BỘ QUỐC PHÒNG
HỌC VIỆN KỸ THUẬT QUÂN SỰ

TUYỂN TẬP CÔNG TRÌNH
HỘI NGHỊ KHOA HỌC CÁC NHÀ NGHIÊN CỨU TRẺ
LẦN THỨ XXI - NĂM 2026

(TẬP 2: HÀNG KHÔNG VŨ TRỤ, KỸ THUẬT ĐIỆN TỬ, KỸ THUẬT XÂY DỰNG CÔNG TRÌNH ĐẶC BIỆT)

NHÀ XUẤT BẢN QUÂN ĐỘI NHÂN DÂN
ISBN: 978-632-06-0210-0



Hà Nội - 2026

BỘ QUỐC PHÒNG
HỌC VIỆN KỸ THUẬT QUÂN SỰ

TUYỂN TẬP CÔNG TRÌNH

Hội nghị khoa học các nhà nghiên cứu trẻ lần thứ XXI - năm 2026

TẬP 2: HÀNG KHÔNG VŨ TRỤ, KỸ THUẬT ĐIỆN TỬ, KỸ THUẬT XÂY DỰNG CÔNG TRÌNH ĐẶC BIỆT

NHÀ XUẤT BẢN QUÂN ĐỘI NHÂN DÂN
ISBN: 978-632-06-0210-0

Hà Nội - 2026

MỤC LỤC

TT	Tên bài báo	Tác giả	Trang
134.	Tối ưu hóa đường đi cho xe tự hành AGV trong phân xưởng	Đỗ Thanh Bình, Mai Đức Tuyên	1208
135.	Tính toán, thiết kế hệ thống giá quay ba trục dùng kiểm tra con quay trên tàu biển	Hà Huy Hưng	1216
136.	Nghiên cứu thiết kế quỹ đạo chuyển động cho robot di động dựa trên đồ thị nhân tử và thuật toán lan truyền niềm tin Gauss	Hoàng Văn Tiến	1224
137.	Tối ưu hóa cơ chế cập nhật mục tiêu tần số cao cho bài toán bám đối tượng động trong ROS Navigation Stack	Lê Bá Chung, Nguyễn Việt Tiến	1232
138.	Mô phỏng ảnh hưởng của các yếu tố môi trường tới chuyển động của phương tiện mặt nước không người lái sử dụng hệ thống đẩy bằng phản lực nước	Nguyễn Đức Duy, Lê Bá Chung	1246
139.	Tổng hợp bộ điều khiển PID cho phương tiện mặt nước không người lái sử dụng hệ thống đẩy bằng phản lực nước trong bài toán bám điểm	Nguyễn Đức Duy, Lê Bá Chung	1259
140.	Nghiên cứu và xây dựng hệ thống robot thông minh hỗ trợ giám sát an ninh và quản lý điều hành	Nguyễn Hồng Quân, Nguyễn Anh Văn	1276
141.	Thiết kế hệ thống robot tự hành AIOT dựa trên kiến trúc Edge–Cloud cho giám sát và canh tác ruộng lúa nước	Nguyễn Ngọc Bình, Nguyễn Văn Thịnh	1287
142.	Petri Net-Based Scheduling for Flexible Manufacturing Systems Using Ant Colony Optimization	Nguyễn Tuấn Dũng	1297
143.	6-dof haptic device using a cable - driven robot structure combined with IMU	Pham Van Duy, Chu Van Tuyen, Nguyen Dinh Quan	1306
144.	Phân tích và lựa chọn giải pháp chia sẻ thông tin trong hệ thống robot bầy đàn	Phan Trung Hiếu, Nguyễn Anh Văn	1321
145.	Mô hình hóa tham số, mô phỏng và tối ưu hóa khối lượng khung máy in 3D nhờ Ansys Workbench	Phạm Minh Đoàn, Tạ Đức Hải, Phùng Văn Bình	1331
146.	Khảo sát sự phụ thuộc của năng lượng tiêu thụ máy in 3D bê tông kích thước lớn vào một số tham số kết cấu và động lực học	Tạ Đức Hải, Phạm Minh Đoàn, Phùng Văn Bình	1339
147.	Phương pháp giao tiếp Robot-CNC trong trạm gia công	Trần Xuân Trung , Lê Khánh Duy, Hồ Văn Chiến, Nguyễn Hữu Nam	1349
148.	Nghiên cứu và thiết kế bộ điều khiển ổn định áp suất đường ống khí sấy thuốc nổ dựa trên nền tảng PLC	Nguyễn Đức Anh	1359
149.	Xây dựng mô hình và tính toán đặc tính khí động cho máy bay vận tải quân sự CASA C-295	Bùi Đình Việt, Nguyễn Việt Hưng, Phạm Văn Duy, Lê Đình Sơn, Trần Thế Hùng	1368

ISBN: 978-632-06-0210-0

TT	Tên bài báo	Tác giả	Trang
150.	Nghiên cứu xác định thông số sản phẩm cháy động cơ cỡ nhỏ dùng trong thử nghiệm nhiên liệu động cơ 9D21	Dương Minh Đức, Đặng Ngọc Thanh, Nguyễn Thế Dũng	1379
151.	Nghiên cứu xác định giá trị thiết kế cho phép của vật liệu composite phục vụ thiết kế chế tạo thiết bị bay không người lái theo tiêu chuẩn	Dương Văn Quang, Nguyễn Anh Tuấn	1386
152.	Ảnh hưởng của yếu tố mất cân bằng động đến động lực học của đạn pháo 85m	Đàm Việt Phương, Nguyễn Quang Dũng	1396
153.	Thiết kế, chế tạo giá mô phỏng tư thế UAV theo mô hình tay máy song song kiểu Stewart–Gough Platform	Lê Vũ Đan Thanh,Tạ Đức Hải, Đỗ Trung Chiến, Nông Trường Giang	1407
154.	Xây dựng mô hình tính toán và thiết kế hệ thống thu hồi mẫu UAV cỡ nhỏ	Nguyễn Anh Tuấn, Nguyễn Hải Nam, Đàm Việt Phương, Nguyễn Ngọc Hòa	1415
155.	Nghiên cứu nguyên lý hoạt động của hệ thống tạo dao động trên mặt đất (GVT) cho kết cấu tên lửa	Nguyễn Thành Lợi, Hoàng Minh Quang, Ông Thanh Hoàng Thọ, Nguyễn Anh Tuấn, Nguyễn Hải Nam	1423
156.	Ứng dụng phương pháp Craig-Bampton trong phân tích dao động của kết cấu dạng khung dầm	Nguyễn Văn Huy, Nguyễn Anh Tuấn	1431
157.	Nghiên cứu xác định diện tích phản xạ radar cho UAV cánh bằng	Đỗ Xuân Thành, Lê Hải, Đặng Ngọc Thanh, Phạm Thành Đồng	1439
158.	Mô hình tính toán, thiết kế của động cơ tên lửa nhiên liệu rắn lực đẩy nhỏ	Vũ Hồng Phúc, Nguyễn Văn Dương, Bùi Đình Ngọc Thanh, Nguyễn Thế Dũng, Đặng Ngọc Thanh	1448
159.	Thiết kế và mô phỏng bộ điều khiển PID cho bài toán hạ cánh tự động của UAV quadrotor	Ngô Quang Thiện, Lê Bá Huy, Phan Văn Đạt, Hoàng Trung Kiên, Nguyễn Đức Anh, Hoàng Quang Chính	1458
160.	Phân tích tĩnh tấm chữ nhật Nghiên cứu so sánh giữa lý thuyết cổ điển, lý thuyết biến dạng cắt bậc ba đầy đủ và phương pháp phần tử hữu hạn 3D	Nguyễn Tùng Lâm, Trần Ngọc Đoàn, Trần Linh Khương	1470
161.	Công nghệ thiết bị bay không người lái Thực trạng, thách thức, xu hướng phát triển và một số định hướng đào tạo nguồn nhân lực	Trần Ngọc Đoàn	1480
162.	Ứng dụng phần mềm ANSYS Fluent để mô phỏng dòng khí trong loa phụt động cơ tên lửa nhiên liệu rắn	Phạm Hữu Huấn, Mai Đức Mạnh, Đinh Hoàng Quân, Dương Văn Quang	1493
163.	Phương pháp số trong đánh giá ảnh hưởng của hình dạng đuôi vát tới hệ số ổn định của vật thể bay dạng tròn xoay quay nhanh quanh trục	Đào Công Trường, Đặng Văn Hà, Nguyễn Xuân Ngữ	1506
164.	Nghiên cứu sự ảnh hưởng của winglet tới tham số khí động của cánh máy bay UAV dạng lai VTOL trong chế độ bay bằng	Đặng Công Hướng, Đinh Hoàng Quân, Dương Văn Quang	1514
165.	Sự ảnh hưởng của góc tấn tới tham số khí động và hiện tượng tách dòng trên bề mặt profile NACA 2412 của cánh máy bay	Đặng Công Hướng, Đinh Hoàng Quân, Dương Văn Quang	1524

ISBN: 978-632-06-0210-0

TT	Tên bài báo	Tác giả	Trang
166.	Nghiên cứu đặc trưng tiếng ồn khí động của cánh quạt UAV có vành bao	Lê Quang Quyền, Vũ Quốc Trụ, Nguyễn Đăng Hải, Ngô Đại Phong	1535
167.	Nghiên cứu sự ảnh hưởng của số Reynolds tới hiệu quả giảm lực cản của rãnh dọc cho vật thể đuôi vát tròn xoay	Đàm Vũ Sơn Quyền, Nguyễn Đình Quang	1541
168.	Phân tích đặc điểm cấu trúc xoáy đầu cánh NACA0012 trong dòng chảy tốc độ thấp bằng phương pháp đo mặt cắt sau mô hình	Nguyễn Thái Dương, Trần Thế Hùng	1553
169.	Nghiên cứu mô phỏng dòng chảy qua vòi phun ly tâm hai thành phần sử dụng trong động cơ tên lửa nhiên liệu lỏng lực đẩy nhỏ	Nguyễn Thế Dũng, Dương Minh Đức, Nguyễn Quang Hiếu, Trịnh Văn Khang	1562
170.	Mô hình hiệu chỉnh ảnh hưởng tính nén cho vùng tương tác chảy rối trên cơ sở mô hình k-ω SST	Nguyễn Trung Dũng, Phạm Văn Khiêm, Phạm Chung, Nguyễn Anh Tuấn, Trần Thế Hùng	1574
171.	Tác động của tấm điều hướng cạnh bên đến đặc tính khí động học mô hình Ahmed 25°	Phạm Văn Duy, Trần Thế Hùng, Lê Đình Anh, Nguyễn Thái Dương, Đào Công Trường	1589
172.	Nghiên cứu thiết kế và tính toán xác định cấu hình khí động của UAV dạng cánh delta	Phạm Tuệ Minh, Nguyễn Kiên Giang,Lê Xuân An, Phạm Văn Khiêm, Phạm Chung	1600
173.	Nghiên cứu ảnh hưởng của tấm điều khiển dòng dạng Gurney tới đặc tính khí động của biên dạng cánh hoạt động ở số Reynolds thấp	Nguyễn Quốc Anh, Bùi Văn Tiến, Trần Văn An, Nguyễn Lê Hùng, Lê Đình Anh, Lê Ngọc Minh, Trần Thế Hùng	1608
174.	Nghiên cứu sự ảnh hưởng của số Mach tới hiệu quả giảm lực cản của rãnh dọc cho vật thể đuôi vát tròn xoay	Bùi Thị Hoài Thu, Nguyễn Đình Quang	1619
175.	Đánh giá về độ tin cậy, thông lượng và hiệu quả năng lượng hệ thống MW-IBFDR dựa trên RSMA và TAS	Đinh Công Hùng	1631
176.	Thiết kế lõi RV32I đơn chu kỳ và kiểm chứng sai phân tự động bằng Cocotb	Lê Phú Cường	1639
177.	Xây dựng môi trường mô phỏng Quadrotor 3D tương tác thời gian thực	Nguyễn Đình Hiếu	1651
178.	Cải thiện độ chính xác trong phân loại và ước tính lượng mưa cho bốn tỉnh thuộc khu vực trung Trung bộ dựa trên mô hình học máy và mặt nạ mây	Nguyễn Tiến Phát	1658
179.	Tối ưu ngưỡng thành phần cho hệ thống Ra đa nhiều vị trí xử lý phân tán sử dụng thuật toán tiến hóa vi sai	Phạm Đức Sự	1669
180.	Phân loại UAV dựa trên chữ ký Micro-doppler từ tín hiệu Radar sử dụng mạng Neural tích chập với bù chuyển động tịnh tiến	Tạ Thị Kiều Lan	1680
181.	Cải thiện độ chính xác trong ước tính lượng mưa to cho khu vực miền Trung Việt nam bằng phương pháp Học máy	Nguyễn Thị Huyền	1688

ISBN: 978-632-06-0210-0

TT	Tên bài báo	Tác giả	Trang
182.	Nâng cao độ ổn định nhiệt trong các bộ tạo dao động siêu tiết kiệm năng lượng dựa trên cấu trúc DLS	Đinh Quang Anh	1698
183.	Grouped Beamfocusing for near-field lis-aided multi-user systems with OMA and NOMA	Truong Anh Dung	1708
184.	Covariance-Aware Graph Attention Network for Multi-PU Cooperative Spectrum Sensing in Cognitive Radio Networks	Doi Thi Lan	1722
185.	Cải thiện và nâng cao hiệu suất phân loại mưa cho khu vực miền trung Việt nam bằng mô hình học sâu	Vũ Duy Đông	1728
186.	Khảo sát ảnh hưởng của phương pháp bảo mật vi sai tới tấn công khôi phục dữ liệu trong mô hình học liên kết	Hoàng Quốc Việt	1739
187.	Thiết kế trạm mặt đất theo dõi trạng thái bay UAV trực quan hóa 3D trên nền tảng Web sử dụng vi điều khiển STM32	Đặng Công Hướng	1747
188.	Hệ thống thông tin trải phổ sử dụng mã hóa liên kết và giải mã lặp	Hoàng Văn Dũng	1753
189.	Phương pháp nâng cao hiệu quả tấn công kênh bên công suất tiêu thụ đối với lõi CGRA mật mã có kiến trúc đường ống, đa luồng và hỗ trợ nhiều khóa	Lưu Văn Tuấn	1762
190.	Đặc trưng dao động của bộ tạo dao động đi ốt xuyên hầm cộng hưởng dải terahertz phân cực ngược	Mai Văn Tá	1773
191.	Ảnh hưởng sai số DOA đến định vị nguồn âm tầm xa và một số giải pháp nâng cao chất lượng	Nguyễn Việt Hùng	1780
192.	Keypoint-Guided Gaussian Splatting SLAM via Learned Local Features	Phuc Nguyen Xuan	1791
193.	Nghiên cứu thiết kế cấu trúc cải tiến cho một bộ lọc cao tần dạng phẳng sử dụng cấu trúc cộng hưởng vòng hở trên công nghệ mạch vi dải	Phạm Đức Trung	1799
194.	Mảng SDR đồng bộ pha tự động tích hợp bù bất cân bằng liên kênh	Vũ Đình Minh	1807
195.	Nghiên cưu, thiết kế mạch CDR vòng đơn, dải rộng trên công nghệ CMOS 28nm	Vũ Hoàng Yến	1814
196.	BLER Performance of Multi-Antenna RSMA Systems over Nakagami Fading Channels	Le Thi Thanh Huyen	1822
197.	Tạo giản đồ hướng COSEC bình phương hỗn hợp cho mạng Anten thẳng khi tính giản đồ hướng của mỗi phần tử sử dụng thuật toán bầy đàn hạt	Nguyễn Đình Tĩnh	1832

ISBN: 978-632-06-0210-0

TT	Tên bài báo	Tác giả	Trang
198.	Ước lượng hướng đến phân giải cao cho sonar thụ động dựa trên mạng tích chập hồi quy kết hợp cơ chế chú ý	Lê Hoàng Phúc	1840
199.	Nghiên cứu mô phỏng số tính toán kết cấu tấm trên nền biến dạng đàn hồi 2 hệ số chịu tác dụng sóng nổ	Bùi Quang Định, Vũ Đình Hương	1848
200.	Tính toán ảnh hưởng của tỷ lệ diện tích lỗ thoáng đến tải trọng tác dụng lên công trình chịu tải trọng nổ theo tiêu chuẩn UFC 3-340-02	Bùi Văn Tường, Vũ Đức Hiếu	1859
201.	Nghiên cứu ứng xử kết cấu nhà kho sử dụng bê tông dẻo ECC chịu tác dụng của tải trọng nổ	Đào Văn Tiến, Nguyễn Chí Thọ	1871
202.	Nghiên cứu thực nghiệm kết hợp mô phỏng số khả năng kháng xuyên của vật liệu cát dùng trong kết cấu ụ bảo vệ tàu bay	Dương Duy Khánh, Nguyễn Văn Hiếu	1883
203.	Nghiên cứu phân tích ảnh hưởng của hình dạng xung nổ đến đặc tính phân bố ứng suất tổng hợp lớn nhất của sóng tới và sóng phản xạ khi nổ phá đá ở gần bề mặt tự do	Ngô Thế Đức, Đàm Trọng Thắng, Ngô Ngọc Thủy	1894
204.	Nghiên cứu ảnh hưởng của ụ vật cản đến trường sóng xung kích trong không khí do nổ lượng nổ tập trung	Nguyễn Đức Khởi, Đàm Trọng Thắng, Nguyễn Văn Hiếu	1907
205.	Mô phỏng số ứng xử của tường trước công sự bê tông cốt thép chịu tác dụng trực tiếp của sóng nổ trên mặt đất bằng phần mềm ABAQUS	Nguyễn Hữu Quý, Nguyễn Chí Thọ, Ngô Ngọc Thủy	1920
206.	Mô phỏng số sự suy giảm áp lực nổ qua sàn bê tông cốt thép	Nguyễn Trọng Toàn, Nguyễn Chí Thọ, Ngô Ngọc Thủy	1930
207.	Nghiên cứu ứng xử của vật liệu bê tông cốt FRP dạng thanh chịu tác dụng động bằng thực nghiệm và mô hình số trong LS-DYNA	Trần Đức Thọ, Nguyễn Công Nghị, Ngô Ngọc Thủy	1938
208.	Tính toán kết cấu nóc công sự dạng sàn rỗng chịu tác dụng tải trọng bom đạn	Trần Văn Phương, Lê Hải Dương	1948
209.	Nghiên cứu khảo sát khả năng sinh tồn và mức độ chấn thương của con người bên trong công trình do tác động của sóng nổ	Vũ Quốc Phong, Vũ Đức Hiếu	1961
210.	Xác định khoảng cách an toàn cho khối xây gạch chịu tác động vụ nổ bằng phương pháp mô phỏng số	Vũ Văn Hoàng, Nguyễn Chí Thọ, Lê Hồng Hải	1971
211.	Nghiên cứu ổn định mái dốc đất sét có sự xuất hiện của các khối đá	Cao Văn Hòa	1985
212.	Nghiên cứu thực nghiệm xác định đặc trưng ma sát tại mặt tiếp xúc giữa lưới địa kỹ thuật và cát san hô	Hồ Đình Cường, Phạm Đức Tiệp, Nguyễn Tiến Nam	1993
213.	Nghiên cứu ảnh hưởng của góc nghiêng lỗ khoan dạng nêm đến hiệu quả phá hủy đá	Kiều Xuân Bách, Vũ Trọng Hiếu, Đàm Trọng Thắng	2004

ISBN: 978-632-06-0210-0

TT	Tên bài báo	Tác giả	Trang
214.	Khảo sát trạng thái nội lực của kết cấu vỏ hầm thi công theo công nghệ TBM xét đến ảnh hưởng của liên kết nửa cứng theo mô hình Janssen	Lâm Thế Cương, Vũ Ngọc Anh, Phạm Đức Tiệp, Nguyễn Mạnh Quỳnh, Nguyễn Mạnh Linh	2019
215.	Xác định đặc trưng biến dạng của mô hình hardening soil cho cát san hô bằng phương pháp tối ưu dựa trên thí nghiệm nén oedometer	Lê Thế Vương, Phạm Đức Tiệp, Nguyễn Văn Hiếu, Trịnh Hoàng Anh	2036
216.	Tính toán ổn định mái dốc xét đến ảnh hưởng của vết nứt trong khối đất đá	Nguyễn Anh Tú, Phạm Đức Tiệp, Vũ Ngọc Anh	2046
217.	Phân tích độ lún và nội lực của móng nông khi xét đến ảnh hưởng từ biến của đất	Nguyễn Công Thắng, Nguyễn Huy Hiệp, Nguyễn Tiến Tĩnh	2058
218.	Nghiên cứu tính toán lún của nền móng có kể đến kết cấu bên trên theo TCVN 9362:2012 và TCVN 10304:2025	Nguyễn Tiến Tĩnh, Đàm Hữu Hưng, Nguyễn Huy Hiệp	2068
219.	Nghiên cứu sự làm việc của hệ kết cấu khối xếp dạng vòm tường thẳng trong môi trường đất đá	Nguyễn Văn Hùng	2077
220.	Xây dựng đường cong phản ứng nền của khối đá theo tiêu chuẩn Hoek-Brown áp dụng cho dự án hầm Đèo Cả	Phạm Thanh Tùng, Bùi Đức Năng, Trần Anh Bảo	2085
221.	Phân tích tương tác giữa móng nông công trình trên mặt đất và hầm khi thi công bằng máy đào TBM bằng phương pháp bán giải tích	Phan Văn Ninh, Nguyễn Huy Hiệp, Bùi Văn Hòa Hải	2096
222.	Phân tích ứng suất trong kết cấu chống đường hầm dạng tròn trong đá dưới tác dụng của vụ nổ bên trong bằng phần mềm Abaqus	Nguyễn Đức Anh, Vũ Ngọc Anh, Cao Văn Hòa	2108
223.	Tính toán kéo dài đường cất hạ cánh Cảng hàng không Côn Đảo	Bùi Khánh Thành, Nguyễn Quốc Văn, Nguyễn Thị Minh Hằng	2120
224.	Đánh giá và đề xuất giải pháp đoạn chuyển tiếp cầu - đường trên nền đất yếu gia cố bằng cọc xi măng đất cho tuyến cao tốc Hậu Giang - Cà Mau	Đào Văn Hoan, Lê Văn Chung	2134
225.	Khảo sát, đánh giá mức độ dễ bị tổn thương của công trình cầu, đường dưới tác động của Biến đổi khí hậu khu vực tỉnh Phú Thọ	Đỗ Văn Thắng, Hoàng Quốc Long	2141
226.	Nghiên cứu xác định ổn định sà lan để đặt cần cẩu trong quá trình thi công công trình cầu	Lê Quý Bôn, Nguyễn Trọng Chức	2151
227.	Nghiên cứu khả năng sử dụng cát nhiễm mặn làm vật liệu đắp nền đường ô tô ven biển tại Nghệ An	Lê Thế Sang, Đặng Thị Thu Hiền, Hoàng Quốc Long	2162
228.	Xây dựng công thức xác định cường độ bê tông sử dụng trong kết cấu bê tông khối lớn của công trình giao thông phụ thuộc vào thời gian và hàm lượng phụ gia khác nhau	Lê Văn Hưng, Nguyễn Trọng Chức, Hoàng Quốc Long	2174

ISBN: 978-632-06-0210-0

TT	Tên bài báo	Tác giả	Trang
229.	Nghiên cứu hiệu quả giảm sóng nhiễu xạ trong bể cảng bằng đê mỏ hàn cửa luồng sử dụng mô hình số MIKE 21 BW	Lê Văn Tú, Nguyễn Quý Thành	2181
230.	Đánh giá đặc tính kỹ thuật và an toàn môi trường của tro đáy lò đốt rác thải sinh hoạt tại Hải Phòng nhằm sử dụng làm vật liệu san lấp, đắp nền	Phùng Đại Bình, Vũ Anh Tuấn, Phạm Đức Phong	2193
231.	Ảnh hưởng của tốc độ máy bay đến điều kiện chuyển vị tấm bê tông xi măng mặt đường sân bay	Nguyễn Trung Thái, Nguyễn Quốc Văn, Nguyễn Thị Minh Hằng	2205
232.	Nghiên cứu trạng thái ứng suất trong lớp mặt bê tông nhựa của mặt đường hỗn hợp khi có sự thay đổi nhiệt độ theo mùa trong lớp bê tông xi măng	Trần Thanh Phong, Trần Nam Hưng	2221
233.	Nghiên cứu ứng dụng công nghệ địa không gian trong quản lý hệ thống bản đồ quân sự tại Nhà máy in bản đồ Quân đội Lào	Outthachack Dalavy, Nguyễn Thị Hoài Thu, Lê Văn Mạnh, Mai Đình Sinh	2230
234.	Nghiên cứu giải pháp phân tích địa hình trên nền tảng GIS phục vụ bảo đảm địa hình quân sự cấp chiến dịch tại Quân đội nhân dân Lào	Soulinthone Siliphokham, Vũ Văn Trường, Nguyễn Thị Hoài Thu	2239
235.	Nghiên cứu đánh giá ảnh hưởng của lỗ mở đến khả năng chịu lực của kết cấu sàn bê tông cốt thép	Lê Tất Minh Đức, Đào Công Bình	2250
236.	Ứng dụng mô phỏng EZStrobe để định lượng phát thải CO_2 cho hoạt động thi công đất trong điều kiện giao thông đô thị tại Việt Nam	Nguyễn Quang Nam, Bùi Nguyễn Dũng Nhân	2263
237.	Analysis of the residual displacement of base-isolated building structures subjected to earthquake	Hai Dang Tran, Hoang Nguyen, Xuan Dai Nguyen, Van Tu Nguyen	2278
238.	Nghiên cứu so sánh khả năng chịu lực và hiệu quả kinh tế của các loại dầm theo nhịp thay đổi dưới tải trọng phân bố đều	Vi Hoàng Thực, Nguyễn Thị Thu Nga, Trần Văn Ninh	2290
239.	Nghiên cứu cách thức gia cường bằng tấm dệt CFRP cho kết cấu bê tông cốt thép chịu áp lực nổ thông qua mô phỏng số	Đặng Hữu Kỳ, Lê Anh Sơn, Lê Mạnh Duy, Nguyễn Công Nghị	2302
240.	Nghiên cứu bộ hấp thụ năng lượng va chạm từ vật liệu có cấu trúc lỗ rỗng để bảo vệ kết cấu công trình	Vũ Chí Hải, Lê Anh Tuấn, Nguyễn Công Nghị	2313
241.	Ứng dụng chương trình CPMLevel trong cân bằng tài nguyên dự án xây dựng	Vũ Trọng Quang	2325
242.	Đánh giá hiệu quả gia cường của nút khung biên bê tông cốt thép bằng lớp UHPC dưới tải trọng động đất	Vũ Đức Toàn Trung, Phạm Thanh Bình	2338
243.	Phân tích sự cố kỹ thuật và giải pháp phòng ngừa, xử lý trong quá trình thi công tường kè quanh đảo xa trong điều kiện biển khắc nghiệt	Nguyễn Trưởng Toán	2346

ISBN: 978-632-06-0210-0

TT	Tên bài báo	Tác giả	Trang
244.	Ứng dụng bê tông dẻo (ECC) vào xây dựng công trình biển đảo	Nguyễn Quang Chung	2353
245.	Nhận dạng các đặc trưng dao động chính của kết cấu công trình chịu tác dụng tải trọng điều hòa	Trần Trung Đức, Lê Anh Tuấn, Tạ Đức Tuân	2371

ISBN: 978-632-06-0210-0

Tối ưu hóa đường đi cho xe tự hành AGV trong phân xưởng

Đỗ Thanh Bình[1,*], Mai Đức Tuyên[1]
[1]*Học viện Kỹ thuật quân sự*
Email: binhdt@lqdtu.edu.vn; Tel: 0962104193

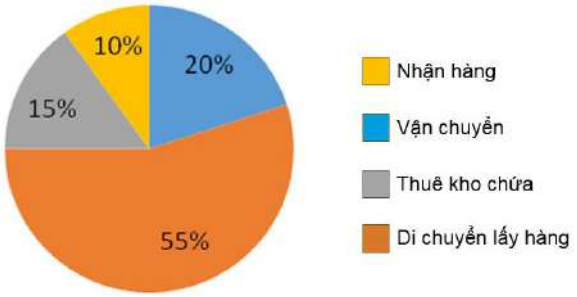
Tóm tắt

Bài báo trình bày một phương pháp tiếp cận hiệu quả nhằm giải bài toán tìm đường đi ngắn nhất trong phân xưởng sản xuất có ràng buộc phải đi qua nhiều điểm trung gian, với quy mô lên tới 40 điểm. Không gian phân xưởng được mô hình hóa dưới dạng đồ thị vô hướng có trọng số, trong đó các máy CNC được biểu diễn bởi các nút và khoảng cách giữa các máy là trọng số cạnh. Nghiên cứu đề xuất sử dụng thuật toán Floyd–Warshall để tính trước ma trận khoảng cách ngắn nhất giữa mọi cặp điểm trong mạng chỉ với một lần thực hiện, cho phép tái sử dụng kết quả cho nhiều bài toán định tuyến khác nhau. Trên cơ sở đó, thứ tự ghé thăm các điểm trung gian được tối ưu bằng các thuật toán metaheuristic gồm giải thuật di truyền (GA) và tối ưu đàn kiến (ACO), thay thế phương pháp liệt kê hoán vị truyền thống có độ phức tạp giai thừa. Kết quả tính toán cho thấy phương pháp đề xuất giúp giảm đáng kể thời gian tính toán và duy trì hiệu quả khi quy mô bài toán tăng lớn. Tuy nhiên, do đường đi ngắn nhất giữa hai điểm có thể đi qua các điểm trung gian bắt buộc khác, lời giải chưa đảm bảo tối ưu tuyệt đối về chiều dài. Hướng nghiên cứu tiếp theo là mô hình hóa phân xưởng theo dạng lưới pixel có xét đến vật cản nhằm nâng cao độ chính xác định tuyến.

Từ khóa: *Xe tự hành; tối ưu hóa đường đi; phân xưởng CNC, logistics.*

1. Mở đầu

Trong kỷ nguyên phát triển bùng nổ của ngành logistics và chuỗi cung ứng, việc tối ưu hóa quy trình vận hành bên trong các kho bãi và phân xưởng đang trở thành một yêu cầu mang tính sống còn đối với các doanh nghiệp. Một trong những thành phần cốt lõi của quá trình này là hoạt động của xe tự hành (Automated Guided Vehicles – AGV). Theo các báo cáo thống kê, quá trình di chuyển để lấy hàng là công đoạn tốn kém nhất, chiếm tới 55% tổng chi phí vận hành hàng năm của một kho hàng tiêu chuẩn (Hình 1) [1]. Do đó, việc thiết lập một quỹ đạo di chuyển tối ưu cho AGV không chỉ đơn thuần là bài toán nâng cao hiệu suất làm việc, mà còn là chìa khóa then chốt để cắt giảm đáng kể chi phí vận hành logistics.



Hình 1. Chi phí vận hành hàng năm của kho hàng

Trong thực tế vận hành, các AGV phải liên tục di chuyển qua nhiều vị trí trạm lấy hàng khác nhau trong cùng một chu trình. Việc xác định được một lộ trình di chuyển hợp lý sẽ mang

* Email: binhdt@lqdtu.edu.vn

lại tác động kép: vừa tiết kiệm thời gian, gia tăng năng suất khai thác, vừa giảm thiểu hao mòn thiết bị và chi phí năng lượng. Mặc dù vậy, quy hoạch quỹ đạo tối ưu là một bài toán phức tạp. Độ khó của bài toán tăng lên theo cấp số nhân khi quy mô phân xưởng mở rộng và số lượng điểm cần đi qua ngày càng nhiều.

Thời gian qua, cộng đồng học thuật đã đề xuất nhiều phương pháp tiếp cận khác nhau nhằm giải quyết bài toán định tuyến trong kho hàng [2-8]. Phần lớn các giải pháp này xoay quanh các thuật toán tối ưu hóa siêu heuristic (meta-heuristic) như thuật toán di truyền, tối ưu hóa bầy đàn (Particle Swarm Optimization – PSO), hoặc các thuật toán tìm đường đi ngắn nhất truyền thống.

Cụ thể, các tác giả trong nghiên cứu [6, 7] đã phát triển nền tảng thuật toán GA để xử lý bài toán gộp lô hàng thích ứng với nhiều sơ đồ bố trí kho khác nhau, qua đó giảm thiểu đáng kể tổng quãng đường di chuyển. Tương tự, Zhang và Wang [8] đã ứng dụng thành công thuật toán PSO kết hợp cùng chiến lược học tập cục bộ, giúp hệ thống đạt được nghiệm tối ưu trong 85% các kịch bản thử nghiệm. Tuy nhiên, hạn chế chung của phần lớn các phương pháp hiện hành là chúng thường chỉ hội tụ về nghiệm cục bộ (kết quả gần đúng) hoặc đòi hỏi chi phí thời gian tính toán cực kỳ lớn khi số lượng điểm nút tăng cao.

Trong một nghiên cứu trước đây [9], tác giả đã giải quyết bài toán tìm đường đi ngắn nhất trong kho hàng với giả thiết số điểm đến trong một lần di chuyển không vượt quá 10 điểm. Bài toán được mô hình hóa dưới dạng đồ thị, trong đó thuật toán Dijkstra được sử dụng để xác định đường đi ngắn nhất giữa từng cặp điểm, sau đó kết hợp phương pháp hoán vị để tìm thứ tự ghé thăm các điểm sao cho tổng quãng đường từ điểm đầu đến điểm cuối (có ràng buộc đi qua các điểm chỉ định) là nhỏ nhất. Phương pháp này cho kết quả chính xác trong phạm vi số điểm nhỏ, tuy nhiên độ phức tạp tính toán tăng rất nhanh khi số điểm trung gian lớn hơn.

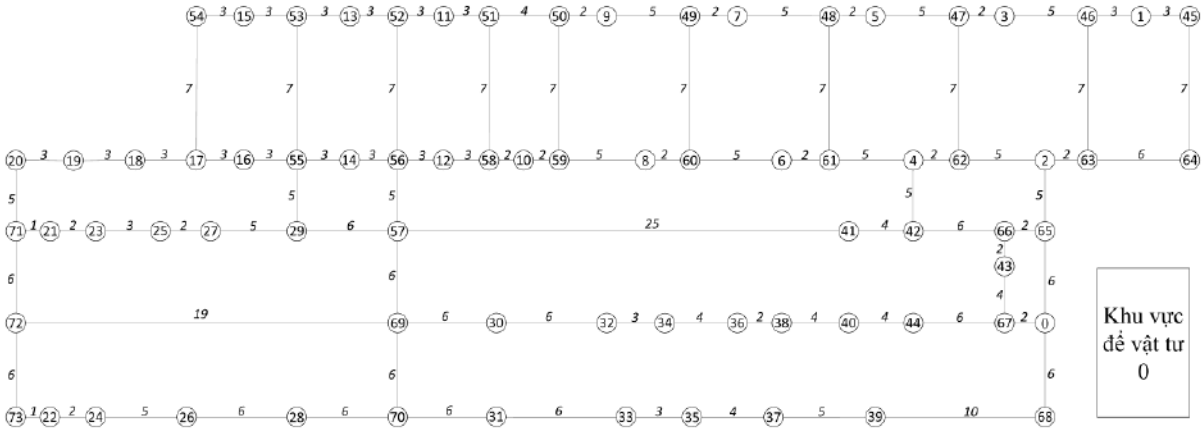
Xuất phát từ những hạn chế trên, bài báo này tập trung nghiên cứu bài toán tối ưu hóa đường đi cho AGV trong phân xưởng sản xuất CNC với quy mô lớn hơn và điều kiện ràng buộc phức tạp hơn. Cụ thể, bài toán được mở rộng với số điểm trung gian tối đa lên đến 40 điểm trong một chu trình di chuyển. Phương pháp tiếp cận vẫn dựa trên lý thuyết đồ thị, trong đó thuật toán Floyd–Warshall được sử dụng để xác định đường đi ngắn nhất giữa mọi cặp điểm mà không có ràng buộc trung gian. Đối với bài toán tìm đường đi tối ưu từ điểm đầu đến điểm cuối có ràng buộc phải đi qua tập hợp các điểm trung gian (phục vụ việc cấp phôi, dao cụ và thu hồi sản phẩm từ các máy CNC), các phương pháp meta-heuristic như giải thuật di truyền và tối ưu đàn kiến, kết hợp với phương pháp hoán vị được triển khai và so sánh.

Mục đích của nghiên cứu nhằm xây dựng mô hình toán học cho bài toán tối ưu đường đi của AGV trong phân xưởng CNC với số lượng điểm trung gian lên đến 40 điểm; đề xuất và tích hợp các thuật toán tối ưu phù hợp để đảm bảo tính khả thi về thời gian tính toán; và đánh giá, so sánh hiệu quả của các phương pháp đề xuất thông qua mô phỏng thực nghiệm. Kết quả nghiên cứu kỳ vọng sẽ góp phần nâng cao hiệu quả vận hành hệ thống AGV, giảm quãng đường di chuyển không cần thiết, từ đó giảm chi phí sản xuất và tăng tính linh hoạt của hệ thống sản xuất thông minh.

2. Xây dựng mô hình bài toán

Mô hình phân xưởng sản xuất CNC được xây dựng trên cơ sở lý thuyết đồ thị vô hướng có trọng số (Hình 2) nhằm trừu tượng hóa cấu trúc không gian và mối quan hệ vận hành giữa các

máy trong hệ thống sản xuất. Trong mô hình này, toàn bộ phân xưởng gồm 40 máy CNC được biểu diễn tương ứng bằng 40 nút của đồ thị, ký hiệu $V = \{v_1, v_2, \dots, v_{40}\}$. Mỗi nút đại diện cho một vị trí lắp đặt máy cụ thể trong mặt bằng sản xuất, phản ánh tọa độ hình học và vai trò công nghệ của máy trong chuỗi gia công.



Hình 2. Mô hình phân xưởng CNC theo phương pháp đồ thị

Quan hệ kết nối giữa các máy được mô tả thông qua tập cạnh E, trong đó một cạnh tồn tại (v_i, v_j) nếu giữa hai máy tương ứng có tuyến vận chuyển trực tiếp, chẳng hạn như lối đi công nghệ, băng tải, robot cấp phôi hoặc phương tiện tự hành AGV. Do đặc tính đối xứng của khoảng cách hình học trong không gian, tức là chi phí hoặc độ dài di chuyển từ máy i đến máy j bằng chiều ngược lại, nên cấu trúc mạng được xác định là đồ thị vô hướng.

Mỗi cạnh của đồ thị được gán một trọng số thông qua hàm w: $E \to R^+$, trong đó $w(v_i, v_j)$ biểu thị khoảng cách thực tế hoặc chi phí vận chuyển giữa hai máy. Trọng số này có thể được xác định theo khoảng cách Euclid trong mặt bằng, thời gian vận chuyển trung bình, hoặc chi phí logistics tổng hợp tùy theo mục tiêu nghiên cứu. Như vậy, mô hình phân xưởng có thể được biểu diễn tổng quát dưới dạng $G = (V, E, W)$, trong đó W là tập các trọng số tương ứng với các cạnh của đồ thị (Hình 2).

Việc xây dựng mô hình phân xưởng theo phương pháp đồ thị cho phép áp dụng các công cụ tối ưu hóa và thuật toán trên mạng nhằm phân tích và nâng cao hiệu quả vận hành. Cụ thể, mô hình này hỗ trợ giải các bài toán đường đi ngắn nhất, tối ưu hóa luồng vận chuyển phôi, thiết kế lại bố trí mặt bằng, cũng như nghiên cứu các bài toán tổ hợp như bài toán người bán hàng (Travelling salesman problem - TSP) hoặc lập lịch sản xuất tích hợp. Do đó, phương pháp tiếp cận dựa trên đồ thị không chỉ cung cấp một biểu diễn toán học chặt chẽ cho hệ thống sản xuất CNC mà còn tạo nền tảng cho các nghiên cứu tối ưu hóa và mô phỏng trong môi trường sản xuất thông minh.

3. Mô tả thuật toán

Bài toán nghiên cứu đặt ra yêu cầu xác định đường đi ngắn nhất cho quá trình di chuyển lấy hàng trong kho khi đã biết điểm xuất phát, điểm đích và tập các điểm trung gian bắt buộc phải đi qua, với số lượng điểm trung gian không vượt quá 40. Trong các nghiên cứu trước đây [9], phương pháp tiếp cận chủ yếu dựa trên việc liệt kê toàn bộ các hoán vị của tập điểm cần đi qua nhằm xác định thứ tự ghé thăm tối ưu. Khoảng cách giữa các cặp điểm trong mạng được xác định

bằng cách áp dụng thuật toán Dijkstra cho từng cặp đỉnh. Tuy nhiên, cách tiếp cận kết hợp giữa Dijkstra và phương pháp hoán vị bộc lộ hạn chế nghiêm trọng về hiệu quả tính toán khi số điểm trung gian tăng lên. Do số lượng hoán vị tăng theo hàm giai thừa, thời gian xử lý tăng rất nhanh; theo [9], với n = 13 điểm trung gian, thời gian tính toán đã đạt tới khoảng 2 giờ 15 phút trên một máy tính cá nhân có cấu hình thông thường (CPU: Intel Core i5-9300H 2.40GHz; RAM: 16 GB). Điều này cho thấy phương pháp hoán vị trở nên kém khả thi khi quy mô bài toán mở rộng.

Nhằm khắc phục hạn chế trên, nghiên cứu này đề xuất thay thế thuật toán Dijkstra bằng thuật toán Floyd–Warshall trong giai đoạn xác định khoảng cách ngắn nhất giữa các cặp điểm trong mạng. Ưu điểm nổi bật của thuật toán Floyd–Warshall là chỉ cần thực hiện một lần duy nhất trên toàn bộ đồ thị để thu được ma trận khoảng cách ngắn nhất giữa mọi cặp đỉnh, đồng thời xác định được lộ trình tương ứng. Ma trận này sau đó có thể được lưu trữ và tái sử dụng như một cơ sở dữ liệu cho nhiều lần giải bài toán định tuyến khác nhau mà không cần tính toán lại khoảng cách từng cặp điểm. Nhờ đó, chi phí tính toán lặp lại trong các bước tối ưu hóa tiếp theo được giảm đáng kể.

Bên cạnh đó, thay vì sử dụng phương pháp liệt kê hoán vị để xác định thứ tự ghé thăm các điểm trung gian, nghiên cứu áp dụng các thuật toán tối ưu hóa metaheuristic, cụ thể là GA và ACO. Hai phương pháp này cho phép tìm kiếm nghiệm gần tối ưu trong không gian nghiệm lớn với chi phí tính toán thấp hơn đáng kể so với việc duyệt toàn bộ hoán vị. Khi số điểm trung gian tăng lên đến quy mô lớn, chẳng hạn 40 điểm, GA và ACO vẫn duy trì được khả năng xử lý hiệu quả nhờ cơ chế tìm kiếm thích nghi và khai thác thông tin kinh nghiệm tích lũy trong quá trình lặp. Do đó, việc kết hợp Floyd–Warshall với GA và ACO không chỉ giảm thiểu chi phí tính toán ban đầu mà còn khắc phục hiệu quả sự bùng nổ tổ hợp vốn là nhược điểm cốt lõi của phương pháp hoán vị truyền thống.

4. Kết quả và thảo luận

Các thí nghiệm được thực hiện trên máy tính cá nhân với cấu hình đã nêu trong mục 3. Thời gian tính toán được ghi nhận cho các phương án kết hợp thuật toán khác nhau nhằm đánh giá hiệu quả của việc thay thế thuật toán Dijkstra bằng Floyd–Warshall và thay phương pháp liệt kê hoán vị bằng các thuật toán tối ưu hóa metaheuristic (GA, ACO).

4.1. So sánh thời gian xử lý

Trường hợp 1: Số điểm trung gian n = 10

Khi số lượng điểm trung gian ở mức tương đối nhỏ (n = 10), tất cả các phương pháp đều có khả năng xử lý trong thời gian chấp nhận được, tuy nhiên sự khác biệt về hiệu quả tính toán đã thể hiện rõ rệt (Hình 3).

Kết quả cho thấy việc thay thế thuật toán Dijkstra bằng Floyd–Warshall trong cùng khuôn khổ phương pháp hoán vị giúp giảm đáng kể thời gian xử lý, từ 24,46 giây xuống còn 15,30 giây, tương đương mức giảm khoảng 37,5%. Điều này khẳng định lợi thế của Floyd–Warshall khi chỉ cần thực hiện một lần tính toán để thu được toàn bộ ma trận khoảng cách ngắn nhất giữa các cặp đỉnh, từ đó tránh việc lặp lại quá trình tìm đường ngắn nhất cho từng cặp điểm riêng lẻ như trong Dijkstra.

Khi kết hợp Floyd–Warshall với thuật toán di truyền, thời gian tính toán giảm mạnh xuống còn 1,77 giây, tức nhanh hơn khoảng 8,6 lần so với Floyd–Warshall kết hợp hoán vị và nhanh

hơn khoảng 13,8 lần so với Dijkstra kết hợp hoán vị. Mức cải thiện này phản ánh hiệu quả của GA trong việc tìm kiếm nghiệm gần tối ưu mà không cần duyệt toàn bộ không gian hoán vị.

Trong khi đó, khi sử dụng Floyd–Warshall kết hợp với thuật toán tối ưu đàn kiến, thời gian tính toán ghi nhận là 15,30 giây, tương đương với trường hợp Floyd–Warshall kết hợp hoán vị. Kết quả này cho thấy với quy mô bài toán nhỏ (n = 10), lợi thế của ACO về khả năng khám phá không gian nghiệm chưa được phát huy rõ rệt, do chi phí lặp và cơ chế hội tụ của thuật toán vẫn chiếm tỷ trọng đáng kể trong tổng thời gian xử lý.

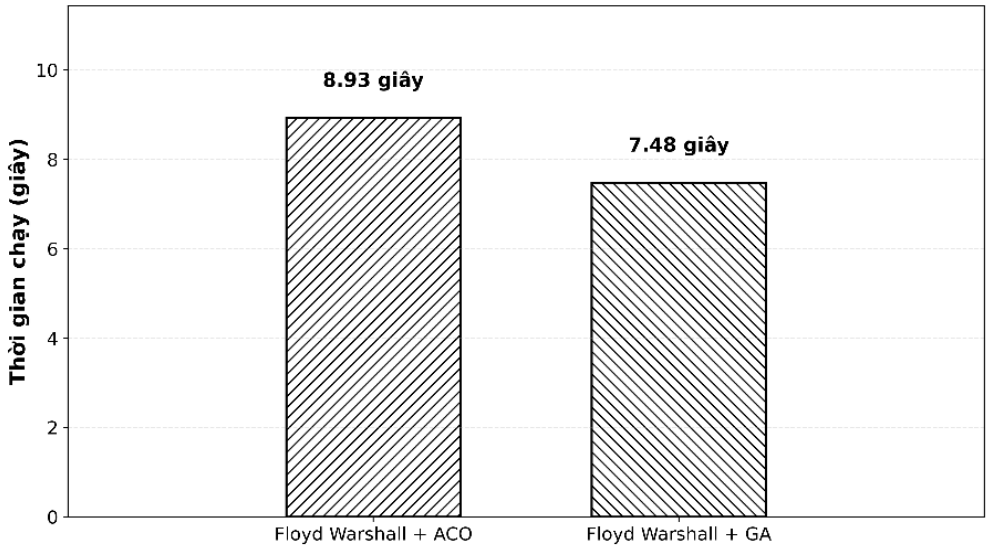


Hình 3. So sánh thời gian chạy các thuật toán khi n = 10

Nhìn chung, đối với quy mô trung bình, phương án Floyd–Warshall kết hợp GA cho hiệu quả vượt trội về tốc độ tính toán, trong khi Floyd–Warshall kết hợp hoán vị hoặc ACO chỉ mang lại mức cải thiện hạn chế so với phương pháp truyền thống.

Trường hợp 2: Số điểm trung gian n = 40

Khi số điểm trung gian tăng lên 40, bài toán bước vào miền có độ phức tạp tổ hợp rất lớn $O(n!)$, khiến phương pháp hoán vị không còn khả thi về mặt tính toán. Do đó, chỉ các phương pháp metaheuristic kết hợp với Floyd–Warshall được xem xét (Hình 4).



Hình 3. So sánh thời gian chạy các thuật toán khi n = 40

Kết quả cho thấy:

- Floyd–Warshall kết hợp GA có thời gian tính toán là 7,48 giây.

- Floyd–Warshall kết hợp ACO có thời gian tính toán là 8,93 giây.

Mặc dù số điểm trung gian tăng gấp bốn lần so với trường hợp trước, thời gian tính toán chỉ tăng ở mức vừa phải. Điều này chứng minh rằng việc tiền xử lý bằng Floyd–Warshall để xây dựng ma trận khoảng cách toàn cục đã loại bỏ hoàn toàn chi phí tính đường đi ngắn nhất lặp lại trong quá trình tối ưu. Đồng thời, cả GA và ACO đều kiểm soát hiệu quả sự bùng nổ tổ hợp nhờ cơ chế tìm kiếm xác suất và chiến lược khai thác – thăm dò cân bằng.

Đáng chú ý, GA tiếp tục cho hiệu năng cao hơn ACO trong trường hợp n=40, với thời gian xử lý thấp hơn khoảng 16,2%. Tuy nhiên, sự chênh lệch này không quá lớn, cho thấy cả hai phương pháp đều phù hợp cho bài toán quy mô lớn khi kết hợp với Floyd–Warshall.

4.2. So sánh quãng đường ngắn nhất tìm được

Để đánh giá hiệu quả của các phương pháp tối ưu hóa, thí nghiệm được thực hiện trên mô hình phân xưởng (Hình 2) với số lượng điểm trung gian $n = 40$. Hai phương pháp được xem xét gồm: kết hợp thuật toán Floyd–Warshall với GA và kết hợp Floyd–Warshall với ACO. Mỗi phương pháp được chạy lặp lại 10 lần nhằm đánh giá tính ổn định và chất lượng lời giải, trong đó tiêu chí so sánh là tổng chiều dài quãng đường tối ưu tìm được (đơn vị: mét). Kết quả được thể hiện ở Bảng 1.

Bảng 1: Chiều dài quãng đường ngắn nhất tìm được (mét)

Thuật toán	**Lần 1**	**Lần 2**	**Lần 3**	**Lần 4**	**Lần 5**	**Lần 6**	**Lần 7**	**Lần 8**	**Lần 9**	**Lần 10**	**Trung bình**
Floyd + GA	307	322	289	282	310	296	304	306	286	312	301,4
Floyd + ACO	274	288	290	286	290	282	294	282	290	286	286,2

Cả hai phương pháp đều thể hiện khả năng **hội tụ tốt**. Các giá trị quãng đường tối ưu thu được dao động trong một khoảng tương đối hẹp xung quanh giá trị trung bình. Cụ thể, đối với phương pháp Floyd–Warshall + GA, giá trị trung bình đạt 301,4 m, với sai số lớn nhất so với giá trị trung bình là khoảng 6,8%. Trong khi đó, phương pháp Floyd–Warshall + ACO có giá trị trung bình là 286,2 m, với sai số lớn nhất chỉ khoảng 4,3%. Điều này cho thấy thuật toán ACO không chỉ ổn định hơn mà còn có khả năng hội tụ tốt hơn so với GA trong cùng điều kiện bài toán.

Phương pháp Floyd–Warshall + ACO cũng cho kết quả vượt trội hơn so với Floyd–Warshall + GA. Cụ thể, quãng đường ngắn nhất tìm được bởi ACO là 274 m, trong khi giá trị tương ứng của GA là 282 m. Sự chênh lệch này cho thấy ACO có khả năng khai thác không gian nghiệm hiệu quả hơn, nhờ cơ chế tích lũy và lan truyền thông tin pheromone giúp định hướng tìm kiếm tới các vùng nghiệm tốt.

Tổng hợp các kết quả trên cho thấy rằng trong bài toán tối ưu hóa đường đi cho xe tự hành AGV với quy mô lớn, phương pháp kết hợp Floyd–Warshall + ACO không chỉ đảm bảo độ ổn định cao mà còn đạt được chất lượng lời giải tốt hơn so với phương pháp Floyd–Warshall + GA. Điều này khẳng định tính phù hợp của ACO trong các bài toán tối ưu tổ hợp có không gian nghiệm lớn và nhiều ràng buộc như trong môi trường phân xưởng sản xuất.

5. Kết luận

Nghiên cứu này đã đề xuất và đánh giá một cách tiếp cận kết hợp giữa tiền xử lý khoảng cách toàn cục bằng thuật toán Floyd–Warshall và tối ưu hóa thứ tự ghé thăm các điểm trung gian bằng các thuật toán metaheuristic, cụ thể là giải thuật di truyền (GA) và tối ưu đàn kiến (ACO), nhằm giải bài toán tìm đường đi ngắn nhất trong môi trường phân xưởng có ràng buộc về các điểm bắt buộc phải đi qua. Kết quả thực nghiệm cho thấy phương pháp đề xuất giúp giảm đáng kể thời gian tính toán so với hướng tiếp cận truyền thống dựa trên việc kết hợp thuật toán Dijkstra và liệt kê hoán vị. Đặc biệt, khi số điểm trung gian tăng lên quy mô lớn, các thuật toán metaheuristic vẫn duy trì hiệu quả xử lý, trong khi phương pháp hoán vị trở nên không khả thi do sự bùng nổ tổ hợp. Việc sử dụng Floyd–Warshall để tính trước ma trận khoảng cách ngắn nhất giữa mọi cặp điểm và tái sử dụng kết quả này đã chứng minh được lợi thế rõ rệt về hiệu quả tính toán trong các bài toán định tuyến lặp lại.

Tuy nhiên, phương pháp hiện tại vẫn tồn tại một hạn chế quan trọng. Trong quá trình xác định khoảng cách ngắn nhất giữa hai điểm bất kỳ, thuật toán Floyd–Warshall có thể vô tình lựa chọn lộ trình đi qua một hoặc nhiều điểm trung gian vốn đã được quy định là các điểm bắt buộc phải ghé thăm ở các bước sau. Điều này dẫn đến khả năng trùng lặp trong quá trình di chuyển và làm cho tổng chiều dài tuyến đường tối ưu hóa theo mô hình hiện tại chưa phản ánh chính xác độ dài thực tế tối ưu trong không gian vận hành. Nói cách khác, mặc dù sự kết hợp giữa Floyd–Warshall và các thuật toán metaheuristic giúp cải thiện đáng kể hiệu quả tính toán, lời giải thu được vẫn có thể chưa phải là tối ưu tuyệt đối về mặt hình học và vận hành.

Từ hạn chế này, một hướng nghiên cứu tiếp theo được đề xuất là mô hình hóa phân xưởng theo cách tiếp cận pixel hóa không gian làm việc. Trong mô hình này, mặt bằng phân xưởng được rời rạc hóa thành các phần tử tọa độ nhỏ (pixel hoặc ô lưới), trong đó mỗi tọa độ được xác định rõ trạng thái có thể đi qua hoặc không thể đi qua (vật cản, vùng cấm, khu vực thiết bị). Cách biểu diễn này cho phép kiểm soát chính xác đường đi trong không gian liên tục, đồng thời đảm bảo các ràng buộc hình học và vật lý của môi trường sản xuất được phản ánh đầy đủ trong quá trình tối ưu hóa. Việc tích hợp mô hình không gian dạng lưới với các thuật toán tìm đường và tối ưu hóa tiên tiến được kỳ vọng sẽ nâng cao độ chính xác của lời giải và tiến gần hơn tới tuyến đường thực sự tối ưu trong điều kiện vận hành thực tế của phân xưởng.

Tài liệu tham khảo

1. Tompkins, J. A., White, J. A., Bozer, Y. A., & Tanchoco, J. M. A. (2010). Facilities planning. John Wiley & Sons.
2. Angelevska, B., Jakimovska, K., Vasileva, A., Zelić, A., Ilanković, N., & Živanić, D. (2020). Solving optimization problems in a warehouse with matlab code. *Horizons-International Scientific Journal*, 7(2), 7-15.
3. Janse van Rensburg, L. (2019). Artificial intelligence for warehouse picking optimization-an NP-hard problem.
4. Wu, Z. H., Chen, H. J., & Yang, J. J. (2020). Optimization of Order-Picking Problems by Intelligent Optimization Algorithm. *Mathematical Problems in Engineering*, 2020(1), 6352539.
5. AL-Shboul, M. D. A. (2023). Design and control order picking route of a retailer warehouse using simulation to increase labour productivity. *Acta Logistica (AL)*, 10(1).

6. Hsu, C. M., Chen, K. Y., & Chen, M. C. (2005). Batching orders in warehouses by minimizing travel distance with genetic algorithms. *Computers in industry*, 56(2), 169-178.
7. Pan, J. C. H., Shih, P. H., & Wu, M. H. (2015). Order batching in a pick-and-pass warehousing system with group genetic algorithm. *Omega*, 57, 238-248.
8. Zhang, Y., Wang, S., & Ji, G. (2015). A comprehensive survey on particle swarm optimization algorithm and its applications. *Mathematical problems in engineering*, 2015(1), 931256.
9. Đỗ Thanh Bình (2025). Nghiên cứu, xây dựng chương trình tối ưu hóa tuyến đường di chuyển trong kho hàng. *Hội nghị khoa học các nhà nghiên cứu trẻ lần thứ XX – 2025*.

Path Optimization for Automated Guided Vehicle (AGVs) in a Manufacturing Workshop

Abstract: *This paper presents an efficient approach to solving the shortest path problem in manufacturing workshops with mandatory intermediate visiting points, considering up to 40 locations. The workshop layout is modeled as a weighted undirected graph, where CNC machines are represented as nodes and inter-machine distances as edge weights. The proposed method employs the Floyd–Warshall algorithm to compute the all-pairs shortest path matrix in a single execution, allowing the results to be reused across multiple routing tasks. Based on this precomputed distance database, the visiting order of mandatory intermediate points is optimized using metaheuristic algorithms, namely Genetic Algorithm (GA) and Ant Colony Optimization (ACO), replacing the traditional permutation-based method with factorial computational complexity. Experimental results demonstrate significant reductions in computation time and stable performance even for large-scale problems. However, since shortest paths between node pairs may pass through other mandatory points, the obtained routes may not be globally optimal in terms of actual travel distance. Future research will focus on pixel-based spatial modeling of the workshop, incorporating traversable and non-traversable coordinates to better represent physical constraints and improve routing accuracy.*

Keywords: Automated guided vehicle; path optimization; CNC workshop, logistics.

Tính toán, thiết kế hệ thống giá quay ba trục dùng kiểm tra con quay trên tàu biển

Hà Huy Hưng[1*]

[1]*Học viện Kỹ thuật quân sự*

Email: hahuyhung@lqdtu.edu.vn; Tel: +84966386983

Tóm tắt

Bài báo trình việc tính toán, thiết kế một hệ thống giá quay ba trục nhằm tạo ra các dao động mô phỏng dao động của tàu biển, dùng cho việc kiểm tra các loại la bàn, con quay, thiết bị dẫn đường quán tính, thiết bị ổn định trên tàu. Các thông số, yêu cầu kỹ thuật của giá quay được xây dựng dựa trên các thông số, yêu cầu kỹ thuật của các loại con quay, la bàn cần kiểm tra. Từ các thông số, yêu cầu kỹ thuật của giá quay, hệ thống cơ điện của giá quay được tính toán, thiết kế sao cho đảm bảo độ chính xác, khả năng chế tạo và vận hành cho hệ thống.

Từ khóa: *Giá quay ba trục; Thiết kế giá quay; Kiểm tra con quay;*

1. Đặt vấn đề

Các tàu biển nói chung và tàu hải quân nói riêng đều được trang bị các hệ thống hàng hải và ổn định hiện đại như la bàn, con quay, hệ thống dẫn đường quán tính, hệ thống ổn định tàu,… nhằm bảo đảm an toàn hàng hải, duy trì ổn định chuyển động và cung cấp các tham số kỹ thuật phục vụ điều khiển, khai thác vũ khí và khí tài trên tàu. Trong đó, các thiết bị sử dụng con quay giữ vai trò đặc biệt quan trọng do ảnh hưởng trực tiếp đến độ chính xác của thông tin phương hướng, góc nghiêng và chuyển động của tàu.

Trong quá trình khai thác sử dụng và bảo đảm kỹ thuật, các con quay thường phát sinh sai số, suy giảm độ chính xác hoặc hỏng hóc do điều kiện môi trường biển khắc nghiệt và thời gian sử dụng kéo dài. Điều này đòi hỏi phải tiến hành kiểm tra định kỳ, hiệu chỉnh và sửa chữa nhằm duy trì tính năng kỹ thuật ban đầu. Đối với các tàu thế hệ cũ như tàu phóng lôi, tàu quét mìn, tàu tên lửa tấn công nhanh,… các thiết bị đã hoạt động lâu năm nên nguy cơ sai hỏng càng cao. Trong khi đó, các tàu thế hệ mới được tích hợp đa dạng các hệ thống dẫn đường, ổn định và định vị từ nhiều nhà sản xuất khác nhau, làm cho công tác đo lường, kiểm chuẩn và hiệu chỉnh trở nên phức tạp do thiếu thiết bị chuyên dụng và tài liệu kỹ thuật phục vụ bảo đảm kỹ thuật.

Thực tế cho thấy, các con quay trang bị trên tàu của Quân chủng Hải quân có nhiều chủng loại với kích thước, trọng lượng và giải pháp kỹ thuật khác nhau, đặc biệt là các trang bị do Nga sản xuất hiện chưa có hệ thống kiểm tra, đánh giá sau sửa chữa tương ứng trong nước. Các hệ thống giá thử ngoại nhập có giá thành rất cao (từ vài trăm nghìn đến hàng triệu USD), chỉ được cung cấp theo đơn đặt hàng đặc biệt và chịu sự kiểm soát chặt chẽ của cơ quan chức năng nước ngoài. Điều này gây nhiều khó khăn trong công tác kiểm tra, hiệu chỉnh, sửa chữa cũng như hạn chế khả năng nghiên cứu, làm chủ công nghệ thiết kế và chế tạo các hệ thống dẫn đường quán tính hàng hải trong nước. Đến nay, chưa có đơn vị trong nước đủ năng lực thiết kế, chế tạo hệ thống giá thử có chức năng tương đương các thiết bị ngoại nhập.

* Email: hahuyhung@lqdtu.edu.vn

Từ những yêu cầu thực tiễn đó, việc nghiên cứu, tính toán và thiết kế chế tạo hệ thống giá quay kiểm tra con quay mang ý nghĩa cấp thiết cả về kỹ thuật và chiến lược phát triển các hệ thống tàu hải quân. Hệ thống giá quay ba trục vuông góc (Roll, Pitch, Yaw) có khả năng tạo dao động góc mô phỏng chuyển động thực của tàu biển, phục vụ kiểm tra, đánh giá và hiệu chỉnh các loại con quay, góp phần nâng cao tính chủ động trong công tác bảo đảm kỹ thuật, từng bước làm chủ công nghệ trong lĩnh vực dẫn đường quán tính hàng hải.

Bài báo gồm 5 phần. Sau phần đặt vấn đề là phần 2, trình bày việc xác định các yêu cầu kỹ thuật cho hệ thống giá quay. Phần 3 trình bày việc tính toán thiết kế cơ khí hệ thống giá quay. Phần 4 thiết kế hệ thống điện điều khiển cho giá quay. Phần 5, đánh giá và kết luận.

2. Yêu cầu kỹ thuật của giá quay cần thiết kế

2.1. Các loại la bàn, con quay cần kiểm tra trên các tàu hải quân

Các thiết bị cần kiểm tra trên các tàu hải quân bao gồm: La bàn MK39: dạng hình hộp, kích thước 325x205x225mm, khối lượng 17 kg. La bàn STD-22: dạng trụ tròn, đường kính 414mm, cao 429mm, nặng 17,5 kg. La bàn PGM09, dạng hình hộp, kích thước 441x260x367mm, nặng 18 kg. La bàn C-009: dạng hình hộp, kích thước 306x240x285mm, nặng 19 kg. La bàn KP-1-2M, dạng hình hộp, kích thước 360mmx300mmx390mm, nặng 45 kg. Con quay dẫn đường quán tính Ladoga: dạng trụ tròn, đường kính 430mm, cao 630,5mm, nặng 75 kg. La bàn Navigat: dạng hình hộp, kích thước 420x404x520mm, khối lượng 25 kg. Con quay dẫn đường quán tính KAMA-HC, dạng hình hộp, kích thước 530x420x310mm, nặng 28 kg. Thiết bị ổn định BAZA, hình trụ tròn, đường kính 600mm, cao 850mm, nặng 65 kg. Thiết bị ổn định Grot: dạng hình hộp, kích thước 400x400x600mm, nặng 45 kg.

Dựa vào các loại thiết bị cần kiểm tra nêu trên, lựa chọn thiết bị có kích thước, khối lượng và yêu cầu độ chính xác cao nhất, tiến hành khảo sát các hệ thống giá thử đã có trên thế giới, để lựa chọn, thiết kế một hệ thống giá quay phù hợp với yêu cầu thực tế.

2.2. Các loại giá quay hiện có trên thế giới

Hệ thống giá quay cần phải đảm bảo mô phỏng được chuyển động của tàu khi hoạt động trên biển theo 3 góc quay Roll, Pitch, Yaw.



Hình 1. Giá quay Acutronic AC3361-450 [1]

Các giá thử có chức năng kiểm tra, hiệu chỉnh và thử nghiệm các thiết bị hàng hải có sử dụng con quay được phát triển và sản xuất bởi một số công ty công nghệ hàng đầu của Nga, Pháp, Đức,

Thụy Sỹ. Điển hình cho các loại giá thử như STA-2-40P (LB Nga), Aerosmith 1573 (Mỹ), ActidynST2154 (Pháp), Acutronic AC3367 (Thụy Sỹ), Acutronic AC3361-450 (Thụy Sỹ) [1],...

2.3. Các thông số kỹ thuật chính của giá quay cần thiết kế

Trên cơ sở kích thước và khối lượng lớn nhất của con quay cần kiểm tra, độ chính xác và yêu cầu của các góc của con quay, kết hợp với việc khảo sát các giá thử con quay đã có trên thế giới, cấu hình các thông số kỹ thuật cho hệ thống giá quay cần phải tính toán thiết kế như Bảng 1.

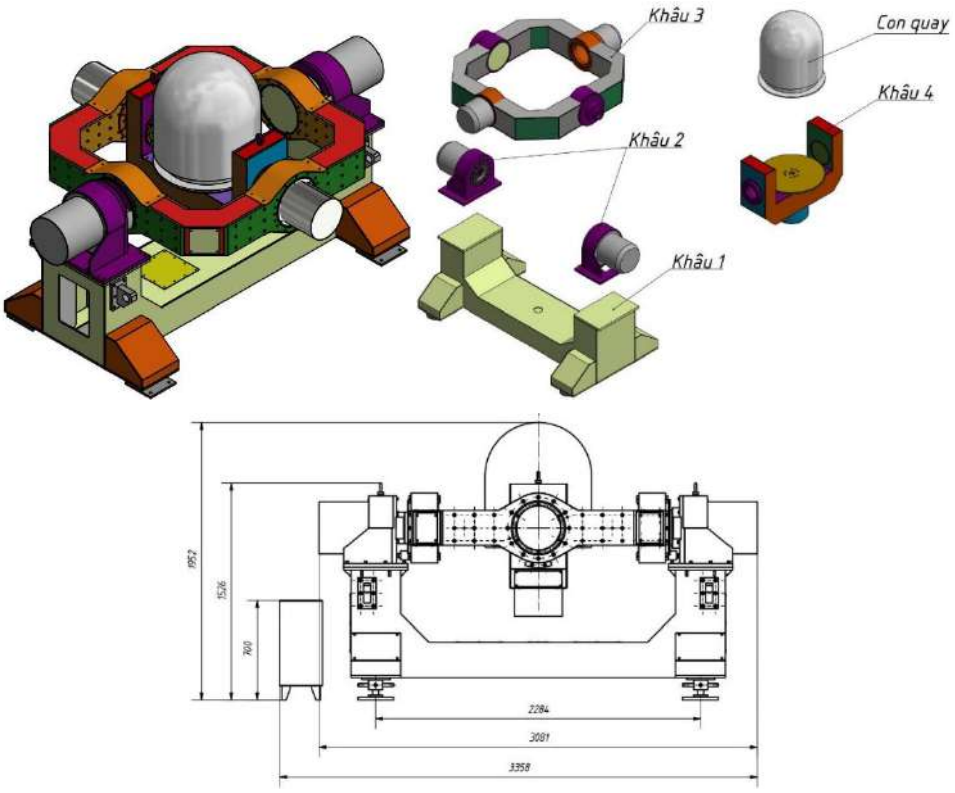
Bảng 1. Thông số kỹ thuật yêu cầu của giá quay thiết kế

STT	Thông số kỹ thuật	Đơn vị	Giá trị
1	Kích thước thiết bị thử tối đa	mm	750x850
2	Khối lượng tối đa của con quay	kg	100
3	Giới hạn góc lắc ngang và lắc dọc	độ	0 ÷ 40
4	Giới hạn góc hướng	độ	3x360
5	Độ chính xác đặt tốc độ góc	^{0}/s	0.02
6	Độ chính xác hình thành tham số góc	độ	$\leqslant$ 0.02
7	Tốc độ bám	^{0}/s	40
8	Hệ thống ổn định đảm bảo đo giá trị tức thời 3 tọa độ góc trong thời gian thực với sai số	độ	$\leqslant$ 0.02
9	Tốc độ của các khớp	v/p	20
10	Gia tốc của các khớp	rad/s^2	2

Với các yêu cầu kỹ thuật của giá quay cần thiết kế, việc tính toán thiết kế giá quay được trình bày trong các phần tiếp theo.

3. Tính toán, thiết kế hệ thống cơ khí

3.1. Thiết kế tổng thể hệ thống cơ khí giá quay



Hình 2. Thiết kế tổng thể của hệ thống giá quay

Để đảm bảo được đáp ứng được các tiêu chí về độ bền, độ chính xác của hệ thống giá quay, cần tiến hành phân tích đánh giá những ưu, nhược điểm của các phương án thiết kế, đưa ra những phương án gia công phù hợp đối với từng khâu, để đảm bảo tối ưu về độ chính xác, tính thẩm mỹ, tính kinh tế. Giá quay được thiết kế sơ bộ để tính toán các thông số động lực học của các khâu, sau đó dựa trên phương án chế tạo các khâu bằng phương pháp tổ hợp hàn kết hợp lắp ghép bằng bu lông các khối, thiết kế chi tiết các khâu khớp. Sau khi thiết kế chi tiết các cụm, giá quay được tổng hợp lại thành hệ thống và được kiểm bền để đảm bảo sai số trong giới hạn cho phép [5].

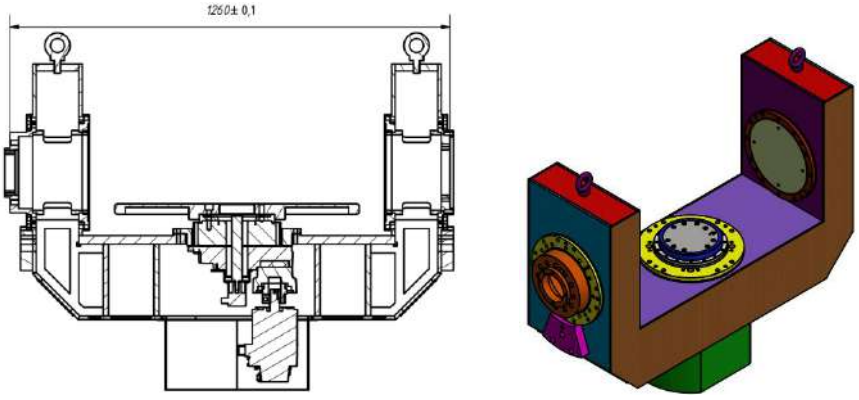
3.2. Tính toán, thiết kế khâu 4, hệ truyền động góc Yaw

Với kích thước thiết bị thử tối đa là 750x850mm, khối lượng tối đa là 100kg. Kết hợp với yêu cầu góc quay của góc Yaw là $3x360^0$, cùng với độ chính xác, tốc độ và gia tốc yêu cầu, việc tính chọn động cơ và hộp giảm tốc như trong Bảng 2.

Bảng 2. Tính chọn động cơ và hộp giảm khâu 4

STT	Thông số	Kí hiệu Công thức tính	Giá trị	Đơn vị
1	Trọng lượng tải	$P_4 = m_4 \times g$	1000	N
2	Trọng lượng bàn quay	$P_3 = m_3 \times g$	1000	N
3	Momen quán tính con quay	$I_4 = \frac{1}{2} m_4 \times r_4^2 = \frac{1}{2} \times 100 \times 0.375^2$	7.03	kgm^2
4	Momen động của con quay	$T_4 = \left(I_4 + m_4 \times e_3^2\right) \times \varepsilon_3 = \left(7.03 + 100 \times 0.2^2\right) \times 0.3489$	3.85	Nm
5	Momen tĩnh con quay do khối lượng lệch tâm	$T_4^{'} = P_4 \times e_3 = 1000 \times 0.2$	200	Nm
6	Momen động đĩa quay	$T_3 = I_3 \times \varepsilon_3 = 7.03 \times 0.3489$	2.45	rad/s^2
7	Tổng momen của khâu 4	$M_3 = T_3 + T_4 + T_4^{'} = 2.45 + 3.85 + 200$	206.3	Nm
8	Công suất cần thiết của động cơ	$P_{dc3} = M_3 \times \omega_3 \times \frac{100}{80} \times 1.5 = 206.3 \times 0.6978 \times \frac{100}{80} \times 1.5$	269.9	W
9	Momen cần thiết của động cơ	$M_{dc3} = M_3 \times 1.5 = 206.03 \times 1.5$	309	Nm
10	Động cơ khâu 4	AC Servo 1.8 KW, 220VAC Yaskawa SGMG-20A [3]		
11	Hộp giảm tốc khâu 4	Hộp giảm tốc hành tinh cyclo: RDS-100C-150 [2]		

Với động cơ và hộp giảm tốc của khâu 4 được chọn, thiết kế chi tiết khâu 4 như Hình 3.



Hình 3. Bản vẽ lắp khâu 4

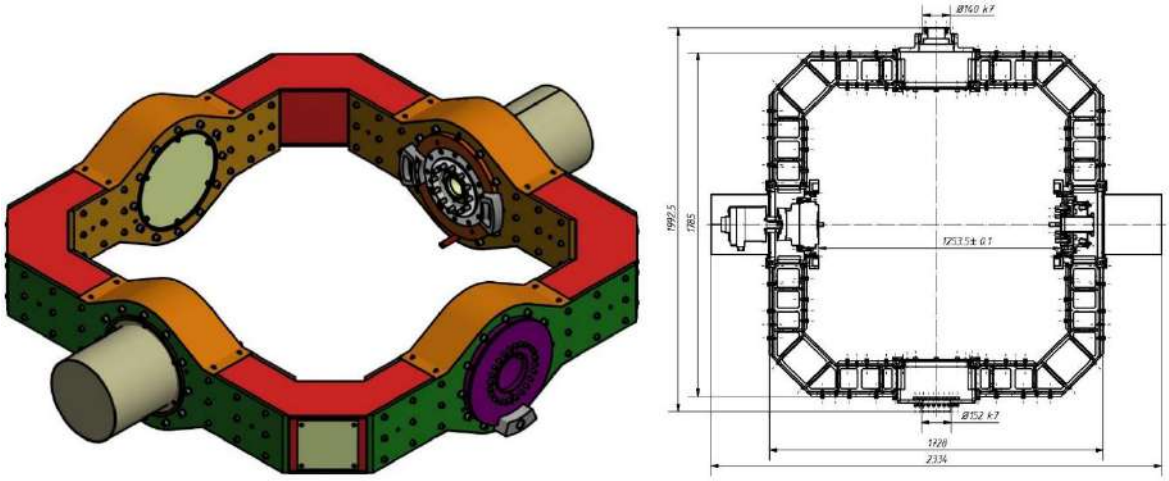
3.3. Tính toán, thiết kế khâu 3, hệ truyền động góc Pitch

Với khối lượng tối đa của hệ truyền động góc Yaw là 500kg, tải trọng tối đa của thiết bị thử là 100kg, kết hợp với yêu cầu của góc Pitch, cùng với độ chính xác, tốc độ và gia tốc yêu cầu, việc tính chọn động cơ và hộp giảm tốc cho khâu 3 như trong Bảng 3.

Bảng 3. Tính chọn động cơ và hộp giảm khâu 3

STT	Thông số	Kí hiệu Công thức tính	Giá trị	Đơn vị
1	Trọng lượng khâu 4 và con quay	$P_2 = m_2 \times g = 600x10$	6000	N
2	Momen quán tính khâu 3	I_3	206	kgm^2
3	Momen tĩnh của khâu 3 do khối lượng lệch tâm	$T_2^{'} = P_2 \times e_2 = 6000 \times 0.035$	210	Nm
4	Momen động của khâu 3	$T_2 = I_2 \times \varepsilon_2 = 206 \times 0.3489$	71.8	Nm
5	Tổng momen của khâu 3	$M_2 = T_2 + T_2^{'} = 71.8 + 210$	281.8	Nm
6	Công suất cần thiết của động cơ khâu 3	$P_{dc2} = M_2 \times \omega_2 \times \frac{100}{80} \times 1.5 = 281.87 \times 0.6978 \times \frac{100}{80} \times 1.5$	368.8	W
7	Momen cần thiết của động cơ khâu 3	$M_{dc2} = M_2 \times 1.5 = 281.87 \times 1.5$	422.8	Nm
8	Động cơ khâu 3	AC Servo 4.4 KW, 220VAC Yaskawa SGMG-44A		
9	Hộp giảm tốc khâu 3	Hộp giảm tốc hành tinh cyclo: RDS-160E-145		

Với động cơ và hộp giảm tốc của khâu 3 được chọn, thiết kế chi tiết khâu 3 như Hình 4.



Hình 4. Bản vẽ lắp khâu 3

Việc thiết kế hệ truyền động góc Pitch và khâu 3 là khó và quan trọng nhất của hệ thống giá quay, với những yêu cầu kỹ thuật rất cao, đòi hỏi độ phẳng, độ song song giữa các mặt, độ đồng tâm, độ vuông góc giữa các trục, với kích thước lớn (dài x rộng) 2000mmx1800mm. Để gia công đảm bảo được độ chính xác, kết cấu của hệ truyền động góc Pitch được chia thành các cụm nhỏ, mỗi cụm nhỏ sau khi hàn tổ hợp từ các chi tiết sẽ được gia công lại đảm bảo đúng kích thước, hình dáng, yêu cầu kỹ thuật, rồi tiến hành tổ hợp lại các cụm nhỏ với nhau bằng bu lông và chốt định vị, trong quá trình tổ hợp, sử dụng đến đồ gá chuyên dụng để có thể tối ưu về khả năng công nghệ và giảm thiểu chi phí, thời gian gia công.

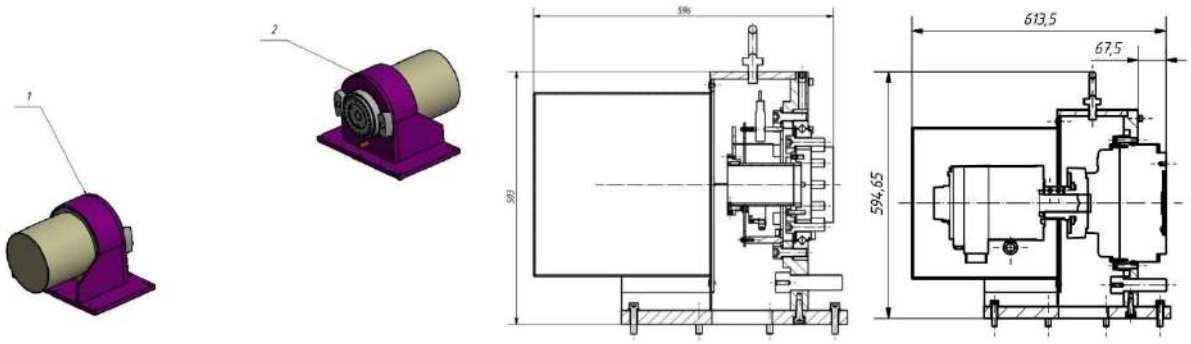
3.4. Tính toán, thiết kế khâu 2, hệ truyền động góc Roll

Với khối lượng tối đa của hệ truyền động góc Pitch là 800kg, hệ truyền động góc Yaw là 500kg, tải trọng tối đa của thiết bị thử là 100kg, kết hợp với yêu cầu của góc Roll, cùng với độ chính xác, tốc độ và gia tốc yêu cầu, việc tính chọn động cơ và hộp giảm tốc cho khâu 2 như trong Bảng 4.

Bảng 4. Tính chọn động cơ và hộp giảm khâu 2

STT	Thông số	Kí hiệu Công thức tính	Giá trị	Đơn vị
1	Trọng lượng khâu 4, khâu 4 và con quay	$P_1 = m_1 \times g = 1400x10$	14000	N
2	Momen quán tính khâu 2	I_2	390	kgm^2
3	Momen tĩnh của khâu 2 do khối lượng lệch tâm	$T_1^{'} = P_1 \times e_1 = 14000 \times .022$	308	Nm
4	Momen động của khâu 2	$T_1 = I_1 \times \varepsilon_1 = 390 \times 0.3489$	136.1	Nm
5	Tổng momen của khâu 2	$M_1 = T_1 + T_1^{'} = 136.1 + 308$	444.1	Nm
6	Công suất cần thiết của động cơ khâu 2	$P_{dc1} = M_1 \times \omega_1 \times \frac{100}{80} \times 1.5 = 444.1 \times 0.6978 \times \frac{100}{80} \times 1.5$	581.1	W
7	Momen cần thiết của động cơ khâu 2	$M_{dc1} = M_1 \times 1.5 = 444.1 \times 1.5$	666.1	Nm
8	Động cơ khâu 2	AC Servo 4.4 KW, 220VAC Yaskawa SGMG-55A		
9	Hộp giảm tốc khâu 2	Hộp giảm tốc hành tinh cyclo: RDS-320E-141		

Với động cơ và hộp giảm tốc của khâu 2 được chọn, tiến hành thiết kế chi tiết khâu 2 như Hình 5.

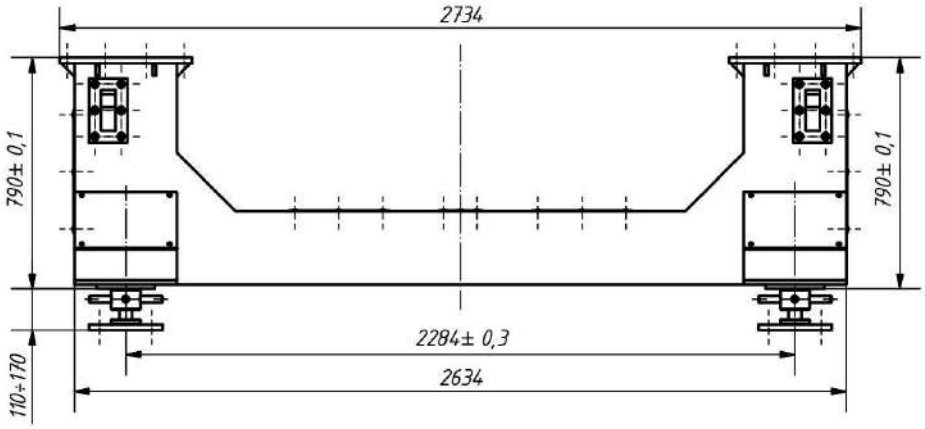


Hình 5. Bản vẽ lắp khâu 2

Hệ truyền động góc Roll gồm cụm 2 gối được lắp cố định trên bệ máy. Một cụm chứa động cơ và hộp giảm tốc, một cụm còn lại gồm ổ bi chữ thập Cross Roller Bearing XU120222 và các thiết bị đo góc, giới hạn vị trí góc quay.

3.5. Tính toán, thiết kế bệ giá quay 3 trục

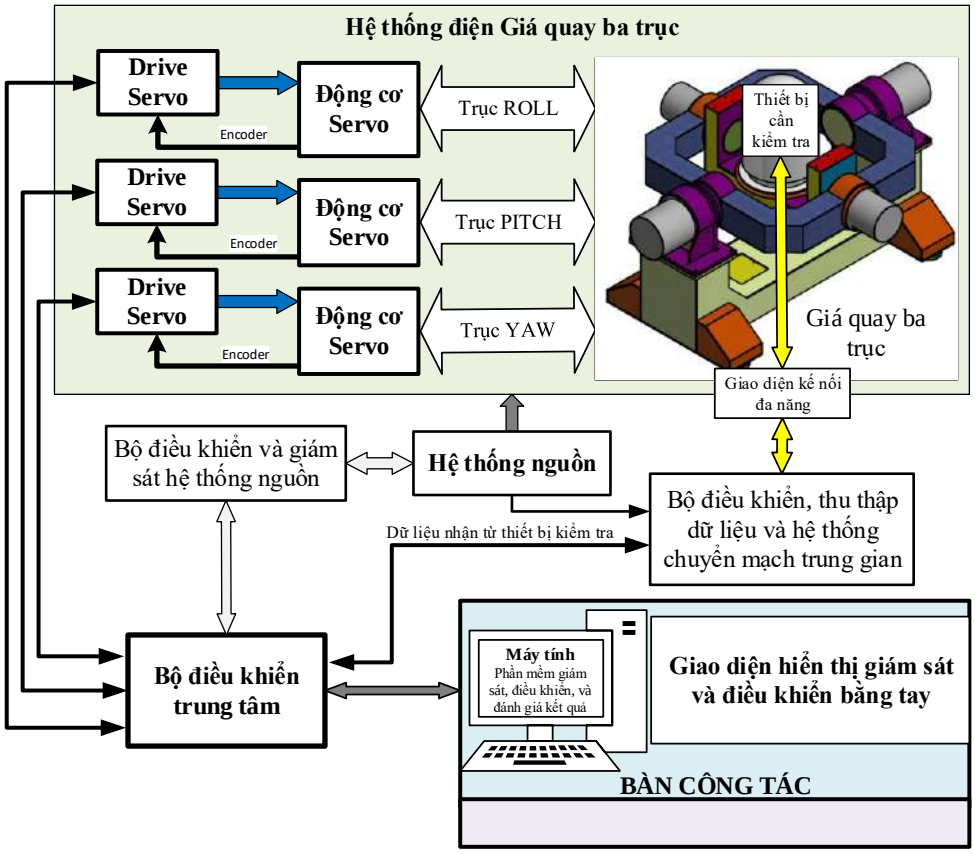
Do yêu cầu về độ phẳng, độ song song của các mặt, kết hợp với kích thước lớn (dài x rộng x cao) 2800x1400x800mm, phương pháp gia công được thực hiện là hàn tổ hợp, sau đó tiến hành khử ứng suất sau khi hàn, rồi gia công lại để đảm bảo độ đồng phẳng, độ song song,.. của các mặt theo đúng yêu cầu kỹ thuật.



Hình 6. Bản vẽ lắp bệ giá quay

4. Thiết kế hệ thống điện, điều khiển

Hệ thống điện, điều khiển của giá quay ba trục (Hình 7) được thiết kế theo cấu trúc khối chức năng, gồm: khối nguồn cấp, bảo vệ; khối truyền động các trục Roll, Pitch, Yaw; khối cảm biến đo góc – tốc độ góc và khối xử lý trung tâm kết nối với máy tính điều khiển. Tín hiệu từ các cảm biến vị trí, tốc độ và các tham số của thiết bị kiểm tra được thu nhận qua mô đun đo lường, chuyển về bộ xử lý để so sánh với giá trị chuẩn đặt trước. Phần mềm điều khiển cho phép thiết lập các chế độ dao động góc, biên độ và tần số nhằm mô phỏng chuyển động thực của tàu biển. Đối với các la bàn, con quay, hệ thống theo dõi độ trôi, sai số cố định. Với thiết bị dẫn đường quán tính, hệ thống tạo dữ liệu mô phỏng về tốc độ, vị trí và gia tốc, sau đó phân tích sai lệch và biểu diễn kết quả dưới dạng đồ thị trên giao diện máy tính.



Hình 7. Sơ đồ hệ thống điện, điều khiển của giá quay

5. Kết luận

Bài báo đã trình bày việc tính toán, thiết kế hệ thống giá quay 3 trục dùng để kiểm tra các con quay trên các tàu biển. Bộ bản vẽ thiết kế đảm bảo khả năng gia công chế tạo, lắp ráp và vận hành hệ thống giá quay. Việc tối ưu thiết kế của hệ thống giá quay sẽ được thực hiện các phiên bản được sản xuất.

Lời cảm ơn

Tác giả bài báo xin trân trọng cảm ơn Nhà máy X56 và nhóm nghiên cứu, thiết kế chế tạo giá quay ba trục của Khoa Hàng không vũ trụ, Học viện Kỹ thuật quân sự bao gồm: PGS. TS Tăng Quốc Nam, TS Dương Mạnh Hùng, KS Chu Văn Tuyên, KS Nguyễn Văn Luật.

Tài liệu tham khảo

1. http://www.acutronic.com/ch/products/3-axis/product-detail/view/3-axis-flight-motion-simulator-ac3361-450.html?nar=2&cHash=9a3bac4a1969ad549cd1312e93a0e556
2. https://precision.nabtesco.com/en/products/select-detailed/
3. https://www.yaskawa.com/products/motion/sigma-7-servo-products
4. Hà Văn Vui, Nguyễn Chỉ Sáng, Phan Đăng Phong. Sổ tay vẽ kỹ thuật cơ khí, Tập 1-2-3. Nhà xuất bản khoa học kỹ thuật.
5. Phùng Văn Bình, Hà Huy Hưng (2019). Nghiên cứu, tính toán sai số góc của hệ thống giá thử con quay do biến dạng đàn hồi. Hội nghị khoa học các nhà nghiên cứu trẻ Học viện Kỹ thuật quân sự 2019.

Calculation and design of a three-axis rotary test system for shipboard gyroscope testing

Abstract: *This paper presents the calculation and design of a three-axis rotary test platform capable of generating angular oscillations that simulate the motion of a seagoing vessel. The system is intended for testing and evaluation of marine compasses, gyroscopes, inertial navigation systems, and ship stabilization devices. The technical specifications and performance requirements of the rotary platform are established based on the operational parameters and testing demands of the gyroscopes and compass systems under evaluation. Based on these specifications, the electromechanical structure of the platform is analyzed and designed to ensure required accuracy, manufacturability, and operational reliability.*

Keywords: Three-axis rotary platform; Three-Axis Motion Simulator; Gyroscope testing platform.

Nghiên cứu thiết kế quỹ đạo chuyển động cho robot di động dựa trên đồ thị nhân tử và thuật toán lan truyền niềm tin GAUSS

Hoàng Văn Tiến [1]

[1]*Học viện Kỹ thuật Quân sự*

Tóm tắt

Bài báo trình bày một phương pháp xây dựng bộ lập kế hoạch quỹ đạo cục bộ cho robot di động dựa trên biểu diễn Lie, đồ thị nhân tử (Factor Graph) và thuật toán lan truyền niềm tin Gauss (Gaussian Belief Propagation). Khác với các phương pháp sử dụng biểu diễn Euclid, phương pháp đề xuất mô hình hóa trạng thái robot trên không gian SE(2), đảm bảo tính nhất quán hình học trong quá trình tối ưu. Bài toán được xây dựng dưới dạng đồ thị nhân tử tối giản, chỉ bao gồm các ràng buộc về tư thế, thời gian và vật cản. Yếu tố thời gian được đưa trực tiếp vào biến tối ưu, cho phép xử lý vật cản động theo cách phụ thuộc thời gian mà không cần mô hình hóa điều khiển hoặc động học chi tiết. Quá trình suy luận được thực hiện bằng Gaussian Belief Propagation nhằm khai thác cấu trúc thưa của bài toán. Phương pháp được triển khai trong hệ thống dẫn đường sử dụng Nav2 và kiểm chứng trong môi trường mô phỏng. Kết quả cho thấy hệ thống có khả năng sinh quỹ đạo mượt, tránh vật cản hiệu quả và hoạt động ổn định trong thời gian thực. Cách tiếp cận này cho thấy một mô hình tối giản vẫn đủ để giải quyết bài toán lập kế hoạch quỹ đạo cục bộ trong các môi trường động.

Từ khóa: *Lie Theory; Factor Graph; Gaussian Belief Propagation; Lập kế hoạch quỹ đạo cục bộ*

1. Mở đầu

Bài toán dẫn đường cho robot di động trong môi trường phức tạp đòi hỏi hệ thống phải liên tục sinh quỹ đạo khả thi, đảm bảo tránh va chạm và đáp ứng yêu cầu thời gian thực. Trong hệ thống dẫn đường, bộ lập kế hoạch quỹ đạo cục bộ giữ vai trò then chốt khi trực tiếp quyết định quỹ đạo thực thi dựa trên thông tin môi trường tại thời điểm hiện tại.

Các phương pháp lập kế hoạch quỹ đạo hiện nay có thể chia thành hai hướng tiếp cận chính. Hướng thứ nhất xem quỹ đạo như một đối tượng hình học và thực hiện tối ưu hóa trên chuỗi các trạng thái tư thế. Các phương pháp như CHOMP[1] và GPMP/GPMP2[2, 3] cho phép sinh quỹ đạo mượt và tránh vật cản hiệu quả. Tuy nhiên, chúng chủ yếu hoạt động trong không gian Euclid và chưa xử lý tường minh cấu trúc hình học của không gian SE(2), dẫn đến khả năng thiếu nhất quán khi xử lý các phép quay.

Hướng tiếp cận thứ hai làm việc trong không gian điều khiển, trong đó các chuỗi tín hiệu điều khiển được lấy mẫu và đánh giá theo mô hình động học. Các phương pháp như Dynamic Window Approach (DWA)[4] và Model Predictive Path Integral (MPPI)[5] cho phép robot phản ứng nhanh với môi trường động, nhưng thường yêu cầu chi phí tính toán lớn hoặc phụ thuộc vào khoảng dự đoán ngắn, đồng thời thiếu một biểu diễn hình học rõ ràng của quỹ đạo.

Bên cạnh đó, Factor Graph đã trở thành công cụ tiêu chuẩn trong các bài toán suy luận và tối ưu hóa trong robot[6, 7]. Gần đây, Gaussian Belief Propagation (GBP) được nghiên cứu như một cơ chế suy luận hiệu quả trên các đồ thị Gaussian với khả năng mở rộng cho các hệ thống phân tán[8, 9]. Tuy nhiên, các nghiên cứu hiện tại chủ yếu sử dụng biểu diễn trạng thái trong không gian Euclid và chưa hướng tới xây dựng một bộ lập kế hoạch cục bộ tích hợp trực tiếp vào hệ thống dẫn đường[10-12].

Một hạn chế chung là sự tách rời giữa hình học quỹ đạo, điều khiển và yếu tố thời gian. Quỹ đạo thường được tối ưu trong không gian tư thế, trong khi điều khiển và thời gian được

xử lý ở các bước phía sau, làm tăng độ phức tạp và gây khó khăn cho triển khai thời gian thực.

Trong bối cảnh đó, bài báo đề xuất một hướng tiếp cận tối giản dựa trên ba thành phần chính. Thứ nhất, trạng thái robot được biểu diễn trên không gian Lie SE(2), đảm bảo tính nhất quán hình học. Thứ hai, bài toán được mô hình hóa dưới dạng Factor Graph tối giản với các ràng buộc về tư thế, thời gian và vật cản, trong đó yếu tố thời gian được đưa trực tiếp vào biến tối ưu. Thứ ba, Gaussian Belief Propagation được sử dụng như cơ chế suy luận nhằm khai thác cấu trúc thưa và hướng tới khả năng mở rộng.

Phương pháp được triển khai trên ROS2 và Nav2 để kiểm chứng trong hệ thống dẫn đường thực tế. Các đóng góp chính bao gồm: (i) biểu diễn trạng thái trên SE(2) cho bài toán lập kế hoạch cục bộ; (ii) xây dựng Factor Graph tối giản có xét yếu tố thời gian và vật cản động; và (iii) triển khai và đánh giá trong hệ thống Nav2.

2. Mô hình và phương pháp

2.1. Biểu diễn trạng thái trên không gian Lie SE(2)

Xét robot di động chuyển động trên mặt phẳng, trạng thái tại nút thứ k được biểu diễn bởi một phần tử của nhóm Lie [13]:

$$\mathbf{X}_k \in SE(2) \tag{1}$$

trong đó $\mathbf{X}_k$ mô tả vị trí và hướng của robot. Để đưa yếu tố thời gian vào bài toán, mỗi trạng thái được gán thêm một biến thời gian cục bộ:

$$\mathbf{y}_k = (\mathbf{X}_k, \Delta t_k) \tag{2}$$

với Δt_k là khoảng thời gian giữa hai trạng thái liên tiếp.

Trong khuôn khổ Lie theory, sai lệch giữa hai trạng thái được biểu diễn thông qua ánh xạ logarit:

$$\mathbf{e} = \log\left(\mathbf{X}_k^{-1}\mathbf{X}_{k+1}\right) \tag{3}$$

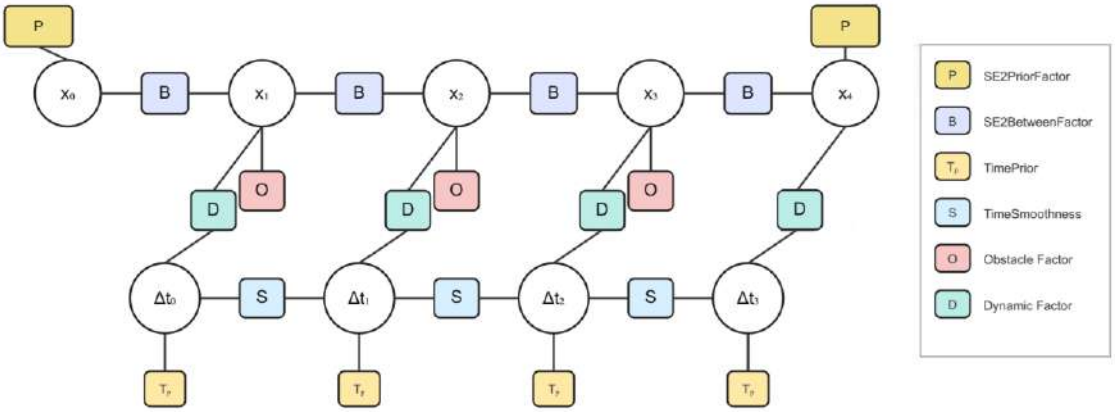
Cách biểu diễn này cho phép đưa bài toán tối ưu về không gian tiếp tuyến, đảm bảo tính nhất quán hình học trong quá trình tính toán.

2.2. Mô hình hóa bài toán bằng factor graph

Bài toán lập kế hoạch quỹ đạo được mô hình hóa dưới dạng một factor graph, trong đó các biến là các trạng thái $\mathbf{y}_k$, và các ràng buộc được biểu diễn dưới dạng các factor (Hình 1). Phân bố xác suất của toàn bộ quỹ đạo có dạng:

$$p(\mathbf{y}) = \prod_s f_s(\mathbf{y}_s) \tag{4}$$

Trong nghiên cứu này, một cấu trúc đồ thị tối giản được sử dụng, bao gồm ba nhóm ràng buộc chính.



Hình 1. Đồ thị nhân tử mô hình hóa bài toán

a. Ràng buộc hình học

Các ràng buộc này đảm bảo tính liên tục của quỹ đạo, bao gồm: ràng buộc tiên nghiệm f_p áp đặt trạng thái đầu và mục tiêu cục bộ ; và ràng buộc liên kết f_b liên kết các trạng thái liên tiếp. Sai số giữa hai trạng thái liên tiếp được xác định như sau:

$$E_b = \left\| \log\left(\mathbf{X}_k^{-1} \mathbf{X}_{k+1} \right) \right\|^2 \tag{5}$$

b. Ràng buộc thời gian

Các nhân tử ràng buộc thời gian được đưa trực tiếp vào bài toán thông qua các biến Δt_k : ràng buộc thời gian tiên nghiệm khuyến khích tổng thời gian nhỏ và ràng buộc thời gian mượt đảm bảo sự thay đổi mượt giữa các khoảng thời gian liên tiếp.

Thời gian tích lũy tại nút *k* được xác định:

$$t_k = \sum_{i=0}^{k} \Delta t_i \tag{6}$$

c. Ràng buộc vật cản

Trong bài báo, hai loại vật cản được xét đến gồm: vật cản tĩnh phụ thuộc vào vị trí và vật cản động phụ thuộc vào cả vị trí và thời gian.

Đối với vật cản tĩnh, sai số được xây dựng dựa trên khoảng cách từ robot đến vật cản gần nhất. Gọi $d\left(\mathbf{X}_k\right)$ là khoảng cách từ trạng thái $\mathbf{X}_k$ đến biên vật cản trong bản đồ chi phí. Một khoảng cách an toàn d_{safe} được định nghĩa nhằm đảm bảo robot không tiếp cận quá gần vật cản. Sai số được xây dựng dưới dạng hàm phạt một phía:

$$E_{obs}^{static}\left(\mathbf{X}_k\right) = \begin{cases} 0, & d\left(\mathbf{X}_k\right) \geq d_{safe} \\ \left(d_{safe} - d\left(\mathbf{X}_k\right)\right)^2, & d\left(\mathbf{X}_k\right) < d_{safe} \end{cases} \tag{7}$$

Hàm sai số này chỉ kích hoạt khi robot vi phạm khoảng cách an toàn, qua đó tạo lực đẩy khỏi vật cản trong quá trình tối ưu.

Đối với vật cản động, vị trí của vật cản phụ thuộc vào thời gian. Giả sử vật cản chuyển động với vận tốc không đổi, vị trí của vật cản tại thời điểm *t* được xác định:

$$\mathbf{p}(t) = \mathbf{p}_0 + \mathbf{v}(t - t_0) \tag{8}$$

trong đó $\mathbf{p}_0$ là vị trí ban đầu và v là vận tốc của vật cản.

Tại mỗi trạng thái $\mathbf{X}_k$, thời gian tích lũy t_k được xác định theo (6), từ đó vị trí dự đoán của vật cản được tính tại thời điểm tương ứng. Khoảng cách giữa robot và vật cản động được xác định:

$$d_{dyn}\left(\mathbf{X}_k, t_k\right) = \left\|\mathbf{p}\left(\mathbf{X}_k\right) - \mathbf{p}\left(t_k\right)\right\| \tag{9}$$

trong đó $\mathbf{p}\left(\mathbf{X}_k\right)$ là vị trí của robot trích xuất từ trạng thái $\mathbf{X}_k$.

Sai số tương ứng được xây dựng tương tự vật cản tĩnh:

$$E_{obs}^{dyn}\left(\mathbf{X}_k, t_k\right) = \begin{cases} 0, & d_{dyn}\left(\mathbf{X}_k, t_k\right) \geq d_{safe} \\ \left(d_{safe} - d_{dyn}\left(\mathbf{X}_k, t_k\right)\right)^2, & d_{dyn}\left(\mathbf{X}_k, t_k\right) < d_{safe} \end{cases} \tag{10}$$

Việc đưa biến thời gian t_k vào hàm sai số cho phép mô hình hóa tương tác không gian-thời gian giữa robot và vật cản. Nhờ đó, quỹ đạo tối ưu có thể điều chỉnh không chỉ về hình dạng mà còn về thời điểm đi qua các vị trí, giúp tránh va chạm hiệu quả hơn trong môi trường động.

Các hàm sai số vật cản được tích hợp vào bài toán tối ưu tổng thể dưới dạng các nhân tử trong đồ thị, đóng góp vào hàm năng lượng toàn cục và ảnh hưởng trực tiếp đến nghiệm tối ưu.

2.3. Tuyến tính hóa và bài toán Gaussian

Sau khi xây dựng các hàm sai số phi tuyến, bài toán được tuyến tính hóa quanh nghiệm hiện tại:

$$\mathbf{r}\left(\mathbf{y}\right) \approx \mathbf{r} + \mathbf{J}\boldsymbol{\delta}\mathbf{y} \tag{11}$$

Giả sử nhiễu có phân bố Gaussian, năng lượng toàn cục có dạng:

$$E\left(\boldsymbol{\delta}\mathbf{y}\right) = \frac{1}{2}\boldsymbol{\delta}\mathbf{y}^T\boldsymbol{\Lambda}\boldsymbol{\delta}\mathbf{y} - \boldsymbol{\eta}^T\boldsymbol{\delta}\mathbf{y} \tag{12}$$

trong đó $\boldsymbol{\Lambda}$ là ma trận chính xác và $\boldsymbol{\eta}$ là vectơ thông tin. . Bài toán tối ưu tương đương với việc giải hệ phương trình sau:

$$\boldsymbol{\Lambda}\boldsymbol{\delta}\mathbf{y} = \boldsymbol{\eta} \tag{13}$$

Do cấu trúc chuỗi của quỹ đạo, ma trận $\boldsymbol{\Lambda}$ có dạng thưa, thuận lợi cho việc tính toán hiệu quả.

2.4. Suy luận bằng Gaussian Belief Propagation

Thay vì sử dụng các phương pháp giải trực tiếp, bài toán được giải bằng Gaussian Belief Propagation (GBP). Trong phương pháp này, mỗi biến và mỗi factor tương ứng với một nút trên đồ thị, và thông tin được trao đổi dưới dạng các thông điệp Gaussian.

Tại mỗi biến, các thông điệp được tổng hợp dưới dạng tham số:

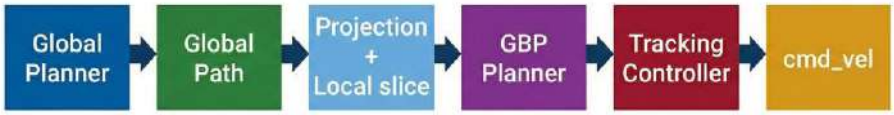
$$\boldsymbol{\Lambda} = \sum_i \boldsymbol{\Lambda}_i \,, \;\; \boldsymbol{\eta} = \sum_i \boldsymbol{\eta}_i \tag{14}$$

Quá trình lan truyền thông điệp được thực hiện lặp cho đến khi hội tụ. Nghiệm tối ưu được xác định:

$$\delta \mathbf{y}^{*} = \mathbf{\Lambda}^{-1}\boldsymbol{\eta} \qquad (15)$$

Phương pháp GBP cho phép khai thác cấu trúc thưa của bài toán và có tiềm năng mở rộng cho các hệ thống phân tán.

2.5. Kiến trúc thực thi trong hệ thống dẫn đường



Hình 2. Quy trình triển khai bộ thiết kế quỹ đạo cục bộ trong Navigation 2

Phương pháp được triển khai trong hệ thống dẫn đường sử dụng Nav2 như minh họa ở Hình 2, trong đó bộ lập kế hoạch quỹ đạo cục bộ được tích hợp giữa bộ lập kế hoạch toàn cục và bộ điều khiển. Trong mỗi chu kỳ dẫn đường, quỹ đạo toàn cục được cắt thành đoạn cục bộ, sau đó được mô hình hóa dưới dạng đồ thị nhân tử và tối ưu bằng Gaussian Belief Propagation để tạo ra quỹ đạo tối ưu. Quỹ đạo này được chuyển tới bộ điều khiển hình học để thực hiện bám quỹ đạo. Kiến trúc này tách biệt giữa tối ưu quỹ đạo và điều khiển. Bộ lập kế hoạch chỉ xử lý hình học quỹ đạo, trong khi bộ điều khiển thực hiện chuyển động mà không sử dụng trực tiếp thông tin thời gian. Cách tiếp cận này giúp duy trì cấu trúc đơn giản nhưng vẫn cho phép điều chỉnh quỹ đạo theo yếu tố thời gian trong giai đoạn tối ưu. Phương pháp có thể tích hợp trực tiếp vào hệ thống dẫn đường và đáp ứng yêu cầu thời gian thực.

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Thiết lập mô phỏng

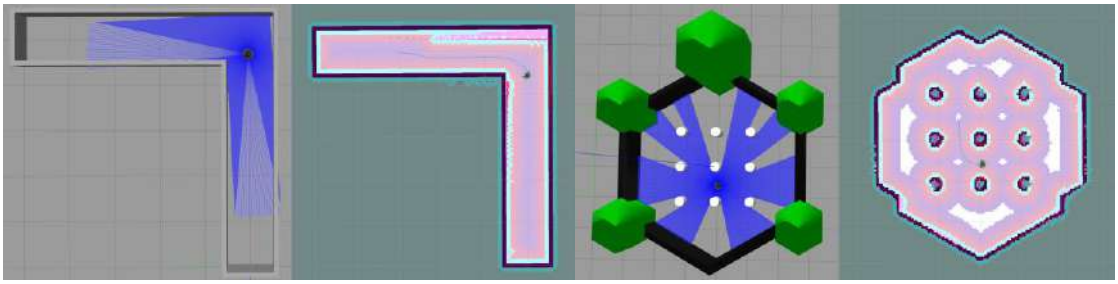
Phương pháp được triển khai và kiểm chứng trong môi trường mô phỏng sử dụng ROS2, Gazebo và hệ thống dẫn đường Nav2. Robot sử dụng là TurtleBot3 với cơ cấu truyền động vi sai, hoạt động trên bản đồ chi phí hai chiều.

Ba kịch bản thí nghiệm được xây dựng nhằm đánh giá hiệu năng của bộ lập kế hoạch:

- Hành lang chữ L: kiểm tra tính liên tục và khả năng chuyển hướng
- Môi trường hẹp: đánh giá tránh vật cản tĩnh
- Vật cản động: kiểm tra tương tác theo thời gian với nhiều robot di chuyển đồng thời.

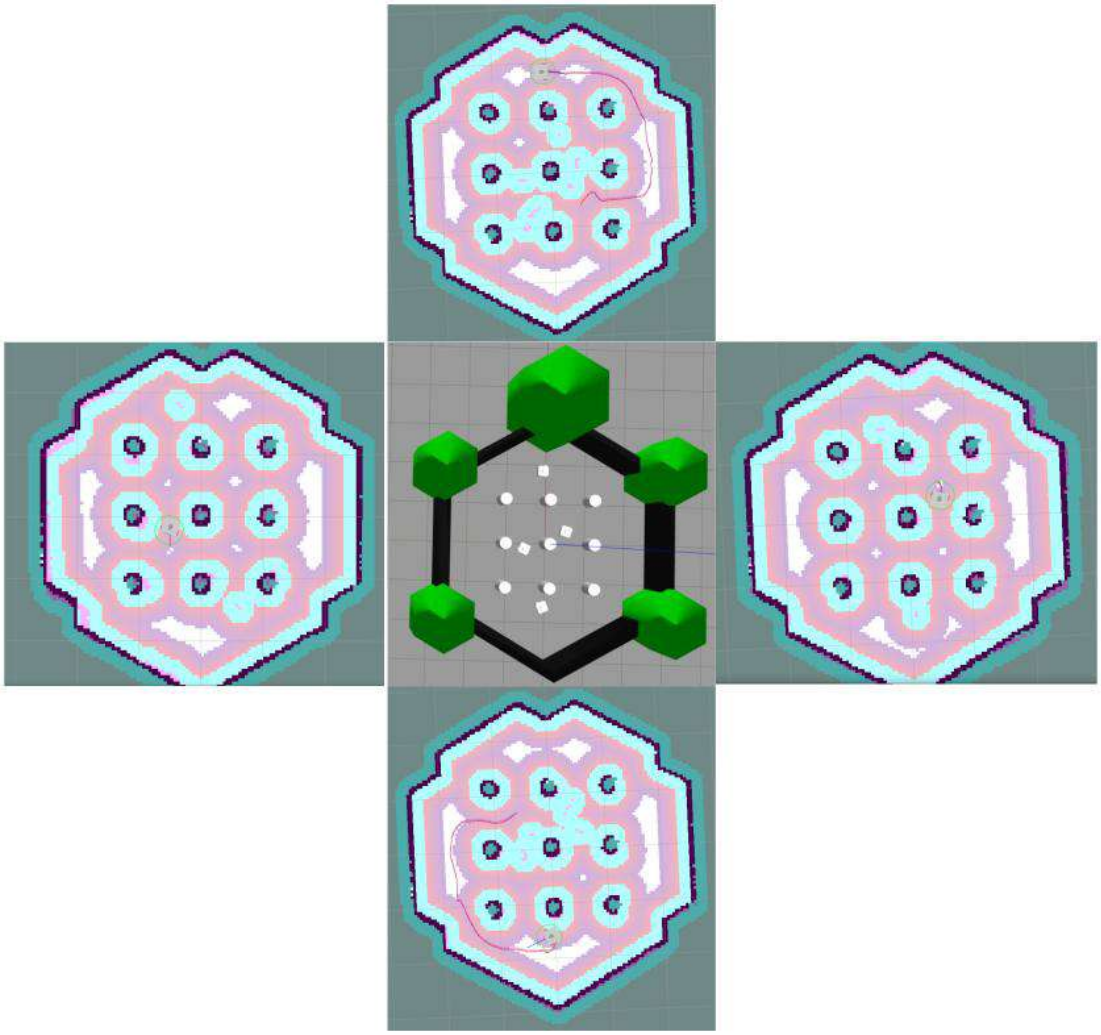
Trong mỗi chu kỳ dẫn đường, một đoạn quỹ đạo cục bộ được trích xuất từ quỹ đạo toàn cục, sau đó được tối ưu bằng đồ thị nhân tử và Gaussian Belief Propagation trước khi chuyển tới bộ điều khiển.

3.2. Kết quả thực nghiệm



Hình 3. Thử nghiệm hành lang chữ L và môi trường hẹp

Kết quả trong kịch bản hành lang chữ L và môi trường hẹp (Hình 3) cho thấy phương pháp có khả năng sinh quỹ đạo mượt và liên tục. Quỹ đạo duy trì tính nhất quán hình học, đặc biệt tại các đoạn chuyển hướng lớn. Robot di chuyển ổn định, không xuất hiện dao động đáng kể và vẫn đảm bảo khoảng cách an toàn với vật cản. Điều này cho thấy một đồ thị nhân tử tối giản vẫn đủ để biểu diễn các ràng buộc hình học cần thiết cho bài toán lập kế hoạch cục bộ.



Hình 4. Thử nghiệm tránh vật cản động theo thời gian

Trong kịch bản có vật cản động (Hình 4), phương pháp thể hiện khả năng điều chỉnh quỹ đạo theo cả không gian và thời gian. Nhờ đưa biến thời gian vào quá trình tối ưu, vị trí dự đoán của vật cản được xét tại từng nút trên quỹ đạo. Robot có thể thay đổi tốc độ tiến hoặc điều chỉnh hình dạng quỹ đạo để tránh va chạm, đặc biệt khi vật cản cắt ngang đường đi. Quỹ đạo tối ưu thể hiện sự dịch chuyển theo thời gian nhằm tránh giao cắt, thay vì chỉ né tránh theo không gian.

Thời gian tính toán trong mỗi chu kỳ cho thấy hệ thống có thể hoạt động ổn định trong thời gian thực, đáp ứng tần số điều khiển. Việc sử dụng Gaussian Belief Propagation giúp khai thác cấu trúc thưa của bài toán, trong khi cấu trúc đồ thị tối giản giúp giảm số lượng biến và ràng buộc cần xử lý.

3.3. Thảo luận

Kết quả thực nghiệm cho thấy phương pháp đạt được ba mục tiêu chính: đảm bảo tính nhất quán hình học, duy trì hiệu năng thời gian thực và xử lý hiệu quả vật cản động thông qua yếu tố thời gian.

Một điểm đáng chú ý là phương pháp không sử dụng biến điều khiển hay mô hình động học chi tiết trong quá trình tối ưu, nhưng vẫn đạt được khả năng bám quỹ đạo ổn định khi kết hợp với bộ điều khiển hình học. Điều này cho thấy việc tách biệt giữa tối ưu quỹ đạo và điều khiển là một hướng tiếp cận hiệu quả cho các hệ thống thời gian thực.

Tuy nhiên, phương pháp vẫn tồn tại một số hạn chế. Việc không xét đến ràng buộc động học có thể ảnh hưởng đến tính khả thi trong các hệ thống có yêu cầu nghiêm ngặt. Ngoài ra, hiệu năng của Gaussian Belief Propagation phụ thuộc vào điều kiện hội tụ và số vòng lặp, có thể ảnh hưởng đến độ ổn định khi mở rộng quy mô bài toán.

4. Kết luận

Bài báo đã trình bày một phương pháp xây dựng bộ lập kế hoạch quỹ đạo cục bộ cho robot di động dựa trên biểu diễn Lie, đồ thị nhân tử và Gaussian Belief Propagation. Phương pháp sử dụng mô hình tối giản, trong đó trạng thái robot được biểu diễn trên không gian SE(2) và yếu tố thời gian được đưa trực tiếp vào biến tối ưu.

Kết quả thực nghiệm cho thấy phương pháp có khả năng sinh quỹ đạo mượt, đảm bảo tính nhất quán hình học, tránh vật cản hiệu quả và xử lý được các tình huống có vật cản động. Đồng thời, hệ thống có thể hoạt động ổn định trong thời gian thực và tích hợp trực tiếp vào hệ thống dẫn đường sử dụng Nav2.

Các kết quả này cho thấy một đồ thị nhân tử tối giản, khi được xây dựng trên không gian Lie và kết hợp với Gaussian Belief Propagation, có thể đủ để giải quyết bài toán lập kế hoạch quỹ đạo cục bộ trong nhiều tình huống thực tế.

Trong các nghiên cứu tiếp theo, phương pháp có thể được mở rộng theo các hướng: (i) bổ sung ràng buộc động học và điều khiển; (ii) mở rộng sang bài toán đa robot với cơ chế suy luận phân tán; và (iii) đánh giá trên hệ thống robot thực.

Tài liệu tham khảo

1. Ratliff, N., Zucker, M., Bagnell, J. A., & Srinivasa, S. S. (2009). CHOMP: Gradient optimization techniques for efficient motion planning. Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA), 489–494.
2. Mukadam, M., Dong, J., & Boots, B. (2016). Gaussian process motion planning. The International Journal of Robotics Research, 37(2–3), 353–367.
3. Dong, J., Mukadam, M., Dellaert, F., & Boots, B. (2016). Motion planning as probabilistic inference using Gaussian processes and factor graphs. Proceedings of Robotics: Science and Systems (RSS).
4. Fox, D., Burgard, W., & Thrun, S. (1997). The dynamic window approach to collision avoidance. IEEE Robotics and Automation Magazine, 4(1), 23–33.

5. Williams, G., Wagener, N., Goldfain, B., Drews, P., Rehg, J. M., Boots, B., & Theodorou, E. A. (2018). Information-theoretic model predictive control: Theory and applications to autonomous driving. IEEE Transactions on Robotics, 34(6), 1603–1622.
6. Dellaert, F. (2012). Factor graphs and GTSAM: A hands-on introduction. Technical Report, Georgia Institute of Technology.
7. Barfoot, T. D. (2017). State estimation for robotics. Cambridge University Press.
8. Ortiz, J., Evans, T., & Davison, A. J. (2021). A visual introduction to Gaussian belief propagation. arXiv preprint arXiv:2107.02308.
9. Davison, A. J., et al. (2019). FutureMapping 2: Gaussian belief propagation for spatial AI. arXiv preprint.
10. Murai, R., Ortiz, J., Saeedi, S., Kelly, P. H. J., & Davison, A. J. (2023). A robot web for distributed many-device localisation. IEEE Transactions on Robotics.
11. Patwardhan, A., Murai, R., & Davison, A. J. (2023). Distributing collaborative multi-robot planning with Gaussian belief propagation. IEEE Robotics and Automation Letters, 8(2), 552–559.
12. Jensen, J. H., Sørensen, K. P. B., Sejersen, J. L. F., & Sarabakha, A. (2025). Multi-agent path planning in complex environments using Gaussian belief propagation with global path finding. arXiv preprint arXiv:2502.20369.
13. Barfoot, T.D., Furgale, P.T., Tong, C.H.: A micro Lie theory for state estimation in robotics. IEEE Transactions on Robotics 38(2), 1282–1300 (2022).

Research on motion trajectory design for mobile robots based on factor graphs and Gaussian belief propagation algorithm

***Abstract**: This paper presents a local trajectory planning method for mobile robots based on Lie-theoretic modeling, factor graph representation, and Gaussian Belief Propagation (GBP). Unlike conventional approaches that rely on Euclidean representations, the proposed method models robot states on the SE(2) manifold to ensure geometric consistency during optimization. The problem is formulated using a minimal factor graph that includes only pose, time, and obstacle constraints. Time is incorporated directly into the optimization variables, enabling time-aware handling of dynamic obstacles without explicitly modeling control or system dynamics. Inference is performed using GBP to exploit the sparse structure of the problem. The method is implemented within a Nav2-based navigation system and evaluated in simulation. Results demonstrate that the approach generates smooth and consistent trajectories, effectively avoids both static and dynamic obstacles, and operates reliably in real time. These findings indicate that a minimal factor graph formulation can be sufficient for local trajectory planning in dynamic environments.*

Keywords: Lie Theory; Factor Graph; Gaussian Belief Propagation; Local Path Planning.

Tối ưu hóa cơ chế cập nhật mục tiêu tần số cao cho bài toán bám đối tượng động trong ROS Navigation Stack

Lê Bá Chung[1*], Nguyễn Việt Tiến[1]

[1]Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn

Email: chungbaumanvietnam@gmail.com; Tel: 0968714869

Tóm tắt

Trong các tác vụ bám đối tượng động, việc cập nhật mục tiêu với tần số cao trong Navigation Stack thường gây ra hiện tượng chuyển động giật cục và hành vi "dừng - đi". Nguyên nhân chủ yếu xuất phát từ cơ chế ưu tiên mục tiêu của nút *move_base*, buộc hệ thống phải hủy bỏ và tái khởi tạo quá trình thiết kế quỹ đạo mỗi khi nhận mục tiêu mới. Bài báo này phân tích các hạn chế về mặt kiến trúc của nút *move_base* khi áp dụng cho bài toán bám mục tiêu động và làm rõ phản ứng của các bộ thiết kế quỹ đạo cục bộ phổ biến trước các lệnh điều khiển không liên tục. Trên cơ sở đó, nghiên cứu đề xuất một giải pháp tối ưu, kết hợp hiệu chỉnh tham số điều hướng và quản lý việc cập nhật mục tiêu thông qua lọc theo không gian và dự báo vị trí. Kết quả nghiên cứu góp phần cải thiện độ mượt chuyển động và hiệu quả tính toán cho robot di động bám người sử dụng camera 3D.

***Từ khóa**: bám đối tượng; ROS; Navigation Stack.*

1. Đặt vấn đề

Trong những năm gần đây, robot di động tự hành đã được ứng dụng rộng rãi trong các lĩnh vực dịch vụ, giám sát, logistics và kho vận. Một trong những bài toán quan trọng trong các hệ thống robot tương tác là bám đối tượng động, trong đó robot phải duy trì vị trí so với một đối tượng đang di chuyển một cách tương đối ổn định, ví dụ như bám đối tượng sử dụng camera 3D hoặc các cảm biến chiều sâu [1-3].

Trong hệ điều hành robot ROS, Navigation Stack với thành phần trung tâm là nút *move_base* được sử dụng phổ biến để giải quyết bài toán điều hướng robot trong môi trường có bản đồ. Tuy nhiên, kiến trúc của *move_base* được thiết kế chủ yếu cho các nhiệm vụ di chuyển tới các mục tiêu tĩnh. Khi áp dụng bộ công cụ Navigation Stack cho bài toán bám đối tượng động, mục tiêu cần bám thường được cập nhật với tần số cao dựa theo chuyển động của đối tượng.

Trong thực tế, việc gửi mục tiêu mới liên tục tới nút *move_base* thường gây ra hiện tượng chuyển động giật cục của robot, làm giảm độ mượt của quỹ đạo và chất lượng điều khiển. Nguyên nhân chính là do cơ chế xử lý mục tiêu của nút *move_base* dựa trên action server, trong đó mỗi mục tiêu mới sẽ ưu tiên hơn so mục tiêu hiện tại, buộc hệ thống phải dừng vòng lặp điều khiển cục bộ và khởi tạo lại quá trình thiết kế quỹ đạo (TKQĐ). Điều này dẫn đến việc robot thường xuyên phải giảm vận tốc về gần bằng không trước khi tiếp tục di chuyển theo mục tiêu mới.

Ngoài ra, việc TKQĐ lại sau mỗi lần cập nhật mục tiêu làm tăng chi phí tính toán và gây độ trễ trong hệ thống điều khiển. Các bộ TKQĐ cục bộ như DWA hoặc TEB, vốn được thiết kế để điều khiển liên tục theo một đường đi ổn định, sẽ phản ứng kém hiệu quả khi phải xử lý các lệnh điều khiển bị gián đoạn. Hệ quả là chuyển động của robot trở nên thiếu ổn định, đặc biệt trong các tác vụ bám mục tiêu động yêu cầu cập nhật vị trí liên tục tần số cao.

Do đó, việc sử dụng *move_base* như một bộ điều khiển phản ứng tần số cao là không phù hợp với thiết kế kiến trúc ban đầu của Navigation Stack. Thay vì liên tục gửi mục tiêu mới, cần có một nút trung gian để tối ưu hóa việc cập nhật mục tiêu, nhằm giảm số lần phải TKQĐ lại không cần thiết mà vẫn đảm bảo robot bám theo đối tượng một cách chính xác.

Cần lưu ý rằng hiện tượng dừng và đi (stop-and-go) khi gửi goal tần số coa cho move_base không phải là một vấn đề hoàn toàn mới. Trong cộng đồng ROS, các trao đổi liên quan đến goal preemption của move_base, cập nhật mục tiêu tần số cao và hiện tượng stop-and-go đã được ghi nhận từ sớm [4]. Tuy nhiên, các tri thức này phần lớn tồn tại dưới dạng thảo luận kỹ thuật rời rạc hoặc kinh nghiệm triển khai, chưa được trình bày thành một quy trình tích hợp có hệ thống và chưa được kiểm chứng định lượng đầy đủ trên robot thực.

Ngoài hướng tiếp cận dựa trên move_base, bài toán bám đối tượng động còn có thể được giải quyết bằng các chiến lược khác như visual servoing trực tiếp, các bộ điều khiển bám chuyên biệt, hoặc các kiến trúc điều hướng mới hơn trên ROS2/Nav2 [5]. Các hướng tiếp cận này có ưu thế nhất định về khả năng phản ứng trực tiếp với chuyển động của mục tiêu hoặc về kiến trúc điều phối hành vi hiện đại hơn. Tuy nhiên, trong nhiều hệ thống đang vận hành trên ROS1, việc thay đổi toàn bộ kiến trúc điều hướng là tốn kém và không phải lúc nào cũng khả thi. Vì vậy, một giải pháp cải thiện ở lớp quản lý goal, có thể tích hợp trực tiếp với Navigation Stack hiện có mà không cần sửa đổi lõi hệ thống, vẫn có ý nghĩa thực tiễn rõ rệt.

Từ những vấn đề trên, bài báo này tập trung vào việc phân tích nguyên nhân kiến trúc của Navigation Stack dẫn đến chuyển động giật cục khi cập nhật mục tiêu tần số cao; đánh giá phản ứng của bộ TKQĐ cục bộ trong Navigation Stack đối với các lệnh mục tiêu không liên tục; và đề xuất một cơ chế lọc: cập nhật mục tiêu theo không gian, thời gian và dự báo vị trí để giảm chi phí thiết kế lại quỹ đạo và tăng độ mượt chuyển động cho robot.

Giải pháp được kiểm chứng thông qua các thực nghiệm bám người trên mô hình robot thực tế trong môi trường trong nhà, với các chỉ số đánh giá như tần suất gửi goal, sai số khoảng cách bám, sai lệch góc và độ liên tục của quỹ đạo. Kết quả thực nghiệm cho thấy phương pháp đề xuất giúp cải thiện đáng kể độ ổn định chuyển động của robot khi bám đối tượng động sử dụng bộ công cụ Navigation Stack của ROS.

2. Cấu trúc chung của hệ thống điều khiển

Hệ thống điều khiển robot bám người được xây dựng theo kiến trúc phân tầng, bao gồm hai khối chức năng chính: khối ước lượng vị trí người trong không gian 3D từ dữ liệu camera đo sâu và khối điều hướng dựa trên Navigation Stack (hình 1). Hai khối này hoạt động tuần tự, trong đó đầu ra của khối ước lượng vị trí người được sử dụng làm đầu vào cho khối Navigation Stack.

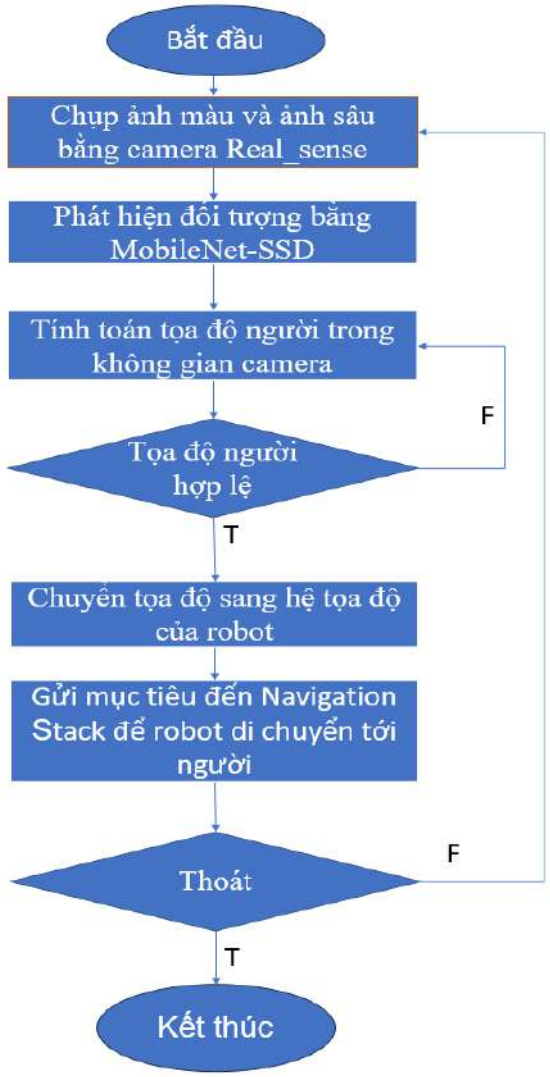
2.1. Khối ước lượng vị trí người trong không gian 3D

Khối ước lượng vị trí người trong không gian sử dụng camera RGB-D để thu đồng thời ảnh màu và ảnh chiều sâu. Đối tượng được phát hiện trong ảnh màu sử dụng mạng nơ-ron tích chập MobileNet-SSD, sau đó xác định tâm của hộp giới hạn (bounding box) tương ứng với lớp "người (person)". Tọa độ 3D của người được tính toán thông qua phép chiếu ngược từ không gian ảnh sang không gian thực dựa trên tham số nội tại của camera [6].

Để đảm bảo tính ổn định của tín hiệu đầu vào cho bộ điều khiển, hệ thống áp dụng nhiều tầng lọc nhiễu, bao gồm:

- Loại bỏ các giá trị chiều sâu không hợp lệ hoặc ngoài dải quan tâm;
- Lọc median theo không gian nhằm loại bỏ outlier cục bộ;
- Kiểm tra đột biến giữa hai khung hình liên tiếp;
- Lọc thông thấp theo thời gian.

Sau quá trình xử lý, vị trí người được biểu diễn dưới dạng *pose* trong hệ tọa độ gắn với robot (*base_link*) và được xuất bản (*publish*) lên chủ đề (*topic*) trung gian. Việc thực hiện lọc trước ở bước giúp giảm nhiễu truyền sang khối điều khiển bám người Navigation Stack và hạn chế việc phát sinh các cập nhật mục tiêu không cần thiết [7].



Hình 1. Sơ đồ thuật toán tổng quát của hệ thống điều khiển

2.2. Khối điều khiển bám người dựa trên Navigation Stack

Khối điều hướng nhận vị trí người trong hệ tọa độ gắn với *base_link* và tính toán mục tiêu trung gian cho robot sao cho duy trì một khoảng cách mong muốn d_{follow}.

Tại mỗi thời điểm, khoảng cách và góc lệch của người so với robot được xác định bởi:

$$d = \sqrt{x^2 + y^2};\ \theta = \tan^{-1}(y/x) \quad (1)$$

Sai số bám được định nghĩa:

$$e_d = d - d_{follow} \quad (2)$$

Từ đó, một mục tiêu tương đối trong hệ tọa độ gắn với *base_link* được xác định tại vị trí cách người một khoảng d_{follow} theo hướng tiếp cận. Mục tiêu này sau đó được biến đổi sang hệ tọa độ toàn cục (*map*) thông qua TF2 và gửi tới nút *move_base* dưới dạng *MoveBaseGoal*.

Để tránh gửi mục tiêu mới với tần số quá cao, hệ thống áp dụng cơ chế lọc cập nhật dựa trên các tiêu chí: ngưỡng thay đổi vị trí giữa hai mục tiêu liên tiếp; ngưỡng thay đổi góc và khoảng thời gian tối thiểu giữa hai lần gửi. Cơ chế này đóng vai trò là nút trung gian giúp giảm số lần gửi mục tiêu không cần thiết đến nút *move_base*.

2.3. Cấu trúc xử lý mục tiêu của move_base

Trong ROS, *move_base* được triển khai dưới dạng một *SimpleActionServer*, hoạt động theo mô hình xử lý từng mục tiêu một cách tuần tự. Kiến trúc nội tại của nó bao gồm: bộ TKQĐ toàn cục (Djikstra), bộ TKQĐ cục bộ (DWA), global costmap và local costmap, vòng lặp điều khiển trạng thái.

Khi một mục tiêu mới được gửi tới, nút move_base sẽ thực thi các bước sau:

(1) Gọi bộ TKQĐ toàn cục để tạo đường đi từ vị trí hiện tại tới mục tiêu.

(2) Bộ TKQĐ cục bộ sinh các lệnh vận tốc ngắn hạn dựa trên quỹ đạo toàn cục và thông tin từ local costmap.

(3) Các lệnh vận tốc được xuất bản liên tục lên topic */cmd_vel* cho tới khi hoàn tất nhiệm vụ hoặc xảy ra lỗi.

Tuy nhiên, khi một mục tiêu mới được gửi trong khi mục tiêu cũ đang được thực thi, *move_base* thực hiện cơ chế hủy bỏ mục tiêu hiện tại và khởi tạo lại toàn bộ quy trình TKQĐ cho mục tiêu mới. Đây là đặc điểm thiết kế cố hữu khi dùng *action server*.

2.4. Nguyên nhân kiến trúc của hiện tượng robot chuyển động giật cục

Trong bài toán bám đối tượng động, vị trí người thay đổi liên tục theo thời gian, dẫn đến việc hệ thống phải thường xuyên cập nhật lại mục tiêu. Khi các mục tiêu mới được gửi với tần số cao, chu trình sau lặp lại liên tục:

- Hủy bỏ mục tiêu cũ.
- Bộ TKQĐ cục bộ dừng xuất lệnh vận tốc.
- Robot giảm tốc về gần 0.
- Bộ TKQĐ toàn cục tính toán lại đường đi.
- Bộ TKQĐ cục bộ khởi động lại từ trạng thái đứng yên.

Chu trình "hủy - TKQĐ lại - khởi động lại" này tạo ra hiện tượng "dừng và đi" đặc trưng trong chuyển động của robot. Ngoài ra, nếu tham số *planner_frequency* thấp, quá trình TKQĐ lại còn bị trễ thêm do vòng sleep của planner. Trong các hệ thống có nhiều cảm biến, độ trễ xử lý mục tiêu còn có thể tăng thêm do tắc nghẽn hàng đợi callback của ROS.

Do đó, hiện tượng chuyển động giật cục không phải do bộ TKQĐ cục bộ hoạt động kém hiệu quả, mà là hệ quả trực tiếp của kiến trúc *action server* khi được sử dụng trong điều kiện cập nhật mục tiêu tần số cao.

2.5. Phản ứng của DWA trước lệnh điều khiển không liên tục

Dynamic window approach (DWA) lựa chọn vận tốc tối ưu dựa trên trạng thái động học hiện tại của robot và các ràng buộc về gia tốc. Véc-tơ vận tốc ứng viên được tính toán quanh vận tốc hiện tại trong một "cửa sổ động", sau đó các quỹ đạo tương ứng được mô phỏng và đánh giá theo các tiêu chí như thời gian hoàn thành, khả năng tránh va chạm và bám sát quỹ đạo toàn cục.

Khi mục tiêu bị hủy bỏ và robot dừng đột ngột, vận tốc tức thời giảm về gần bằng 0. Điều này khiến cửa sổ động thu hẹp quanh trạng thái đứng yên, buộc DWA phải tái khởi động quá trình tăng tốc từ đầu. Thay vì điều chỉnh mượt từ một vận tốc đang tồn tại, bộ TKQĐ phải sinh quỹ đạo mới từ trạng thái tĩnh, làm tăng độ giật và phương sai vận tốc.

Vì vậy, hiệu năng của DWA trong bài toán bám mục tiêu động không chỉ phụ thuộc vào tham số nội tại của nó, mà còn chịu ảnh hưởng trực tiếp từ cách thức cập nhật mục tiêu ở tầng điều khiển lớp cao hơn. Khi mục tiêu được gửi liên tục mà không có cơ chế lọc thích hợp, đặc tính tối ưu cục bộ của DWA không thể phát huy đầy đủ.

3. Tối ưu hóa cơ chế cập nhật mục tiêu trong bài toán bám đối tượng động

3.1. Lý do đề xuất phương pháp

Như đã phân tích trong mục 2, nguyên nhân chính gây ra chuyển động giật cục trong bài toán bám người không nằm ở bản thân bộ TKQĐ cục bộ, mà ở việc cập nhật mục tiêu với tần số cao trong kiến trúc action-based của nút *move_base*. Mỗi lần gửi một mục tiêu mới đều kích hoạt chu trình: hủy bỏ mục tiêu cũ, dừng vòng lặp điều khiển, gọi bộ TKQĐ toàn cục, khởi động lại bộ TKQĐ cục bộ.

Trong bài toán bám người, vị trí đối tượng thay đổi liên tục theo thời gian, dẫn đến việc gửi mục tiêu mới gần như ở mỗi khung hình camera nếu không có cơ chế kiểm soát. Điều này khiến *move_base* hoạt động như một bộ điều khiển phản ứng tần số cao - một cách sử dụng không phù hợp với thiết kế ban đầu của Navigation Stack. Do đó, cần một nút điều phối mục tiêu trung gian nhằm giảm số lần cập nhật mục tiêu không cần thiết, giữ cho bộ TKQĐ cục bộ hoạt động liên tục, duy trì chuyển động mượt của robot.

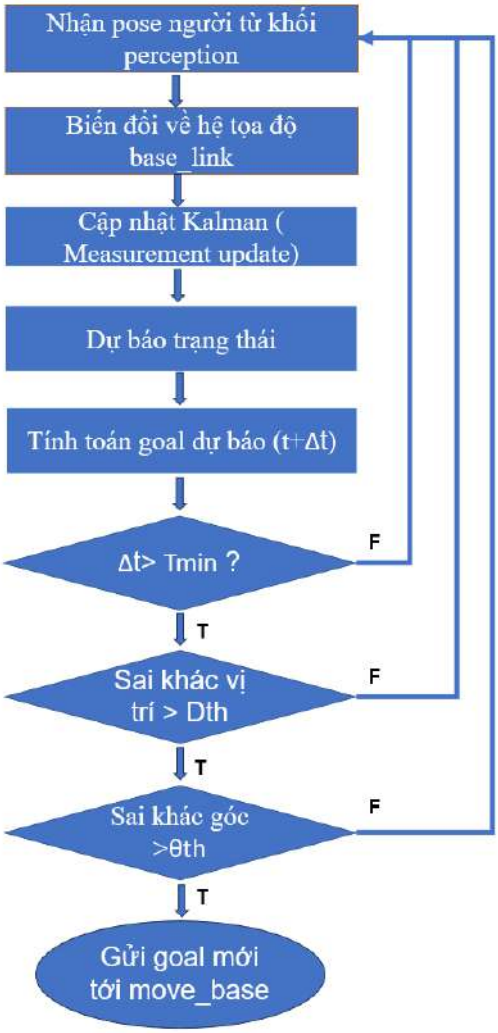
3.2. Kiến trúc bộ lọc cập nhật mục tiêu

Trong nghiên cứu này, nhóm tác giả đề xuất một cơ chế lọc mục tiêu bốn tầng, bao gồm:

- Lọc theo không gian;
- Lọc theo góc;
- Lọc theo thời gian;
- Ước lượng trạng thái mục tiêu và dự báo chuyển động.

Cơ chế này được triển khai trực tiếp trong nút điều khiển bám người trước khi gửi tới *MoveBaseGoal*. Ý tưởng là chỉ gửi các mục tiêu mới khi sự thay đổi mục tiêu là đủ lớn để ảnh hưởng đến quỹ đạo di chuyển robot.

Lưu đồ thuật toán cập nhật mục tiêu được trình bày như trên hình 2.



Hình 2. Lưu đồ thuật toán cập nhật mục tiêu

Cách tiếp cận này biến nút *move_base* từ một bộ điều khiển phản ứng tần số cao thành một bộ thực thi quỹ đạo tần số thấp, trong khi logic bám người được xử lý ở tầng điều phối phía trên.

3.3. Lọc theo thay đổi vị trí

Giả sử hai mục tiêu liên tiếp trong hệ tọa độ gắn với *base_link* là:

$$g_k = (x_k, y_k);\ g_{k-1} = (x_{k-1}, y_{k-1}) \tag{3}$$

Sai số vị trí được tính theo công thức:

$$\Delta d = \sqrt{(x_k - x_{k-1})^2 + (y_k - y_{k-1})^2} \tag{4}$$

Một mục tiêu mới chỉ được gửi khi: $\Delta d > d_{th}$.

Trong thực nghiệm, chọn giá trị *goal_update_distance_threshold* = 0.15 m vì giá trị này nhỏ hơn kích thước robot, lớn hơn nhiễu đo vị trí người, đủ để bộ TKQĐ cục bộ tự điều chỉnh quỹ đạo. Lọc theo vị trí giúp loại bỏ các cập nhật mục tiêu do nhiễu từ hệ thống xử lý ảnh hoặc các bước di chuyển nhỏ của người.

3.4. Lọc theo thay đổi hướng

Ngoài vị trí, hướng đối tượng cũng ảnh hưởng trực tiếp tới quỹ đạo sinh ra bởi bộ TKQĐ cục bộ. Sai lệch góc giữa hai mục tiêu được tính theo công thức:

$$\Delta\theta = | \theta_k - \theta_{k-1} | \quad (5)$$

Mục tiêu mới chỉ được gửi tới Navigation Stack khi: $\Delta\theta > \theta_{th}$. Khi thực nghiệm, chọn *goal_update_angle_threshold* = 0.2 rad, vì giá trị này tương đương khoảng 11°, đủ để bỏ qua các dao động nhỏ nhưng vẫn đảm bảo robot phản ứng khi người đổi hướng rõ rệt.

3.5. Lọc theo thời gian

Ngay cả khi mục tiêu thay đổi đáng kể, việc cập nhật quá nhanh vẫn gây hủy bỏ mục tiêu liên tục. Do đó hệ thống áp dụng khoảng thời gian tối thiểu giữa hai lần gửi mục tiêu *goal_update_min_interval = 0.5 s*. Điều kiện cập nhật khi này trở thành $t_k - t_{k-1} > T_{min}$.

Cơ chế này giúp giảm tải cho bộ TKQĐ toàn cục global planner, tránh hiện tượng planner bị gọi liên tục, cho phép bộ TKQĐ cục bộ local planner duy trì điều khiển mượt. Lọc theo thời gian đóng vai trò như một bộ lọc thông thấp đối với các mục tiêu.

3.6. Ước lượng trạng thái mục tiêu và dự báo chuyển động

Để cải thiện độ ổn định bám theo người, nhóm tác giả đề xuất bổ sung thêm một nút ước lượng trạng thái giữa mô-đun xử lý ảnh và bộ công cụ dẫn đường Navigation Stack. Thay vì gửi trực tiếp vị trí người thô từ camera đến Navigation Stack, sử dụng một bộ theo dõi dựa trên bộ lọc Kalman để ước lượng và dự báo trạng thái chuyển động của mục tiêu [8-9].

a. Mô hình chuyển động

Mục tiêu (người) được mô hình hóa trên mặt phẳng 2D với giả thiết vận tốc không đổi. Véc-tơ trạng thái được định nghĩa như sau:

$$\mathrm{x} = [p_x \quad p_y \quad v_x \quad v_y]^T \quad (6)$$

Trong đó:

- p_x, p_y là vị trí của người trong hệ tọa độ cục bộ của robot (hệ tọa độ gắn với *base_link*);
- v_x, v_y là các thành phần vận tốc tương ứng theo hai trục X và Y.

Mô hình chuyển trạng thái rời rạc theo thời gian được biểu diễn bởi $\mathrm{x}_{k+1} = \mathrm{F}_k\mathrm{x}_k + \mathrm{w}_k$.

Với ma trận chuyển trạng thái:

$$\mathrm{F}_k = \begin{bmatrix} 1 & 0 & \Delta t & 0 \\ 0 & 1 & 0 & \Delta t \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (7)$$

Trong đó:

- Δt là chu kỳ lấy mẫu;
- w_k là nhiễu quá trình, được giả thiết có phân bố Gaussian với trung bình bằng 0.

Giả thiết vận tốc không đổi được lựa chọn vì ba lý do chính: Thứ nhất, bài toán xét tới chuyển động của người trong môi trường trong nhà với chân trời dự báo ngắn, nên mô hình constant-velocity thường đủ để mô tả xu hướng chuyển động cục bộ mà không làm tăng đáng kể độ phức tạp tính toán. Thứ hai, mục tiêu của bộ lọc trong nghiên cứu này chủ yếu là làm trơn tín hiệu đo và dự báo ngắn hạn để hỗ trợ quá trình cập nhật goal, thay vì tái tạo chính xác động học của mục tiêu trong thời gian dài. Thứ ba, so với mô hình constant-acceleration hoặc các bộ lọc phi tuyến như EKF, mô hình constant-velocity có số trạng thái ít hơn, dễ hiệu chỉnh hơn và phù hợp với yêu cầu thực thi thời gian thực trên nền tảng ROS1.

b. Mô hình đo lường và lựa chọn ma trận Q, R

Mô-đun xử lý ảnh chỉ cung cấp thông tin vị trí của mục tiêu $\mathbf{z}_k = [p_x \quad p_y]^T$. Phương trình đo được biểu diễn bởi $\mathrm{z}_k = \mathrm{H}\mathrm{x}_k + \mathrm{v}_k$, với ma trận quan sát $\mathrm{H} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \end{bmatrix}$, trong đó v_k là nhiễu đo, là nhiễu Gaussian độc lập.

Trong bộ lọc Kalman, chất lượng ước lượng phụ thuộc mạnh vào việc lựa chọn ma trận nhiễu quá trình Q và ma trận nhiễu đo R. Trong nghiên cứu này, ma trận R được xác định dựa trên mức dao động thực tế của tín hiệu vị trí thu được từ mô-đun nhận dạng và theo dõi người. Cụ thể, nhóm tác giả ghi nhận chuỗi vị trí của mục tiêu trong điều kiện người đứng yên hoặc chuyển động rất chậm, sau đó ước lượng hiệp phương sai của sai số đo theo hai trục để xây dựng ma trận R. Cách tiếp cận này cho phép phản ánh trực tiếp mức nhiễu của hệ thống camera RGB-D và khâu xử lý ảnh trong điều kiện thí nghiệm thực.

Ma trận Q được lựa chọn từ giả thiết rằng chuyển động thực của người có thể lệch khỏi mô hình vận tốc không đổi do các gia tốc nhỏ ngẫu nhiên. Ban đầu, Q được đặt ở mức đủ nhỏ để tránh khuếch đại dao động đo, sau đó được hiệu chỉnh thực nghiệm dựa trên hai tiêu chí: độ mượt của quỹ đạo bám và độ trễ phản ứng của robot đối với thay đổi chuyển động của mục tiêu. Nếu Q quá nhỏ, bộ lọc có xu hướng bám chặt mô hình, làm tín hiệu quá trơn nhưng dễ gây trễ; ngược lại, nếu Q quá lớn, bộ lọc trở nên nhạy hơn với thay đổi động học nhưng dễ truyền nhiễu sang tầng điều hướng. Tương tự, khi R tăng, bộ lọc tin vào mô hình nhiều hơn và tín hiệu ước lượng mượt hơn, nhưng khả năng phản ứng với thay đổi thực giảm; khi R giảm, bộ lọc bám sát số đo hơn nhưng dễ chịu ảnh hưởng của nhiễu. Vì vậy, cặp tham số Q, R được lựa chọn theo nguyên tắc cân bằng giữa tính phản ứng và tính ổn định của hệ thống.

Trong phạm vi bài báo này, Q và R chưa được tối ưu hóa bằng một quy trình nhận dạng tham số chính quy, mà được xác định theo phương pháp bán thực nghiệm dựa trên đặc tính nhiễu đo và yêu cầu ổn định điều hướng. Cách trình bày này phù hợp với mục tiêu ứng dụng thực tiễn của nghiên cứu và cũng chỉ ra một hướng phát triển tiếp theo là tối ưu tự động các tham số của bộ lọc.

c. Tích hợp vào pipeline điều hướng

Bộ theo dõi Kalman được triển khai như một nút ROS trung gian. Nút này đăng ký vào chủ đề chứa vị trí người thô và xuất bản vị trí đã lọc sang bộ điều khiển để robot bám theo.

Kiến trúc hệ thống sau khi bổ sung nút ước lượng trở thành: Perception → State Estimation → Goal Management → Navigation Stack.

Việc tách biệt mô-đun theo cách này đảm bảo nhiễu cảm biến được suy giảm trước khi truyền sang tầng điều khiển và quá trình cập nhật mục tiêu cho Navigation Stack trở nên mượt hơn.

d. Sinh mục tiêu dựa trên dự báo

Bên cạnh việc làm trơn tín hiệu, các thành phần vận tốc ước lượng cho phép thực hiện dự báo vị trí trong ngắn hạn. Vị trí tương lai của mục tiêu được tính theo:

$$p_x^{pred} = p_x + v_x T;\ p_y^{pred} = p_y + v_y T \tag{8}$$

Trong đó T là thời gian dự tính (prediction horizon), được lựa chọn thực nghiệm xấp xỉ 0.5 s.

Mục tiêu được sinh dựa trên vị trí dự báo thay vì vị trí đo tức thời. Điều này giúp robot "đón đầu" chuyển động của mục tiêu, từ đó giảm thay đổi hướng đột ngột và cải thiện độ mượt quỹ đạo bám theo.

e. Ảnh hưởng đến độ ổn định điều hướng

Việc bổ sung bộ ước lượng trạng thái dựa trên Kalman giúp giảm lan truyền nhiễu đo lường sang tầng điều hướng, giảm tần suất hủy và gửi lại goal trong action server của nút *move_base* và giúp tạo quỹ đạo di chuyển mượt hơn trong quá trình bám theo mục tiêu động.

Kết hợp với các cơ chế lọc không gian, góc và thời gian được trình bày ở Mục 3.2-3.5, mô-đun ước lượng đề xuất hình thành một lớp lọc mục tiêu động đa tầng, góp phần nâng cao tính ổn định và độ tin cậy của robot khi bám theo người.

4. Thực nghiệm và đánh giá kết quả

4.1. Thiết lập các thông số thực nghiệm

Các thực nghiệm được tiến hành trên mô hình robot di động thực tế trong môi trường trong nhà có bố trí hành lang và không gian mở nhằm mô phỏng điều kiện bám theo người trong thực tế. Hệ thống phần mềm được xây dựng trên nền tảng ROS, sử dụng bộ công cụ Navigation Stack để TKQĐ và điều khiển chuyển động cho robot.

Mô hình robot có kích thước đế 0,42 × 0,42 m, cấu hình vi sai với hai bánh chủ động và một bánh tự lựa phía sau. Máy tính trung tâm là máy tính Intel NUC8i7BEH chạy hệ điều hành Ubuntu 20.04, đảm nhiệm đồng thời các tác vụ xử lý ảnh, ước lượng trạng thái mục tiêu và điều khiển chuyển động. Hệ thống cảm biến bao gồm camera RGB-D phục vụ phát hiện và theo dõi mục tiêu, cảm biến quán tính BNO055, RP Lidar A1 và encoder bánh xe dùng cho ước lượng vị trí, vận tốc và hợp nhất dữ liệu đo lường chuyển động. Vận tốc dài cực đại của robot được giới hạn ở 0,6 m/s và vận tốc góc cực đại 1,2 rad/s để bảo đảm an toàn và tăng tính ổn định khi bám theo mục tiêu di chuyển.

Bộ công cụ Navigation Stack sử dụng thuật toán Dijkstra để TKQĐ toàn cục và DWA) để TKQĐ cục bộ. Vị trí mục tiêu thu được từ mô-đun xử lý ảnh được chuyển đổi sang hệ tọa độ map và gửi đến nút *move_base* dưới dạng *goal*. Dựa trên mục tiêu này, hệ thống thực hiện tái lập TKQĐ và tính toán lệnh vận tốc đặt cho robot.

Khi không sử dụng bộ lọc mục tiêu, goal được cập nhật liên tục theo từng khung hình của mô-đun bám với tần số trung bình 15 Hz. Việc cập nhật ở tần số cao dẫn đến hiện tượng tái TKQĐ liên tục, làm gia tăng dao động vận tốc và khiến robot có xu hướng rung hoặc thay đổi hướng đột ngột khi mục tiêu di chuyển không đều.

4.2. Các kịch bản thực nghiệm

a) Ảnh hưởng của bộ lọc tới tần số gửi mục tiêu

Để đánh giá trực tiếp tác động của nút lọc mục tiêu đã được đề xuất, chỉ số đầu tiên được xem xét là tần số gửi mục tiêu từ mô-đun xử lý ảnh đến nút *move_base* trong một khoảng thời gian xác định. Tần số này được xác định theo biểu thức:

$$f_{goal} = \frac{N_{goal}}{T} \tag{9}$$

Trong đó N_{goal} là tổng số mục tiêu được gửi trong khoảng thời gian quan sát T. Trong các thí nghiệm, T = 60 giây cho mỗi kịch bản, và mỗi kịch bản được lặp lại ba lần để lấy giá trị

trung bình nhằm giảm ảnh hưởng của nhiễu ngẫu nhiên. Chỉ số f_{goal} (Hz) phản ánh trực tiếp mức độ tái TKQĐ của Navigation Stack, do mỗi mục tiêu mới được gửi đến sẽ kích hoạt quá trình cập nhật và tối ưu lại quỹ đạo cục bộ.

Ba kịch bản được khảo sát tương ứng với ba mức can thiệp khác nhau của bộ lọc. Ở trường hợp thứ nhất, hệ thống hoạt động theo cơ chế cơ sở, không sử dụng bất kỳ bộ lọc nào, mục được gửi liên tục theo từng khung hình của mô-đun bám. Kịch bản thử nghiệm thứ hai sử dụng bộ lọc theo thời gian và không gian nhằm loại bỏ các cập nhật nhỏ hoặc quá thường xuyên. Ở trường hợp thứ ba, ngoài hai trường hợp trên, vị trí mục tiêu còn được dự báo ngắn hạn bằng bộ lọc Kalman trước khi quyết định gửi mục tiêu mới.

Trường hợp	Số mục tiêu/60s	f_goal (Hz)
TH1	1080	18.0
TH2	210	3.5
TH3	168	2.8

Bảng 1. Tần số gửi mục tiêu trong 03 trường hợp thử nghiệm

Kết quả thực nghiệm cho thấy sự khác biệt rõ rệt giữa các trường hợp thử nghiệm. Khi không sử dụng bộ lọc, số mục tiêu trung bình ghi nhận trong 60 giây đạt 1080 lần, tương đương tần số cập nhật 18 Hz, gần bằng tần số cập nhật của mô-đun bám. Khi sử dụng bộ lọc thời gian và không gian, số mục tiêu giảm xuống còn 210 lần trong 60 giây, tương ứng 3,5 Hz. Như vậy, tần số gửi mục tiêu đã giảm xấp xỉ 80% so với trường hợp ban đầu. Khi bổ sung thêm thuật toán dự báo vị trí bằng Kalman, số mục tiêu tiếp tục giảm còn 168 lần trong 60 giây, tương đương 2,8 Hz, tức giảm thêm khoảng 20% so với trường hợp chỉ sử dụng hai bộ lọc đầu.

Kết quả này chỉ ra rằng chiến lược điều tiết mục tiêu đa tầng có khả năng kiểm soát hiệu quả mức độ tái TKQĐ của Navigation Stack. Việc giảm mạnh tần số gửi mục tiêu không chỉ làm giảm số lần kích hoạt lại bộ TKQĐ cục bộ mà còn góp phần ổn định quá trình điều khiển vận tốc, hạn chế các phản ứng quá nhạy trước những dao động nhỏ của mục tiêu. Đặc biệt, thành phần dự báo giúp hệ thống chủ động hơn trong việc cập nhật mục tiêu, từ đó tránh các lần gửi mục tiêu không cần thiết khi chuyển động của người có xu hướng nhất quán.

b) Ảnh hưởng của bộ lọc tới độ mượt vận tốc

Bên cạnh việc giảm tần số gửi mục tiêu, một tiêu chí quan trọng khác để đánh giá hiệu quả của giải pháp đề xuất là độ mượt chuyển động của robot trong quá trình bám người. Trong nghiên cứu này, độ mượt được đánh giá định lượng thông qua đại lượng *jerk*, là đạo hàm bậc ba của vị trí theo thời gian, phản ánh mức độ biến thiên đột ngột của gia tốc. Về mặt liên tục, *jerk* được xác định bởi công thức:

$$jerk(t) = \frac{d^3x(t)}{dt^3} \tag{10}$$

Tuy nhiên, do dữ liệu thu thập ở dạng rời rạc theo chu kỳ lấy mẫu Δt, *jerk* tại thời điểm k được xấp xỉ theo sai phân hữu hạn:

$$jerk_k = \frac{a_k - a_{k-1}}{\Delta t}, a_k = \frac{v_k - v_{k-1}}{\Delta t} \tag{11}$$

Để có một chỉ số tổng quát cho toàn bộ quá trình chuyển động, giá trị J_{RMS} được sử dụng:

$$J_{RMS} = \sqrt{\frac{1}{N}\sum_{k=1}^{N} jer\, k_k^2} \quad (12)$$

Giá trị này được tính riêng cho vận tốc dài và vận tốc góc, trong đó giá trị càng nhỏ thể hiện chuyển động càng mượt và ít dao động đột ngột.

Trường hợp	RMS jerk tuyến tính (m/s³)	RMS jerk góc (rad/s³)
TH1	1.82	2.31
TH2	0.96	1.28
TH3	0.61	0.88

Bảng 2. Độ mượt vận tốc trong các trường hợp thử nghiệm

Kết quả thực nghiệm chỉ ra sự cải thiện rõ ràng khi áp dụng bộ lọc mục tiêu. Trong trường hợp không sử dụng bộ lọc, J_{RMS} tuyến tính đạt 1,82 m/s³ và J_{RMS} góc đạt 2,31 rad/s³, phản ánh hiện tượng thay đổi vận tốc đột ngột do hệ thống liên tục tái TKQĐ theo từng cập nhật nhỏ của mục tiêu. Khi áp dụng bộ lọc theo thời gian và không gian, các giá trị này giảm xuống lần lượt còn 0,96 m/s³ và 1,28 rad/s³, tương đương mức giảm xấp xỉ 47% so với trường hợp không sử dụng bộ lọc. Điều này cho thấy việc hạn chế các cập nhật mục tiêu không cần thiết đã làm giảm đáng kể biến thiên gia tốc trong chuyển động của robot.

Khi bổ sung thêm thành phần dự báo vị trí bằng bộ lọc Kalman, J_{RMS} tuyến tính tiếp tục giảm xuống 0,61 m/s³ và J_{RMS} góc còn 0,88 rad/s³, tức giảm khoảng 66% so với trường hợp không lọc. Sự cải thiện này cho thấy việc dự báo xu hướng chuyển động của mục tiêu giúp robot chuẩn bị quỹ đạo một cách chủ động hơn thay vì phản ứng thụ động trước từng thay đổi nhỏ. Nhờ đó, quỹ đạo di chuyển trở nên liên tục và ổn định hơn, hạn chế hiện tượng rung lắc hoặc đổi hướng đột ngột.

Tổng hợp các kết quả trên có thể khẳng định rằng việc giảm tần suất gửi mục tiêu không chỉ làm giảm tải cho bộ TKQĐ cục bộ mà còn có tác động trực tiếp tới chất lượng chuyển động của robot. Giải pháp lọc mục tiêu đa tầng do nhóm tác giả đề xuất đã nâng cao đáng kể độ mượt vận tốc, qua đó cải thiện chất lượng di chuyển và độ ổn định tổng thể của robot khi bám theo mục tiêu động.

c) Ảnh hưởng của bộ lọc tới sai lệch theo dõi

Bên cạnh các chỉ số về tần số cập nhật và độ mượt vận tốc, chất lượng bám theo mục tiêu được đánh giá thông qua sai lệch khoảng cách và sai lệch góc giữa robot và đối tượng. Hai đại lượng này phản ánh trực tiếp khả năng duy trì vị trí tương đối mong muốn trong quá trình bám.

Sai lệch khoảng cách tại thời điểm kđược xác định bởi:

$$e_d(k) = d_{robot,target}(k) - d_{desired} \quad (13)$$

Trong đó $d_{robot,target}$ là khoảng cách thực tế giữa robot và mục tiêu, còn $d_{desired}$ là khoảng cách mong muốn được thiết lập trước. Để đánh giá mức độ chính xác tổng thể trong suốt quá trình thực nghiệm, ta sử dụng giá trị sai số tuyệt đối trung bình (MAE):

$$MAE_d = \frac{1}{N}\sum_{k=1}^{N} | e_d(k) | \quad (14)$$

Bên cạnh đó, độ lệch chuẩn của sai lệch khoảng cách được tính theo công thức:

$$\sigma_d = \sqrt{\frac{1}{N}\sum_{k=1}^{N} (e_d(k) - \bar{e}_d)^2} \quad (15)$$

Trong đó $\bar{e}_d$ là giá trị trung bình của sai lệch khoảng cách. Chỉ số MAE phản ánh mức độ sai lệch trung bình so với giá trị mong muốn, trong khi độ lệch chuẩn thể hiện mức độ dao động quanh giá trị trung bình đó.

Tương tự, sai lệch góc được xác định bởi:

$$e_\theta(k) = \theta_{target}(k) - \theta_{robot}(k) \quad (16)$$

Với θ_{target} là góc phương vị của mục tiêu trong hệ tọa độ robot và θ_{robot} là hướng hiện tại của robot. Sai số tuyệt đối trung bình và độ lệch chuẩn của sai lệch góc lần lượt được tính theo công thức:

$$MAE_\theta = \frac{1}{N}\sum_{k=1}^{N} | e_\theta(k) |, \sigma_\theta = \sqrt{\frac{1}{N}\sum_{k=1}^{N} (e_\theta(k) - \bar{e}_\theta)^2} \quad (17)$$

Trường hợp	**MAE_d (m)**	**σ_d (m)**	**MAE_θ (rad)**	**σ_θ (rad)**
TH1	0.21	0.14	0.32	0.18
TH2	0.16	0.09	0.24	0.12
TH3	0.11	0.07	0.17	0.08

Các chỉ số trên được tính toán từ dữ liệu ghi lại trong ba kịch bản thực nghiệm tương ứng. Kết quả cho thấy, ở trường hợp không sử dụng bộ lọc, giá trị MAE_d đạt 0,21 m và độ lệch chuẩn σ_d đạt 0,14 m, trong khi MAE_θ và σ_θ lần lượt là 0,32 rad và 0,18 rad. Những giá trị này phản ánh sự dao động đáng kể của robot quanh khoảng cách và hướng mong muốn do hệ thống phản ứng quá nhạy với các cập nhật liên tục từ mô-đun theo dõi.

Khi sử dụng bộ lọc theo thời gian và không gian, các chỉ số sai lệch đều giảm rõ rệt: MAE_d còn 0,16 m, σ_d còn 0,09 m; đồng thời MAE_θ giảm xuống 0,24 rad và σ_θ còn 0,12 rad. Điều này cho thấy việc loại bỏ các cập nhật mục tiêu nhỏ và nhiễu đã giúp robot duy trì khoảng cách và hướng tương đối ổn định hơn, giảm dao động trong di chuyển.

Ở trường hợp sử dụng bộ lọc đầy đủ, khi bổ sung thêm thuật toán dự báo vị trí bằng bộ lọc Kalman, sai lệch tiếp tục được cải thiện đáng kể. Giá trị MAE_d giảm xuống 0,11 m và σ_d còn 0,07 m; trong khi MAE_θ và σ_θ lần lượt đạt 0,17 rad và 0,08 rad. Sự cải thiện này cho thấy khả năng dự báo xu hướng chuyển động của mục tiêu giúp robot điều chỉnh quỹ đạo một cách chủ động hơn, hạn chế hiện tượng bám theo trễ hoặc dao động quanh vị trí mong muốn.

Đáng chú ý, việc giảm tần suất gửi mục tiêu không làm suy giảm độ chính xác theo dõi, mà ngược lại còn góp phần cải thiện cả sai số trung bình và mức độ dao động. Kết quả này củng

cố nhận định rằng hiện tượng cập nhật mục tiêu quá thường xuyên có thể gây ra điều khiển quá nhạy và dao động, trong khi bộ lọc đa tầng được đề xuất đã tạo ra sự cân bằng giữa tính phản ứng và tính ổn định khi robot bám mục tiêu động.

5. Kết luận và hướng phát triển

Bài báo đã đề xuất các thuật toán lọc mục tiêu đa tầng cho bài toán bám đối tượng động của robot sử dụng bộ công cụ Navigation Stack. Thay vì gửi mục tiêu liên tục theo từng khung hình từ mô-đun xử lý ảnh, phương pháp đề xuất bổ sung một nút xử lý trung gian kết hợp lọc theo thời gian, lọc theo không gian và dự báo vị trí bằng bộ lọc Kalman trước khi chuyển mục tiêu cho nút *move_base*. Cách tiếp cận này không yêu cầu thay đổi cấu trúc lõi của hệ thống điều khiển mà chỉ tác động ở tầng giao tiếp mục tiêu, do đó bảo đảm tính linh hoạt và khả năng tích hợp cao với các robot hiện có.

Kết quả thực nghiệm cho thấy các thuật toán đề xuất mang lại những cải thiện đáng kể trên nhiều phương diện. Thứ nhất, tần suất gửi mục tiêu giảm so với trường hợp không sử dụng bộ lọc, qua đó hạn chế số lần tái TKQĐ không cần thiết và giảm tải tính toán cho bộ TKQĐ cục bộ. Thứ hai, chỉ số J_{RMS} của cả vận tốc dài và vận tốc góc đều giảm rõ rệt, chứng tỏ chuyển động của robot trở nên mượt và ổn định hơn khi tránh được các phản ứng quá nhạy trước nhiễu đo đạc hoặc dao động nhỏ của mục tiêu. Thứ ba, các chỉ số sai lệch theo dõi như MAE và độ lệch chuẩn của sai lệch khoảng cách và sai lệch góc đều được cải thiện, cho thấy việc giảm tần số cập nhật mục tiêu không làm suy giảm độ chính xác mà ngược lại còn nâng cao tính ổn định của quá trình robot bám theo người.

Những kết quả này khẳng định rằng vấn đề trong bài toán bám mục tiêu động không chỉ nằm ở thuật toán TKQĐ cục bộ mà còn ở cơ chế cập nhật mục tiêu ở tầng điều khiển lớp trên. Việc điều tiết hợp lý tần số gửi mục tiêu vai trò quan trọng trong việc cân bằng giữa tính phản ứng và tính ổn định của toàn hệ thống.

Trong các nghiên cứu tiếp theo, phương pháp có thể được mở rộng theo một số hướng. Trước hết, ngưỡng lọc thời gian và không gian hiện được lựa chọn theo thực nghiệm; do đó, một hướng phát triển tiềm năng là xây dựng giải thuật thích nghi, tự động điều chỉnh ngưỡng dựa trên vận tốc và gia tốc ước lượng của mục tiêu. Bên cạnh đó, mô hình dự báo có thể được mở rộng sang các bộ lọc phi tuyến hoặc mô hình học sâu nhằm xử lý tốt hơn các chuyển động đột ngột hoặc phi tuyến mạnh. Ngoài ra, việc kiểm chứng phương pháp trong môi trường có vật cản động phức tạp hoặc trên nền tảng ROS2 với Nav2 cũng là một hướng đi cần thiết để đánh giá tính tổng quát và khả năng ứng dụng thực tiễn của giải pháp.

Tổng thể, nghiên cứu đã cung cấp một hướng tiếp cận đơn giản nhưng hiệu quả nhằm cải thiện chất lượng bám mục tiêu động của robot di động sử dụng Navigation Stack, đồng thời mở ra nhiều khả năng phát triển và tối ưu sâu hơn trong tương lai.

Tài liệu tham khảo

1. MUR-ARTAL, R., & TARDOS, J. D. (2017). ORB-SLAM2: An open-source SLAM system for monocular, stereo, and RGB-D cameras. IEEE Transactions on Robotics, 33(5), 1255-1262.
2. QIN, T., LI, P., & SHEN, S. (2018). VINS-Mono: A robust and versatile monocular visual-inertial state estimator. IEEE Transactions on Robotics, 34(4), 1004-1020.

3. REDMON, J., DIVVALA, S., GIRSHICK, R., & FARHADI, A. (2016). You only look once: Unified, real-time object detection. In Proceedings of the IEEE conference on computer vision and pattern recognition (pp. 779-788).
4. https://answers.ros.org/question/192397/ (access time: 25/3/2026)
5. S. MACENSKI, F. MARTÍN, R. WHITE, AND J. GINÉS CLAVERO, "The Marathon 2: A Navigation System," arXiv:2003.00368, 2020
6. MCCORMAC, J., HANDA, A., DAVISON, A., & LEUTENEGGER, S. (2017). SemanticFusion: Dense 3D semantic mapping with convolutional neural networks. In 2017 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA) (pp. 4628-4635).
7. D. TIOZZO FASIOLO, E. MASET, L. SCALERA, S. O. MACAULAY, A. GASPARETTO, A. FUSIELLO. (2022). Combining Lidar SLAM and deep learning-based people detection for autonomous indoor mapping in a crowded environment. The International Archives of the Photogrammetry Remote Sensing and Spatial Information Sciences. DOI: 10.5194/isprs-archives-XLIII-B1-2022-447-2022.
8. DUC MY VO, LIXING JIANG, ANDREAS ZELL. (2015). Real time person detection and tracking by mobile robots using RGB-D images. International Conference on Robotics and Biomimetics December 5-10, 2014, Bali, Indonesia.
9. LE BA CHUNG, NGUYEN DUC DUY. (2023). Real-time object detection and tracking for mobile robot using YOLOv8 and Strong SORT. Universum: Technical sciences, 11(116_6), 36-44.

Optimization of high-frequency target update mechanisms for dynamic object tracking in the ROS Navigation Stack

Abstract: *In dynamic object tracking tasks, high-frequency target updates within the ROS 1 Navigation Stack often lead to jerky motion and "stop-and-go" behavior. This issue primarily arises from the goal-preemption mechanism of the move_base node, which forces the system to cancel and reinitialize the trajectory planning process whenever a new goal is received. This paper analyzes the architectural limitations of move_base when applied to dynamic target tracking and clarifies the response of commonly used local planners to discontinuous control commands. Based on this analysis, an optimization strategy is proposed that combines navigation parameter tuning with goal update management through spatial filtering and position prediction. The proposed approach improves motion smoothness and computational efficiency for camera-based mobile robots performing dynamic target following within the ROS framework.*

Keywords: *human tracking; ROS; Navigation Stack.*

Mô phỏng ảnh hưởng của các yếu tố môi trường tới chuyển động của phương tiện mặt nước không người lái sử dụng hệ thống đẩy bằng phản lực nước

Nguyễn Đức Duy[1], Lê Bá Chung[1*]

[1]Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn

Email: chungbaumanvietnam@gmail.com; Tel: 0968714869

Tóm tắt

Bài báo trình bày việc xây dựng mô hình động học, động lực học 3 bậc tự do và môi trường mô phỏng cho phương tiện mặt nước không người lái (USV) sử dụng hệ thống đẩy phản lực nước (waterjet). Điểm đóng góp mới của nghiên cứu là mô hình hóa thành công đặc tính động lực học của cơ cấu waterjet trên nền tảng ROS 2 và Gazebo, có tích hợp đồng bộ các mô hình nhiễu môi trường (gió, sóng). Thông qua các kịch bản đánh giá đặc tính chuyển động, kết quả định lượng cho thấy: dưới tác động của môi trường, USV bị ảnh hưởng mạnh về độ ổn định, với độ trôi dạt ngang tối đa lên tới 10,59 mét (dưới tác động của gió ngang) và độ lệch hướng trung bình (Yaw RMS) đạt 11,43 độ (trong điều kiện nhiễu phức hợp sóng và gió). Nghiên cứu cung cấp một công cụ mô phỏng có độ tin cậy cao, tạo tiền đề định lượng quan trọng để thiết kế và kiểm chứng các thuật toán điều khiển kháng nhiễu tiên tiến cho USV trong thực tế.

***Từ khóa**: USV; waterjet; ROS2; Gazebo.*

1. Đặt vấn đề

Trong những năm gần đây, phương tiện mặt nước không người lái (Unmanned Surface Vehicle - USV) đã trở thành một công cụ đắc lực trong các nhiệm vụ khảo sát đại dương, tuần tra, và cứu hộ. Để triển khai các thuật toán điều khiển tự hành xuống thực địa, việc xây dựng mô hình toán học chính xác và thử nghiệm trên môi trường mô phỏng là bước đi bắt buộc nhằm giảm thiểu chi phí và rủi ro.

Về mô hình động lực học, các nghiên cứu nền tảng về phương tiện hàng hải thường được phát triển dựa trên hệ phương trình của Fossen [1]. Nhiều công trình đã xây dựng thành công mô hình 3 bậc tự do (3-DOF) hoặc 6 bậc tự do (6-DOF) cho USV nhằm phục vụ bài toán bám điểm và bám quỹ đạo. Tuy nhiên, phần lớn các mô hình này tập trung vào cấu hình hệ đẩy vi sai (differential thrust) hoặc chân vịt bẻ lái (azimuth thruster) truyền thống.

Về công cụ mô phỏng, nền tảng ROS (Robot Operating System) và Gazebo hiện đang là tiêu chuẩn công nghiệp. Điển hình, dự án Virtual RobotX (VRX) của Bingham và cộng sự đã cung cấp một môi trường chuẩn mực để thử nghiệm USV, có tích hợp các mô hình nhiễu môi trường như gió, sóng và dòng chảy thủy động lực học. Mặc dù vậy, các plugin cấu hình sẵn trong thư viện Gazebo chủ yếu hỗ trợ các cơ cấu chân vịt thông thường và chưa mô tả đầy đủ các hệ truyền động đặc thù.

Thực tế hiện nay, hệ thống đẩy phản lực nước (waterjet) ngày càng được ưa chuộng trên các USV cỡ nhỏ nhờ khả năng hoạt động an toàn ở vùng nước nông và chống mắc kẹt díp rác. Khác với chân vịt vi sai có thể quay tại chỗ (turning in place), hệ đẩy waterjet có đặc tính phi tuyến rất mạnh: bán kính quay vòng bị giới hạn và phụ thuộc trực tiếp vào lực đẩy xả ra. Việc áp dụng trực tiếp các mô hình và plugin của chân vịt truyền thống vào mô phỏng waterjet sẽ dẫn đến sự sai lệch lớn về động học, đặc biệt khi phương tiện phải điều hướng dưới tác động của lực dạt ngang do gió và sóng.

Nhằm giải quyết vấn đề trên, bài báo này đi sâu vào việc số hóa và đánh giá hệ đẩy phản lực nước trong môi trường nhiễu. Điểm khác biệt và đóng góp chính của bài báo bao gồm:

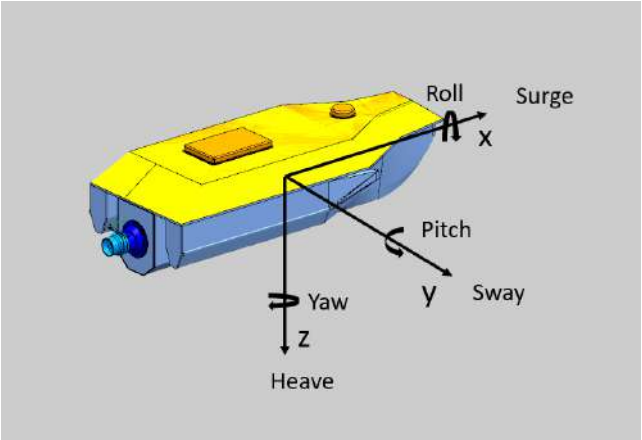
1. Xây dựng mô hình động học và động lực học 3 bậc tự do chuyên biệt cho USV sử dụng waterjet, có xét đến các thành phần lực nhiễu môi trường.
2. Tích hợp và cấu hình thành công hệ đẩy waterjet phi tuyến vào môi trường ROS 2 và Gazebo Harmonic (kế thừa các plugin từ VRX).
3. Đánh giá và so sánh định lượng sự suy giảm chất lượng bám điểm (thể hiện qua sai lệch quỹ đạo ngang và hiện tượng quỹ đạo xoắn) dưới tác động của gió và sóng biển.

Nghiên cứu này cung cấp một nền tảng mô phỏng sát với thực tế vật lý, tạo cơ sở quan trọng để thiết kế các bộ điều khiển phi tuyến cấp cao kháng nhiễu cho USV sử dụng waterjet trong tương lai.

2. Mô hình động học USV sử dụng cơ cấu đẩy bằng phản lực nước

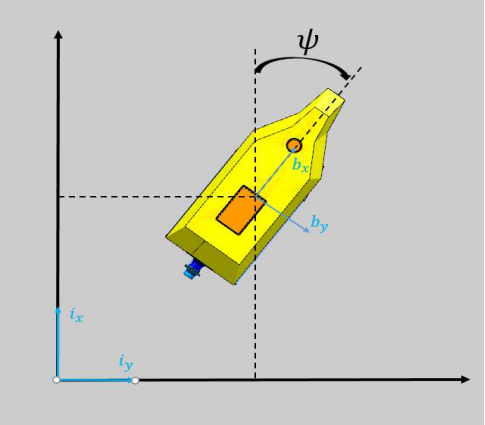
USV sử dụng hệ thống đẩy phản lực nước (waterjet propulsion) hoạt động dựa trên nguyên lý bơm và phụt nước để tạo lực đẩy. Cụ thể, cơ cấu waterjet pump hút nước từ phía dưới thân tàu, sau đó gia tốc và phun ra ngoài qua vòi phun để sinh lực đẩy theo phương ngược lại. Hướng chuyển động của USV được điều khiển bằng cách thay đổi góc của vòi phun, trong khi tốc độ di chuyển phụ thuộc vào tốc độ quay của động cơ bơm trong hệ thống waterjet.

Khi USV chuyển động trên mặt nước, có thể mô tả chuyển động tổng quát của nó theo 6 bậc tự do, bao gồm: tiến/lùi (surge), ngang trái/phải (sway), lên/xuống (heave), lắc ngang (roll), lắc dọc (pitch) và quay quanh trục thẳng đứng (yaw) (hình 1).



Hình 1. Mô hình động học của USV trong không gian với 6 bậc tự do

Tuy nhiên, để đơn giản hóa bài toán và tập trung vào chuyển động chính trong mặt phẳng ngang, mô hình trong nghiên cứu này được rút gọn từ 6 bậc tự do xuống còn 3 bậc tự do gồm surge, sway và yaw. Giả thiết này được chấp nhận rộng rãi đối với các USV cỡ nhỏ hoạt động trong vùng nước tĩnh hoặc sóng thấp, khi các dao động theo phương đứng (heave), lắc ngang (roll) và lắc dọc (pitch) có biên độ nhỏ và ảnh hưởng không đáng kể đến quỹ đạo chuyển động tổng thể. Cách tiếp cận này giúp giảm đáng kể độ phức tạp của mô hình động lực học, đồng thời vẫn bảo toàn được bản chất vật lý của chuyển động trong mặt phẳng ngang - miền quan trọng nhất trong các bài toán điều khiển và dẫn hướng USV.



Hình 2. Mô hình động học của USV trong mặt phẳng ngang với 3 bậc tự do

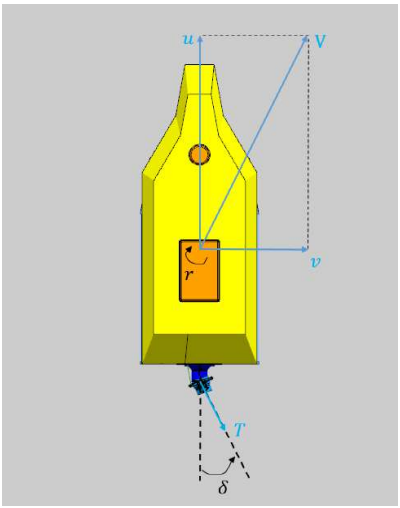
Khi đó, phương trình động học mô tả mối quan hệ giữa vị trí của USV trong hệ tọa độ toàn cục $[x, y, \psi]^T$ và vận tốc của USV trong hệ tọa độ địa phương gắn với thân tàu $[u, v, r]^T$, được biểu diễn như sau:

$$\begin{pmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \\ \dot{\psi} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos\psi & -\sin\psi & 0 \\ \sin\psi & \cos\psi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} u \\ v \\ r \end{pmatrix} \quad (1)$$

Trong đó:

- (x, y): Tọa độ vị trí của USV trong mặt phẳng ngang;
- ψ: Hướng của tàu (yaw);
- u: Vận tốc tiến/lùi (surge);
- v: Vận tốc ngang (sway);
- r: Tốc độ quay theo hướng yaw;
- $\begin{pmatrix} \cos\psi & -\sin\psi & 0 \\ \sin\psi & \cos\psi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$: Ma trận quay chuyển đổi vận tốc từ hệ thân USV sang hệ quán tính.

Vận tốc tổng của USV được xác định theo công thức: $V = \sqrt{u^2 + v^2}$.



Hình 3. Lực và góc đẩy của waterjet

Vận tốc trong hệ thân USV có thể được viết lại theo công thức:

$$\begin{pmatrix} u \\ v \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos\beta & -\sin\beta \\ \sin\beta & \cos\beta \end{pmatrix} \begin{pmatrix} V \\ 0 \end{pmatrix} \quad (2)$$

Trong đó: $\beta = arcsin\left(\frac{v}{V}\right)$ là góc trượt (*sideslip angle*) biểu thị mức độ lệch của hướng vận tốc so với hướng của USV; $\chi = \psi + \beta$ là góc đường đi (*course angle*) biểu thị hướng thực tế của USV khi tính đến cả góc yaw và góc trượt.

Kết hợp với phương trình (1), ta thu được:

$$\begin{pmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \\ \dot{\psi} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos\psi & -\sin\psi & 0 \\ \sin\psi & \cos\psi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \cos\beta & -\sin\beta & 0 \\ \sin\beta & \cos\beta & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} V \\ 0 \\ r \end{pmatrix} \quad (3)$$

Hoặc, sử dụng góc đường đi χ:

$$\begin{pmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \\ \dot{\chi} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos\chi & -\sin\chi & 0 \\ \sin\chi & \cos\chi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} V \\ 0 \\ r + \dot{\beta} \end{pmatrix} \quad (4)$$

Trong đó $\dot{\beta}$ được tính từ công thức: $Vcos\beta\dot{\beta} = \dot{v} - \dot{V}sin\beta$.

Phương trình (4) không hoàn toàn là động học vì thành phần $\dot{\beta}$ phụ thuộc vào gia tốc, liên quan đến động lực học.

3. Mô hình động lực học 3DOF cho USV

Phương trình động lực học tổng quát của USV được viết như sau:

$$M\dot{\nu} + C(\nu)\nu + D(\nu)\nu + g(\eta) = \tau + \tau_{wind} + \tau_{wave} \quad (5)$$

Trong đó: M là ma trận khối lượng, C là ma trận Coriolis và ly tâm, D là ma trận giảm chấn (biểu thị các lực cản thuỷ động lực học), $g(\eta)$ là vector lực trọng lực và lực nổi, τ là tổng vector lực và momen tạo bởi cơ cấu đẩy, τ_{wind} và τ_{wave} tương ứng là vector của lực và momen gây ra bởi gió và sóng [7-8].

Để đơn giản hoá tính toán, xét USV hoạt động trên mặt phẳng với 3 bậc tự do cùng các giả thiết sau đây:

- *Bỏ qua roll, pitch, và heave:* Các chuyển động ngoài mặt phẳng ngang (lắc ngang, lắc dọc, lên/xuống) được bỏ qua, dẫn đến các phương trình cho các lực và momen tương ứng bằng 0:

$$Z = K = M = 0, \quad p = q = w = 0, \quad g(\eta) = 0$$

Trong đó:

- Z: Lực theo trục đứng (heave);
- K: Momen lắc ngang (roll);
- M: Momen lắc dọc (pitch);
- p, q, w: Tốc độ quay roll, pitch, và vận tốc heave;
- $g(\eta)$: Vector lực trọng lực và lực nổi, được giả định bằng 0 trong mặt phẳng ngang.

- *Tính đối xứng của USV:* USV được giả định có tính đối xứng theo chiều dọc và ngang, giúp đơn giản hóa các ma trận khối lượng và lực cản.

- *Môi trường sông, hồ:* Mô hình bỏ qua các hiệu ứng phức tạp như liên kết với chuyển động lắc ngang (roll coupling) và tác động của sóng lớn.

- *Thrust line effects:* Hiệu ứng nghiêng USV khi vào cua (do lực đẩy tác động dưới tâm trọng lực) bị bỏ qua để đơn giản hóa.

- *Lực cản tách biệt:* Lực cản theo hướng tiến (surge) được giả định tách biệt khỏi lực cản do chuyển động ngang (sway) và quay (yaw), giúp đơn giản hóa ma trận lực cản.

Để đi vào tính toán cụ thể cho từng thành phần của phương trình (5), ta định nghĩa một số vector trạng thái và ma trận đặc trưng như sau:

* ***Vector trạng thái*** bao gồm vector vị trí trong hệ tọa độ toàn cục $\eta = \left[x, y, \psi\right]^T$ và vector vận tốc trong hệ tọa độ gắn với thân USV $\nu = \left[u, v, r\right]^T$.

* ***Ma trận khối lượng*** bao gồm khối lượng thực của USV và khối lượng bổ sung do tương tác với nước:

$$M = \begin{pmatrix} m - X_{\dot{u}} & 0 & 0 \\ 0 & m - Y_{\dot{v}} & mx_{\mathrm{cg}} - Y_{\dot{r}} \\ 0 & mx_{\mathrm{cg}} - N_{\dot{v}} & I_{zz} - N_{\dot{r}} \end{pmatrix}$$

Trong đó: m là trọng lượng của USV; $X_{\dot{u}}, Y_{\dot{v}}, Y_{\dot{r}}, N_{\dot{v}}, N_{\dot{r}}$ là các hệ số khối lượng bổ sung, biểu thị tác động của nước lên gia tốc của USV, phụ thuộc vào hình dạng của USV và tương tác với nước; x_{cg} là tọa độ tâm trọng lực theo trục dọc; I_{zz} là mômen quán tính quanh trục đứng.

Có thể thấy rằng, ma trận này không đối xứng do các thành phần liên quan đến tâm trọng lực x_{cg}, phản ánh ảnh hưởng của vị trí tâm trọng lực lên động lực học quay.

* ***Ma trận Coriolis và ly tâm***:

$$C(\nu) = \begin{pmatrix} 0 & 0 & -m\left(x_{\mathrm{cg}} r + v\right) + Y_{\dot{v}} v + \dfrac{N_{\dot{v}} + Y_{\dot{r}}}{2} r \\ 0 & 0 & \left(m - X_{\dot{u}}\right) u \\ m\left(x_{\mathrm{cg}} r + v\right) - Y_{\dot{v}} v - \dfrac{Y_{\dot{r}} + N_{\dot{v}}}{2} r & \left(X_{\dot{u}} - m\right) u & 0 \end{pmatrix}$$

Các thành phần của ma trận này phụ thuộc vào vận tốc (u, v, r) và tâm trọng lực x_{cg}, phản ánh các lực phụ thuộc vào chuyển động quay và vận tốc ngang.

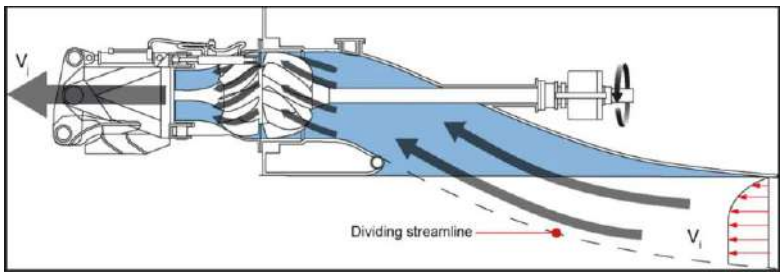
* ***Ma trận lực cản*** được chia thành hai phần: lực cản tuyến tính $D_l = -\begin{pmatrix} X_u & 0 & 0 \\ 0 & Y_v & Y_r \\ 0 & N_v & N_r \end{pmatrix}$

và lực cản phi tuyến $D_q(\nu) = -\begin{pmatrix} X_{|u|u} |u| & 0 & 0 \\ 0 & Y_{|v|v} |v| & Y_{|r|r} |r| \\ 0 & N_{|v|v} |v| & N_{|r|r} |r| \end{pmatrix}$, trong đó: X_u, Y_v, Y_r, N_v, N_r là hệ số lực cản tuyến tính; $X_{|u|u}, Y_{|v|v}, Y_{|r|r}, N_{|v|v}, N_{|r|r}$ là hệ số lực cản phi tuyến.

**** Vector lực, momen gây ra bởi cơ cấu đẩy***

Hệ thống waterjet tạo lực đẩy bằng cách:

- Hút nước từ đáy USV qua một ống dẫn (inlet).
- Tăng áp suất nước bằng cánh quạt (impeller), được điều khiển bởi tốc độ quay (n).
- Phun nước qua vòi phun (nozzle) với vận tốc cao (V_j) để tạo lực đẩy.
- Điều hướng lực đẩy bằng cách thay đổi góc của vòi phun (δ).



Hình 4. Nguyên lý hoạt động của waterjet

Lực đẩy tổng T của waterjet được tính dựa trên sự thay đổi xung lượng của dòng nước từ inlet đến nozzle theo công thức:

$$T = \rho Q\left(V_j - V_i\right)$$

Trong đó:

- ρ : Mật độ nước (1000 kg/m³ cho nước ngọt, 1025 kg/m³ cho nước biển);
- $V_j = C_v nD$: Vận tốc nước tại vòi phun (m/s), với C_v là hệ số vận tốc;
- V_i : Vận tốc nước tại inlet ($V_i \approx V = \sqrt{u^2 + v^2}$);
- $Q = C_Q nD^3$: Lưu lượng nước qua hệ thống waterjet (m³/s). Trong đó: C_Q là hệ số lưu lượng, n là tốc độ quay impeller (vòng/giây), D là đường kính impeller (m).

Khi tính đến hiệu ứng tương tác giữa waterjet và thân USV, lực đẩy thực tế T_{net} được tính theo công thức $T_{net} = T\left(1 - t_w\right)$, trong đó: t_w là hệ số giảm lực đẩy, t_w phụ thuộc vào hình dạng thân USV, vị trí inlet, và tốc độ USV (số Froude).

Lực đẩy thực được phân bố thành các thành phần surge, sway, và mômen yaw: $\tau = \begin{pmatrix} X_{\text{ctrl}} \\ Y_{\text{ctrl}} \\ N_{\text{ctrl}} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} T_{\text{net}} cos\delta \\ T_{\text{net}} sin\delta \\ x_{\text{wj}} T_{\text{net}} sin\delta \end{pmatrix}$, trong đó x_{wj} là khoảng cách từ tâm quay của USV đến tâm vòi phun.

**** Vector lực, momen gây ra bởi gió*** [9]

Lực gió được biểu diễn dưới dạng vector τ_{wind} , bao gồm các thành phần lực và momen:

$$\tau_{\text{wind}} = \begin{bmatrix} F_{X,\text{wind}} \\ F_{Y,\text{wind}} \\ N_{\text{wind}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_X\left(\gamma_{rw}\right) A_{fw} q \\ C_Y\left(\gamma_{rw}\right) A_{lw} q \\ C_N\left(\gamma_{rw}\right) A_{lw} L q \end{bmatrix}$$

Trong đó:

- $F_{X,wind}$: Lực gió theo hướng surge (trục x_b);

- $F_{Y,wind}$: Lực gió theo hướng sway (trục y_b);
- N_{wind} : Momen gió gây xoay quanh trục yaw;
- A_{fw} : Diện tích mặt trước của USV, chịu tác động của gió theo hướng trục x_b;
- A_{lw} : Diện tích mặt bên của USV, chịu tác động của gió theo hướng trục y_b;
- L : Chiều dài của USV, dùng để tính momen yaw;
- q : Áp suất động của gió.

* ***Lực sóng*** τ_{wave}

Lực sóng được biểu diễn dưới dạng vector τ_{wave}, bao gồm các thành phần lực và momen:

$$\tau_{wave} = \begin{bmatrix} F_x(t) \\ F_y(t) \\ M_z(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \rho_w g \eta(t) A_x + \rho_w C_{m,x} V_x \left(\ddot{u}_{w,x}(t) - \ddot{v}_x(t)\right) + \frac{1}{2}\rho_w C_{d,x} A_x u_{r,x}(t)\left|u_{r,x}(t)\right| + F_{\text{drift},x} \\ \rho_w g \eta(t) A_y + \rho_w C_{m,y} V_y \left(\ddot{u}_{w,y}(t) - \ddot{v}_y(t)\right) + \frac{1}{2}\rho_w C_{d,y} A_y u_{r,y}(t)\left|u_{r,y}(t)\right| + F_{\text{drift},y} \\ \sum_j \left(r_{x,j} F_{y,j}(t) - r_{y,j} F_{x,j}(t)\right) \end{bmatrix}$$

Trong đó:

- $\rho_w g \eta(t) A$: Thành phần Froude-Krylov (áp suất sóng) tác động lên diện tích hiệu dụng của USV theo tần số sóng [10];
- $\rho_w C_m V\left(\ddot{u}_w(t) - \ddot{v}(t)\right)$: Thành phần quán tính, phụ thuộc vào gia tốc dòng chảy, gia tốc USV, thể tích chiếm nước và hệ số khối lượng bổ sung.
- $\frac{1}{2}\rho_w C_d A u_r(t)\left|u_r(t)\right|$: Thành phần lực cản phi tuyến dòng thuỷ lực chuyển động tương đối so với thân USV, phụ thuộc vào vận tốc và tiết diện chắn dòng theo từng hướng.
- F_{drift} : Thành phần lực xuất hiện khi sóng không đối xứng (gây trôi).
- $F_{x,j}, F_{y,j}$: Lực tại điểm j trên thân USV.
- $r_{x,j}, r_{y,j}$: Toạ độ điểm tác dụng của lực.

Dựa trên các vector trạng thái và các ma trận đặc trưng đã được xác định ở trên, nhóm tác giả hoàn thiện được phương trình động lực học (5) của USV. Tiếp theo, sẽ trình bày phương pháp mô phỏng các phương trình động học và động lực học của USV trong môi trường Gazebo kết hợp với hệ điều hành robot ROS2.

4. Mô phỏng chuyển động của USV có tác động của các yếu tố môi trường trong Gazebo và ROS2

Trong nghiên cứu này, mô hình USV cỡ nhỏ có kích thước 80×30×25 (cm) và khối lượng 12 kg được lựa chọn để tiến hành mô phỏng. Môi trường hoạt động được giả lập dưới dạng bể nước kích thước 50×25×2 (m), đảm bảo các điều kiện biên phù hợp cho USV hoạt động.

Mô hình hình học của USV được thiết kế bằng phần mềm SolidWorks và chuyển đổi sang định dạng mô tả URDF và SDF để tích hợp trong Gazebo [11]. Các thông số vật lý và động lực học chính của USV được thiết lập và cấu hình trong mô phỏng bao gồm:

- Cấu hình tránh va chạm dạng hình hộp chữ nhật kích thước 0.8×0.3×0.25 (m);

- Momen quán tính: $I = \begin{bmatrix} i_{xx} & i_{xy} & i_{xz} \\ i_{yx} & i_{yy} & i_{yz} \\ i_{zx} & i_{zy} & i_{zz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0.1525 & 0 & 0 \\ 0 & 0.7025 & 0 \\ 0 & 0 & 0.73 \end{bmatrix}$;

- Hệ số gia tốc: liên quan đến lực gia tốc bổ sung do nước bị gia tốc khi USV di chuyển và được tính theo công thức:

$$\begin{bmatrix} F_{ax} \\ F_{ay} \\ F_{az} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -xDotU & 0 & 0 \\ 0 & -yDotV & 0 \\ 0 & 0 & -nDotR \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{u} \\ \dot{v} \\ \dot{r} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -0.6 & 0 & 0 \\ 0 & -2.5 & 0 \\ 0 & 0 & -0.6 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{u} \\ \dot{v} \\ \dot{r} \end{bmatrix}$$

- Hệ số cản tuyến tính (tỷ lệ với vận tốc tuyến tính và góc):

$$\begin{bmatrix} F_{ldx} \\ F_{ldy} \\ F_{ldz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -xU & 0 & 0 \\ 0 & -yV & 0 \\ 0 & 0 & -zW \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u \\ v \\ w \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -kP & 0 & 0 \\ 0 & -mQ & 0 \\ 0 & 0 & -nR \end{bmatrix} \begin{bmatrix} p \\ q \\ r \end{bmatrix}$$
$$= \begin{bmatrix} -4.0 & 0 & 0 \\ 0 & -8.0 & 0 \\ 0 & 0 & -120 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u \\ v \\ w \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -14 & 0 & 0 \\ 0 & -20 & 0 \\ 0 & 0 & -18 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} p \\ q \\ r \end{bmatrix}$$

- Hệ số cản phi tuyến (tỷ lệ với bình phương vận tốc):

$$\begin{bmatrix} F_{ndx} \\ F_{ndy} \\ K_{ndx} \\ M_{ndy} \\ N_{ndz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -xUU & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -yVV & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -kPP & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -mQQ & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -nRR \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} |u|u \\ |v|v \\ |p|p \\ |q|q \\ |r|r \end{bmatrix}$$
$$= \begin{bmatrix} -10 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -24 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -20 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -28 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -24 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} |u|u \\ |v|v \\ |p|p \\ |q|q \\ |r|r \end{bmatrix}$$

- Bể bơi kích thước 50m×25m. Cấu hình giá trị gia tốc trọng trường là $g = 9.81 m/s^2$, có chiều ngược với chiều dương trục z. Khối lượng riêng của nước $1000 kg/m^3$ (nước ngọt), khối lượng không khí (phía trên mặt nước) $1.2 kg/m^3$.

- Lực nổi: $F_{buoyancy} = \rho V g = 1000 \times (0.8 \times 0.3 \times 0.25) \times 9.81 = 588.6(N)$.

- Trọng lực của USV: $F_{gravity_USV} = m \times g = 12 \times 9.81 = 117.72(N)$.

Do $F_{buoyancy} > F_{gravity_USV}$, nên đảm bảo điều kiện USV nổi được trên mặt nước.

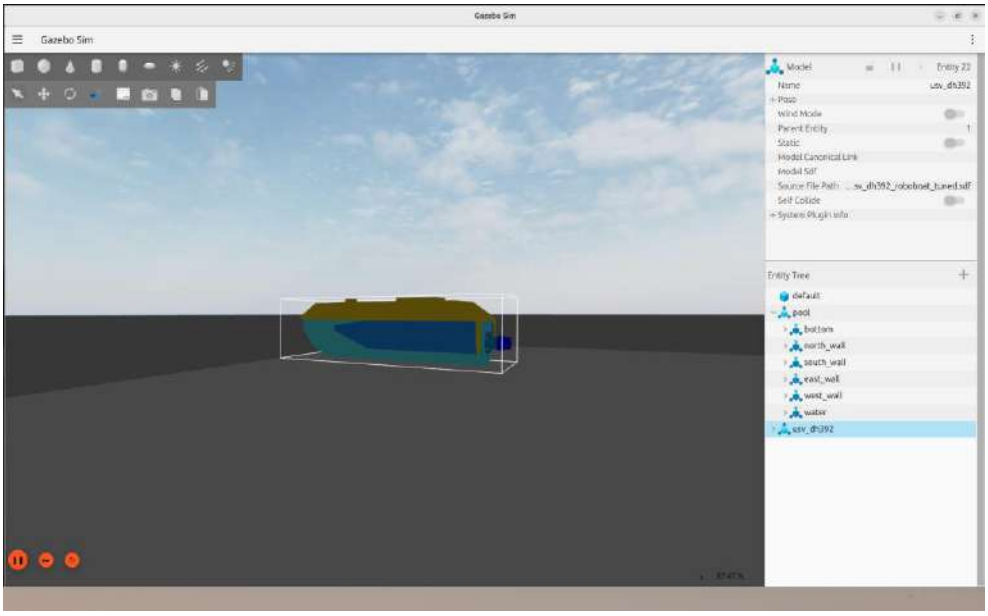
Các thông số cơ học trên được trích xuất trực tiếp từ mô hình CAD. Do hạn chế về điều kiện thử nghiệm thủy động lực học thực tế, các hệ số trong ma trận M và D (cấu hình cho

plugin *vrx::SimpleHydrodynamics*) được nội suy tỉ lệ (scale-down) từ cơ sở dữ liệu của mô hình WAM-V [11], kết hợp lý thuyết tàu thân mảnh. Các giá trị này sau đó được tinh chỉnh (fine-tuning) qua thử nghiệm đáp ứng bước (step-response) trong Gazebo để bảo đảm quỹ đạo và bán kính quay vòng khớp với đặc tính thực tế của USV cỡ nhỏ. Trong giới hạn của nghiên cứu, để phù hợp với kiến trúc tính toán của plugin mô phỏng và do phương tiện hoạt động ở vận tốc thấp, các ma trận động lực học được giả định là ma trận đường chéo. Các hiệu ứng liên kết chéo do sự mất đối xứng trước - sau (sway-yaw coupling) được xem xét như một thành phần nhiễu động lực học chưa biết (unmodeled dynamics) và sẽ được bù trừ bởi bộ điều khiển kháng nhiễu.

- Cấu hình tác động của gió: Lực gió được tính toán dựa trên tốc độ gió trung bình (*wind_mean_velocity*), hướng gió *(wind_direction*), và hệ số cản gió (*coeff_vector*). Lực gió được áp dụng lên link *base_link* của USV, ảnh hưởng đến chuyển động ngang *(x, y)* và xoay *(yaw, quanh trục z)*. Lực gió được tính theo công thức: $F_i = \frac{1}{2}\rho_{air} C_i V^2 A_i$, trong đó: ρ_{air} là mật độ không khí ($\sim 1.22 kg/m^3$); C_i là hệ số cản gió; V là tốc độ gió trung bình; A_i là diện tích tiếp xúc gió theo trục i.

- Cấu hình sự tác động của sóng: Bao gồm 4 tham số chính: *Direction:* Hướng sóng; *Gain:* Biên độ sóng; *Period:* Chu kỳ sóng; *Steepness:* Độ dốc sóng, xác định dạng sóng.

Sau khi đã cấu hình đầy đủ các tham số, ta thu được mô hình USV trong Gazebo như trên hình 5.



Hình 5. Mô hình USV trong Gazebo

5. Mô phỏng và đánh giá kết quả

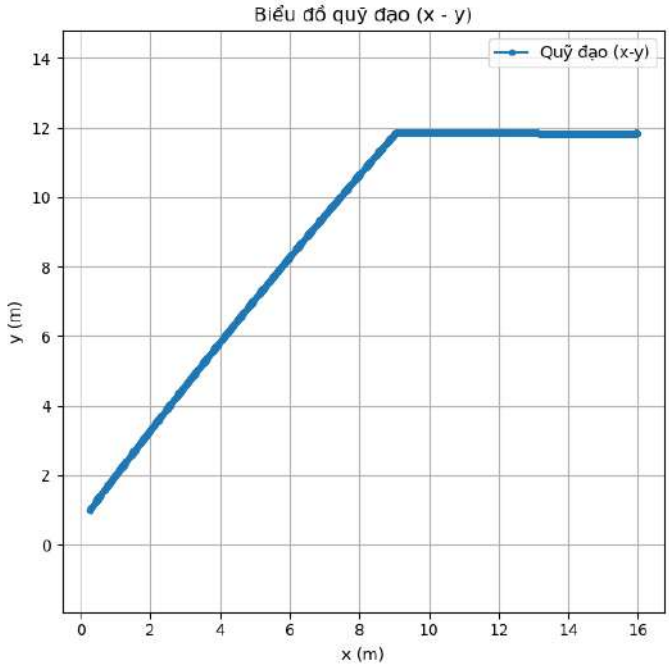
Để đánh giá toàn diện đặc tính động lực học của USV hệ đẩy waterjet, nghiên cứu tiến hành khảo sát thông qua 8 kịch bản (KB) với các mức độ nhiễu tăng dần: từ môi trường lý tưởng (KB1), nhiễu đơn lẻ của gió dọc/ngang (KB2, KB3), nhiễu đơn lẻ của sóng (KB4), cho đến các nhiễu phức hợp có thay đổi góc tấn của sóng và gió kết hợp lực đẩy (KB5 đến KB8).

Các chỉ tiêu đánh giá cốt lõi bao gồm: độ trôi dạt ngang lớn nhất (Max Cross-track error) – đặc trưng cho sự mất ổn định tịnh tiến, và sai số góc hướng trung bình (Yaw RMS) – đặc trưng cho sự mất ổn định quay. Kết quả được tổng hợp chi tiết tại Bảng 1 như sau:

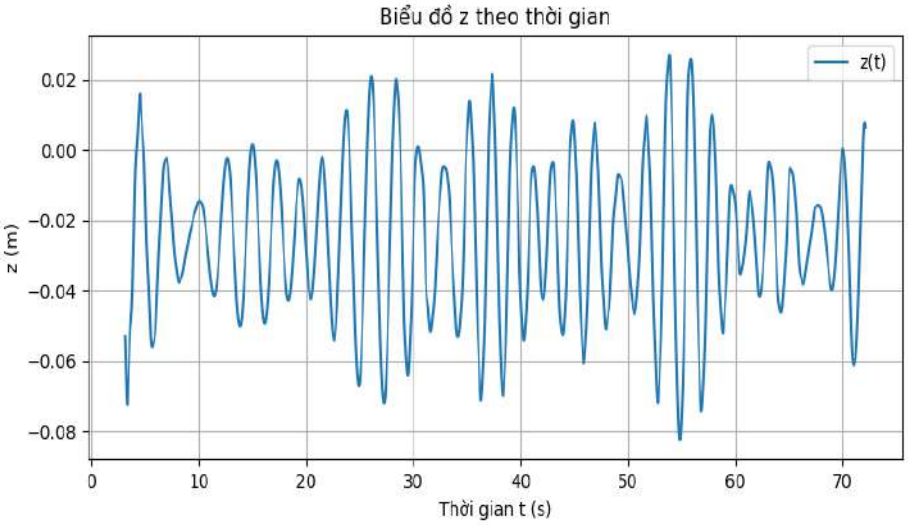
Bảng 1: So sánh sai lệch quỹ đạo của USV dưới 8 kịch bản môi trường

Kịch bản	Đặc điểm nhiễu và trạng thái hoạt động	Độ trôi dạt ngang lớn nhất (m)	Độ lệch hướng trung bình (độ)
KB1	Thả trôi trong môi trường lý tưởng (không nhiễu)	0,029	0,000
KB2	Chỉ có tác động của gió dọc trục X (1,5 m/s)	0,022	0,068
KB3	Chỉ có tác động của gió ngang trục Y	10,592	0,000
KB4	Chỉ có tác động của sóng (T=2s, A=0,14m)	0,006	0,333
KB5	Sóng (0,14m) kết hợp gió dọc trục X (3,0 m/s)	0,015	0,116
KB6	Sóng (0,14m) kết hợp gió xiên góc 45° (3,0 m/s)	10,098	1,011
KB7	Động cơ chạy thẳng (F=0,8N), không nhiễu	0,130	0,212
KB8	Động cơ chạy thẳng (F=0,8N), sóng góc 45°, gió góc 60°	7,837	11,427

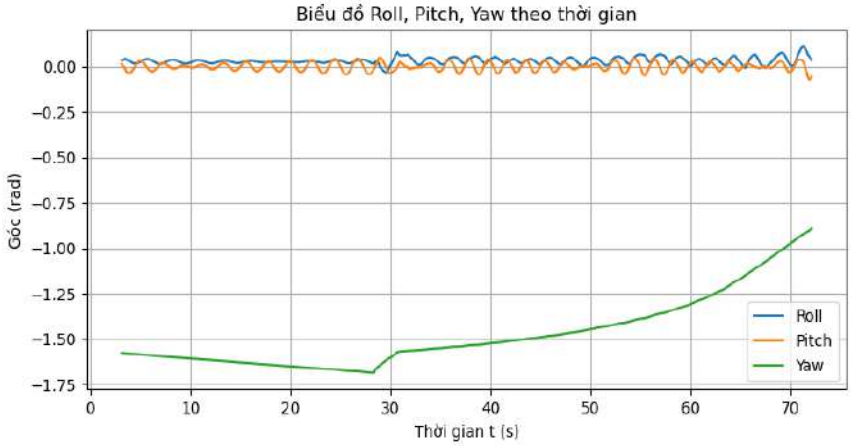
Để đơn giản hóa, nhóm tác giả bỏ qua việc trình bày chi tiết đáp ứng của từng kịch bản, các Hình 6, 7 và 8 dưới đây được trích xuất từ Kịch bản 8 nhằm minh họa tiêu biểu cho trạng thái động học của USV khi phải chịu tác động khắc nghiệt nhất (nhiễu phức hợp gió xiên, sóng xiên và có lực đẩy).



Hình 6. Quỹ đạo theo tọa độ (x,y) của USV khi chịu tác động của sóng (T=2s, A=0.14m, góc 45° theo trục X), gió (vận tốc 3.0 m/s, góc 60°) và lực của waterjet (F=0.8N, góc lái 0°)



Hình 7. Dao động theo trục z của USV



Hình 8. Các góc Roll Pitch Yaw của USV theo thời gian

Dựa trên chuỗi số liệu định lượng từ Bảng 1 và các dạng đồ thị đáp ứng điển hình, có thể bóc tách cơ chế tác động vật lý của môi trường lên USV như sau:

- **Tác động tịnh tiến của gió:** Dữ liệu từ KB3 và KB6 cho thấy gió là tác nhân chủ đạo gây ra lực dạt ngang (sway force) mang tính ổn định. Khi có luồng gió thổi ngang hoặc xiên qua thân phương tiện, lực khí động học đẩy USV trôi dạt liên tục về một phía (sideslip). Điều này tạo ra sai số quỹ đạo ngang cực lớn, tiêu biểu lên tới 10,59 mét ở KB3, chứng tỏ hệ đẩy waterjet rất dễ bị trượt ngang nếu không có thuật toán bù trôi (anti-drift).
- **Tác động dao động của sóng:** Khác với gió, sóng biển tạo ra các lực và mô-men dao động ở tần số cao. Phân tích độc lập tại KB4 cho thấy sóng hầu như không làm tàu trôi dạt tịnh tiến đi xa (sai lệch chỉ 0,006 mét), nhưng lại tác động mạnh lên phương thẳng đứng (gây nhấp nhô Heave) và làm góc hướng (Yaw) dao động liên tục.
- **Tác động kết hợp và giới hạn hệ thống:** Trong kịch bản phức hợp (KB8), sự cộng hưởng nhiễu làm suy giảm nghiêm trọng độ ổn định toàn cục. USV vừa chịu lực đẩy trôi dạt (lệch 7,83 mét) vừa bị nhiễu góc hướng dữ dội (Yaw RMS vọt lên 11,43°). Tình trạng này buộc cơ cấu vòi phun của waterjet phải hoạt động bẻ lái bù trừ liên tục. Do

giới hạn biên độ vật lý của vòi phun, hệ thống xuất hiện độ trễ động học lớn, làm giảm hiệu suất lực đẩy tiến và sinh ra quỹ đạo răng cưa.

Phân tích định lượng từ 8 kịch bản đã minh chứng bằng thực nghiệm rằng nhiễu môi trường, đặc biệt là sự kết hợp của gió và sóng, gây suy giảm nghiêm trọng độ ổn định quỹ đạo của USV waterjet. Kết quả này đặt ra yêu cầu thiết yếu phải phát triển các bộ điều khiển phi tuyến (như điều khiển trượt SMC) để kháng nhiễu trong tương lai.

6. Kết luận

Bài báo đã xây dựng thành công mô hình động lực học và môi trường mô phỏng Gazebo chuyên biệt cho USV sử dụng hệ đẩy phản lực nước (waterjet). Đóng góp chính của nghiên cứu là số hóa và đánh giá định lượng được sự suy giảm tính ổn định, cũng như độ trôi dạt quỹ đạo ngang của cơ cấu waterjet dưới tác động nhiễu phi tuyến của sóng và gió. Nền tảng mô phỏng có độ tin cậy cao này tạo cơ sở vững chắc để phân tích đặc tính phương tiện. Trong giai đoạn tiếp theo, hướng nghiên cứu sẽ tập trung vào việc thiết kế các bộ điều khiển phi tuyến cấp cao (như Điều khiển trượt - SMC) nhằm triệt tiêu nhiễu môi trường, đồng thời tiến hành chế tạo mô hình USV thực tế để thử nghiệm đối chứng với các kết quả mô phỏng.

Tài liệu tham khảo

1. Thor I. Fossen, "Handbook of Marine Craft Hydrodynamics and Motion Control", John Wiley & Sons, 2011.
2. Z. Liu, Y. Zhang, X. Yu, và C. Yuan, "Unmanned surface vehicles: An overview of developments and challenges," Annual Reviews in Control, vol. 41, tr. 71-93, 2016.
3. OceanAlpha ME120. Hydrographic Unmanned Surface Vehicle: Convertible catamaran USV platform for hydrographic survey.
4. Unmanned Maritime Warfare: Ukraine's Magura V7 USV and the Evolution of Asymmetric Tactics in the Black Sea Conflict, Debuglies, 4 tháng 7, 2025.
5. Taiwan shipbuilder unveils domestic unmanned surface vehicle "Endeavor Manta", Focus Taiwan - Central News Agency (CNA), 25 tháng 3, 2025.
6. Thanhuytphcm.vn, [Video] Sáng chế tàu không người lái phục vụ quan trắc tự động, cập nhật 16:12 ngày 09 tháng 06 năm 2019.
7. Tài liệu thiết kế xuồng CQ-01 - Viện Kỹ thuật hải quân/ Quân chủng Hải quân.
8. Đoàn Hữu Khánh, Đinh Anh Tuấn, và Hoàng Đức Tuấn, "Xây dựng, phân tích động lực học của mô hình tàu container 3D 6 bậc tự do dưới tác động của sóng và gió," Tạp chí Khoa học Công nghệ Hàng hải, số 72, tr. 15-21, 2022.
9. Jan Gebauer, Renata Wagnerová, Pavel Smutný, và Petr Podešva, "Controller design for variable pitch propeller propulsion drive," IFAC PapersOnLine, vol. 52, số 27, tr. 186-191, 2019.
10. Edoardo I. Sarda, Huajin Qu, Ivan R. Bertaska, Karl D. von Ellenrieder. Station-keeping control of an unmanned surface vehicle exposed to current and wind disturbances. Ocean Engineering. Volume 127, 15 November 2016, Pages 305-324.
11. Web: https://en.wikipedia.org/wiki/Froude%E2%80%93Krylov_force. Truy cập ngày 12/11/2025.
12. Brian Bingham, Carlos Aguero, Michael Mccarrin, Michael Mccarrin. Toward Maritime Robotic Simulation in Gazebo. Conference OCEANS 2019 MTS/IEEE SEATTLE. DOI: 10.23919/OCEANS40490.2019.8962724. 10 pages.

Simulation of the effects of environmental factors on the motion of a waterjet-propelled unmanned surface vehicle

Abstract: *This paper presents the development of 3-DOF kinematic and dynamic models, alongside a simulation environment, for an unmanned surface vehicle (USV) equipped with a waterjet propulsion system. The novel contribution of this study lies in the successful modeling of the waterjet's nonlinear dynamic cha racteristics on the ROS 2 and Gazebo platforms, featuring the synchronous integration of environmental disturbance models (wind and waves). Through various motion evaluation scenarios, quantitative results reveal that under environmental impacts, the USV's stability is significantly degraded. Specifically, the vehicle exhibits a maximum cross-track drift of up to 10.59 meters under crosswind conditions, and a Root-Mean-Square (RMS) yaw error reaching 11.43 degrees under complex combined wind and wave distur bances. This research provides a highly reliable simulation tool, establishing a crucial quantitative foundation for the design and verification of advanced robust control algorithms for USVs in practical applications.*

Keywords: USV; waterjet; ROS2; Gazebo.

Tổng hợp bộ điều khiển PID cho phương tiện mặt nước không người lái sử dụng hệ thống đẩy bằng phản lực nước trong bài toán bám điểm

Nguyễn Đức Duy[1], Lê Bá Chung[1*]

[1]Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn

Email: chungbaumanvietnam@gmail.com; Tel: 0968714869

Tóm tắt

Trong bài báo, nhóm tác giả đề xuất và tổng hợp bộ điều khiển PID dựa trên sai lệch hướng và khoảng cách tới điểm đặt cho phương tiện mặt nước không người lái (USV) sử dụng hệ thống đẩy bằng phản lực nước. Khác với các USV sử dụng hệ chân vịt truyền thống, hệ đẩy phản lực nước có đặc tính phi tuyến, độ trễ và khả năng quay hạn chế, gây khó khăn cho việc điều khiển chính xác vị trí. Bộ điều khiển được xây dựng theo cấu trúc điều khiển hướng kết hợp với điều chỉnh lực đẩy và bán kính chấp nhận waypoint nhằm đảm bảo quỹ đạo di chuyển ổn định và mượt. Thuật toán được kiểm chứng bằng mô phỏng trong môi trường Gazebo với ROS 2 Jazzy dưới các điều kiện có và không có tác động của sóng, gió. Kết quả mô phỏng cho thấy bán kính chấp nhận waypoint có ảnh hưởng lớn đến chất lượng bám điểm của USV. Khi bán kính chấp nhận lớn, quỹ đạo di chuyển ổn định và mượt nhưng độ chính xác vị trí thấp; ngược lại, khi giảm bán kính chấp nhận, độ chính xác tăng lên nhưng xuất hiện dao động và quỹ đạo xoắn gần waypoint, đặc biệt trong điều kiện có sóng gió.

***Từ khóa**: USV; water-jet; PID; ROS2; Gazebo.*

1. Đặt vấn đề

Phương tiện mặt nước không người lái (Unmanned surface vehicle - USV) ngày càng được ứng dụng rộng rãi trong các lĩnh vực như quốc phòng, an ninh, giám sát môi trường, khảo sát thủy văn và cứu hộ, cứu nạn nhờ tính linh hoạt và an toàn [1]. Trong các nhiệm vụ tự hành, bài toán bám điểm (waypoint tracking) là một trong những bài toán điều khiển cơ bản, yêu cầu phương tiện di chuyển lần lượt qua các điểm mục tiêu với độ ổn định và tin cậy cao [2].

Trong thực tế, nhiều USV sử dụng hệ thống đẩy bằng phản lực nước (water-jet propulsion) nhờ ưu điểm về độ an toàn, cấu trúc gọn nhẹ và khả năng làm việc hiệu quả ở dải vận tốc cao. Tuy nhiên, hệ đẩy phản lực nước có đặc tính động học phi tuyến, tồn tại độ trễ và bán kính quay tối thiểu tương đối lớn, khiến USV không thể quay tại chỗ như các phương tiện sử dụng hệ chân vịt hoặc hệ truyền động vi sai. Ràng buộc về bán kính quay này ảnh hưởng trực tiếp đến khả năng tiếp cận chính xác waypoint và đặt ra yêu cầu đặc biệt đối với thiết kế bộ điều khiển.

Nhiều phương pháp điều khiển tiên tiến như điều khiển tối ưu, điều khiển dự báo mô hình (MPC) hoặc các thuật toán bám đường dựa trên mô hình động học đã được đề xuất cho USV. Tuy nhiên, các phương pháp này thường đòi hỏi mô hình chính xác, chi phí tính toán cao và khó triển khai trong các hệ thống USV cỡ nhỏ hoặc trong môi trường có nhiều bất định. Trong khi đó, bộ điều khiển PID, với cấu trúc đơn giản, dễ hiệu chỉnh và độ tin cậy cao, vẫn là lựa chọn phù hợp cho các hệ thống điều khiển USV trong thực tế, đặc biệt khi kết hợp với các chiến lược điều khiển cấp cao phù hợp với đặc tính động học của phương tiện.

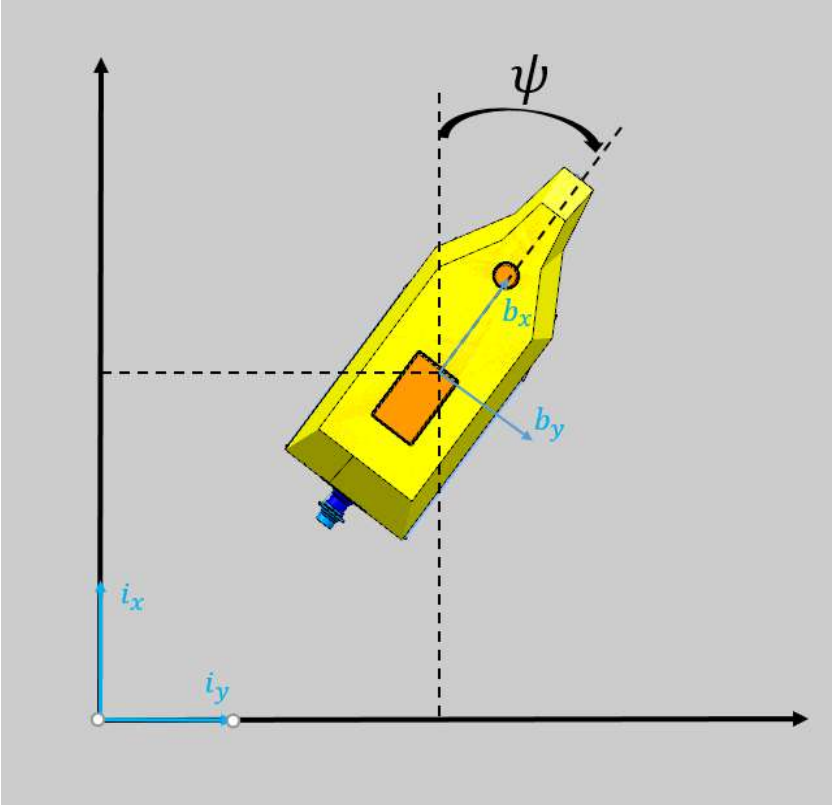
Đối với bài toán bám điểm, một tham số có ảnh hưởng quan trọng đến hiệu quả điều khiển là bán kính chấp nhận waypoint. Bán kính này cần được lựa chọn phù hợp với bán kính quay tối thiểu của USV. Nếu bán kính chấp nhận quá nhỏ so với khả năng quay của phương tiện, USV dễ xuất hiện dao động, quỹ đạo xoắn hoặc mất ổn định gần waypoint. Ngược lại, bán kính chấp nhận lớn hơn giúp USV chuyển waypoint sớm, đảm bảo quỹ đạo mượt và ổn định nhưng làm giảm độ chính xác vị trí.

Xuất phát từ các phân tích trên, bài báo này tập trung vào nghiên cứu, thiết kế bộ điều khiển PID dựa trên sai lệch hướng cho USV sử dụng hệ thống đẩy phản lực nước cho bài toán bám điểm (point-to-point tracking). Bộ điều khiển được kết hợp với khả năng điều chỉnh lực đẩy và cơ chế chuyển waypoint mềm nhằm đáp ứng ràng buộc bán kính quay của USV. Thuật toán được kiểm chứng thông qua mô phỏng trong môi trường Gazebo với các kịch bản có và không có tác động của sóng và gió, từ đó đưa ra đánh giá ảnh hưởng của bán kính chấp nhận waypoint đến chất lượng bám điểm và tính ổn định của hệ thống.

2. Mô hình toán học của USV sử dụng hệ thống đẩy bằng phản lực nước và các yếu tố môi trường

Trong phạm vi nghiên cứu của bài báo, nhóm tác giả xem xét mô hình USV sử dụng hệ thống đẩy bằng phản lực nước (water-jet propulsion) và hoạt động trong môi trường mặt nước chịu tác động của các yếu tố môi trường như sóng và gió. Về tổng quát, chuyển động của USV có thể được mô tả với sáu bậc tự do (6DOF) [3]. Tuy nhiên, đối với USV cỡ nhỏ hoạt động trong điều kiện sóng thấp, các chuyển động theo phương đứng và các dao động lắc có biên độ nhỏ và ảnh hưởng không đáng kể đến quỹ đạo chuyển động trong mặt phẳng ngang. Do đó, trong phạm vi nghiên cứu của bài báo, nhóm tác giả tập trung xây dựng mô hình toán cho USV với ba bậc tự do (3DOF) trong mặt phẳng ngang (hình 1), bao gồm:

- Chuyển động tịnh tiến dọc (surge);
- Chuyển động tịnh tiến ngang (sway);
- Chuyển động quay quanh trục thẳng đứng (yaw) [4].



Hình 1. Mô hình USV xét với 3 bậc tự do

Cách tiếp cận này được sử dụng rộng rãi trong các nghiên cứu về USV và vẫn đảm bảo cân bằng giữa độ chính xác vật lý và tính đơn giản của mô hình.

2.1. Mô hình động học 3 bậc tự do:

Trạng thái vị trí và hướng của USV trong hệ tọa độ quán tính được mô tả bởi vectơ:

$$\eta = \left[x, y, \psi\right]^T \tag{1}$$

Vectơ vận tốc của USV trong hệ tọa độ gắn với thân tàu được viết dưới dạng:

$$\nu = \left[u, v, r\right]^T \tag{2}$$

trong đó u và v lần lượt là vận tốc surge và sway, còn r là tốc độ quay yaw.

Mối quan hệ động học giữa vận tốc trong hệ thân (cục bộ) và chuyển động trong hệ quán tính (toàn cục) được mô tả bởi phương trình:

$$\begin{pmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \\ \dot{\psi} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos\psi & -\sin\psi & 0 \\ \sin\psi & \cos\psi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} u \\ v \\ r \end{pmatrix} \tag{3}$$

Mô hình động học này cho phép xuất hiện góc trượt ngang (sideslip angle) khi $v \neq 0$, phản ánh đúng bản chất chuyển động của USV dưới tác động của gió và sóng.

2.2. Mô hình động lực học 3 bậc tự do:

Động lực học của USV trong mặt phẳng ngang được mô tả bằng phương trình tổng quát:

$$M\dot{\nu} + C(\nu)\nu + D(\nu)\nu = \tau_{wj} + \tau_{wind} + \tau_{wave} \tag{4}$$

Trong đó:

- M là ma trận khối lượng bao gồm khối lượng thực và khối lượng bổ sung do tương tác với nước:

$$M = \begin{pmatrix} m - X_{\dot{u}} & 0 & 0 \\ 0 & m - Y_{\dot{v}} & mx_{\mathrm{cg}} - Y_{\dot{r}} \\ 0 & mx_{\mathrm{cg}} - N_{\dot{v}} & I_{zz} - N_{\dot{r}} \end{pmatrix}$$

Với: m là trọng lượng của USV; $X_{\dot{u}}, Y_{\dot{v}}, Y_{\dot{r}}, N_{\dot{v}}, N_{\dot{r}}$ là các hệ số khối lượng bổ sung, biểu thị tác động của nước lên gia tốc của USV, phụ thuộc vào hình dạng của USV và tương tác với nước; x_{cg} là tọa độ tâm trọng lực theo trục dọc; I_{zz} là mômen quán tính quanh trục đứng.

- $C(\nu)$ là ma trận Coriolis và lực ly tâm:

$$C(\nu) = \begin{pmatrix} 0 & 0 & -m\left(x_{\mathrm{cg}} r + v\right) + Y_{\dot{v}} v + \dfrac{N_{\dot{v}} + Y_{\dot{r}}}{2} r \\ 0 & 0 & \left(m - X_{\dot{u}}\right) u \\ m\left(x_{\mathrm{cg}} r + v\right) - Y_{\dot{v}} v - \dfrac{Y_{\dot{r}} + N_{\dot{v}}}{2} r & \left(X_{\dot{u}} - m\right) u & 0 \end{pmatrix}$$

Với: m là trọng lượng của USV; $X_{\dot{u}}, Y_{\dot{v}}, Y_{\dot{r}}, N_{\dot{v}}, N_{\dot{r}}$ là các hệ số khối lượng bổ sung, biểu thị tác động của nước lên gia tốc của USV, phụ thuộc vào hình dạng của USV và tương tác với nước; x_{cg} là tọa độ tâm trọng lực theo trục dọc; I_{zz} là mômen quán tính quanh trục đứng.

- $D(\nu)$ là ma trận lực cản thủy động, bao gồm các thành phần tuyến tính và phi tuyến, cụ thể:

$$\textit{Lực cản tuyến tính } D_l = -\begin{pmatrix} X_u & 0 & 0 \\ 0 & Y_v & Y_r \\ 0 & N_v & N_r \end{pmatrix}$$

$$\textit{Lực cản phi tuyến } D_q(\nu) = -\begin{pmatrix} X_{|u|u}|u| & 0 & 0 \\ 0 & Y_{|v|v}|v| & Y_{|r|r}|r| \\ 0 & N_{|v|v}|v| & N_{|r|r}|r| \end{pmatrix}$$

trong đó: X_u, Y_v, Y_r, N_v, N_r là hệ số lực cản tuyến tính; $X_{|u|u}, Y_{|v|v}, Y_{|r|r}, N_{|v|v}, N_{|r|r}$ là hệ số lực cản phi tuyến.

- τ_{wj} là vectơ lực và mômen sinh ra bởi hệ thống đẩy phản lực nước :

$$\tau = \begin{pmatrix} X_{\text{ctrl}} \\ Y_{\text{ctrl}} \\ N_{\text{ctrl}} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} T_{\text{net}} \cos\delta \\ T_{\text{net}} \sin\delta \\ x_{\text{wj}} T_{\text{net}} \sin\delta \end{pmatrix}$$

trong đó x_{wj} là khoảng cách từ tâm quay của USV đến tâm vòi phun, T_{net} là lực đẩy tổng của waterjet.

- τ_{wind} và τ_{wave} lần lượt là các vectơ lực và mômen do gió và sóng gây ra.

Dạng phương trình trên phản ánh đầy đủ tính phi tuyến và tính chịu nhiễu của hệ thống USV trong môi trường thực.

3. Xây dựng chương trình điều khiển bám điểm cho USV sử dụng PID

3.1. Nguyên tắc thiết kế bộ điều khiển

Dựa trên mô hình toán học của USV sử dụng hệ thống đẩy phản lực nước như đã trình bày ở mục 2, có thể nhận thấy rằng bản thân USV là một hệ phi tuyến, chịu ràng buộc động học và chịu ảnh hưởng đáng kể của các yếu tố môi trường như sóng và gió. Đặc biệt, do đặc tính của hệ thống đẩy phản lực nước, USV không thể quay tại chỗ và luôn tồn tại một bán kính quay tối thiểu phụ thuộc vào vận tốc và góc lái của USV. Ràng buộc này khiến các phương pháp điều khiển vị trí trực tiếp theo sai lệch tọa độ $x-y$ trở nên kém hiệu quả và dễ gây mất ổn định khi USV tiếp cận điểm đích. Vì vậy, trong nghiên cứu này, bài toán bám điểm được tiếp cận theo hướng điều khiển sai lệch hướng [5], trong đó bộ điều khiển PID không tác động trực tiếp lên vị trí mà điều khiển góc lái của vòi phun thông qua sai lệch giữa hướng hiện tại của USV và hướng mong muốn tới waypoint. Cách tiếp cận này phù hợp với đặc tính động học của USV water-jet [6] và cho phép duy trì chuyển động ổn định ngay cả trong môi trường có nhiễu.

3.2. Thiết kế bộ điều khiển

Xác định sai lệch hướng trong bài toán bám điểm

Giả sử tại thời điểm đang xét, trạng thái của USV trong hệ tọa độ quán tính được xác định bởi (x, y, ψ), với ψ là góc hướng (yaw). Điểm waypoint hiện tại có tọa độ (x_{wp}, y_{wp}). Hướng mong muốn để USV di chuyển về điểm waypoint được xác định theo:

$$\psi_d = atan2(y_{wp} - y, x_{wp} - x) \quad (5)$$

Sai lệch hướng được tính:

$$e_\psi = wrap(\psi_d - \psi) \quad (6)$$

trong đó hàm $wrap(.)$ đảm bảo giá trị sai lệch góc nằm trong khoảng $(-\pi, \pi]$.

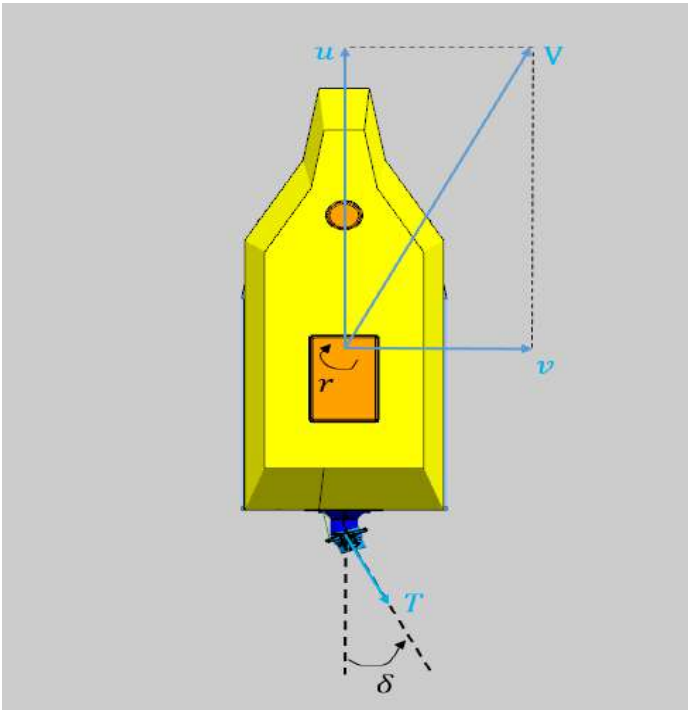
Sai lệch hướng e_ψ là tín hiệu lỗi chính của bộ điều khiển PID và phản ánh trực tiếp mức độ lệch giữa hướng chuyển động của USV và hướng cần thiết để tiếp cận điểm waypoint.

Bộ điều khiển PID cho góc lái

Đối với USV sử dụng hệ thống đẩy bằng phản lực nước, góc hướng (yaw) không phải là đại lượng điều khiển trực tiếp. Góc lái của vòi phun tạo ra mômen quay quanh trục đứng, từ đó sinh ra động học của tốc độ quay yaw. Mối quan hệ này có thể được biểu diễn dưới dạng:

$$I_z \dot{r} + d_r r = Tl\sin\delta \quad (7)$$

trong đó $r = \dot{\psi}$ là tốc độ quay yaw, ψ là góc hướng của USV, I_z là mômen quán tính quanh trục yaw, d_r là hệ số cản quay, T là lực đẩy của hệ thống phản lực nước, l là khoảng cách từ tâm quay đến vòi phun, và δ là góc lái của vòi phun.



Hình 2. Tác động của lực đẩy waterjet lên USV

Trong vùng làm việc với góc lái nhỏ, có thể xấp xỉ $\sin\delta \approx \delta$, khi đó:

$$\dot{\psi} \approx K_r \delta \text{ với } K_r = \frac{Tl}{d_r}$$

Do đó bộ điều khiển PID được thiết kế để điều khiển góc lái δ của vòi phun thay vì điều khiển trực tiếp góc yaw ψ của USV. Luật điều khiển tổng quát có dạng:

$$\delta = K_p e_\psi + K_d \dot{e}_\psi + K_i \int e_\psi dt \tag{8}$$

Trong môi trường có nhiễu mạnh như sóng và gió, thành phần tích phân có thể gây hiện tượng tích lũy sai lệch và làm giảm độ ổn định của hệ thống. Do đó, bộ điều khiển được rút gọn thành bộ điều khiển PD theo sai lệch hướng [7]:

$$\delta = K_p e_\psi + K_d \dot{e}_\psi \tag{9}$$

Đạo hàm của sai lệch hướng được xấp xỉ bằng sai phân theo thời gian:

$$\dot{e}_\psi \approx \frac{e_\psi(k) - e_\psi(k-1)}{\Delta t} \tag{10}$$

Để giảm ảnh hưởng của nhiễu, sai lệch hướng được lọc qua bộ lọc bậc thấp:

$$\bar{e}_\psi(k) = \alpha \bar{e}_\psi(k-1) + (1-\alpha) e_\psi(k) \tag{11}$$

trong đó $\alpha \in (0,1)$ là hệ số lọc.

Góc lái điều khiển được giới hạn trong miền vật lý cho phép:

$$\delta \in [-\delta_{max}, \delta_{max}]$$

Thành phần bù hình học theo độ cong quỹ đạo

Ngoài thành phần PD, bộ điều khiển còn được bổ sung một thành phần bù hình học nhằm cải thiện khả năng bám điểm khi USV di chuyển với vận tốc lớn hoặc chịu tác động mạnh của môi trường [8]. Độ cong quỹ đạo được ước lượng theo:

$$\kappa = \frac{2 sin(\bar{e}\psi)}{d} \tag{12}$$

trong đó d là khoảng cách từ USV đến mục tiêu đang xét, được tính theo công thức:

$$d = \sqrt{(x_t - x)^2 + (y_t - y)^2} \tag{13}$$

với (x, y) là toạ độ hiện tại của USV trong hệ toạ độ quán tính, (x_t, y_t) là toạ độ của điểm waypoint đang xét hoặc waypoint kế tiếp. Thành phần này giúp bộ điều khiển tăng cường phản ứng lái khi USV tiến gần đến mục tiêu, giảm độ cong khi USV còn ở xa, giúp quỹ đạo trở nên mượt và ổn định hơn. Tuy nhiên, để tránh hiện tượng độ cong tăng đột biến khi d rất nhỏ, khoảng cách d được ràng buộc bởi một giá trị tối thiểu $d_{\min}$ nhằm đảm bảo ổn định và phù hợp với ràng buộc bán kính quay tối thiểu của USV sử dụng hệ thống đẩy phản lực nước:

$$d = \max(\sqrt{(x_t - x)^2 + (y_t - y)^2}, d_{\min}) \tag{14}$$

Luật điều khiển góc lái hoàn chỉnh có dạng:

$$\delta = K_p \bar{e}_\psi + K_d \dot{\bar{e}}_\psi + K_{ff} \kappa + \delta_{\text{bias}} \tag{15}$$

Trong đó:

- K_{ff} là hệ số bù theo độ cong quỹ đạo;

- δ_{bias} là hệ số bù sai lệch cơ cấu lái tĩnh. Trong thực tế và mô phỏng, hệ số này được xác định thông qua thực nghiệm (tinh chỉnh tĩnh) nhằm bù trừ các mô-men xoay ký sinh sinh ra do sự mất đối xứng khi gia công/lắp đặt cơ cấu waterjet, hoặc để triệt tiêu lực đẩy ngang liên tục của gió và dòng chảy. Việc có thành phần bù này giúp USV duy trì quỹ đạo đi thẳng ổn định mà không bị trôi dạt khi góc sai lệch hướng bằng 0.

Thành phần bù hình học cho phép bộ điều khiển phản ứng sớm với hình dạng quỹ đạo cần bám, qua đó giảm dao động và cải thiện tính mượt của chuyển động.

Điều khiển lực đẩy

Đối với USV sử dụng hệ thống đẩy bằng phản lực nước, lực đẩy T không chỉ quyết định vận tốc tịnh tiến mà còn ảnh hưởng trực tiếp đến bán kính quay hiệu dụng của phương tiện. Từ quan hệ động lực học của chuyển động yaw, bán kính quay xấp xỉ có thể được biểu diễn như:

$$R \approx \frac{V}{|r|} \approx \frac{V}{K_r|\delta|} \text{ với } K_r = \frac{Tl}{d_r}$$

trong đó V là vận tốc tiến của USV, r là tốc độ quay yaw, δ là góc lái của vòi phun, l là khoảng cách từ tâm quay đến vòi phun và d_r là hệ số cản quay. Quan hệ này cho thấy lực đẩy T có ảnh hưởng trực tiếp đến khả năng đổi hướng của USV.

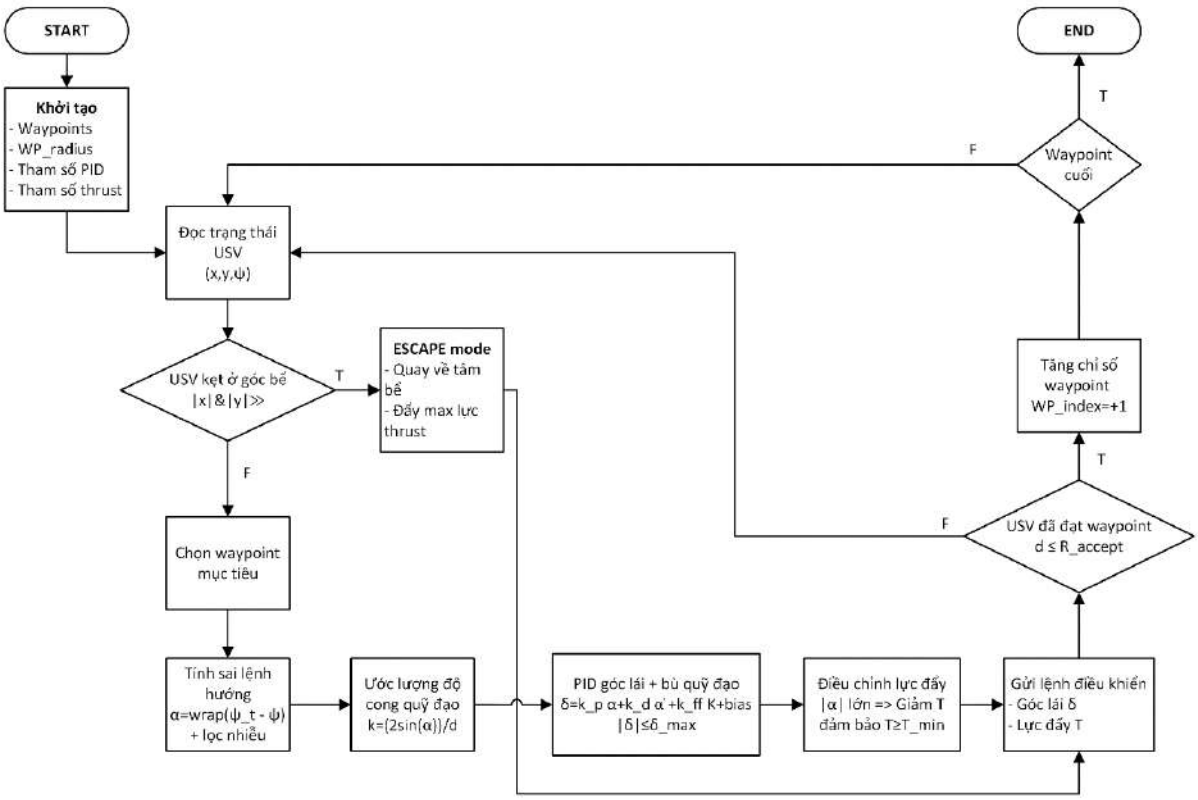
Do đó, trong nghiên cứu này, lực đẩy không được giữ cố định mà được điều chỉnh theo trạng thái chuyển động của phương tiện, cụ thể là theo sai lệch hướng α giữa hướng hiện tại của USV và hướng tới mục tiêu [9-10]. Luật điều chỉnh lực đẩy được xây dựng dưới dạng:

$$T(\alpha) = \begin{cases} T_{\text{base}}, & |\alpha| \le \alpha_0 \\ \max\left(T_{\min}, T_{\text{base}} - k_T\left(|\alpha| - \alpha_0\right)\right), & |\alpha| > \alpha_0 \end{cases} \quad (16)$$

trong đó:

- T_{base} là lực đẩy cơ sở được sử dụng khi USV chuyển động với sai lệch hướng nhỏ;
- $T_{\min}$ là lực đẩy tối thiểu nhằm đảm bảo USV vẫn duy trì khả năng điều khiển;
- α_0 là ngưỡng sai lệch hướng cho phép;
- $k_T > 0$ là hệ số điều chỉnh mức giảm lực đẩy theo sai lệch hướng.

Theo luật điều khiển này, khi USV cần đổi hướng gấp (tức là $|\alpha|$ lớn), lực đẩy được giảm xuống, từ đó làm giảm vận tốc tiến và giảm bán kính quay hiệu dụng, giúp USV dễ dàng bám theo quỹ đạo mong muốn. Ngược lại, khi sai lệch hướng nhỏ, lực đẩy được giữ ở mức cơ sở để đảm bảo hiệu quả di chuyển và giảm thời gian hoàn thành nhiệm vụ.



Hình 3. Lưu đồ thuật toán

Cách điều chỉnh lực đẩy theo sai lệch hướng nêu trên góp phần hạn chế dao động và cải thiện tính ổn định của hệ thống, đặc biệt trong điều kiện có tác động của sóng và gió, đồng thời đảm bảo bộ điều khiển bám điểm hoạt động phù hợp với ràng buộc động học của USV sử dụng hệ thống đẩy bằng phản lực nước.

Waypoint được coi là đạt khi khoảng cách từ USV đến waypoint thỏa mãn: $d \le R_{accept}$. Chương trình điều khiển hoàn chỉnh được thể hiện dưới lưu đồ thuật toán như trên hình 3.

Bộ điều khiển bám điểm được xây dựng dựa trên PID sai lệch hướng, kết hợp với bù hình học theo độ cong, điều chỉnh lực đẩy và cơ chế chuyển waypoint mềm. Cấu trúc điều khiển này không phụ thuộc trực tiếp vào sai lệch vị trí theo trục $x-y$, mà khai thác thông tin hình học và động học phù hợp với đặc tính của USV sử dụng hệ thống đẩy phản lực nước. Nhờ đó, bộ điều khiển đạt được tính ổn định cao và khả năng hoạt động hiệu quả trong môi trường có tác động của sóng và gió như sẽ được trình bày trong các kết quả mô phỏng ở mục 4.

4. Mô phỏng và đánh giá thuật toán

4.1. Thiết lập các thông số mô phỏng

Thuật toán bám điểm được kiểm chứng trong môi trường Gazebo Harmonic kết hợp ROS 2 Jazzy trên Ubuntu 24.04. Mô hình USV có kích thước 80×30×20 (cm), cơ cấu đẩy có góc phụt trong khoảng từ $-35°$ đến $+35°$ được mô phỏng trong bể nước kích thước 50×25 (m). Nhằm đảm bảo tính xác thực cho mô hình động lực học, các thông số vật lý của USV được cấu hình dựa trên cơ sở dữ liệu thủy động lực học thu nhỏ. Cụ thể, khối lượng thực của phương tiện là $m = 12\,kg$, mô-men quán tính trục đứng $I_z = 0.73\,kg.m^2$. Tương tác giữa vỏ tàu và môi trường nước được định lượng thông qua ma trận khối lượng (bao gồm cả khối lượng nước bổ sung) $M = diag(12.0; 16.0; 1.2)$ và ma trận lực cản $D = diag(1.0; 2.0; 0.5) + diag(1.5|u|; 3.0|v|; 0.8|r|)$. Các hệ số này được tinh chỉnh thực nghiệm trong Gazebo để phản

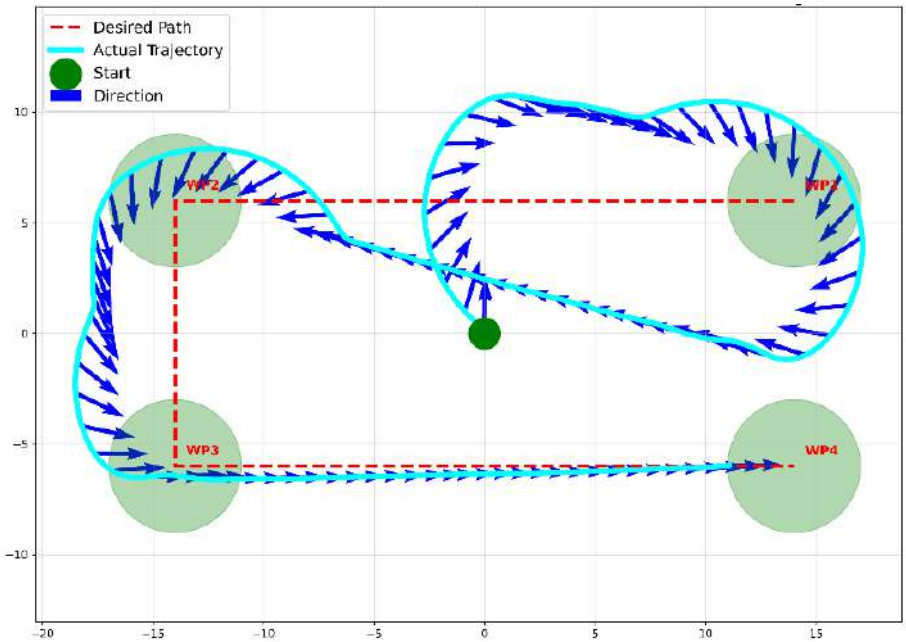
ánh đúng giới hạn bán kính quay và quán tính của cơ cấu waterjet. Các yếu tố môi trường như sóng và gió được cấu hình theo mô hình đã thực hiện của nhóm tác giả, cho phép thể hiện tác động của chúng lên chuyển động tịnh tiến và hướng di chuyển của USV.

Trong mỗi kịch bản, các biến trạng thái và tín hiệu điều khiển (vị trí, góc yaw, góc lái vòi phun và lực đẩy) được ghi lại dưới dạng file CSV, phục vụ phân tích định tính và so sánh định lượng giữa các phương án điều khiển.

4.2. Các kịch bản mô phỏng

a) Trường hợp không có tác động của sóng gió

Trong trường hợp này, mục tiêu nhằm đánh giá ảnh hưởng của bán kính sai số của waypoint lên chất lượng bám điểm cũng như tính ổn định quỹ đạo và đáp ứng của bộ điều khiển.

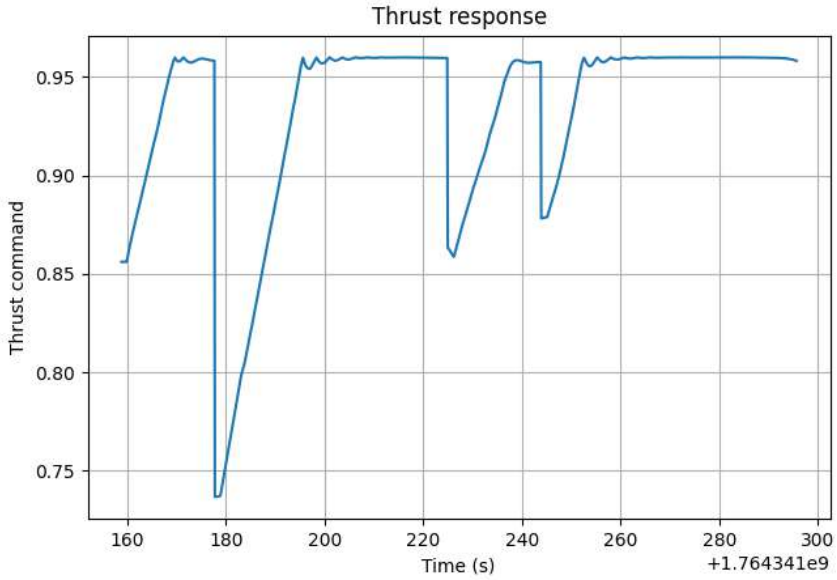


Hình 4. Quỹ đạo của USV trong trường hợp không có tác động của sóng gió và $R_{accept} = 4(m)$

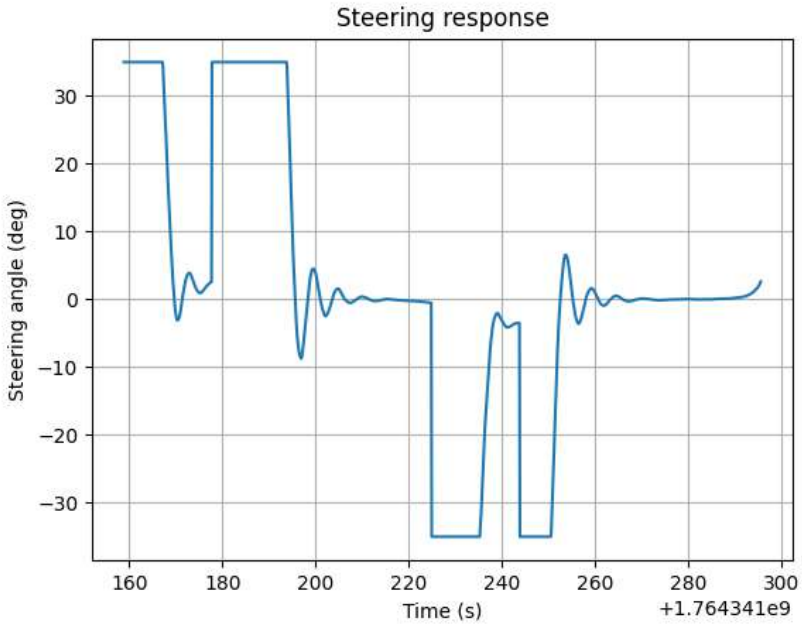
Thuật toán được thử nghiệm với 2 trường hợp bán kính sai số cho phép là $R_{accept} = 4(m)$ và $R_{accept} = 1.5(m)$.

Đối với trường hợp $R_{accept} = 4(m)$, kết quả mô phỏng thu được như trên hình 4.

Kết quả trên hình 4 cho thấy USV hoàn thành toàn bộ chuỗi waypoint với quỹ đạo chuyển động mượt, không xuất hiện dao động hoặc xoắn quỹ đạo gần các waypoint. Góc lái và lực đẩy thay đổi chậm (hình 5 và hình 6), chỉ xuất hiện các pha giảm ngắn khi USV thực hiện chuyển tiếp giữa các waypoint. Điều này cho thấy bộ điều khiển không cần điều chỉnh mạnh lực đẩy để duy trì quỹ đạo trong điều kiện lý tưởng.



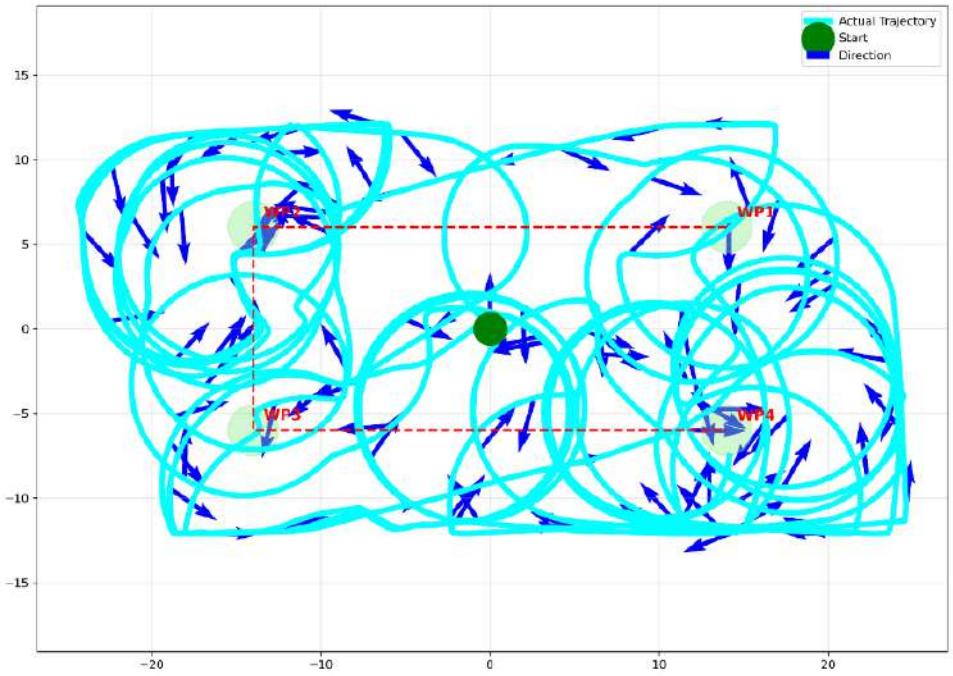
Hình 5. Đáp ứng lực đẩy của waterjet trong trường hợp không có tác động của sóng gió và $R_{accept} = 4(m)$



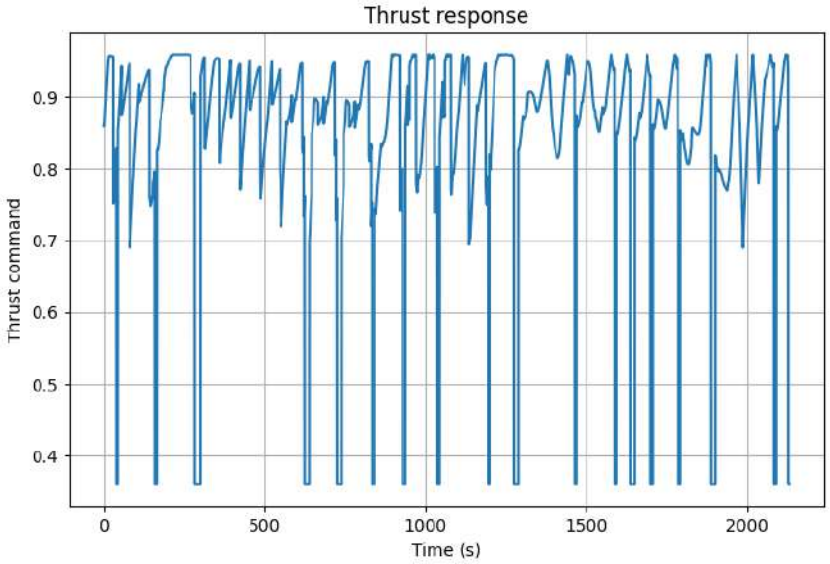
Hình 6. Đáp ứng góc lái của waterjet trong trường hợp không có tác động của sóng gió và $R_{accept} = 4(m)$

Đáp ứng góc lái cho thấy các pha bão hòa ngắn trong quá trình đổi hướng, sau đó nhanh chóng hội tụ về vùng lân cận 0°, phản ánh khả năng ổn định hướng tốt và dao động nhỏ. Tổng thể, bộ điều khiển hoạt động mượt, ít can thiệp và không xuất hiện dao động kéo dài, phù hợp với quỹ đạo chuyển động ổn định quan sát được trong mô phỏng. Trường hợp này được sử dụng làm kịch bản tham chiếu để so sánh với các thử nghiệm có bán kính waypoint nhỏ hơn và các kịch bản chịu tác động của sóng, gió.

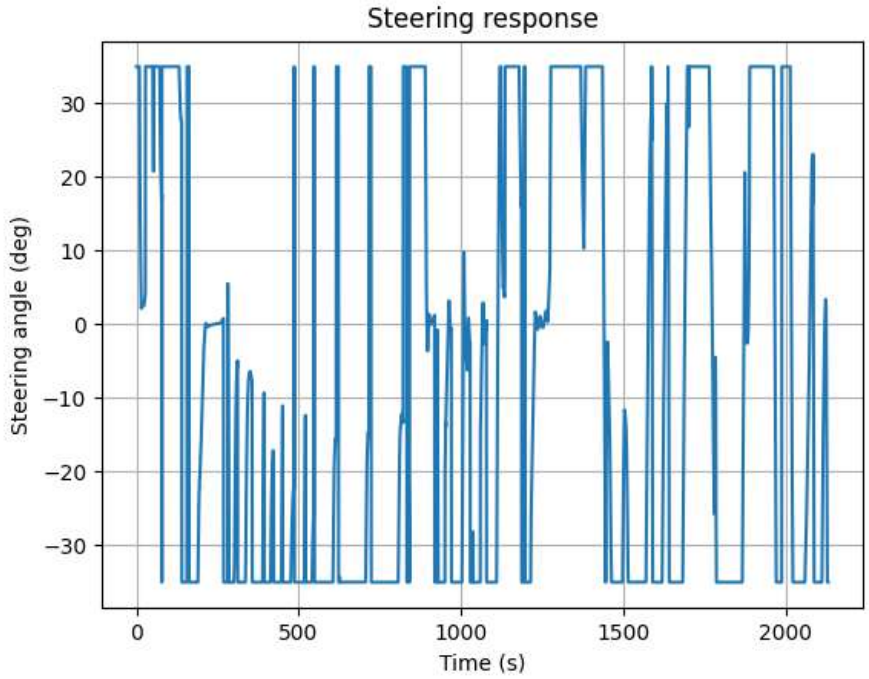
Khi giảm bán kính waypoint xuống $R_{accept} = 1.5(m)$ và các thông số của bộ điều khiển giữ nguyên, USV tiếp cận waypoint với độ chính xác cao hơn, tuy nhiên xuất hiện hiện tượng dao động hướng và quỹ đạo xoắn cục bộ khi tiến gần điểm đích (hình 7).



Hình 7. Quỹ đạo của USV trong trường hợp không có tác động của sóng gió và $R_{accept} = 1.5(m)$



Hình 8. Đáp ứng lực đẩy của waterjet trong trường hợp không có tác động của sóng gió và $R_{accept} = 1.5(m)$



Hình 9. Đáp ứng góc lái của waterjet trong trường hợp không có tác động của sóng gió và $R_{accept} = 1.5(m)$

Có thể thấy lực đẩy dao động mạnh với nhiều pha giảm sâu, trong khi góc lái thường xuyên bão hòa ở biên dương và âm. Điều này cho thấy bộ điều khiển phải hoạt động gần giới hạn chấp hành để đáp ứng yêu cầu độ chính xác cao tại waypoint, dẫn đến gia tăng dao động và quỹ đạo xoắn cục bộ ngay cả trong môi trường lý tưởng. Kết quả này khẳng định sự đánh đổi rõ rệt giữa độ chính xác bám điểm và tính ổn định quỹ đạo khi lựa chọn bán kính chấp nhận waypoint nhỏ đối với USV sử dụng hệ thống đẩy bằng phản lực nước.

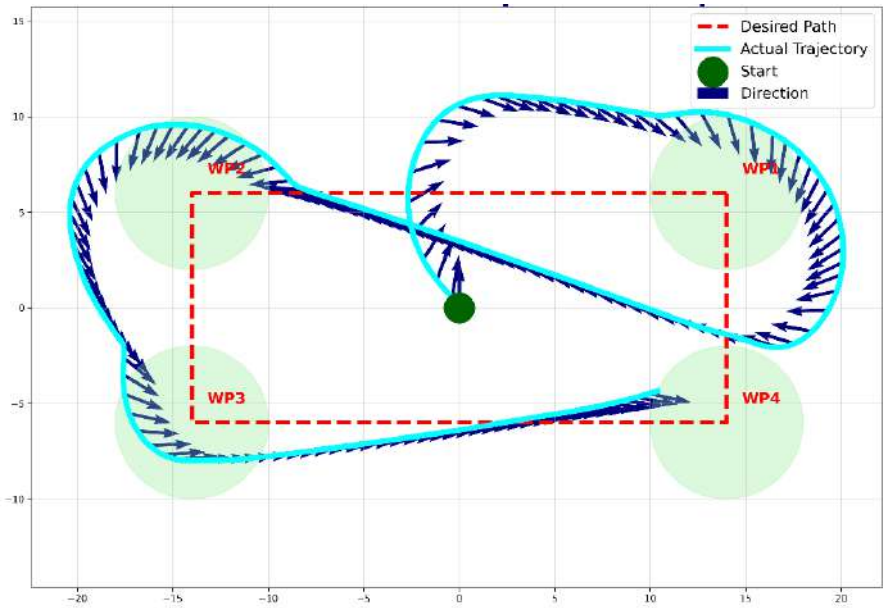
Kết quả cho thấy ngay cả khi không có nhiễu môi trường, việc lựa chọn bán kính waypoint quá nhỏ vẫn dẫn đến suy giảm tính mượt của quỹ đạo. Hiện tượng này phản ánh ràng buộc bán kính quay tối thiểu của USV sử dụng hệ đẩy phản lực nước, và cho thấy giới hạn thực tế của độ chính xác bám điểm.

b) Trường hợp có tác động của sóng gió

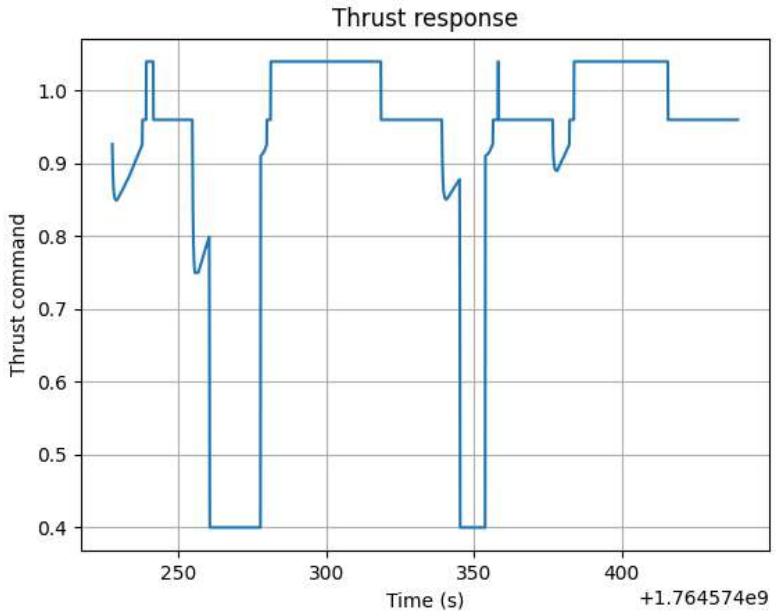
Trong các kịch bản mô phỏng có xét đến nhiễu môi trường, tác động của sóng và gió được mô hình hóa trực tiếp trong Gazebo qua các plugin nhằm đánh giá độ ổn định của bộ điều khiển bám điểm. Trường sóng được thiết lập với hướng $45°$, biên độ $0.02\ m$, chu kỳ $1.0\ s$ và độ dốc 0.01, tương ứng với trạng thái sóng nhẹ nhưng liên tục gây nhiễu lên chuyển động của USV. Gió được mô hình hóa với hướng $60°$ và vận tốc trung bình $0.8\ m/s$, kết hợp với thành phần biến thiên ngẫu nhiên theo thời gian, tác động trực tiếp lên thân USV thông qua các hệ số khí động xác định.

Sự kết hợp của sóng và gió tạo ra các nhiễu liên tục lên trạng thái chuyển động, đặc biệt là góc yaw và vận tốc tịnh tiến, làm tăng yêu cầu đối với bộ điều khiển PID trong việc điều chỉnh góc lái và lực đẩy. Các kịch bản này cho phép đánh giá rõ ràng ảnh hưởng của nhiễu môi trường và làm nổi bật sự đánh đổi giữa độ chính xác bám điểm và tính ổn định quỹ đạo của USV sử dụng hệ thống đẩy bằng phản lực nước.

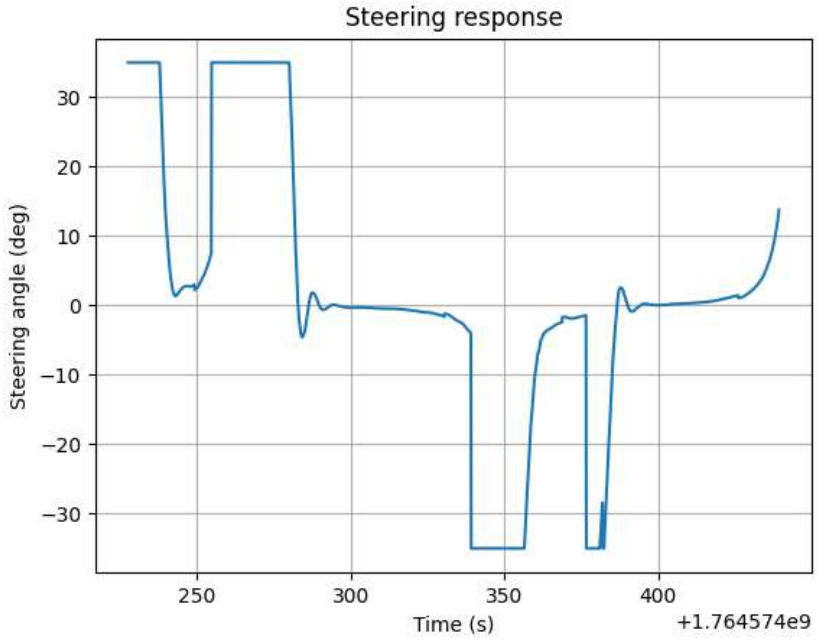
- Trường hợp bán kính sai số của waypoint là $R_{accept} = 4(m)$, quỹ đạo của USV như sau:



Hình 10. Quỹ đạo của USV có chịu tác động của sóng và gió với bán kính sai số $R_{accept} = 4(m)$

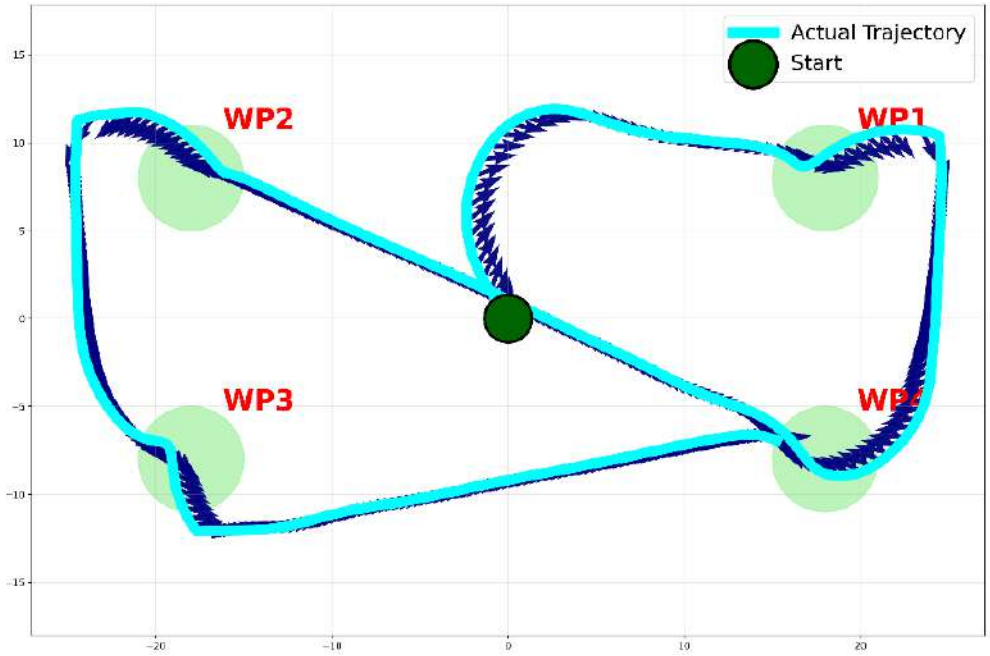


Hình 11. Đáp ứng lực đẩy của waterjet trong trường hợp có tác động của sóng gió và $R_{accept} = 4(m)$

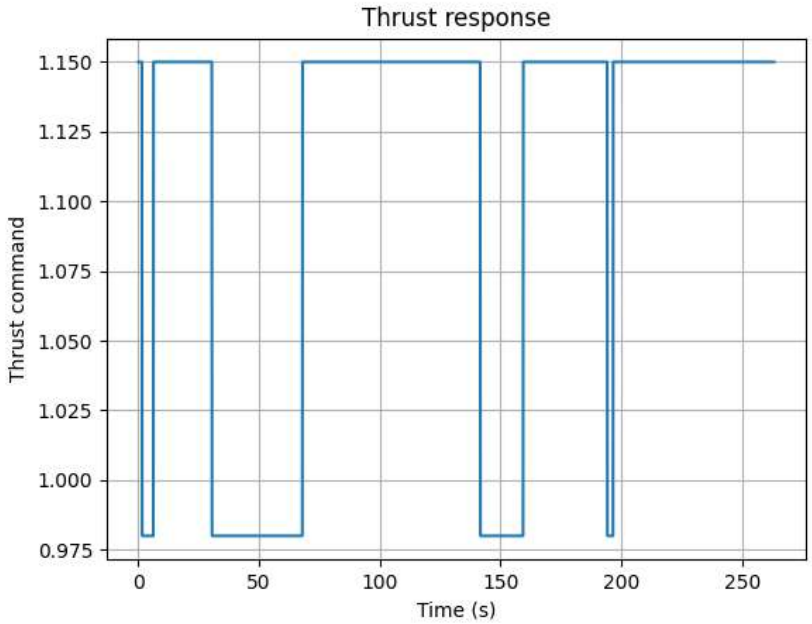


Hình 12. Đáp ứng góc lái của waterjet trong trường hợp có tác động của sóng gió và $R_{accept} = 4(m)$

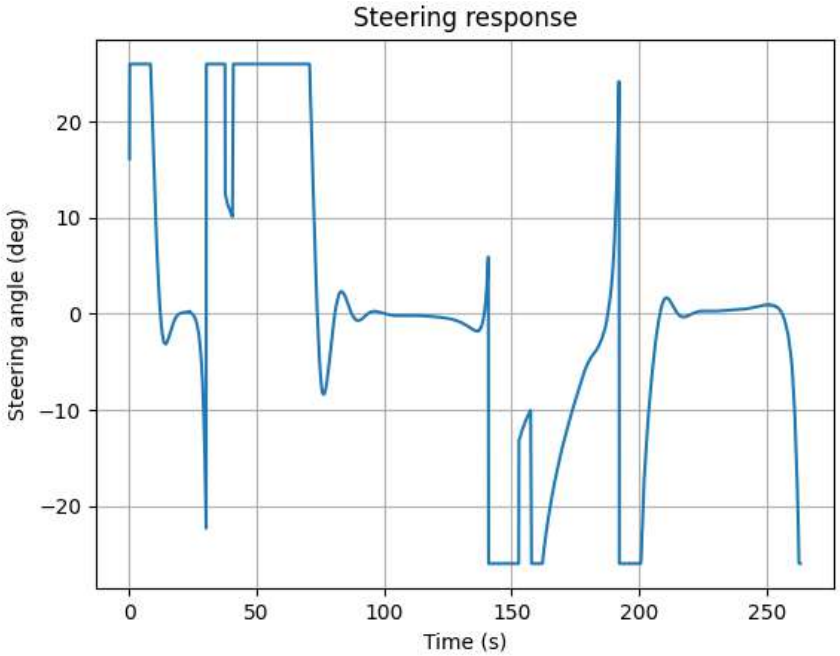
Khi giảm bán kính sai số của waypoint xuống $R_{accept} = 3(m)$ và điều chỉnh các tham số điều khiển nhằm giảm dao động, kết quả mô phỏng cho thấy USV bám điểm với quỹ đạo mượt và ổn định hơn, đồng thời độ chính xác vị trí tại waypoint được cải thiện rõ rệt (theo *Hình 13)*.



Hình 13. Quỹ đạo của USV trong điều kiện có tác động của sóng và gió khi giảm bán kính sai số còn $R_{accept} = 3(m)$



Hình 14. Đáp ứng lực đẩy của waterjet trong trường hợp có tác động của sóng gió và $R_{accept} = 3(m)$



Hình 15. Đáp ứng góc lái của waterjet trong trường hợp có tác động của sóng gió và $R_{accept} = 3(m)$

Trong kịch bản có nhiễu này, kết quả đánh giá định lượng được tổng hợp tại Bảng 1.

Phân tích số liệu từ Bảng 1 và các đồ thị đáp ứng (từ Hình 10 đến Hình 15) chỉ ra ảnh hưởng quyết định của tham số R_{accept}. Khi đặt $R_{accept} = 4\ (m)$ (Hình 10-12), do tác động lực đẩy dạt của gió và sóng, USV thường xuyên bị trượt ngang và chuyển hướng quá sớm khi chưa tới gần tâm waypoint. Mặc dù cấu hình này giúp rút ngắn thời gian hoàn thành (211,58 giây) và không ép cơ cấu waterjet hoạt động ở ngưỡng bão hòa, phương tiện lại bỏ qua mục tiêu với sai số vị trí trung bình rất lớn (5,91 mét).

Bảng 1: So sánh định lượng chất lượng bám điểm theo bán kính R_{accept} (Môi trường có sóng, gió)

Bán kính chấp nhận (m)	**Thời gian hoàn thành (s)**	**Sai số vị trí trung bình tại Waypoint (m)**	**Đặc điểm quỹ đạo và đáp ứng cơ cấu lái**
$R_{accept} = 4\ m$	211,58	5,91	Quỹ đạo cắt góc sớm; góc lái và lực đẩy ít bị bão hòa liên tục.
$R_{accept} = 3\ m$	263,10	3,04	Quỹ đạo mượt, bám sát mục tiêu; cân bằng tốt giữa khả năng bù nhiễu và độ ổn định.

Ngược lại, khi giảm R_{accept} xuống mức trung gian 3,0 m (Hình 13-15), phương tiện phải mất nhiều thời gian hơn để hiệu chỉnh quỹ đạo (263,10 giây), nhưng độ chính xác bám điểm được cải thiện vượt bậc, sai số vị trí trung bình giảm gần một nửa (chỉ còn 3,04 mét). Đáng chú ý, ở cấu hình này, đáp ứng lực đẩy duy trì ổn định quanh giá trị cơ sở, biên độ biến thiên giảm, và tốc độ hội tụ của góc lái nhanh hơn so với các bán kính nhỏ hơn. Điều này chứng minh $R_{accept} = 3\ (m)$ là thông số tối ưu, giúp bộ điều khiển PID cân bằng hiệu quả giữa việc đạt độ chính xác cao và tránh đưa cơ cấu waterjet vào trạng thái bão hòa do nhiễu môi trường.

5. Kết luận

Bài báo đã tổng hợp và xây dựng thành công một bộ điều khiển bám điểm cho phương tiện mặt nước không người lái sử dụng hệ thống đẩy bằng phản lực nước, dựa trên bộ điều khiển PID theo sai lệch hướng kết hợp với bù hình học theo độ cong quỹ đạo, điều chỉnh lực đẩy và cơ chế chuyển waypoint mềm. Cách tiếp cận này phù hợp với đặc tính động học phi tuyến và ràng buộc bán kính quay của USV sử dụng hệ đẩy phản lực nước, đồng thời tránh được những hạn chế của các phương pháp điều khiển vị trí trực tiếp.

Các kết quả mô phỏng trong môi trường Gazebo với ROS 2, dưới các điều kiện có và không có tác động của sóng và gió, cho thấy bán kính chấp nhận waypoint là tham số có ảnh hưởng quyết định đến chất lượng bám điểm. Bán kính waypoint lớn giúp quỹ đạo di chuyển mượt và ổn định nhưng làm giảm độ chính xác vị trí, trong khi bán kính quá nhỏ dẫn đến dao động và quỹ đạo xoắn do ràng buộc bán kính quay, đặc biệt trong môi trường có nhiễu. Việc lựa chọn bán kính waypoint trung gian, kết hợp với chiến lược điều chỉnh lực đẩy phù hợp, cho phép đạt được sự cân bằng hợp lý giữa độ chính xác và tính ổn định của hệ thống.

Kết quả nghiên cứu khẳng định rằng bộ điều khiển PID, khi được thiết kế phù hợp với đặc tính hệ đẩy phản lực nước và kết hợp với các chiến lược điều khiển cấp cao, vẫn là một giải pháp hiệu quả, tin cậy và dễ triển khai cho bài toán bám điểm của USV. Trong các nghiên cứu tiếp theo, nhóm tác giả dự kiến mở rộng thuật toán sang bài toán bám quỹ đạo liên tục, đồng thời tiến hành thử nghiệm trên mô hình USV thực để đánh giá khả năng áp dụng trong điều kiện vận hành ngoài trời.

Tài liệu tham khảo

1. H. Zheng và C. Liu, Towards Unmanned Surface Vehicles: Methods and Practices, 1st edition, CRC Press, 2026.
2. Z. Liu, Y. Zhang, X. Yu, và C. Yuan, "Unmanned surface vehicles: An overview of developments and challenges," Annual Reviews in Control, vol. 41, tr. 71-93, 2016.
3. T. I. Fossen, Guidance and Control of Ocean Vehicles, John Wiley & Sons, New York, 1994.
4. T. I. Fossen, Marine Control Systems: Guidance, Navigation, and Control of Ships, Rigs and Underwater Vehicles, Marine Cybernetics, 2002.
5. Đoàn Hữu Khánh, Đinh Anh Tuấn, và Hoàng Đức Tuấn, "Xây dựng, phân tích động lực học của mô hình tàu container 3D 6 bậc tự do dưới tác động của sóng và gió," Tạp chí Khoa học Công nghệ Hàng hải, số 72, tr. 15-21, 2022.
6. Đặng Xuân Kiên, Nguyễn Thanh Quỳnh, và Nguyễn Xuân Phương, "Thiết kế và thử nghiệm hệ thống lái tự động tàu thủy trên tàu mô hình Santana dựa trên phương pháp điều khiển Nơron – Mờ," Hội nghị toàn quốc lần thứ 3 về Điều khiển và Tự động hóa - VCCA, 2016.
7. Đinh Xuân Mạnh, "Nghiên cứu tự động điều khiển tàu theo đường đi đã định bằng phương pháp bù lệch," Tạp chí Khoa học Công nghệ Hàng hải, số 29, tr. 3-6, 2012.
8. Jan Gebauer, Renata Wagnerová, Pavel Smutný, và Petr Podešva, "Controller design for variable pitch propeller propulsion drive," IFAC PapersOnLine, vol. 52, số 27, tr. 186-191, 2019.
9. Võ Hồng Hải, Nghiên cứu ứng dụng bộ điều khiển PID dựa trên mạng nơ-ron nhân tạo thích nghi cho hệ thống điều khiển tàu thủy, Luận án Tiến sĩ Kỹ thuật, Trường Đại học Hàng hải Việt Nam, 2020.
10. Phạm Công Ngô, Lý thuyết điều khiển tự động, NXB Khoa học Kỹ thuật Hà Nội, 2001.

Design of a PID controller for point-tracking control of a waterjet-propelled USV

***Abstract**: In this paper, a PID controller is is designed and implemented based on the heading error and the distance to the target point for a waterjet-propelled unmanned surface vehicle (USV). Unlike conventional propeller-driven USVs, waterjet propulsion systems exhibit strong nonlinearities, inherent time delays, and limited turning capability, which pose significant challenges for accurate position control. The proposed controller is developed using a heading-based control structure combined with thrust modulation and waypoint acceptance radius adjustment to ensure stable and smooth motion trajectories. The control algorithm is validated through simulations in the Gazebo environment using ROS 2 Jazzy under both calm conditions and scenarios with wave and wind disturbances. Simulation results demonstrate that the waypoint acceptance radius has a significant impact on the point-tracking performance of the USV. A larger acceptance radius yields smoother and more stable trajectories but results in lower positional accuracy, whereas a smaller acceptance radius improves accuracy at the expense of oscillations and spiral trajectories near the waypoint, particularly under wave and wind disturbances.*

Keywords: USV; water-jet; PID; ROS2; Gazebo.

Nghiên cứu và xây dựng hệ thống robot thông minh hỗ trợ giám sát an ninh và quản lý điều hành

Nguyễn Hồng Quân[1] Nguyễn Anh Văn[2]

[1]Hệ Quản lý học viên Sau đại học/ Học viện KTQS;*

[2]Khoa Hàng không vũ trụ/Học viện KTQS

Email: Kiemtienlamgiau866@gmail.com; Tel: 0344947518

Tóm tắt

Bài báo nhằm đề xuất một kiến trúc hệ thống robot giám sát thông minh, trong đó vai trò của robot được mở rộng từ thiết bị tuần tra và ghi hình đơn thuần sang một tác nhân chủ động trong công tác quản lý và điều hành an ninh, đáp ứng các yêu cầu về nhận dạng thông minh, khả năng tương tác và phản ứng theo thời gian thực. Nội dung nghiên cứu tập trung vào việc tích hợp các chức năng nhận dạng đối tượng, nhận dạng hành vi và tương tác từ xa trên nền tảng robot di động, đồng thời thiết kế cơ chế phối hợp linh hoạt với hệ thống giám sát cố định nhằm nâng cao độ bao phủ không gian và độ tin cậy tổng thể của hệ thống. Phương pháp tiếp cận được xây dựng trên cơ sở một kiến trúc tích hợp đa tầng, trong đó robot di động đảm nhiệm vai trò thu thập dữ liệu động, mở rộng vùng quan sát và tiếp cận các khu vực khó giám sát, trong khi hệ thống cố định cung cấp khả năng giám sát liên tục và ổn định; các mô-đun trí tuệ nhân tạo được áp dụng để phân biệt người thuộc đơn vị và người lạ, cũng như nhận dạng các hành vi cơ bản như đi, đứng, ngồi, bò, nằm và các hành vi tiềm ẩn nguy hiểm; đồng thời, cơ chế giao tiếp và cảnh báo thời gian thực cho phép thiết lập tương tác hai chiều giữa cán bộ quản lý và các đối tượng xung quanh robot. Kết quả nghiên cứu cho thấy hệ thống đề xuất góp phần nâng cao hiệu quả kiểm soát người ra vào, cải thiện khả năng phát hiện sớm các tình huống bất thường, rút ngắn thời gian phản ứng của lực lượng quản lý và giảm thiểu đáng kể các điểm mù trong giám sát so với các hệ thống giám sát truyền thống.

***Từ khóa**: Robot thông minh; giám sát an ninh; robot di động; nhận dạng hành vi; nhận dạng đối tượng; tương tác thời gian thực; quản lý an ninh.*

1. Đặt vấn đề

Trong những năm gần đây, sự phát triển mạnh mẽ của trí tuệ nhân tạo (AI), đặc biệt là các mô hình học sâu trong thị giác máy tính, đã thúc đẩy làn sóng ứng dụng rộng rãi trong giám sát an ninh và quản lý điều hành. Xu hướng giám sát hiện đại đang chuyển dịch từ mô hình "ghi hình – hậu kiểm" sang "phân tích – cảnh báo chủ động" dựa trên các thuật toán phát hiện đối tượng, nhận dạng khuôn mặt và phân tích hành vi bất thường theo thời gian thực [1, 2, 7, 8]. Mặc dù các phương pháp dựa trên embedding như FaceNet, ArcFace hay kiến trúc CNN đã đạt được những kết quả khả quan tại Việt Nam và quốc tế [11, 12, 15], song phần lớn các hệ thống hiện nay vẫn dựa trên mạng lưới camera cố định. Giải pháp này tuy có chi phí thấp nhưng tồn tại những hạn chế mang tính cấu trúc như: sự xuất hiện của các vùng mù/góc chết, chất lượng quan sát giảm sút khi đối tượng ở xa và tính tương tác trực tiếp tại hiện trường còn thụ động [1-4].

Để khắc phục các nhược điểm này, các nghiên cứu về robot giám sát di động đã được triển khai nhằm tận dụng khả năng di chuyển linh hoạt và tiếp cận khu vực khó quan sát [3, 4]. Một số công trình đã đề xuất mô hình hợp tác giữa robot và camera cố định để bám theo mục tiêu và hợp nhất dữ liệu đa nguồn [5, 6]. Tuy nhiên, cơ chế phối hợp này vẫn chưa được khai

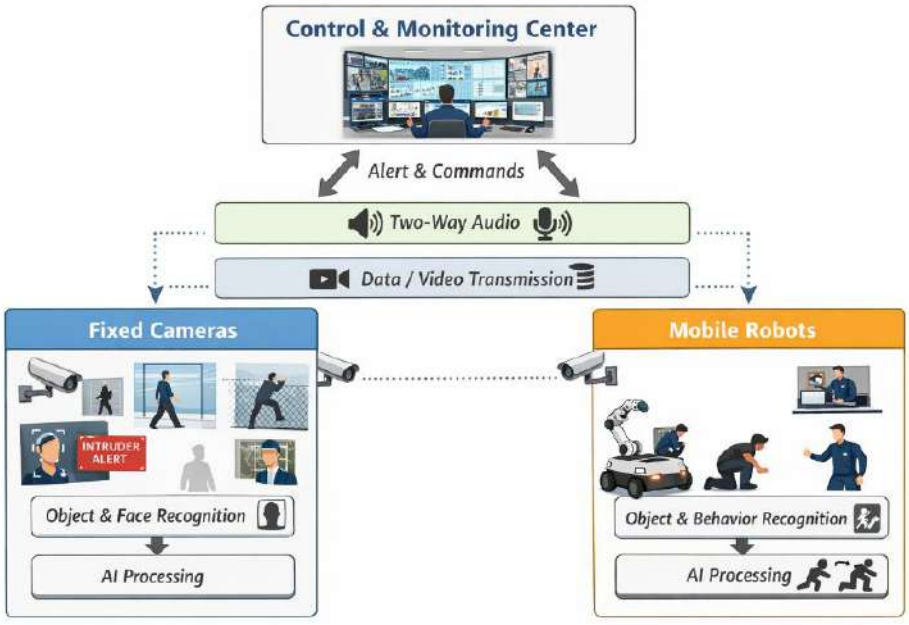
*

thác đầy đủ, dẫn đến việc bao phủ không gian rộng lớn còn hạn chế do số lượng robot hữu hạn và phạm vi quan sát chỉ tập trung quanh vị trí di chuyển. Những thiếu sót này trở nên rõ rệt tại các môi trường yêu cầu an ninh nghiêm ngặt như cơ sở quân sự, nhà máy hay cơ quan hành chính, nơi cần sự phản ứng nhanh và tính linh hoạt cao trong điều phối.

Xuất phát từ thực tiễn đó, bài báo này đề xuất giải pháp xây dựng hệ thống robot thông minh tích hợp đa tầng, bao gồm trung tâm điều khiển, mạng camera cố định và các robot quan sát chủ động. Nghiên cứu tập trung vào việc đề xuất cấu trúc tổng thể nhằm tối ưu hóa khả năng bao phủ không gian và xóa bỏ các góc chết của hệ thống truyền thống [3, 4]. Song song với đó, hệ thống tích hợp các mô-đun AI hiện đại để phân biệt đối tượng và nhận dạng các hành vi nguy hiểm như bò, trườn, chạy nhanh hoặc xâm nhập khu vực cấm [11-14]. Điểm mới của nghiên cứu còn nằm ở việc xây dựng cơ chế tương tác hai chiều và hệ thống thông thoại trực tiếp, cho phép cán bộ quản lý xác minh và điều hành tại chỗ thông qua robot. Cuối cùng, hiệu quả của hệ thống được đánh giá thông qua mô hình thực nghiệm với các kịch bản giám sát điển hình, dựa trên các tiêu chí về độ chính xác nhận dạng, độ trễ truyền thông và khả năng mở rộng vùng quan sát.

2. Cấu trúc hệ thống giám sát và quản lý thông minh có sử dụng robot

Hình 1 minh họa kiến trúc tổng thể của hệ thống giám sát và quản lý điều hành thông minh được đề xuất, trong đó tích hợp giữa hạ tầng giám sát cố định và các nền tảng robot di động nhằm nâng cao hiệu quả quan sát an ninh trong không gian rộng và phức tạp. Hệ thống được thiết kế theo mô hình lai, kết hợp giám sát bị động từ camera cố định và giám sát chủ động thông qua robot, dưới sự điều phối tập trung của trung tâm giám sát – điều khiển.



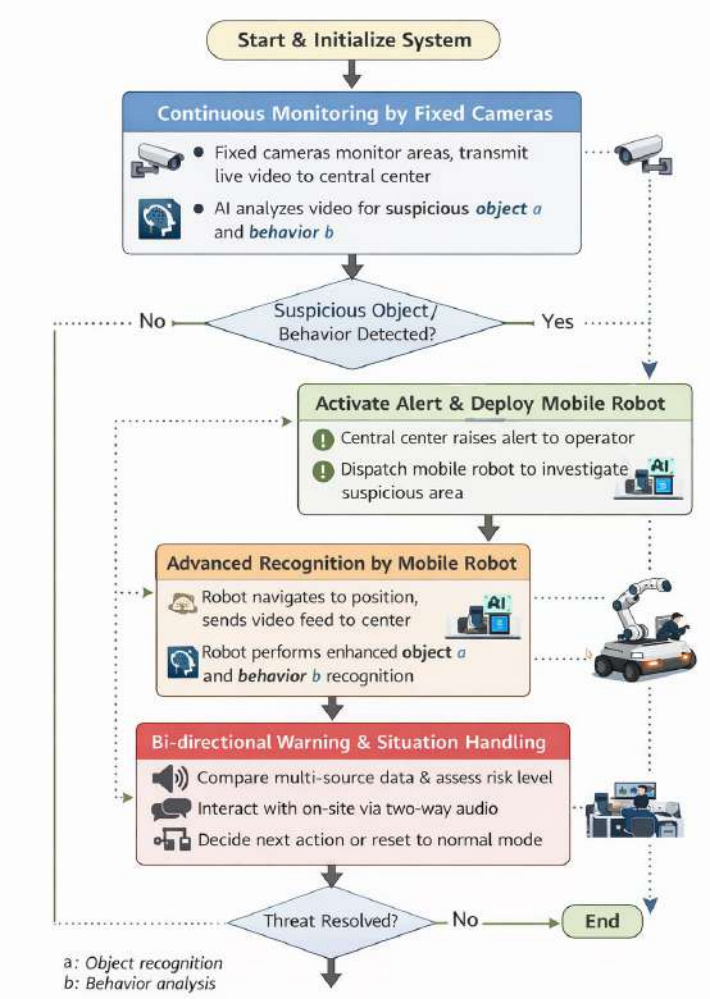
Hình 1. Cấu trúc hệ thống giám sát quản lý

Như thể hiện trong Hình 1, hệ thống được xây dựng trên kiến trúc lõi là trung tâm giám sát và điều khiển, nơi đảm nhiệm chức năng thu nhận, xử lý dữ liệu tập trung và phát hiện các sự kiện bất thường theo thời gian thực. Tại đây, các lệnh điều phối và quản lý tác vụ được gửi đến các robot di động để đảm bảo tính linh hoạt trong vận hành. Thành phần bổ trợ quan trọng

là mạng lưới camera cố định tại các vị trí trọng yếu, cung cấp khả năng quan sát ổn định và tích hợp AI để sớm nhận diện các nguy cơ xâm nhập cơ bản.

Điểm khác biệt của hệ thống nằm ở lớp robot giám sát tự hành với khả năng xử lý thông minh tại biên, cho phép tiếp cận các góc khuất và phân tích các hành vi nguy hiểm như bò, trườn hay leo trèo mà camera truyền thống thường bỏ sót. Toàn bộ kiến trúc được gắn kết bởi cơ chế truyền dữ liệu và thông thoại hai chiều thời gian thực, biến hệ thống từ giám sát thụ động thành một công cụ điều hành trực tiếp tại hiện trường. Sự phối hợp đa tầng này không chỉ mở rộng độ bao phủ không gian mà còn nâng cao đáng kể độ tin cậy và tốc độ phản ứng cho công tác quản lý an ninh tại các cơ sở quy mô lớn.

Nguyên lý hoạt động của hệ thống giám sát và quản lý điều hành thông minh được đề xuất dựa trên cơ chế phối hợp đa tầng giữa mạng camera cố định, robot di động và trung tâm giám sát – điều khiển. Hệ thống vận hành theo chu trình khép kín gồm thu thập dữ liệu, phân tích thông minh, ra quyết định và phản hồi tương tác theo thời gian thực, nhằm đảm bảo khả năng giám sát liên tục đồng thời tăng cường tính chủ động trong xử lý các tình huống an ninh.



Hình 2. Sơ đồ nguyên lý hoạt động của hệ thống

Trước hết, trong trạng thái hoạt động bình thường, hệ thống camera cố định thực hiện nhiệm vụ giám sát liên tục tại các khu vực trọng yếu. Dữ liệu hình ảnh/video từ các camera được truyền trực tiếp về trung tâm giám sát thông qua kênh truyền dữ liệu thời gian thực. Tại

đây, các mô-đun trí tuệ nhân tạo được triển khai để thực hiện phát hiện đối tượng, theo dõi chuyển động và bước đầu nhận dạng các sự kiện bất thường trong khu vực quan sát.

Khi hệ thống phát hiện một đối tượng nghi vấn hoặc hành vi bất thường (ví dụ: xâm nhập khu vực cấm, di chuyển bất thường, leo trèo hoặc bò trườn), trung tâm giám sát sẽ tự động kích hoạt cơ chế cảnh báo và đồng thời thực hiện bước đánh giá tình huống ban đầu dựa trên thông tin thu được từ camera cố định. Trong trường hợp cần xác minh bổ sung hoặc đối tượng nằm ngoài vùng quan sát hiệu quả (góc chết, che khuất), trung tâm sẽ phát lệnh điều phối robot di động tiếp cận khu vực mục tiêu.

Tiếp theo, robot giám sát di động đóng vai trò như một tác nhân quan sát chủ động. Robot di chuyển tới vị trí được chỉ định, mở rộng vùng quan sát và thu thập dữ liệu hình ảnh ở khoảng cách gần hơn. Nhờ được tích hợp các mô-đun xử lý thông minh tại biên, robot có khả năng thực hiện nhận dạng đối tượng và phân tích hành vi nâng cao theo thời gian thực. Hệ thống có thể phân biệt người thuộc đơn vị và người lạ, đồng thời nhận diện các hành vi nguy hiểm như chạy nhanh, bò trườn, leo trèo hoặc xâm nhập trái phép.

Trong quá trình robot tiếp cận và giám sát, dữ liệu video và kết quả nhận dạng được truyền liên tục về trung tâm điều khiển. Trên cơ sở đó, trung tâm thực hiện hợp nhất thông tin đa nguồn (từ camera cố định và robot), nâng cao độ tin cậy của quyết định cảnh báo và giảm thiểu sai lệch do quan sát đơn lẻ.

Một điểm nổi bật của hệ thống là khả năng thiết lập tương tác hai chiều theo thời gian thực thông qua mô-đun thông thoại. Khi cần thiết, cán bộ quản lý có thể trực tiếp giao tiếp với đối tượng trong khu vực robot thông qua loa và micro tích hợp, nhằm thực hiện cảnh báo, xác minh hoặc điều hành tại chỗ. Điều này cho phép hệ thống không chỉ dừng ở mức giám sát thụ động mà còn hỗ trợ quản lý tình huống một cách chủ động và linh hoạt.

Cuối cùng, toàn bộ chu trình hoạt động của hệ thống được duy trì liên tục dưới dạng vòng lặp giám sát – phát hiện – điều phối – xác minh – cảnh báo. Nhờ sự phối hợp giữa lớp giám sát cố định và lớp giám sát robot chủ động, hệ thống đạt được khả năng bao phủ không gian rộng hơn, giảm thiểu điểm mù, tăng tốc độ phản ứng và nâng cao hiệu quả quản lý điều hành trong các môi trường yêu cầu an ninh nghiêm ngặt.

3. Giải thuật nhận dạng

3.1. Giải thuật phát hiện và nhận dạng đối tượng

Để đáp ứng yêu cầu giám sát thời gian thực trên nền tảng robot di động có tài nguyên tính toán hạn chế, hệ thống được thiết kế theo kiến trúc xử lý lai (hybrid processing architecture) kết hợp mô hình học sâu với cơ chế tối ưu hóa lập lịch suy luận. Mục tiêu của giải thuật là đảm bảo đồng thời ba tiêu chí: (i) độ chính xác cao trong phát hiện và nhận dạng, (ii) duy trì tốc độ khung hình (FPS) ổn định, và (iii) tối ưu chi phí tính toán nhằm phù hợp với hệ thống nhúng.

a) Giải thuật phát hiện đối tượng

Hệ thống sử dụng mạng nơ-ron tích chập YOLOv8-Pose (You Only Look Once - version 8 Pose) làm nòng cốt. Khác với các mô hình phát hiện vật thể truyền thống chỉ trả về hộp bao (Bounding Box), YOLOv8-Pose thực hiện đồng thời hai nhiệm vụ:

- Định vị đối tượng: xác định tọa độ khung bao của người trong ảnh.

- Ước lượng tư thế (Pose Estimation): Trích xuất tọa độ không gian của 17 điểm khớp xương đặc trưng trên cơ thể người (Keypoints) bao gồm: mắt, mũi, tai, vai, khuỷu tay, cổ tay, hông, đầu gối và cổ chân.

Đầu ra của mạng YOLOv8 đối với đối tượng là 1 tập hợp các điểm $K = \{k_1, k_2, ..k_{17}\}$ trong đó mỗi điểm $k_i = (x_i, y_i, c_i)$ bao gồm tọa độ pixel (x_i, y_i) trên ảnh và tọa độ tin cậy của điểm khớp đó $c_i \in [0,1]$.

b) Giải thuật nhận dạng đối tượng

Việc chạy thuật toán trích xuất vector khuôn mặt (Face Embedding 128 chiều) trên mọi khung hình sẽ gây quá tải tài nguyên. Do đó, nghiên cứu đề xuất giải thuật Lập lịch thông minh (Smart Scheduling).

Bộ nhớ đệm (Cache Mechanism): Hệ thống duy trì một từ điển id_name_cache ánh xạ giữa ID_track của ByteTrack và tên định danh (Ví dụ: ID: 5 → "Nguyen Van A").

Kích hoạt có điều kiện: Thuật toán nhận diện khuôn mặt chỉ được gọi (trigger) trong hai trường hợp:

Khi một đối tượng mới xuất hiện và tên đang ở trạng thái chưa xác định (Unknown).

Chu kỳ làm mới: Cứ sau mỗi $\Delta t = 30$ frames (tương đương khoảng 1 giây), hệ thống ép buộc quét lại khuôn mặt một lần để cập nhật, phòng ngừa trường hợp ByteTrack gán nhầm ID. Trong các khung hình trung gian, hệ thống tái sử dụng tên từ bộ nhớ đệm, giúp tiết kiệm đến 90% chi phí tính toán cho tác vụ nhận dạng.

3.2. Giải thuật nhận dạng hành vi

Bên cạnh bài toán định danh đối tượng và duy trì tính nhất quán của cơ sở dữ liệu, việc đánh giá toàn diện các tình huống an ninh đòi hỏi hệ thống không chỉ xác định đối tượng là ai, mà còn phải phân tích được ngữ cảnh hoạt động hoặc hành động của đối tượng đó. Vì vậy, song song với luồng xử lý khuôn mặt, các đặc trưng không gian về khớp xương thu được từ mô hình YOLOv8-Pose được trích xuất và chuyển tiếp vào phân hệ phân tích tư thế. Hệ thống đề xuất phương pháp nhận dạng hành vi dựa trên hình học (Rule-based Geometric Analysis) với ưu điểm là độ trễ thấp và không yêu cầu huấn luyện lại mô hình phân loại).

a) Bộ lọc nhiễu khung xương (Skeleton Validity Filter)

Trong môi trường thực tế, mô hình học sâu có thể nhận diện nhầm các vật thể tĩnh có cấu trúc tương đồng (như áo khoác treo, ma nơ canh) thành con người. Một đối tượng chỉ được đưa vào phân tích dựa trên hành vi nếu thỏa mãn phương trình logic sinh học:

$$Valid = (C_{head} \wedge C_{shoulders}) \vee (C_{shoulders} \wedge C_{hips} \wedge N_{parts} \geq 6)$$

Trong đó:

- C_{head} là điều kiện tồn tại vùng đầu (mắt, mũi, tai có độ tin cậy > 0,35).
- $C_{shoulders}$, C_{hips} là điều kiện tồn tại hau khớp vai và khớp hông.
- N_{parts} là tổng số lượng điểm khớp cơ thể (tay, chân, thân) được phát hiện hợp lệ.

Phương trình này mang ý nghĩa: Nếu quan sát trực diện, hệ thống yêu cầu xác nhận vùng đầu và vai; nếu đối tượng quay lưng hoặc bị khuất đầu, hệ thống yêu cầu phải nhận diện được khung thân (vai, hông) và tối thiểu 6 điểm khớp phụ trợ nhằm loại bỏ hoàn toàn các vật thể vô tri giác.

b) Phân loại hành vi (Behavior Classification)

Giải thuật phân loại các tư thế cơ bản (đi, đứng, ngồi, ngã) dựa trên hai thông số không gian: Góc nghiêng trục cơ thể (θ) và Tỷ lệ khung bao (R).

Bước 1: Tính toán trục cơ thể và góc nghiêng θ

Trục xương sống của đối tượng được mô phỏng bằng đoạn thẳng nối giữa trung điểm hai vai $P_{shoulders}$ và trung điểm 2 hông P_{hips}

$$P_{shoulders} = \left(\frac{x_L + x_R}{2}, \frac{y_L + y_R}{2} \right)$$

$$P_{hip} = \left(\frac{x_L + x_R}{2}, \frac{y_L + y_R}{2} \right)$$

Tính phần nào thì sẽ dùng kích thước của phần đó

Góc nghiêng θ của trục xương sống so với mặt phẳng ngang được tính theo công thức:

$$\theta = \arctan\left(\frac{\left| y_{\text{hip}} - y_{shoulder} \right|}{\left| x_{\text{hip}} - x_{shoulder} \right|} \right) \times \frac{180}{\pi}$$

Bước 2: Tính toán tỷ lệ khung bao R

$$R = \frac{Height}{Width}$$

Bước 3: Quyết định phân loại tư thế

Dựa vào θ và R hệ thống phân loại trạnh thái hành vi theo thứ tự ưu tiên:

- Trạng thái Nằm/Bò/Ngã (Critical State): Kích hoạt khi trục cơ thể có xu hướng song song với mặt đất. Đây là trạng thái ưu tiên cao nhất, kích hoạt tín hiệu báo động ngay lập tức.

$$State = NAM_BO \leftrightarrow \theta < 45°$$

- Trạng thái Đứng (Standing): Kích hoạt khi đối tượng đứng thẳng, chiều cao lớn hơn đáng kể so với chiều rộng bao quanh.

$$State = DUNG \leftrightarrow (\theta \geq 45°) \wedge (R > 1,55)$$

- Trạng thái Ngồi (Sitting): Xác định trong các trường hợp còn lại. Khi đối tượng ngồi, lưng vẫn giữ thẳng $\theta \geq 45°$ nhưng cơ thể co lại khiến chiều cao giảm, tỷ lệ R tiến về gần mức cân bằng.

$$State = NGOI \leftrightarrow (\theta \geq 45°) \wedge (R \leq 1,55)$$

Việc kết hợp đồng thời cả góc quay của xương sống và tỷ lệ hình học của khung bao giúp hệ thống hạn chế tối đa việc nhận diện nhầm tư thế khi góc đặt camera thay đổi, đáp ứng tốt yêu cầu quan sát động trên nền tảng robot.

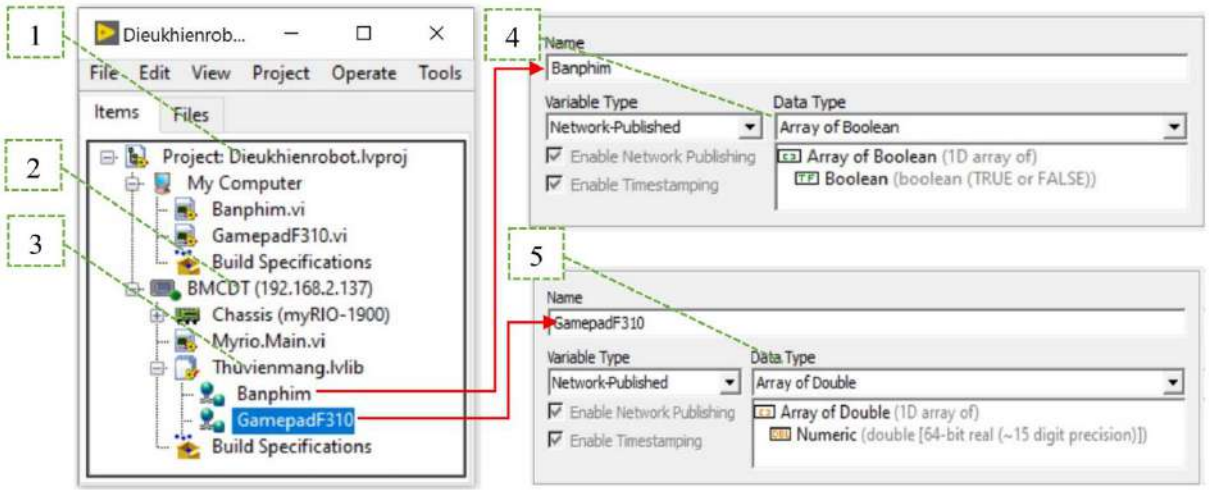
4. Giải pháp xây dựng mạng truyền thông

Để xây dựng một hệ thống giám sát quản lý thông minh trên khuôn viên rộng, sóng WiFi đáp ứng tốt yêu cầu truyền dữ liệu thời gian thực (hình ảnh, video, âm thanh, cảm biến, điều

khiển) hơn hẳn LoRa/ZigBee vốn băng thông rất hạn chế. Hệ thống dùng các bộ phát Tenda O3 outdoor để mở rộng vùng phủ, tạo mạng point-to-point/point-to-multipoint phủ kín khu vực lớn, ổn định và chi phí hợp lý. WiFi cũng tương thích sẵn với ESP32, Jetson, laptop, camera IP… giúp đơn giản kiến trúc, giảm độ trễ, tăng bảo mật và dễ triển khai thực tế.

Với các lý do đó, nhóm nghiên cứu đã chọn thiết bị Tenda O3 để mở rộng vùng phủ mạng không dây (wifi) không chỉ phù hợp về mặt kỹ thuật mà còn mang lại hiệu quả kinh tế, dễ triển khai thực tế và đảm bảo yêu cầu truyền thông dữ liệu đa phương tiện chất lượng cao trong bài toán robot giám sát quy mô lớn ngoài trời.

Để truyền nhận tín hiệu từ robot tới trung tâm điều khiển và ngược lại, nhóm xây dựng giải pháp thiết lập biến cục bộ dùng chung trên mạng nội bộ WLAN. Hình 3 mô tả kết quả thiết lập các thư viện động trên mạng không dây Wifi.



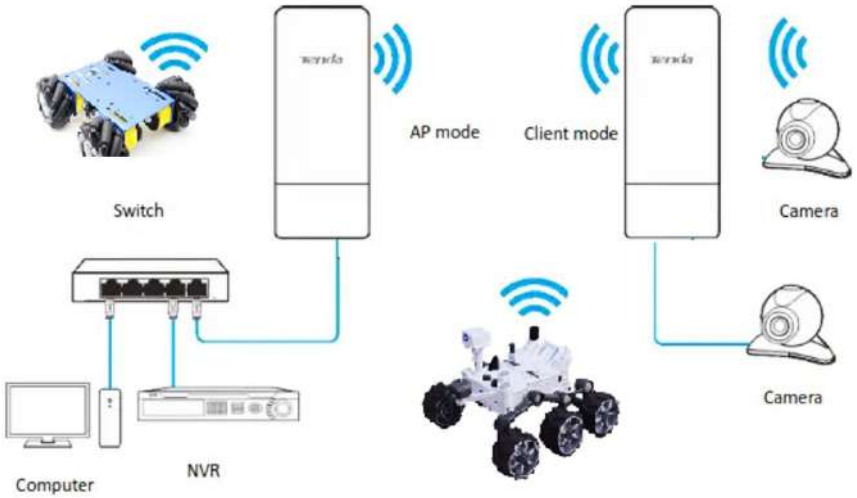
Hình 3. Thiết lập các thư viện động trên mạng không dây (wifi)

(1) Tên dự án (Project); (2) Khu vực thiết lập các chương trình trên thiết bị NI MyRIO; (3) Thư viện thiết lập các biến dữ liệu chia sẻ trên mạng nội bộ (WLAN); (4) Khu vực thiết lập, định dạng biến dữ liệu dùng chung về trạng thái của bàn phím; (5) Khu vực thiết lập, định dạng biến dữ liệu dùng chung về trạng thái điều khiển.

5. Thực nghiệm và đánh giá

a) Xây dựng mô hình thực nghiệm

Để thực nghiệm đánh giá hoạt động của hệ thống, nhóm tác giả đã thiết kế 02 robot cùng phối hợp hoạt động với một hệ thống giám sát cố định là 2 camera cố định, hệ thống mạng được thiết lập để kết nối trung tâm giám sát điều khiển với robot và các camera cố định thông qua mạng WLAN sử dụng thiết bị Tenda O3. Cấu trúc chung của hệ thống được thể hiện trên Hình 4.



Hình 4. Sơ đồ kết nối mở rộng mạng wifi sử dụng Tenda O3

Để thu nhận đồng thời hình ảnh từ nhiều camera IP (được bố trí trên các robot di động trong nhà và ngoài trời), nhóm nghiên cứu lựa chọn sử dụng phần mềm IP Camera Viewer. Phần mềm này cho phép kết nối song song với nhiều camera, đồng thời đảm bảo thời gian xử lý (độ trễ truyền dẫn hình ảnh) ở mức tối ưu phục vụ yêu cầu quan sát và điều khiển robot theo thời gian gần thực (near real-time).

c) Địa điểm và phương pháp thực nghiệm

Địa điểm thực nghiệm: Tiến hành tại khuôn viên trong khuôn viên của Học viện Kỹ thuật quân sự.

Phương pháp thực nghiệm: Căn cứ vào các vấn đề nghiên cứu và tiêu chí cần đạt được để xây dựng phương pháp thử nghiệm cụ thể.

** Đánh giá khả năng điều khiển robot từ trung tâm giám sát điều khiển:*

+ Phương pháp đánh giá: điều khiển robot (thông qua keyboard hoặc gamepad) từ trung tâm giám sát điều khiển, cho robot di chuyển dọc hành lang theo các vận tốc khác nhau (0.2–1.0 m/s), điều khiển tiến – lùi – xoay – rẽ, đồng thời cho robot tiếp cận vật cản cách nhau 1.5–0.3m để ghi nhận phản ứng cảm biến.

+ Kết quả thực nghiệm: robot duy trì chuyển động ổn định trên nền phẳng, độ trễ điều khiển <150ms (đo được trực tiếp trên thiết bị NI MyRIO), hệ thống cảnh báo va chạm kích hoạt khi khoảng cách <40cm. Hệ thống phanh chủ động hoạt động đúng logic.

** Đánh giá việc hỗ trợ truyền hình ảnh và thông tin của mạng truyền thông từ trung tâm giám sát điều khiển và các robot:*

- Phương pháp thực nghiệm:

Đặt 2–4 camera IP di động, di chuyển trên toàn vùng phủ sóng, đánh giá FPS và hiện tượng giật hình.

- Kết quả thực nghiệm: trong vùng RSSI > –70 dBm hệ thống duy trì 20–25 FPS ở 720p; khi RSSI ≤ –80 dBm vẫn duy trì 12–15 FPS (khả dụng giám sát).

* Đánh giá việc hỗ trợ thu nhận hình ảnh nhiều camera một lúc:

- Phương pháp thực nghiệm: cấu hình 4 camera IP cùng stream vào máy tính trung tâm, ghi nhận mức tiêu CPU, RAM, số FPS thực tế.

- Kết quả thực nghiệm: hệ thống ổn định với 4 camera, CPU <60%, không rớt khung hình đáng kể.

** Đánh giá việc hỗ trợ mở rộng việc theo dõi giám sát và tương tác:*

- Phương pháp thực nghiệm: thực hiện call voice hai chiều giữa robot đang ở sân vận động và người vận hành tại trung tâm.

- Kết quả thực nghiệm: độ trễ thoại ~200–300ms, chất lượng audio đủ rõ để tương tác tình huống.

** Đánh giá việc phát hiện đối tượng cũng như các hành vi bất thường, hành vi vi phạm các nội quy quy định*:

- Phương pháp thực nghiệm:

Cho robot quan sát các khu vực cấm; mô phỏng tình huống có người đi vào vùng cấm cùng với các hành vi bất thường.

- Kết quả thực nghiệm: hệ thống phát hiện người trong vùng cấm ~90% (trong điều kiện ánh sáng bình thường).

6. Kết luận

Bài báo đã đề xuất và xây dựng thành công một kiến trúc hệ thống robot giám sát thông minh theo hướng tích hợp đa tầng, trong đó robot di động không chỉ đóng vai trò là thiết bị tuần tra – ghi hình thụ động, mà trở thành một tác nhân chủ động trong quá trình quản lý và điều hành an ninh. Trên cơ sở kết hợp giữa nền tảng robot di động, hệ thống giám sát cố định và các mô-đun trí tuệ nhân tạo, nghiên cứu đã hình thành một giải pháp tổng thể có khả năng thu thập dữ liệu động, mở rộng vùng quan sát, nhận dạng đối tượng – hành vi và thiết lập cơ chế tương tác hai chiều theo thời gian thực.

Kết quả thực nghiệm cho thấy hệ thống đáp ứng hầu hết các tiêu chí đặt ra: Robot vận hành ổn định trong môi trường trong nhà và ngoài trời; Hạ tầng truyền thông Wi-Fi mở rộng đảm bảo duy trì luồng video 720p với tốc độ 20–25 FPS trong vùng tín hiệu tốt, đáp ứng yêu cầu truyền hình ảnh và điều khiển thời gian thực. Hệ thống trung tâm có thể tiếp nhận đồng thời nhiều luồng camera với tải xử lý thấp, hỗ trợ thoại hai chiều độ trễ dưới 300 ms; thuật toán phát hiện đối tượng đạt độ chính xác khoảng 90–95%, góp phần nâng cao hiệu quả kiểm soát người ra vào và phát hiện sớm các tình huống bất thường. So với mô hình giám sát truyền thống chỉ dựa trên camera cố định, giải pháp đề xuất giúp giảm đáng kể các điểm mù không gian, rút ngắn thời gian phản ứng và tăng tính chủ động cho lực lượng quản lý.

Bên cạnh những kết quả đạt được, nghiên cứu vẫn còn một số hạn chế như mức độ tự chủ của robot chưa hoàn toàn, nhận dạng hành vi mới dừng ở mức cơ bản và cấu trúc cơ khí chưa được đánh giá đầy đủ theo các tiêu chuẩn bảo vệ môi trường ngoài trời. Trong thời gian tới, hướng phát triển tập trung vào hoàn thiện cơ khí – độ bền, tích hợp các thuật toán SLAM, mapping và lập kế hoạch đường đi để đạt mức tự hành hoàn toàn, đồng thời mở rộng mô-đun AI theo hướng nhận dạng hành vi nâng cao và phát hiện hành vi nguy cơ dựa trên các kiến trúc thị giác máy tính tiên tiến.

Tài liệu tham khảo

1. W. Hu, T. Tan, L. Wang, and S. Maybank, "A survey on visual surveillance of object motion and behaviors," *IEEE Trans. Syst., Man, Cybern. C (Appl. Rev.)*, vol. 34, no. 3, pp. 334–352, Aug. 2004.
2. X. Wang, "Intelligent multi-camera video surveillance: A review," *Pattern Recognit. Lett.*, vol. 34, no. 1, pp. 3–19, Jan. 2013, doi: 10.1016/j.patrec.2012.07.005.

3. A. A. Mekonnen, F. Lerasle, and A. Herbulot, “Cooperative passers-by tracking with a mobile robot and external cameras,” *Computer Vision and Image Understanding*, accepted preprint Feb. 28, 2013.
4. C. Chia, W. Chan, and S. Chien, “Cooperative surveillance system with fixed camera object localization and mobile robot target tracking,” in *Advances in Image and Video Technology*, vol. 5414. Berlin, Germany: Springer, 2009, pp. 886–897.
5. P. Chakravarty and R. Jarvis, “External cameras and a mobile robot: A collaborative surveillance system,” in *Proc. Australasian Conf. Robot. Autom. (ACRA)*, Sydney, Australia, 2009, pp. 1–10.
6. J. H. Shim, C. Kim, and Y. S. Kim, “A mobile robot localization via indoor fixed remote surveillance cameras,” *Sensors*, vol. 16, no. 2, p. 195, 2016.
7. J. Redmon, S. Divvala, R. Girshick, and A. Farhadi, “You Only Look Once: Unified, real-time object detection,” in *Proc. IEEE Conf. Comput. Vis. Pattern Recognit. (CVPR)*, 2016, pp. 779–788.
8. A. Bochkovskiy, C.-Y. Wang, and H.-Y. M. Liao, “YOLOv4: Optimal speed and accuracy of object detection,” arXiv:2004.10934, 2020.
9. A. Bewley, Z. Ge, L. Ott, F. Ramos, and B. Upcroft, “Simple online and realtime tracking,” in *Proc. IEEE Int. Conf. Image Process. (ICIP)*, 2016, pp. 3464–3468.
10. N. Wojke, A. Bewley, and D. Paulus, “Simple online and realtime tracking with a deep association metric,” in *Proc. IEEE Int. Conf. Image Process. (ICIP)*, 2017, pp. 3645–3649.
11. F. Schroff, D. Kalenichenko, and J. Philbin, “FaceNet: A unified embedding for face recognition and clustering,” in *Proc. IEEE Conf. Comput. Vis. Pattern Recognit. (CVPR)*, 2015, pp. 815–823.
12. J. Deng, J. Guo, N. Xue, and S. Zafeiriou, “ArcFace: Additive angular margin loss for deep face recognition,” in *Proc. IEEE/CVF Conf. Comput. Vis. Pattern Recognit. (CVPR)*, 2019, pp. 4690–4699.
13. J. Carreira and A. Zisserman, “Quo vadis, action recognition? A new model and the Kinetics dataset,” in *Proc. IEEE Conf. Comput. Vis. Pattern Recognit. (CVPR)*, 2017, pp. 6299–6308.
14. S. Khanam, M. Sharif, X. Cheng, and S. Kadry, “Suspicious action recognition in surveillance based on handcrafted and deep learning methods: A survey of the state of the art,” *Computers and Electrical Engineering*, vol. 120, pt. C, Art. no. 109811, Dec. 2024, doi: 10.1016/j.compeleceng.2024.109811.
15. Đ. H. Quang, L. H. Minh, và T. D. Nguyên, “Nhận dạng khuôn mặt trong video bằng mạng nơ ron tích chập,” *Tạp chí Khoa học và Công nghệ Việt Nam (Bản B)*, vol. 62, no. 1, pp. 8–12, 2020.

Research and Development of a Smart Robotic System for Security Surveillance and Operational Management

Abstract

This paper proposes an architecture for a smart surveillance robotic system in which the role of the robot is extended from a conventional patrol and video-recording device to an active agent in security management and operational control, meeting the requirements of intelligent recognition, interaction capability, and real-time responsiveness. The study focuses on integrating object recognition, behavior recognition, and remote interaction functions on a mobile robotic platform, while designing a flexible coordination mechanism with fixed surveillance systems to enhance spatial coverage and overall system reliability. The proposed approach is based on a multi-layer integrated architecture, in which the mobile robot is responsible for dynamic data acquisition, expanding the observation area, and accessing hard-to-monitor locations, whereas the fixed system provides continuous and stable surveillance. Artificial intelligence modules are employed to distinguish authorized personnel from unauthorized individuals, as well as to recognize basic human behaviors such as walking, standing, sitting, crawling, lying down, and other potentially hazardous behaviors. In addition, a real-time communication and alert

mechanism enables bidirectional interaction between management personnel and individuals in the vicinity of the robot. Experimental results demonstrate that the proposed system improves the effectiveness of access control, enhances early detection of abnormal situations, shortens the response time of management personnel, and significantly reduces surveillance blind spots compared to traditional surveillance systems.

Keywords: Smart robotic system; security surveillance; mobile robot; human behavior recognition; object recognition; real-time interaction; security management.

Thiết kế hệ thống robot tự hành AIOT dựa trên kiến trúc Edge–Cloud cho giám sát và canh tác ruộng lúa nước

Nguyễn Ngọc Bình[1*], Nguyễn Văn Thịnh[2]

[1]*Học viện Kỹ thuật quân sự;* [2]*Viện Khoa học và Công nghệ quân sự*

Email : binhnn@lqdtu.edu.vn; Tel: 0982658389

Tóm tắt

Canh tác lúa nước đang đối mặt với áp lực ngày càng tăng do thiếu hụt lao động, chi phí vật tư tăng cao và nhu cầu giám sát sâu bệnh kịp thời. Robot tự hành tích hợp trí tuệ nhân tạo và kết nối vạn vật (AIoT) là một hướng đi đầy hứa hẹn nhằm tự động hóa quá trình giám sát và canh tác. Tuy nhiên, môi trường ruộng lúa với nền bùn mềm, ngập nước và điều kiện quan sát biến đổi mạnh đặt ra nhiều thách thức cho việc di chuyển, điều hướng và thu thập dữ liệu.

Bài báo này trình bày một hệ thống robot tự hành AIoT được thiết kế nhằm phục vụ nhiều giai đoạn quan trọng trong quy trình canh tác lúa nước, bao gồm cấy lúa, bón phân và giám sát sâu bệnh. Nền tảng robot tích hợp đồng bộ các thành phần cơ khí, điều khiển, điều hướng và giám sát dữ liệu trong một kiến trúc thống nhất, được thiết kế đặc thù cho điều kiện ruộng lúa nước với nền bùn mềm và ngập nước. Hệ thống hỗ trợ điều hướng đa chế độ, bao gồm: (1) bám hàng lúa bằng thị giác máy tính trong nhiệm vụ giám sát, và (2) bám quỹ đạo GPS/RTK trong nhiệm vụ cấy lúa. Ngoài ra, cơ chế giám sát theo sự kiện được triển khai nhằm nâng cao chất lượng ảnh phục vụ phân tích sâu bệnh. Kết quả thử nghiệm thực địa cho thấy robot vận hành ổn định với vận tốc trung bình 0,25 m/s, độ lún trung bình 39,6 mm và mô hình AI nhận diện sâu bệnh đạt độ chính xác cao).

Từ khóa: *robot ruộng lúa nước ; AIoT; tự hành đa chế độ; thị giác máy tính; phân tích sâu bệnh*

1. Giới thiệu

Trong bối cảnh chuyển đổi số và nhu cầu tăng năng suất nông nghiệp, robot tự hành đang trở thành một xu hướng tất yếu trong nông nghiệp thông minh. Các hệ thống hiện đại ngày nay tích hợp cảm biến, trí tuệ nhân tạo (AI) và kết nối dữ liệu để tự động hóa các công đoạn giám sát và canh tác [1], [2]. Tuy nhiên, ruộng lúa nước với nền bùn ngập, địa hình thay đổi và điều kiện quan sát khắc nghiệt là một trong những môi trường thách thức nhất đối với robot mặt đất [3], [4].

Trong các nhiệm vụ như giám sát sâu bệnh giai đoạn sớm, yêu cầu thu thập dữ liệu cận cảnh có độ ổn định cao là yếu tố then chốt [13], [14]. Robot mặt đất, với khả năng tiếp cận gần cây trồng, mang lại lợi thế so với thiết bị bay không người lái. Tuy nhiên, các giải pháp hiện có chủ yếu tập trung vào cải tiến cơ khí hoặc điều khiển, trong khi việc tích hợp toàn diện với khả năng giám sát thông minh vẫn còn hạn chế.

Trong bài báo này, nhóm tác giả phát triển một nền tảng robot tự hành tích hợp AIoT dành cho ruộng lúa nước. Các đóng góp chính bao gồm: (i) thiết kế cơ khí chuyên biệt với khả năng mở rộng mô-đun công tác; (ii) điều hướng đa chế độ kết hợp thị giác máy tính và GPS/RTK tùy theo nhiệm vụ; (iii) cơ chế giám sát theo sự kiện nhằm nâng cao chất lượng ảnh; và (iv) hệ thống AI nhận diện sâu bệnh chính xác từ dữ liệu thực địa.

Cấu trúc bài báo như sau: Phần 2 trình bày tổng quan các nghiên cứu liên quan; Phần 3 mô tả chi tiết hệ thống đề xuất; Phần 4 trình bày kết quả thử nghiệm; và Phần 5 đưa ra kết luận cùng hướng phát triển tiếp theo.

2. Tổng quan nghiên cứu

Các hệ thống robot nông nghiệp tự hành đã được nghiên cứu rộng rãi nhằm tự động hóa quy trình canh tác và giám sát cây trồng [1], [2]. Tuy nhiên, phần lớn các nghiên cứu tập trung vào

* Email: binhnn@lqdtu.edu.vn

môi trường khô hoặc có cấu trúc ổn định như nhà kính và vườn cây, ít chú trọng đến môi trường ruộng lúa nước với đặc trưng bùn mềm, ngập nước và địa hình biến đổi theo mùa vụ [3], [4].

Một số nghiên cứu đã phát triển robot chuyên dụng cho ruộng lúa, chủ yếu giải quyết vấn đề thiết kế cơ khí và ổn định chuyển động trên địa hình bùn lầy [3], [4]. Tuy nhiên, khả năng tích hợp chức năng giám sát thông minh và thu thập dữ liệu chất lượng cao vẫn còn hạn chế.

Trong điều hướng, thị giác máy tính là phương pháp phổ biến nhờ khả năng nhận diện hàng cây từ hình ảnh [5]. Gần đây, các mô hình học sâu nhẹ đã được áp dụng thành công trên các nền tảng tính toán nhúng [6]. Với các nhiệm vụ yêu cầu độ chính xác cao như gieo trồng, hệ thống định vị RTK-GPS vẫn giữ vai trò quan trọng [7], [8]. Kết hợp thị giác và GPS/RTK để tạo điều hướng đa chế độ là xu hướng đang được quan tâm nhằm tăng tính linh hoạt cho robot.

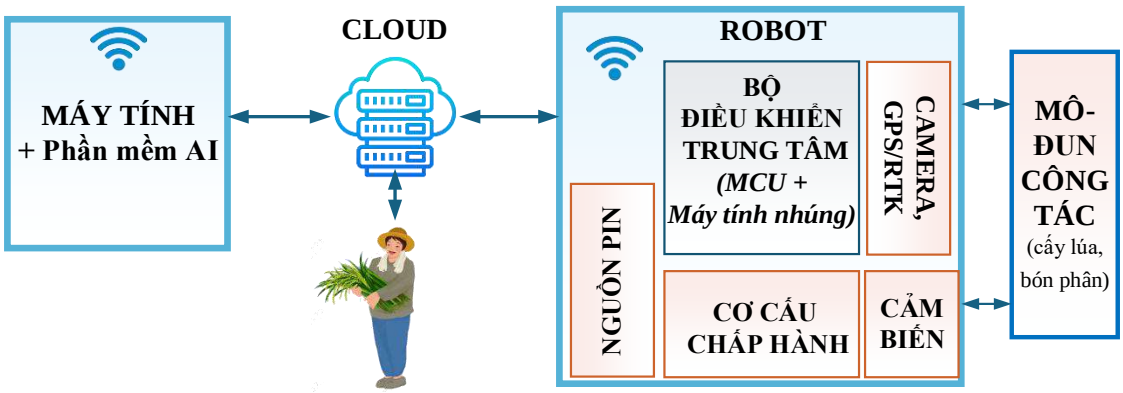
Về mặt xử lý dữ liệu, AIoT kết hợp giữa xử lý tại biên và điện toán đám mây giúp giảm độ trễ và tăng hiệu quả phân tích [9], [10]. Trong đó, các mô hình phát hiện đối tượng như YOLO đã chứng minh hiệu quả trong giám sát nông nghiệp, đặc biệt trong nhận diện sâu bệnh qua ảnh thực địa [11–14].

Tại Việt Nam, ứng dụng robot tự hành trong nông nghiệp được xác định là hướng đi chiến lược trong các chương trình quốc gia về khoa học và công nghệ [16]. Tuy nhiên, các hệ thống hiện tại chủ yếu ở mức nguyên mẫu thử nghiệm, chưa đạt độ ổn định và tích hợp đầy đủ các thành phần như điều khiển, giám sát và kết nối dữ liệu. Do đó, cần thiết có một nền tảng robot tích hợp toàn diện, phù hợp với điều kiện canh tác lúa nước và đáp ứng yêu cầu ứng dụng thực tế.

3. Hệ thống và phương pháp

3.1. Kiến trúc hệ thống

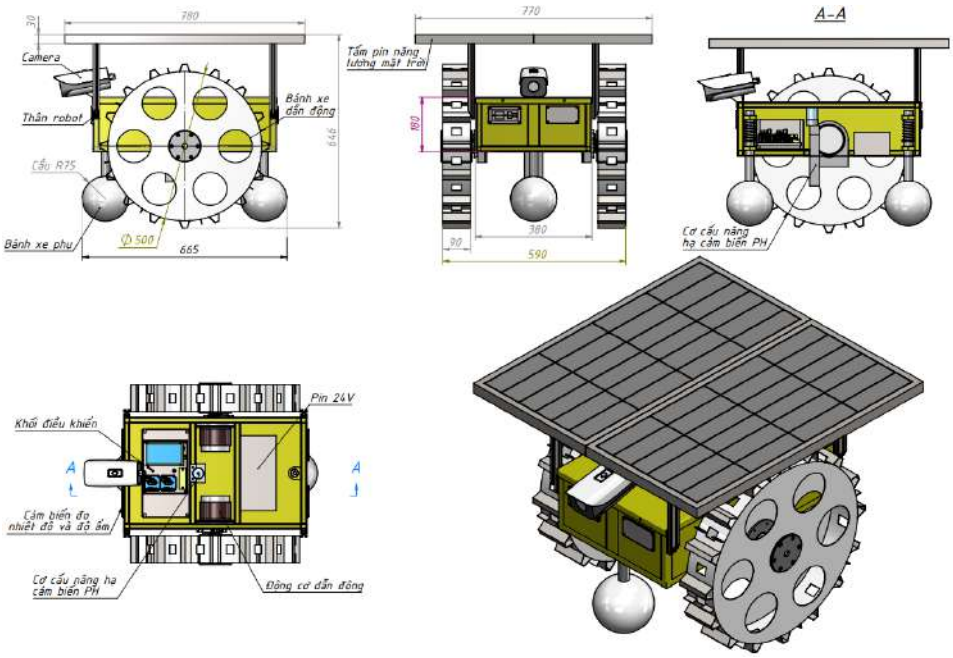
Nền tảng robot được thiết kế với kiến trúc ba tầng: (i) tầng điều khiển thời gian thực, (ii) tầng điều khiển cấp cao trên robot, và (iii) tầng phân tích AI trên máy chủ cloud (Hình 1). Tầng thời gian thực điều khiển chuyển động cơ bản, đảm bảo robot vận hành an toàn trong điều kiện địa hình biến động. Tầng điều khiển cấp cao xử lý điều hướng, thị giác và quản lý nhiệm vụ. Tầng cloud thực hiện các tác vụ AI như nhận diện sâu bệnh, lưu trữ dữ liệu và hỗ trợ ra quyết định điều khiển từ xa.



Hình 1. Kiến trúc tổng thể của hệ thống Robot tự hành AioT

Cách tiếp cận phân tầng này cho phép tách biệt nhiệm vụ điều khiển và phân tích, kết hợp lợi thế của xử lý biên (edge) và điện toán đám mây (cloud), từ đó tối ưu độ trễ, tính linh hoạt và khả năng mở rộng.

3.2. Thiết kế cơ khí



Hình 2. Thiết kế cơ khí của Robot

Nền tảng robot sử dụng cấu hình hai bánh chủ động đối xứng kết hợp hai bánh phụ dạng cầu, nhằm tối ưu hóa giữa tính đơn giản, hiệu quả năng lượng và độ ổn định trên địa hình ruộng bùn. Bánh chủ động đường kính lớn với gờ bám tăng ma sát giúp duy trì lực kéo ổn định trong điều kiện nền mềm và vận tốc thấp. Bánh cầu phía trước và sau không tạo lực kéo mà hỗ trợ phân bố tải và duy trì tư thế, nhờ khả năng tiếp xúc đa hướng và tự điều chỉnh trên vùng lún không đều (Hình 2).

So với thiết kế bánh trụ truyền thống, bánh cầu giảm ràng buộc hướng di chuyển và lực cản không mong muốn, hạn chế xoắn thân khi quay đầu. Cấu hình này góp phần giảm dao động thân và rung ngang, đặc biệt khi robot tăng/giảm tốc hoặc đi qua nền bùn biến thiên, từ đó nâng cao độ ổn định dữ liệu thị giác và độ tin cậy của hệ thống điều hướng.

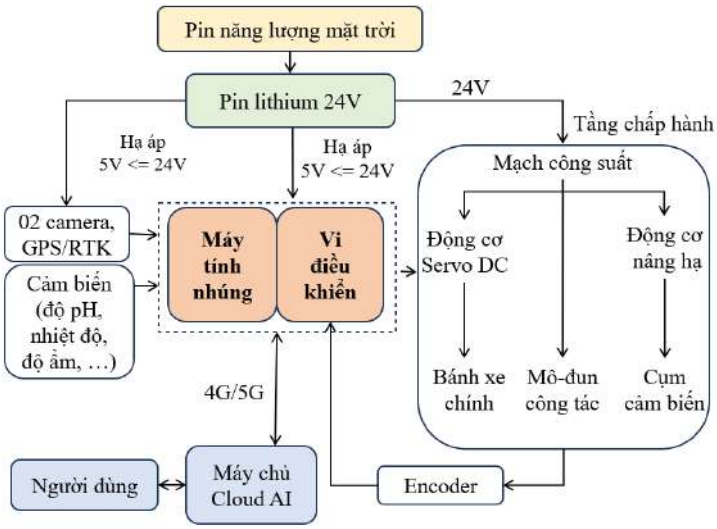
Bên cạnh hệ thống di chuyển, robot được thiết kế theo hướng mô-đun hóa, cho phép gắn các mô-đun công tác như cấy lúa hoặc bón phân. Các mô-đun được điều khiển đồng bộ với trạng thái chuyển động của robot, đảm bảo sự phù hợp giữa tốc độ di chuyển và tốc độ thao tác. Cách tiếp cận này giúp duy trì tính nhất quán trong vận hành, đồng thời tăng tính linh hoạt khi tích hợp các mô-đun khác nhau phục vụ các nhiệm vụ canh tác. Hình 3 minh họa ví dụ tích hợp mô-đun cấy lúa trên nền tảng robot.



Hình 3. Kết hợp robot với mô-đun công tác (cấy lúa)

3.3. Thiết kế hệ thống điều khiển và giám sát

Theo kiến trúc được mô tả trong 3.1, hệ thống điều khiển và giám sát robot được xây dựng theo cấu trúc phân tầng như Hình 4. Máy tính nhúng đảm nhiệm xử lý dữ liệu cảm biến và thực thi các thuật toán điều hướng, trong khi vi điều khiển thực hiện điều khiển thời gian thực thông qua các mạch công suất để tác động lên cơ cấu chấp hành.

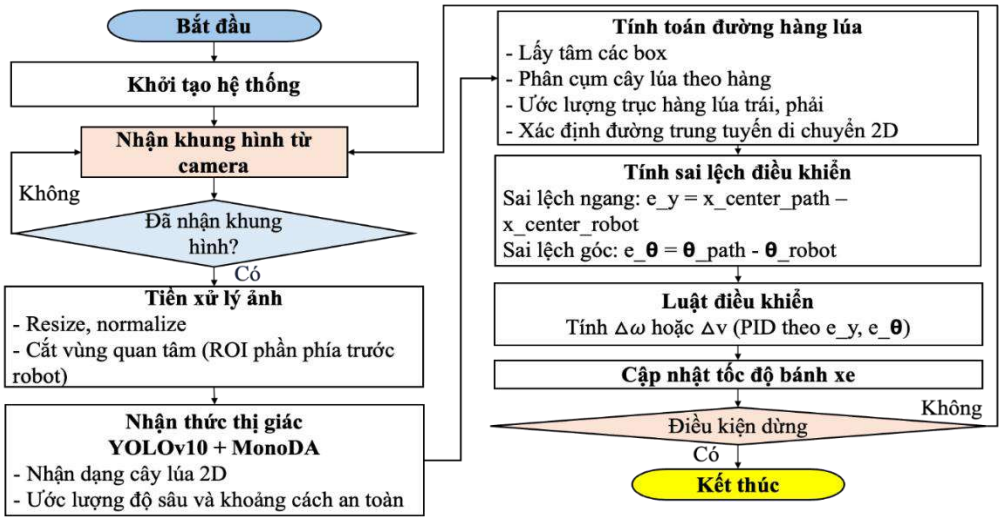


Hình 4. Sơ đồ nguyên lý hệ thống điều khiển và giám sát

3.4. Điều hướng bám hàng bằng thị giác máy tính

Trong công đoạn bón phân hoặc thu thập thông tin giám sát sâu bệnh và sinh trưởng, robot thực hiện điều hướng tự hành dựa trên thông tin thị giác nhằm bám theo cấu trúc hàng lúa trong điều kiện thực địa. Thuật toán điều hướng được triển khai tại tầng điều khiển cấp cao trên robot, bảo đảm khả năng vận hành độc lập và đáp ứng thời gian thực. Sơ đồ thuật toán tổng quát của quá trình bám hàng bằng thị giác được minh họa trong Hình 5.

Quá trình bắt đầu với việc thu nhận khung hình từ camera phía trước. Ảnh đầu vào được tiền xử lý gồm chuẩn hóa kích thước, cường độ và cắt vùng quan tâm (ROI) nhằm giảm nhiễu và tăng hiệu quả tính toán. Hệ thống sau đó kết hợp mô hình YOLOv10 để phát hiện cây lúa trong ảnh 2D và MonoDA để ước lượng khoảng cách, xác định vùng an toàn phía trước robot. Từ kết quả phát hiện, các điểm cây lúa được phân cụm thành từng hàng để ước lượng trục của hàng lúa trái và phải. Đường trung tuyến tham chiếu được xác định là trung bình hình học của hai trục này, đóng vai trò là quỹ đạo mục tiêu trong mặt phẳng 2D.



Hình 5. Thuật toán xử lý ảnh bám hàng lúa

Trên cơ sở đó, sai lệch điều khiển được xác định thông qua sai lệch ngang và sai lệch góc hướng. Sai lệch ngang $e_y(t)$ được tính bằng hiệu giữa tọa độ trung tâm của đường tham chiếu $x_{\text{center,path}}(t)$ và tọa độ trung tâm hiện tại của robot $x_{\text{center,robot}}(t)$, trong khi sai lệch góc $e_\theta(t)$ được xác định là hiệu giữa góc hướng của đường tham chiếu $\theta_{\text{path}}(t)$ và góc hướng hiện tại của robot $\theta_{\text{robot}}(t)$:

$$e_y(t) = x_{\text{center,path}}(t) - x_{\text{center,robot}}(t),\ e_\theta(t) = \theta_{\text{path}}(t) - \theta_{\text{robot}}(t) \quad (1)$$

Để thuận lợi cho thiết kế bộ điều khiển, một biến sai lệch tổng hợp được xây dựng bằng cách kết hợp sai lệch ngang và sai lệch góc:

$$e(t) = e_y(t) + k_\theta e_\theta(t) \quad (2)$$

Trong đó, k_θ là hệ số điều chỉnh mức độ ảnh hưởng của sai lệch góc so với sai lệch vị trí. Tín hiệu điều khiển vận tốc góc của robot được xác định thông qua bộ điều khiển PID dựa trên biến sai lệch tổng hợp:

$$\omega(t) = K_p e(t) + K_i \int_0^t e(\tau)d\tau + K_d \frac{de(t)}{dt} \quad (3)$$

Với cấu hình robot vi sai, vận tốc góc $\omega(t)$ được quy đổi sang vận tốc của hai bánh chủ động thông qua quan hệ động học:

$$v_T(t) = v(t) - \frac{\omega(t)L}{2},\ v_P(t) = v(t) + \frac{\omega(t)L}{2} \quad (4)$$

Trong đó $v(t)$ là vận tốc tiến đặt trước và L là khoảng cách giữa hai bánh chủ động. Các giá trị vận tốc này được gửi xuống tầng điều khiển thời gian thực để thực thi.

Quá trình điều hướng được lặp lại theo chu kỳ với tần số xác định cho đến khi thỏa mãn điều kiện dừng, chẳng hạn kết thúc vùng làm việc hoặc phát hiện sự kiện bất thường yêu cầu chuyển chế độ vận hành. Cách tiếp cận này cho phép robot bám theo hàng lúa một cách liên tục và ổn định, đồng thời đảm bảo khả năng thích nghi với sai lệch hình học của hàng cây và nhiễu thị giác trong môi trường ruộng lúa nước.

3.5. Điều hướng bám quỹ đạo GPS/RTK - bám vị trí và hướng

Trong một số công đoạn canh tác, ví dụ cấy lúa, yêu cầu điều hướng không chỉ dừng lại ở việc robot đi theo quỹ đạo tham chiếu mà còn phải duy trì hướng chuyển động trùng với tiếp tuyến quỹ đạo tại mỗi thời điểm. Trên cơ sở đó, bài toán điều khiển được xây dựng theo mục tiêu bám quỹ đạo hai thành phần, bao gồm: (i) bám vị trí theo phương ngang so với quỹ đạo tham chiếu và (ii) bám hướng theo tiếp tuyến quỹ đạo.

Gọi trạng thái của robot tại thời điểm t là: $(x(t), y(t), \theta(t))$. Từ hệ thống RTK GNSS kết hợp IMU, xác định điểm tham chiếu gần nhất trên quỹ đạo $(xd(t), yd(t))$ và hướng tiếp tuyến tương ứng $\theta d(t)$. Khi đó, các đại lượng sai số được xác định như sau :

Sai số bám ngang (*cross-track error*): $e_{ct}(t) = -(x - x_d)\sin\theta_d + (y - y_d)\cos\theta_d$ (5)

Sai số bám hướng (*heading error*): $e_\theta(t) = \text{wrap}\big(\theta(t) - \theta_d(t)\big)$ (6)

Trong đó, hàm $wrap(\cdot)$ chuẩn hóa giá trị góc về miền $(-\pi, \pi]$, nhằm tránh hiện tượng nhảy bậc khi góc vượt qua $\pm\pi$.

Dựa trên hai thành phần sai số này, luật điều khiển vận tốc góc của robot được thiết kế theo dạng hiệu chỉnh kết hợp:

$$\omega_G(t) = k_{ct} e_{ct}(t) + k_\theta e_\theta(t) \quad (7)$$

Với, k_{ct} và k_θ là các hệ số điều chỉnh tương ứng cho sai số bám vị trí và bám hướng.

Vận tốc tiến $v_G(t)$ có thể được đặt hằng số hoặc điều chỉnh thích nghi theo mức sai số nhằm tăng tính ổn định của hệ:

$$v_G(t) = sat\left(v_{G0} - \beta |e_{ct}(t)| - \gamma |e_\theta(t)|, v_{Gmin}, v_{Gmax}\right)$$

Trong đó, $\beta, \gamma > 0$, là các hệ số suy giảm vận tốc, và $sat(\cdot)$ là hàm bão hòa bảo đảm vận tốc nằm trong giới hạn cho phép.

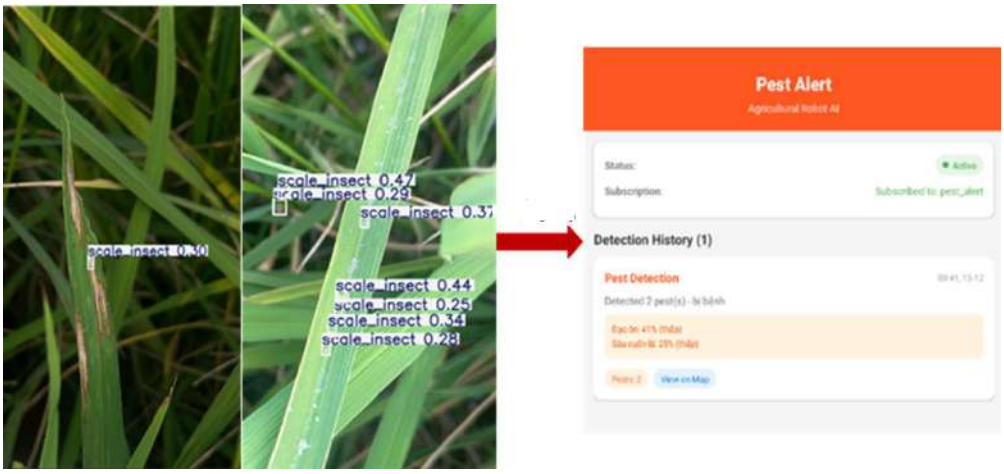
Vận tốc góc được quy đổi sang vận tốc của 2 bánh theo quan hệ :

$$v_{T(G)}(t) = v_G(t) - \frac{\omega_G(t)L}{2}, \; v_{P(G)} = v_G(t) + \frac{\omega_G(t)L}{2} \quad (8)$$

Cách tiếp cận này cho phép robot đồng thời hội tụ về quỹ đạo tham chiếu thông qua việc giảm sai số bám ngang e_{ct} và duy trì hướng chuyển động phù hợp với tiếp tuyến quỹ đạo thông qua việc giảm sai số hướng e_θ, đáp ứng tốt yêu cầu điều hướng chính xác khi hoạt động.

3.6. Nhận diện sâu bệnh dựa trên AI tại tầng cloud

Chức năng nhận diện sâu bệnh được triển khai tại tầng máy chủ cloud AI nhằm thực hiện các tác vụ phân tích chuyên sâu dựa trên dữ liệu ảnh thu thập từ robot. Robot truyền các ảnh quan sát và thông tin vị trí về máy chủ thông qua kết nối không dây, tạo điều kiện cho việc phân tích tập trung và lưu trữ dữ liệu theo thời gian.



Hình 6. Kết quả nhận diện sâu bệnh bằng AI và gửi thông báo tới người dùng

Tại máy chủ cloud AI, mô hình học sâu YOLOv10 được sử dụng để phát hiện sâu bệnh và các biểu hiện bất thường trên cây lúa. Mô hình được huấn luyện trên tập dữ liệu thu thập từ ruộng lúa nước trong điều kiện thực địa, đảm bảo khả năng thích nghi với các biến đổi về ánh sáng và môi trường. Kết quả nhận diện được liên kết với thông tin vị trí và cung cấp cho người dùng thông ứng dụng di động (Hình 6). Kết quả đánh giá cho thấy mô hình đạt độ chính xác 85,29%, điểm F1 là 88,22% và mAP đạt 86,23%, đáp ứng yêu cầu giám sát sâu bệnh trong điều kiện đồng ruộng.

3.7. Giám sát theo sự kiện nhằm tăng chất lượng dữ liệu

Trong ruộng lúa nước, các dấu hiệu sâu bệnh ở giai đoạn sớm thường có kích thước nhỏ và khó nhận biết nếu ảnh quan sát không đủ rõ hoặc robot di chuyển với vận tốc cao. Để khắc phục hạn chế này và đảm bảo khả năng phản ứng kịp thời trong điều kiện kết nối mạng không ổn định, nền tảng robot được bổ sung một mô-đun trí tuệ nhân tạo nhẹ được triển khai trực tiếp trên máy tính nhúng của robot. Mô-đun này không nhằm thực hiện phân loại hay nhận diện sâu bệnh cụ thể, mà đóng vai trò đánh giá nhanh mức độ bất thường của dữ liệu thị giác nhằm hỗ trợ ra quyết định tức thời trong quá trình di chuyển.

Cụ thể, mô-đun edge AI xử lý ảnh quan sát theo thời gian thực và sinh ra một chỉ số bất thường chuẩn hóa tại mỗi thời điểm t. Việc khẳng định loại sâu bệnh hoặc tình trạng sinh trưởng cụ thể của cây lúa được giao cho các mô hình trí tuệ nhân tạo có độ phức tạp cao hơn tại tầng cloud AI, nơi có đủ tài nguyên tính toán và dữ liệu lịch sử để thực hiện phân tích chuyên sâu. Cách phân tầng này cho phép kết hợp ưu điểm của xử lý tại biên và phân tích trên đám mây, đảm bảo cả tính phản ứng nhanh và độ chính xác cao.

Trên cơ sở đó, tại mỗi thời điểm t, hệ thống đánh giá mức bất thường của ảnh quan sát thông qua một hàm đánh giá: $s(t) = f(I_t), \qquad s(t) \in [0,1]$ (9)

với I_t là ảnh tại thời điểm t.

Dựa trên $s(t)$, vận tốc robot được điều chỉnh theo luật ngưỡng:

$$v(t) = \begin{cases} v_{\text{nom}}, & s(t) < \tau_1, \\ v_{\text{slow}}, & \tau_1 \le s(t) < \tau_2, \\ v_{\text{very_slow}}, & s(t) \ge \tau_2 \end{cases} \tag{10}$$

Đồng thời, số lượng ảnh được chụp tăng cường được xác định bởi:

$$Q(I) = \text{Var}(\nabla^2 I), \qquad Q(I) \ge Q_{\min} \tag{11}$$

Trong đó, $\text{I}(.)$ là hàm chỉ thị. Để đảm bảo chất lượng ảnh, một chỉ số độ nét dựa trên phương sai của toán tử Laplacian được sử dụng [15]:

$$Q(I) = \text{Var}(\nabla^2 I), \qquad Q(I) \ge Q_{\min} \tag{12}$$

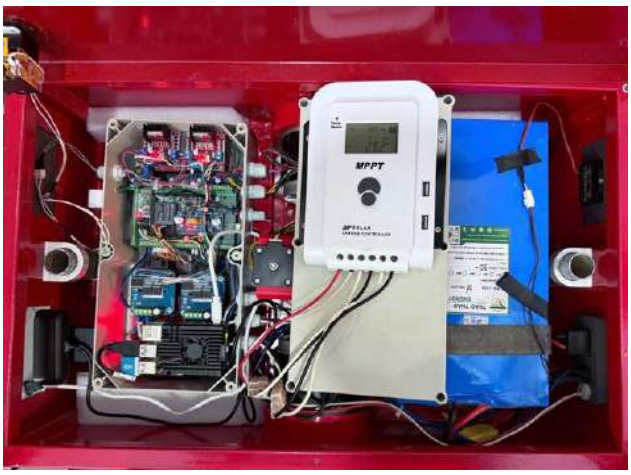
Cơ chế này cho phép robot chủ động điều chỉnh hành vi quan sát, qua đó nâng cao chất lượng dữ liệu đầu vào cho hệ thống phân tích sâu bệnh.

4. Thực nghiệm và kết quả

Nền tảng robot tự hành được triển khai và thử nghiệm trong điều kiện ruộng lúa nước thực tế nhằm đánh giá khả năng vận hành và hiệu quả giám sát. Hình 7 minh họa robot trong quá trình vận hành ngoài đồng ruộng, trong khi Hình 8 thể hiện hệ thống điều khiển và máy tính nhúng được tích hợp trên robot. Kết quả thử nghiệm được thể hiện tại Bảng I. Mối liên hệ giữa độ sâu bùn và tốc độ di chuyển của robot, độ lún bánh xe robot được thể hiện trên Hình 9, Hình 10.



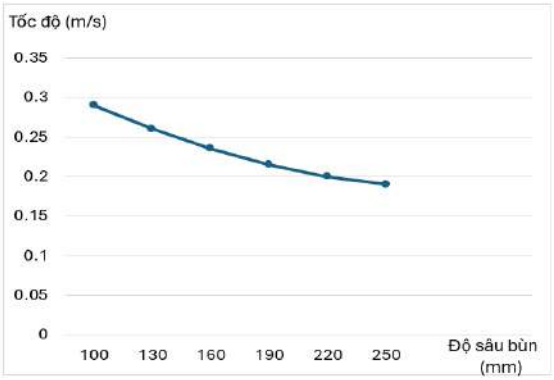
Hình 7. Robot trên thực địa



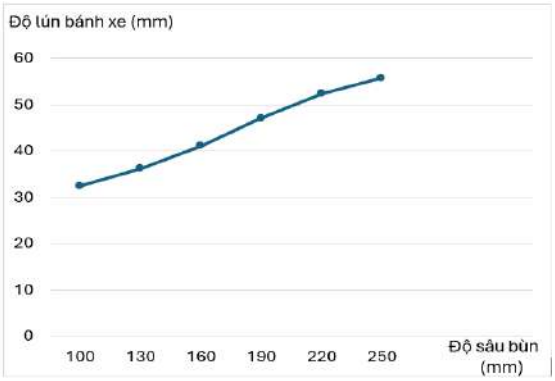
Hình 8. Hệ thống điều khiển robot

Bảng I. Kết quả thử nghiệm robot thực tế

Thông số	Giá trị
Số lượt thử nghiệm	≈ 250
Mực nước ruộng	20–50 cm
Độ sâu lớp bùn	100–250 mm
Tốc độ di chuyển	0.19–0.29 m/s
Tốc độ trung bình	0.25 m/s
Độ lún bánh xe	32.4–55.7 mm
Độ lún trung bình	40 mm
Thời gian hoạt động (chỉ có pin)	2.0–2.2 giờ
Thời gian HĐ (pin + NLMT)	3.7 –3.9 giờ



Hình 9. Ảnh hưởng của độ sâu bùn đến tốc độ của robot



Hình 10. Ảnh hưởng của độ sâu bùn đến độ lún của bánh xe

Các kết quả thử nghiệm cho thấy nền tảng robot tự hành AIoT có khả năng vận hành ổn định trong điều kiện ruộng lúa nước và đáp ứng yêu cầu của các nhiệm vụ giám sát thực địa. Cơ chế điều hướng đa chế độ cho phép robot thích nghi linh hoạt với từng giai đoạn vận hành, trong khi cơ chế giám sát theo sự kiện giúp cải thiện chất lượng dữ liệu thị giác tại các vùng nghi ngờ mà không làm tăng đáng kể thời gian giám sát tổng thể. Những kết quả này cho thấy cách tiếp cận kết hợp giữa điều khiển tại biên và phân tích trên cloud là phù hợp cho các ứng dụng giám sát canh tác lúa nước. Tuy nhiên, các đánh giá dài hạn theo mùa vụ và phân tích định lượng sâu hơn vẫn cần được thực hiện để khẳng định tính ổn định và khả năng mở rộng của hệ thống.

5. Kết luận

Bài báo đã trình bày một nền tảng robot tự hành AIoT cho ruộng lúa nước, tích hợp điều hướng đa chế độ, giám sát dựa trên thị giác và cơ chế điều khiển theo sự kiện. Kết quả thử nghiệm thực địa cho thấy robot có khả năng di chuyển ổn định trong môi trường bùn lầy và thu thập dữ liệu thị giác có chất lượng phục vụ giám sát sâu bệnh. Hệ thống cho thấy tiềm năng ứng dụng thực tiễn trong giám sát và tự động hóa canh tác lúa thông minh. Tuy nhiên, cần tiếp tục triển khai đánh giá ở quy mô lớn hơn và nhiều mùa vụ để kiểm chứng độ bền và hiệu quả kinh tế. Hướng nghiên cứu tiếp theo bao gồm: (i) tối ưu hóa kết cấu cơ khí và tăng thời lượng hoạt động của robot; (ii) mở rộng khả năng nhận diện nhiều loại sâu bệnh và trạng thái sinh trưởng khác nhau; và (iii) tích hợp phân tích dự đoán dịch hại nhằm hỗ trợ ra quyết định chủ động trong quản lý mùa vụ.

Tài liệu tham khảo

[1] T. Duckett *et al.*, "Agricultural robotics: The future of autonomous farming," *arXiv preprint arXiv:1806.06762*, 2018.

[2] A. Bechar and C. Vigneault, "Agricultural robots for field operations: Concepts and components," *Biosystems Engineering*, vol. 149, pp. 94–111, 2016, doi: 10.1016/j.biosystemseng.2016.06.014

[3] S. Noguchi, T. Will, and H. Ishii, "Development of a rice paddy field robot for crop management," *Journal of Field Robotics*, vol. 35, no. 8, pp. 1190–1208, 2018, doi: 10.1002/rob.21789.

[4] H. Zhang *et al.*, "Design and motion analysis of a tracked robot for paddy field applications," *Applied Sciences*, vol. 9, no. 14, pp. 1–15, 2019, doi: 10.3390/app9142894.

[5] J. Bac *et al.*, "A vision-based row-following navigation system for agricultural robots," *Computers and Electronics in Agriculture*, vol. 155, pp. 110–122, 2018, doi: 10.1016/j.compag.2018.10.021.

[6] M. Saeed *et al.*, "Lightweight deep learning models for real-time crop row detection on embedded platforms," *Sensors*, vol. 21, no. 6, 2021, doi: 10.3390/s21062011.

[7] J. Zhang and Q. Zhang, "High-precision navigation of agricultural vehicles using RTK-GPS," Precision Agriculture, vol. 20, no. 4, pp. 817–834, 2019, doi: 10.1007/s11119-018-9607-5.

[8] Y. Cui *et al.*, "Multi-sensor fusion navigation for agricultural mobile robots," *Robotics*, vol. 9, no. 2, 2020, doi: 10.3390/robotics9020039.

[9] W. Shi *et al.*, "Edge computing: Vision and challenges," *IEEE Internet of Things Journal*, vol. 3, no. 5, pp. 637–646, 2016, doi: 10.1109/JIOT.2016.2579198.

[10] L. Da Xu, W. He, and S. Li, "Internet of Things in industries: A survey," IEEE Transactions on Industrial Informatics, vol. 10, no. 4, pp. 2233–2243, 2014, doi: 10.1109/TII.2014.2300753.

[11] A. Wang *et al.*, "YOLOv10: Real-Time End-to-End Object Detection," *arXiv preprint arXiv:2405.14458*, 2024.

[12] J. Redmon *et al.*, "You Only Look Once: Unified, Real-Time Object Detection," *Proceedings of CVPR*, pp. 779–788, 2016, doi: 10.1109/CVPR.2016.91.

[13] Y. Liu *et al.*, "Deep learning-based rice disease detection using field images," *Computers and Electronics in Agriculture*, vol. 162, pp. 193–204, 2019, doi: 10.1016/j.compag.2019.04.020.

[14] P. Mohanty, D. Hughes, and M. Salathé, "Using deep learning for image-based plant disease detection," *Frontiers in Plant Science*, vol. 7, 2016, doi: 10.3389/fpls.2016.01419.

[15] R. J. O. Ruikar and S. S. Pradhan, "Image sharpness assessment using Laplacian variance," *International Journal of Computer Applications*, vol. 6, no. 2, pp. 10–13, 2010.

[16] Quyết định số 2815/QĐ-TTg của Thủ tướng Chính phủ, *Chương trình khoa học, công nghệ và đổi mới sáng tạo quốc gia phát triển sản phẩm công nghệ chiến lược ưu tiên triển khai ngay,* 2025.

DESIGN OF AN AIoT AUTONOMOUS ROBOT SYSTEM BASED ON AN EDGE–CLOUD ARCHITECTURE FOR MONITORING AND CULTIVATION IN PADDY FIELDS

Abstract: *Paddy rice cultivation is facing increasing pressure due to labor shortages, rising input costs, and the need for timely pest and disease monitoring. Autonomous robots integrated with artificial intelligence and the Internet of Things (AIoT) represent a promising approach to automate monitoring and cultivation processes. However, paddy field environments, characterized by soft muddy terrain, waterlogging, and highly variable visual conditions, pose significant challenges for robot mobility, navigation, and data acquisition.*

This paper presents an AIoT-enabled autonomous robotic system designed to support multiple key stages of paddy rice cultivation, including rice transplanting, fertilization, and pest and disease monitoring. The platform integrates mechanical design, control, navigation, and data monitoring within a unified architecture specifically tailored for flooded paddy field conditions with soft muddy soil. The system supports a multi-mode navigation framework, including: (1) vision-based rice row-following for monitoring tasks, and (2) GPS/RTK-based trajectory tracking for rice transplanting operations. In addition, an event-driven monitoring mechanism is implemented to enhance image quality for pest and disease analysis. Field experiments demonstrate that the robot operates stably with an average traveling speed of 0.25 m/s, an average wheel sinkage of approximately 40 mm, and high accuracy of the AI-based pest and disease recognition model.

Keywords: Paddy field robot; AIoT; multi-mode autonomous navigation; computer vision; pest and disease analysis

Petri Net-Based Scheduling for Flexible Manufacturing Systems Using Ant Colony Optimization

Nguyen Tuan Dung

Faculty of Aerospace Engineering, Le Quy Don Technical University

Email: dungnt@lqdtu.edu.vn, Contact number: 0385249037

Abstract

This paper proposes a practical scheduling solution for a real-world CNC-based Flexible Manufacturing System (FMS) using Petri net modeling and Ant Colony Optimization (ACO). The system consists of four CNC machines and a robot handling three part types with predefined process routes. A Petri net model is developed to capture system dynamics, and a reachability graph is constructed to represent feasible states. The scheduling problem is formulated as an optimal path search problem to minimize the makespan. Experimental results show that the proposed method achieves an optimal makespan of 1203 time units, representing a 56.0% reduction compared to sequential production. The algorithm converges in an average of 85.2 iterations and reaches the optimal solution in 75% of the runs. Results on larger production scales further confirm its effectiveness and scalability.

Keywords: *Flexible Manufacturing System; scheduling, Petri net; Ant Colony Optimization; makespan minimization*

1. Introduction

Flexible Manufacturing Systems (FMS) have become a cornerstone of modern manufacturing in the context of Industry 4.0, enabling the efficient production of multiple part types with high flexibility and adaptability [1,2]. An FMS typically integrates CNC machines, automated material handling systems, and centralized control, allowing concurrent processing of diverse jobs under complex operational constraints [3,4]. However, system performance is highly dependent on effective scheduling, which determines the allocation and sequencing of operations while satisfying resource-sharing, precedence, and synchronization constraints [5,6]. The FMS scheduling problem is widely recognized as NP-hard, making exact optimization approaches impractical for real-world applications [7,8].

Existing research on FMS scheduling can generally be categorized into three main approaches. The first focuses on metaheuristic algorithms such as Genetic Algorithms, Particle Swarm Optimization, and Ant Colony Optimization (ACO), which are widely used due to their ability to produce near-optimal solutions within reasonable computational time [9–11,15,16]. The second approach is based on Petri nets, which provide a formal and effective framework for modeling system dynamics, concurrency, and resource-sharing behavior, with scheduling derived from reachability graph analysis [5,6,8]. The third category involves hybrid methods that combine metaheuristics with system modeling techniques or integrate multiple optimization strategies to improve solution quality and robustness [9,17,18].

Despite these advances, several challenges remain. Metaheuristic-based methods often lack mechanisms to guarantee the feasibility of generated schedules, particularly in systems with complex synchronization and resource constraints. In contrast, Petri net-based approaches ensure feasibility through formal modeling but are rarely combined with efficient optimization

techniques for large-scale problems. Although hybrid approaches show promising results, many studies primarily emphasize algorithmic improvements without fully leveraging the structural advantages of formal models such as Petri nets.

To address these limitations, this paper proposes a practical scheduling framework that integrates Petri net modeling with the Ant Colony Optimization algorithm. A Petri net model is first constructed to capture system dynamics and resource constraints. The scheduling problem is then formulated as an optimal path search in the reachability graph, where ACO is employed to efficiently explore feasible solutions and identify near-optimal transition sequences [12–14].

The main contributions of this study are threefold. First, it presents a systematic integration of Petri net-based reachability analysis with a metaheuristic optimization approach for FMS scheduling. Second, it demonstrates the applicability of the proposed framework through a real-world CNC-based FMS case study. Third, it provides quantitative results showing significant improvements in makespan and scalability across different production scenarios.

2. Petri net modelling of the Flexible Manufacturing System

2.1 System Description

This study investigates a real-world Flexible Manufacturing System (FMS) located within a mechanical manufacturing plant, as illustrated in Figure 1. The system is tasked with processing three distinct part types, denoted as J_1, J_2, and J_3, which belong to a single assembly with uniform production volumes across batches. The FMS integrates four CNC machining units: two 3-axis CNC lathes (FTC 20L) designated as machines M_1 and M_2, and two CNC milling machines (MVC 610 and MVC 850) designated as machines M_3 and M_4. A robotic material handling system is deployed to travel along a linear conveyor, performing the tasks of supplying raw blanks to machines, transporting in-process workpieces between workstations according to the technological workflow, and delivering finished components to the storage area.

The facility has strategically distributed operations across different machines based on auxiliary factors such as specific tooling requirements, specialized fixtures, and dedicated coolants to maximize productivity while adhering to stringent technical standards. However, the core unresolved challenge lies in establishing an optimal scheduling sequence among equipment to enable concurrent machining of multiple parts, thereby maximizing the overall equipment effectiveness of the entire production line.

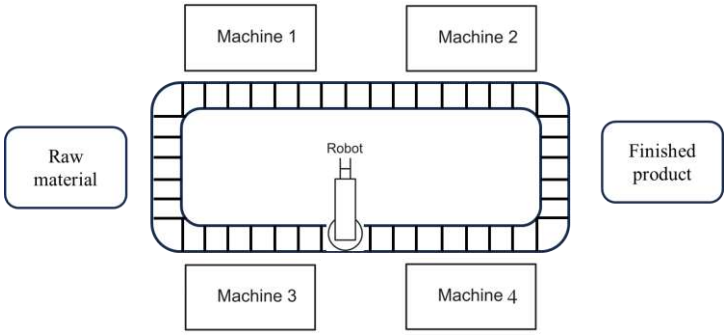


Figure 1. Layout of the Flexible Manufacturing System

2.2 Process Routes and Processing Times

Each job follows a predefined sequence of processing steps on specific machines with assigned processing times. For example, Job 1 is processed sequentially on machine M_1 (165 time units), machine M_2 (129 time units), and machine M_3 (746 time units). The processing times and sequences for Job 2 and Job 3 are defined similarly. All machines operate under the constraint of handling only one workpiece at a time. In addition, the robotic handling system is responsible for transporting workpieces between machines and is also limited to carrying a single part at any moment, introducing additional resource constraints to the scheduling problem.

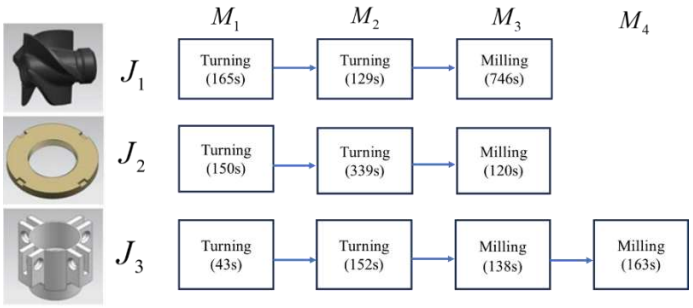


Figure 2. Routing and processing times of jobs

2.3 Petri Net Model Construction

A Petri net model is constructed to represent the dynamic behavior, concurrency, and resource sharing of the FMS using a top-down approach. The Petri net is defined as a five-tuple $PN=(P,T,F,W,M_0)$, where P denotes places (system states), T denotes transitions, $F\subseteq(P\times T)\cup(T\times P)$ represents flow relations, $W:F\to N^+$ assigns arc weights, and M_0 is the initial marking. Separate sub-models are first built for each job type, where operations are represented as transitions with associated input, output, and resource places. These sub-models are then integrated by merging shared resource places for the four machines and the robot, yielding the complete Petri net model.

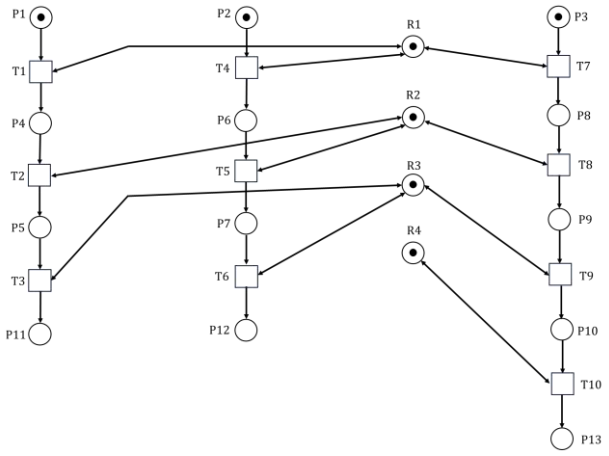


Figure 3. Complete Petri net model of the FMS

In this Petri net model, places P_1 through P_{13} represent the operational states of jobs (waiting for processing, in-process, completed), while places R_1 through R_4 represent resource

availability (R_1 : machine M1, R_2 : machine M2, R_3 : machine M3, R_4 : machine M4). Transitions T_1 through T_{10} represent the start or completion of machining operations and material handling activities. The initial marking M_0 assigns tokens to places representing available resources and jobs ready for processing, while the final marking M_f represents the state where all jobs are completed and all resources are idle.

3. Petri net – based scheduling problem formulation

The scheduling problem in Flexible Manufacturing Systems (FMS) can be effectively formulated and solved using the reachability graph derived from the Petri net model. A reachability graph is a directed graph that systematically enumerates all possible system states and the transitions between them, starting from the initial marking and following the firing rules of the Petri net. Each node in the reachability graph represents a distinct marking of the system, indicating the distribution of tokens across all places, while each directed arc represents the firing of a specific transition that leads from one marking to another.

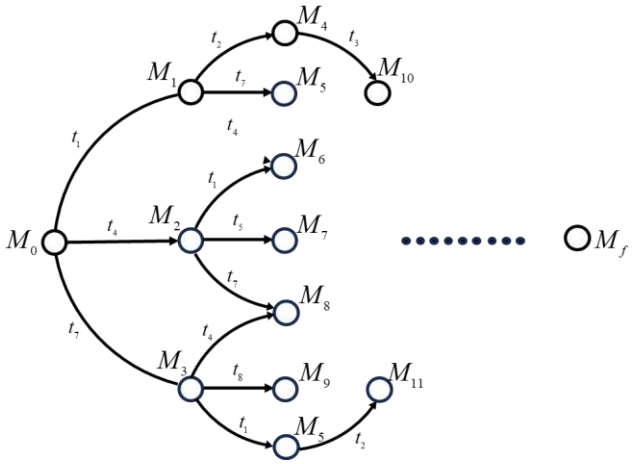


Figure 4. The reachability graph of the Petri net model

Figure 4 shows a simplified reachability graph of the Petri net model for the FMS. From the initial marking M_0, the system transitions through markings by firing enabled transitions. For instance, firing T_1 (starting job J_1 first operation) leads to marking M_1, where machine M_1 is occupied. Similarly, firing T_4 (starting job J_2) leads to M_2. The complete reachability graph contains all feasible paths from M_0 to M_f, each representing a valid operation sequence respecting resource and precedence constraints. Each edge corresponds to a transition firing with an associated cost equal to the operation time. Since robot transport time is negligible compared to machining time in this system, it is omitted to reduce complexity. Thus, scheduling is reformulated as an optimal path search problem: finding the transition firing sequence from M_0 to M_f that minimizes makespan.

4. Basic Ant Colony Optimization Algorithm for Petri net scheduling

Based on the collective learning mechanism of ant colonies in nature, artificial Ant Colony Optimization (ACO) algorithms simulate the process of searching for optimal paths through

two main components: pheromone trails, which represent historical experience, and heuristic information, which reflects problem-specific local knowledge. This process is performed iteratively to progressively improve solution quality. To model the probabilistic decision-making of artificial ants, previous studies have commonly employed a transition probability formula, in which the balance between exploitation and exploration plays a crucial role in ensuring the effectiveness of the algorithm.

To mathematically model the probabilistic decision-making process of ants during path selection, the transition probability of ant k moving from node i to node j at time t is defined as follows:

$$p_{ij}^{k}(t)=\begin{cases}\dfrac{\left[\tau_{ij}(t)\right]^{\alpha}\left[\eta_{ij}(t)\right]^{\beta}}{\sum_{j\in allowed_k}\left[\tau_{ij}(t)\right]^{\alpha}\left[\eta_{ij}(t)\right]^{\beta}} & j\in allowed_k \\ 0 & else\end{cases} \tag{1}$$

Here, $p_{ij}^{k}(t)$ represents the probability that ant k moves from node i to node j at time step t. The set $allowed_k$ denotes all feasible nodes that ant k may select as its next position, subject to technological and resource-related constraints. The parameter $\tau_{ij}(t)$ corresponds to the pheromone level associated with the connection between nodes i and j at time t, while $\eta_{ij}(t)$ characterizes the heuristic desirability of this move, which is commonly defined as the inverse of the distance or processing time. The parameters α and β are weighting factors that regulate the relative influence of pheromone information and heuristic information in the transition decision.

5. Results and discussion

5.1 Experimental Setup and Parameter Configuration

The performance of the ACO algorithm is primarily governed by three core parameters: the pheromone weight coefficient α, the heuristic coefficient β, and the evaporation coefficient ρ. A higher α accelerates convergence but increases the risk of premature stagnation, while a larger β similarly speeds convergence at the cost of potential entrapment in local optima. Based on preliminary experiments and recommendations from previous studies, the basic ACO algorithm was configured with 30 ants over a maximum of 100 iterations, with both α and β set to 1.

5.2 Results for the Base Case

The basic ACO algorithm was executed 20 times for the base case involving three parts (one of each type), corresponding to the Petri net model with 10 transitions. The scheduling results obtained from these 20 runs are summarized in Table 1, which also includes a comparison with the improved ACO algorithm from the original study for reference purposes.

Table 1. Experimental Results for Basic ACO Algorithm

Parameter	Value

Average number of iterations to convergence	85.2
Best makespan	1203
Worst makespan	1301
Number of times optimal solution was reached	15

Statistical results confirm that the proposed ACO algorithm achieves stable performance, with a low standard deviation (17.45) and coefficient of variation (1.39%), indicating minimal variation in solution quality. The small gap between best and worst makespan further demonstrates robustness. Convergence analysis shows rapid improvement in early iterations, reflecting effective exploration, followed by stabilization toward near-optimal solutions.

The algorithm's superior performance stems from the integration of Petri net modeling and ACO. The Petri net explicitly captures system concurrency, enabling parallel operations and reducing machine idle time. Meanwhile, the pheromone updating mechanism reinforces high-quality schedules, while the stochastic nature of ACO maintains diversity, preventing premature convergence. These mechanisms collectively enhance exploration and exploitation, leading to improved scheduling performance. The basic ACO consistently produces feasible schedules, achieving the optimal makespan of 1203 time units in 75% of runs, confirming reasonable reliability. The optimal transition firing sequence corresponding to this makespan was identified as:

$$t_7 \rightarrow t_1 \rightarrow t_8 \rightarrow t_2 \rightarrow t_4 \rightarrow t_9 \rightarrow t_5 \rightarrow t_3 \rightarrow t_{10} \rightarrow t_6 \quad (2)$$

This sequence represents the order in which operations are initiated across the three jobs. Figure 8 presents the Gantt chart visualization of this optimal schedule, showing the allocation of machines to operations over time.

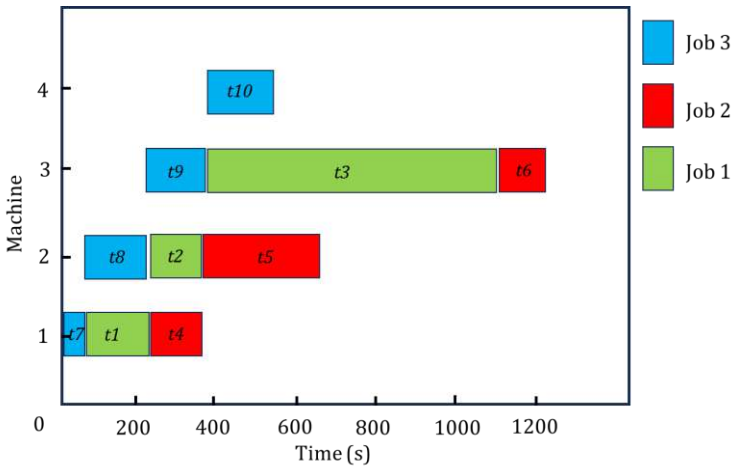


Figure 8. Optimal scheduling Gantt chart for basic AC

The Gantt chart reveals that the ACO algorithm successfully exploits the inherent concurrency of the FMS by overlapping operations on different machines whenever possible. For instance, while job J_1 is being processed on machine M_1, job J_2 can simultaneously begin its first operation on machine M_2, and job J_3 can start on machine M_3, subject to machine availability for material processing.

5.3 Comparison with Current Factory Practice

To assess the practical impact of the ACO-based scheduling approach, the obtained optimal makespan was compared with the current sequential production practice implemented in the factory. In the sequential approach, jobs are processed one after another without overlapping, resulting in a total completion time calculated as the sum of all operation times plus inter-operation handling times.

Table 2. Comparison with Current Factory Practice

Scheduling Approach	Makespan (time units)	Improvement
Current sequential practice (assumption)	2145	Baseline
Basic ACO optimal schedule	1203	56.0% reduction

The results in Table 2 show that the ACO-based schedule achieves a remarkable 56.0% reduction in makespan compared to the current sequential production method. This significant improvement demonstrates the substantial potential of optimization-based scheduling for enhancing FMS productivity through effective resource utilization and parallel processing.

To evaluate the scalability and practical applicability of the basic ACO algorithm, experiments were extended to larger production scenarios involving 10 parts and 100 parts. For these larger scales, the problem complexity increases dramatically as the number of possible firing sequences grows exponentially. The results for these extended scenarios are presented in Table 3.

Table 3. Performance of Basic ACO for Larger Production Scales

Parameter	10 Parts	100 Parts
Optimal number of iterations	165	195
Optimal completion time (makespan)	12300	162000
Makespan improvement ratio (%)	57.34%	75.52%

For the 10-part scenario, the basic ACO algorithm achieved a makespan of 12300 time units, a 57.34% reduction from the sequential baseline, converging in 165 iterations. For 100 parts, the makespan was 162000 time units, representing a 75.52% improvement over the baseline, with convergence in 195 iterations. Despite these results, limitations persist. ACO performance remains sensitive to parameter selection, including evaporation rate and colony size. Scalability is constrained by exponential growth of the reachability graph, increasing computational demand. Future work will focus on adaptive parameter tuning and more efficient modeling techniques to address these challenges.

6. Conclusion

This paper investigated the application of the basic Ant Colony Optimization (ACO) algorithm to solve the scheduling problem of a real-world CNC-based Flexible Manufacturing System. A Petri net model was constructed to capture system dynamics and resource constraints, with the scheduling problem formulated as an optimal path search in the reachability graph to minimize makespan. Experimental results demonstrated that the ACO-based approach consistently generates high-quality schedules across various production scales. The algorithm achieved significant makespan reductions of 56.0% for one part, 57.34% for ten parts, and 75.52% for one hundred parts compared to current sequential production practice. The findings confirm that even the basic ACO algorithm provides an effective and practical solution for real-world FMS scheduling problems. This research establishes a foundation for future work on algorithmic enhancements and dynamic scheduling capabilities to further improve production efficiency in flexible manufacturing environments.

References

[1] Monostori, L., Kádár, B., Bauernhansl, T., Kondoh, S., Kumara, S., Reinhart, G., Sauer, O., Schuh, G., Sihn, W., & Ueda, K. (2016). Cyber-physical systems in manufacturing. *CIRP Annals*, 65(2), 621-641.

[2] Lee, J., Bagheri, B., & Kao, H.-A. (2015). A cyber-physical systems architecture for Industry 4.0-based manufacturing systems. *Manufacturing Letters*, 3, 18-23.

[3] Yang, T., Yi, X., Lu, S., Johansson, K.H., & Chai, T. (2021). Intelligent manufacturing for the process industry driven by industrial artificial intelligence. *Engineering*, 7(9), 1224-1230.

[4] Qiao, F., Liu, J., & Ma, Y. (2021). Industrial big-data-driven and CPS-based adaptive production scheduling for smart manufacturing. *International Journal of Production Research*, 59(23), 7139-7159.

[5] Huang, B., & Zhou, M. (Eds.). (2020). Supervisory control and scheduling of resource allocation systems: Reachability graph perspective. *Springer*.

[6] Lassoued, S., Baheti, L.S., Weiß-Borkowski, N., Lier, S., & Schwung, A. (2025). Flexible Manufacturing Systems intralogistics: Dynamic optimization of AGVs and tool sharing using Colored-Timed Petri Nets and actor-critic RL with actions masking. *Journal of Manufacturing Systems*, 82, 405-419.

[7] Yang, S., & Xu, Z. (2022). Intelligent scheduling and reconfiguration via deep reinforcement learning in smart manufacturing. *International Journal of Production Research*, 60(16), 4936-4953.

[8] Xu, G., & Chen, Y. (2022). Petri-net-based scheduling of FMS using an estimate function. *Symmetry*, 14(5), 1052.

[9] Ebrahimi, A., Jeon, H.W., Lee, S., & Wang, C. (2020). Minimizing total energy cost and tardiness penalty for a scheduling-layout problem in a flexible job shop system: A comparison of four metaheuristic algorithms. *Computers & Industrial Engineering*, 141, 106295.

[10] Iqbal, N., Khan, A.N., Rizwan, A., Qayyum, F., Malik, S., Ahmad, R., & Kim, D.H. (2022). Enhanced time-constraint aware tasks scheduling mechanism based on predictive optimization for efficient load balancing in smart manufacturing. *Journal of Manufacturing Systems*, 64, 19-39.

[11] Zhang, Z., Fu, Y., & Gao, K. (2024). A learning-driven multi-objective cooperative artificial bee colony algorithm for distributed flexible job shop scheduling with maintenance and transportation. *Computers & Industrial Engineering*, 196, 110484.

[12] Skackauskas, J., Kalganova, T., Dear, I., & Janakiram, M. (2022). Dynamic impact for ant colony optimization algorithm. *Swarm and Evolutionary Computation*, 69, 100993.

[13] Su, Y., Bai, Z., & Xie, D. (2021). The optimizing resource allocation and task scheduling based on cloud computing and Ant Colony Optimization Algorithm. *Journal of Ambient Intelligence and Humanized Computing*, 1-9.

[14] Dorigo, M., & Stützle, T. (2004). *Ant colony optimization*. *MIT Press*.

[15] Yan, S., Zhang, G., & Sun, J. (2023). Improved ant colony optimization for flexible job shop scheduling. *Mathematical Biosciences and Engineering*, 20(4), 7519-7547.

[16] Shen, C., & Chen, Y.L. (2020). Blocking flow shop scheduling based on hybrid ant colony optimization. *International Journal of Simulation Modelling*, 19(2), 313-322.

[17] He, N., Sahnoun, M., Zhang, D., & Bettayeb, B. (2025). A hybrid approach using ant colony optimisation for integrated scheduling of production and transportation tasks within flexible manufacturing systems. *Computers & Operations Research*, 180, 107003.

[18] Xuan, H., Li, W.T., & Li, B. (2023). An artificial immune differential evolution algorithm for distributed heterogeneous flexible flowshop scheduling. Applied Soft Computing, 145, 110563.

Nghiên cứu lập lịch cho hệ thống sản xuất linh hoạt dựa trên mạng Petri sử dụng thuật toán tối ưu đàn kiến

Tóm tắt: *Bài báo này đề xuất một giải pháp lập lịch thực tiễn cho hệ thống sản xuất linh hoạt (FMS) dựa trên máy CNC trong thực tế, sử dụng mô hình mạng Petri và thuật toán tối ưu đàn kiến (ACO). Hệ thống bao gồm bốn máy CNC và một robot phục vụ ba loại chi tiết với các quy trình công nghệ được xác định trước. Mô hình mạng Petri được xây dựng nhằm mô tả động lực học của hệ thống, và đồ thị khả năng đạt được được thiết lập để biểu diễn các trạng thái khả thi. Bài toán lập lịch được phát biểu thành bài toán tìm đường đi tối ưu nhằm tối thiểu hóa thời gian hoàn thành (makespan). Kết quả thực nghiệm cho thấy phương pháp đề xuất đạt được thời gian hoàn thành tối ưu là 1203 đơn vị thời gian, tương ứng với mức giảm 56,0% so với sản xuất tuần tự. Thuật toán hội tụ trung bình sau 85,2 vòng lặp và đạt được lời giải tối ưu trong 75% số lần chạy. Các kết quả trên quy mô sản xuất lớn hơn cũng khẳng định tính hiệu quả và khả năng mở rộng của phương pháp.*

Từ khoá: Hệ thống sản xuất linh hoạt, lập lịch; mạng Petri, thuật toán Tối ưu Đàn kiến, tối thiểu hóa thời gian hoàn thành.

6-dof haptic device using a cable - driven robot structure combined with IMU

Pham Van Duy, Chu Van Tuyen, Nguyen Dinh Quan*
Le Quy Don Technical University, Ha Noi, Vietnam

Abstract

This paper presents the design of a 6-DOF haptic device using a suspended cable-driven robot structure combined with an IMU sensor. The design utilizes a suspended cable-driven robot model with four massless, inextensible cables and an IMU to determine the orientation of the end-effector/handle. The paper addresses the solution for the inverse and direct kinematics problems, considering the influence of pulleys in the cable-driven robot design. Finally, the 3D design of the device and simulation results of the kinematic algorithms are presented.

Keywords: *Haptic 6-DOF, Cable-Driven Robot, Direct kinematics, Inverse kinematics*

1. Introduction

Haptic devices play the role of an essential bridge between the human sense of touch and the data space or virtual environment. The applications of haptic devices are highly diverse and significant, including scientific visualization, 3D shape modeling, teleoperation systems, remote surgery, and simulation systems for medical and military training. For the user to perceive the stiffness, shape, or weight of virtual objects, the haptic device must not only allow the user to control position but also be capable of providing force and torque. This feature is associated with the problem of virtual object grasping and requires the device to have at least six degrees of freedom (6-DOF).

Research on haptic devices began in the 1950s when the master-slave system was proposed by Goertz [1]. The development of 6-DOF haptic devices faces numerous technical challenges, primarily focusing on ensuring low inertia (to achieve high-speed movement), high stiffness (to transmit the sensation of rigidity), and possessing a large and compact workspace. 6-DOF haptic robot architectures are broadly classified into three main groups: serial, parallel, and hybrid.

Serial architecture (e.g., Phantom Premium [2]) often boasts the advantage of a large workspace. However, inherent drawbacks include low stiffness, coupling between positional and rotational movement, and generally high moving inertia because the motors are typically mounted on the moving joints. High moving inertia is a major obstacle to achieving high-speed movement and good dynamic bandwidth.

Parallel architecture (e.g., Stewart Platform [3], HEXA [4]) is favored for its high stiffness, high accuracy, and the ability to achieve low moving inertia since the majority of the actuators can be fixed to the base. Nevertheless, fully 6-DOF parallel mechanisms often have a limited rotational workspace, and solving the kinematics model can be complex, making them unsuitable for real-time applications.

Hybrid devices, combining the advantages of both types, are often designed to decouple translational and rotational movement. A typical example is the combination of the Orthoglide mechanism (for translation) and the Agile Eye (for rotation) [5], aiming to achieve low inertia

* Email: ndquan@lqdtu.edu.vn; Tel: 0969205305

and high stiffness. Another hybrid device uses a modified DELTA mechanism for translation and a 5-bar gimbal mechanism for rotation [6].

Despite numerous efforts to reduce moving inertia through parallel and hybrid architectures, the demand for extremely lightweight 6-DOF haptic devices with high dynamic bandwidth remains significant. In this study, we propose the design and analysis of a novel 6-DOF haptic device with a hybrid solution, combining the parallel structure of a cable-driven robot and an IMU inertial measurement unit. The use of a cable-driven robot structure effectively minimizes the mass of the moving part, thereby achieving superior low inertia compared to traditional mechanisms using rigid links. Furthermore, utilizing a suspended cable-driven robot allows the workspace of the moving part to be expanded.

2. Kinematic Model

We utilize the geometric structure of a 4-DOF suspended CDPR (Cable-Driven Parallel Robot) for this haptic device. With this model, we have several assumptions, including:

- The cables are massless. The segments of the cables not attached to the pulleys are considered to be straight lines.

- Deformation of the cable length due to friction (between the pulley and the cable) or due to twisting or ovalization of the cable is neglected.

- The base frame of the CDPR system is non-deformable.

The main variables and parameters of the kinematic model are introduced in Fig 1. The position of each cable attachment point B_i on the platform is determined by the vector $\mathbf{b_i}$, with i = 1, 2, 3, 4. Each point A_i is a fixed point located on the circumference of pulley i. Each pulley can rotate around the line passing through A_i and tangent to the pulley's circumference. The constant position of A_i is determined by the vector $\mathbf{a_i}$ in the fixed reference frame.

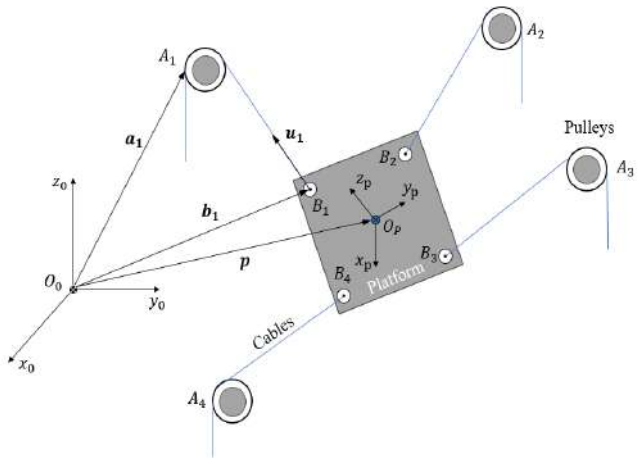


Fig. 1. Main geometric natotion

2.1 Inverse Kinematic Model

The Inverse Kinematics (IK) problem for a CDPR requires calculating the cable lengths from the given pose of the end-effector platform. The pose of the end-effector platform is given by the vector $\mathbf{X} = \begin{bmatrix} \mathbf{p}^T & \boldsymbol{\varphi}^T \end{bmatrix}$. The position of the platform is $\mathbf{p} = \begin{bmatrix} p_x & p_y & p_z \end{bmatrix}^T$. The

orientation of the platform is represented by the vector $\boldsymbol{\varphi} = [\alpha \quad \beta \quad \gamma]^T$. The elements of this vector are the Euler angles in the ZYX order, such that $\mathbf{b_i} = \mathbf{p} + \mathbf{R}_z(\gamma)\mathbf{R}_y(\beta)\mathbf{R}_x(\alpha)\mathbf{b_{pi}} = \mathbf{p} + {}^0\mathbf{R}_P.\mathbf{b_{pi}}$, where $\mathbf{b_{pi}}$ is the vector of the i-th cable's anchor point on the end-effector platform written in the body-fixed coordinate frame O_p, and $\mathbf{R}_x, \mathbf{R}_y$ and $\mathbf{R}_z$ are the rotation matrices around the x, y and z axes. The vector of cable lengths is $\mathbf{L} = [L_1 \quad L_2 \quad L_3 \quad L_4]^T$, where L_i is the length of cable i and cable elongation is neglected. The IK model calculates the length $\mathbf{L}$ for a given pose $\mathbf{X}$ of the end-effector platform.

The studied pulley geometry is illustrated in Fig 2. The pulley assembly can rotate around the axis passing through Ai and tangent to the pulley wheel with a rotation angle of θ. The pulley wheel can rotate around its axis with a cable exit angle of μ. To formulate the Inverse Kinematics problem, we define several reference frames as follows (omitting the subscript i for the pulley assemblies):

- $R_0 = O_0 x_0 y_0 z_0$: Global coordinate system.

- $R_P = O_P x_P y_P z_P$: Platform-fixed coordinate system.

- $R_1 = A_i x_1 y_1 z_1$: Fixed coordinate system attached to the pulley rotation axis mount, with its origin fixed at A_i, the z_1 axis is aligned with the pulley's rotation axis, and the other axes are as shown in Fig 2. The pulley can rotate around z_1 with a rotation angle of θ.

- $R_2 = A_i x_2 y_2 z_2$: Moving coordinate system attached to the rotating pulley, with its origin fixed at A_i, the z_2 axis is aligned with the pulley's rotation axis (coincident with z_1), and x_2 can be considered the diameter of the rotating wheel.

- ${}^0\mathbf{R}_1$: Rotation matrix of the coordinate system R_1 relative to the coordinate system R_0 (determined from the design). The parameters of the matrix are constant.

- ${}^1\mathbf{R}_2$: Rotation matrix of the coordinate system R_2 relative to the coordinate system R_1; it is a rotation matrix around the z-axis with a rotation angle of θ. Thus, ${}^1\mathbf{R}_2 = \mathbf{R}_z(\theta)$.

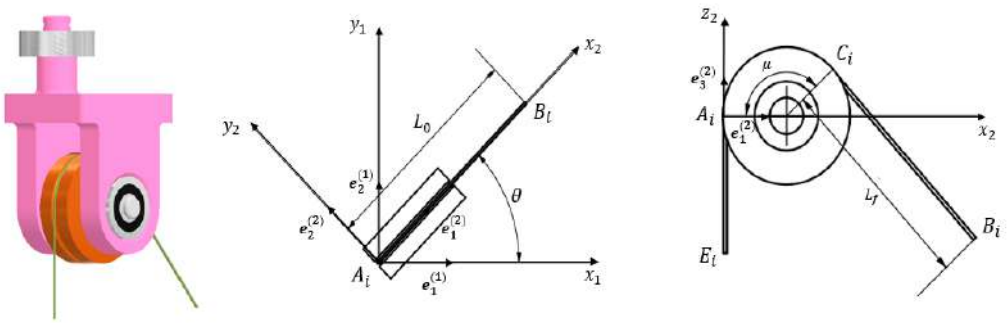


Fig. 2. Pulley geometry and coordinate systems for one cable.

Let $\mathbf{v^{(0)}} = \mathbf{b_i} - \mathbf{a_i}$ be the vector in the coordinate system R_0, corresponding to the vector $\mathbf{V_i} = \overrightarrow{A_i B_i}$. Here, the vector $\mathbf{a_i}$ is a constant (the coordinates of point A_i in the coordinate system R_0), while $\mathbf{b_i}$ depends on the platform's pose as defined above.

Thus, the vector $\mathbf{v}$ expressed in the coordinate system R_1 is determined as follows:

$$\mathbf{v}^{(1)} = \left({}^{0}\mathbf{R}_{1}\right)^{T}.\mathbf{v}^{(0)} \tag{1}$$

Based on the pulley assembly modeling in Figure 2 (middle), we observe that:

$$\mathbf{v}^{(1)} = \begin{bmatrix} v_1^{(1)} & v_2^{(1)} & v_3^{(1)} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_0 \cos(\theta) & L_0 \sin(\theta) & 0 \end{bmatrix} \tag{2}$$

The pulley rotation angle is then determined:

$$\theta = a\tan 2(v_2^{(1)}, v_1^{(1)}) \tag{3}$$

The rotation matrix is then determined:

$${}^{1}\mathbf{R}_{2} = \mathbf{R}_{z}(\theta) \tag{4}$$

The expression of $\mathbf{v}$ in the R_2 coordinate system is determined as follows:

$$\mathbf{v^{(2)}} = \left({}^{0}\mathbf{R}_{2}\right)^{T}.\mathbf{v^{(0)}} = \left({}^{0}\mathbf{R}_{1}.{}^{1}\mathbf{R}_{2}\right)^{T}.\mathbf{v^{(0)}} \tag{5}$$

According to the pulley assembly modeling in Fig. 2 (right), we have:

$$\begin{aligned} \mathbf{v}^{(2)} &= \begin{bmatrix} v_1^{(2)} & v_2^{(2)} & v_3^{(2)} \end{bmatrix} \\ &= \begin{bmatrix} L_f \sin(\mu) + r_p.(1-\cos(\mu)) & 0 & L_f \cos(\mu) + r_p.\sin(\mu) \end{bmatrix} \end{aligned} \tag{6}$$

Where: r_p is the pulley wheel radius.

By eliminating L_f from equation 6, the following equation is obtained:

$$v_3^{(2)}.\sin(\mu) + (r_p - v_1^{(2)}).\cos(\mu) - r_p = 0 \tag{7}$$

Solving equation 7 yields two values for μ, which are:

$$\mu_1 = 2a\tan\left(\frac{\sqrt{(v_1^{(2)})^2 - 2.v_1^{(2)}.r_p + (v_3^{(2)})^2} - v_3^{(2)}}{v_1^{(2)} - 2.r_p}\right) \tag{8}$$

$$\mu_2 = 2a\tan\left(\frac{-\sqrt{(v_1^{(2)})^2 - 2.v_1^{(2)}.r_p + (v_3^{(2)})^2} - v_3^{(2)}}{v_1^{(2)} - 2.r_p}\right) \tag{9}$$

Since $v_1^{(2)} > 2r_p$, we have $\mu_1 > 0$ and $\mu_2 < 0$. In this case, we select $\mu = \mu_1$.

From this, the value of L_f is determined from equation (6):

$$L_f = \frac{v_3^{(2)} - r_p.\sin(\mu)}{\cos(\mu)} \tag{10}$$

The length L_i is determined as follows:

$$L_i = r_p.\mu_i + L_{fi} + L_{ci} \tag{11}$$

Where: $L_{ci} = L^{(E,A)}$ is the constant length determined from the control mechanism or cable measurement to the position A_i. The cable length vector is thus determined:

$$\mathbf{L} = \begin{bmatrix} L_1 & L_2 & L_3 & L_4 \end{bmatrix}^T$$

2.2 Difetential Kinematics

For this device, we use a 4-cable suspended CDPR structure to obtain the end-effector platform data regarding its position and rotation angle about the z-axis; the rotation angles about the x and y axes are determined from the IMU.

The Jacobian matrix (**J**) is used to solve the direct kinematics problem because it expresses the relationship between $\delta\mathbf{L}$ and $\delta\mathbf{X}$ according to the formula:

$$\delta\mathbf{L} = \mathbf{J}.\delta\mathbf{X} \tag{12}$$

Where $\mathbf{X} = \begin{bmatrix} p_x & p_y & p_z & \gamma \end{bmatrix}^T$, as the 4-cable structure allows for the determination of these 4 degrees of freedom. Here, δ**L** and δ**X** represent the differential variations of **L** and **X**. This section presents the analytical expression of the matrix **J** obtained from the equations in section 2.1. The calculations in this section are also performed for one pulley assembly, and the subscript i for each pulley is omitted.

As defined in the previous section, $\mathbf{v^{(0)}} = \mathbf{b_i} - \mathbf{a_i}$ is calculated by:

$$\mathbf{v}^{(0)} = \mathbf{p} + {}^0\mathbf{R}_P.\mathbf{b}_{\mathrm{pi}} - \mathbf{a_i} \tag{13}$$

Performing the derivative of both sides with respect to **X** yields:

$$\frac{\partial \mathbf{v}^{(0)}}{\partial \mathbf{X}} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & z_B\left(c_\gamma s_\alpha - c_\alpha s_\beta s_\gamma\right) - y_B\left(c_\alpha c_\gamma + s_\alpha s_\beta s_\gamma\right) - x_B c_\beta s_\gamma \\ 0 & 1 & 0 & z_B\left(s_\alpha s_\gamma + c_\alpha c_\gamma s_\beta\right) - y_B\left(c_\alpha s_\gamma - c_\gamma s_\alpha s_\beta\right) + x_B c_\beta c_\gamma \\ 0 & 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \tag{14}$$

With $c_\alpha = \cos\alpha$ and $s_\alpha = \sin\alpha$, similarly for angles β and γ.

Let ${}^0\mathbf{E}_1 = \begin{bmatrix} {}^{R0}\mathbf{e}_1^{(1)} & {}^{R0}\mathbf{e}_2^{(1)} \end{bmatrix}$ (considered on the rotation plane of the pulley). From equation (2) we have:

$$\mathbf{v}_{\mathrm{r}}^{(1)} = \begin{bmatrix} v_1^{(1)} \\ v_2^{(1)} \end{bmatrix} = ({}^0\mathbf{E}_1)^T.\mathbf{v}^{(0)} = L_0.\begin{bmatrix} \cos(\theta) \\ \sin(\theta) \end{bmatrix} \tag{15}$$

The derivative is obtained:

$$\delta\mathbf{v}_{\mathrm{r}}^{(1)} = ({}^0\mathbf{E}_1)^T.\delta\mathbf{v}^{(0)} = ({}^0\mathbf{E}_1)^T.\frac{\partial \mathbf{v}^{(0)}}{\partial \mathbf{X}}.\delta\mathbf{X} \tag{16}$$

Furthermore:

$$\delta\mathbf{v}_{\mathrm{r}}^{(1)} = \delta L_0.\begin{bmatrix} \cos(\theta) \\ \sin(\theta) \end{bmatrix} + L_0.\begin{bmatrix} -\sin(\theta) \\ \cos(\theta) \end{bmatrix}.\delta\theta \tag{17}$$

Multiplying both sides by $\begin{bmatrix} -\sin(\theta) & \cos(\theta) \end{bmatrix}$ yields:

$$\begin{aligned}&\left[-\sin(\theta)\quad \cos(\theta)\right].\delta\mathbf{v}_{\mathrm{r}}^{(1)} = L_0.\delta\theta\\ &\delta\theta = \frac{1}{L_0}.\left[-\sin(\theta)\quad \cos(\theta)\right].\delta\mathbf{v}_{\mathrm{r}}^{(1)}\end{aligned} \tag{18}$$

From equations (16) and (18), we obtain:

$$\delta\theta = \frac{1}{L_0}.\left[-\sin(\theta)\quad \cos(\theta)\right].({}^{0}\mathbf{E}_1)^T.\frac{\partial\mathbf{v}^{(0)}}{\partial\mathbf{X}}.\delta\mathbf{X} \tag{19}$$

Let $\mathbf{R}_{\mathrm{zr}}^{\mathrm{T}}(\theta) = \begin{bmatrix}\cos(\theta) & \sin(\theta) & 0\\ 0 & 0 & 1\end{bmatrix}$. From equations (5) and (6), when considering the 2D plane, let:

$$\mathbf{v}_{\mathrm{r}}^{(2)} = \begin{bmatrix}v_1^{(2)}\\ v_3^{(2)}\end{bmatrix} = \mathbf{R}_{\mathrm{zr}}^{\mathrm{T}}(\rho).\left({}^{0}\mathbf{R}_1\right)^T.\mathbf{v}^{(0)} = L_f\begin{bmatrix}\sin(\mu)\\ \cos(\mu)\end{bmatrix} + r_p.\begin{bmatrix}1-\cos(\mu)\\ \sin(\mu)\end{bmatrix} \tag{20}$$

Similarly, taking the differential of both sides yields:

$$\frac{\partial\mathbf{v}_r^{(2)}}{\partial\mathbf{X}} = \mathbf{D}_{Rz(\theta)}.\left({}^{0}\mathbf{R}_1\right)^T.\mathbf{v}^{(0)}.\frac{\partial\theta}{\partial\mathbf{X}} + \mathbf{R}_{zr}^T(\theta).\left({}^{0}\mathbf{R}_1\right)^T.\frac{\partial\mathbf{v}^{(0)}}{\partial\mathbf{X}} \tag{21}$$

Where: $\mathbf{D}_{Rz(\theta)}$ is the derivative of $\mathbf{R}_{zr}^T(\theta)$ with respect to θ.

Furthermore, we also have:

$$\delta\mathbf{v}_r^{(2)} = \left(r_p\begin{bmatrix}\sin(\mu)\\ \cos(\mu)\end{bmatrix} + L_f\begin{bmatrix}\cos(\mu)\\ -\sin(\mu)\end{bmatrix}\right)\delta\mu + \begin{bmatrix}\sin(\mu)\\ \cos(\mu)\end{bmatrix}\delta L_f \tag{22}$$

From the two equations above, we obtain:

$$\delta\mu = \left(\frac{1}{L_f}\left[\cos(\mu)\quad -\sin(\mu)\right]\frac{\partial\mathbf{v}_r^{(2)}}{\partial\mathbf{X}}\right)\delta\mathbf{X} \tag{23}$$

And:

$$\delta L_f = \left(\left[\sin(\mu)\quad \cos(\mu)\right]\frac{\partial\mathbf{v}_r^{(2)}}{\partial\mathbf{X}} - r_p\frac{\partial\mu}{\partial\mathbf{X}}\right)\delta\mathbf{X} \tag{24}$$

Taking the differential of both sides of equation (11) yields:

$$\delta L_i = \left(r_p\frac{\partial\mu}{\partial\mathbf{X}} + \frac{\partial L_f}{\partial\mathbf{X}}\right)\delta\mathbf{X} \tag{25}$$

From this, it is determined:

$$\frac{\partial L_i}{\partial\mathbf{X}} = \left[\sin(\mu)\quad \cos(\mu)\right].\frac{\partial v_r^{(2)}}{\partial\mathbf{X}} \tag{26}$$

Performing the calculation for the 4 pulley assemblies results in the Jacobian matrix with 4x4 dimension.

$$\delta\mathbf{L} = \begin{bmatrix} \delta L_1 \\ \delta L_2 \\ \delta L_3 \\ \delta L_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \partial L_1 / \partial \mathbf{X} \\ \partial L_2 / \partial \mathbf{X} \\ \partial L_3 / \partial \mathbf{X} \\ \partial L_4 / \partial \mathbf{X} \end{bmatrix} \delta\mathbf{X} = \mathbf{J}.\delta\mathbf{X} \tag{27}$$

2.3 Forward Kinematic Model

The Direct Kinematics problem aims to calculate the pose of the end-effector platform for a given set of measured cable lengths. Here, we relate the direct kinematics problem to the minimization of the error between the measured cable lengths and the cable lengths calculated by the inverse kinematics model. Assume $\mathbf{L_m}$ is the set of measured cable lengths and $\mathbf{L}(x)$ is the cable length obtained from the inverse kinematics model for a given pose **X**. The error that needs to be minimized is $\mathbf{e}(x) = \|\mathbf{L}(x) - \mathbf{L_m}\|_2$. Therefore, for a given set $\mathbf{L_m}$, the FK algorithm will determine the solution $\mathbf{X}^* = \arg\min_{\mathbf{x}} \|\mathbf{L}(x) - \mathbf{L_m}\|_2$. That is, finding the pose **X** such that the length calculated from the IK model is closest to the measured length.

In general, the function $\mathbf{e}(x) = \|\mathbf{L}(x) - \mathbf{L_m}\|_2$ has a local minimum. The FK algorithm is proposed to take an initial value $\mathbf{X}_0$ and find $\mathbf{X}^*$ such that the function $\mathbf{e}(x)$ is locally minimized. The proposed algorithm assumes that $\mathbf{X}_0$ is close enough to the current platform pose and includes an iterative scheme. Since $\mathbf{L}(x)$ is a nonlinear function of **X**, the solution is implemented by linearizing the approximation similar to Newton-Raphson. At each iteration $\mathbf{X}_{k+1} = \mathbf{X}_k + \Delta\mathbf{X}_k$.

We approximate: $\mathbf{L}(\mathbf{X}_{k+1}) \approx \mathbf{L}(\mathbf{X}_k) + \mathbf{J}(\mathbf{X}_k)\Delta\mathbf{X}_k$, or $\Delta\mathbf{L}_k \approx \mathbf{J}(\mathbf{X}_k)\Delta\mathbf{X}_k$

When we want $\mathbf{L}(\mathbf{X}_{k+1}) \approx \mathbf{L_m}$, we deduce $\mathbf{J}(\mathbf{X}_k)\Delta\mathbf{X}_k \approx \mathbf{L_m} - \mathbf{L}(\mathbf{X}_k)$.

This means we need to determine:

$$\Delta\mathbf{X}_k = \arg\min_{\Delta\mathbf{X}} \left\| \mathbf{J}(\mathbf{X}_k)\Delta\mathbf{X}_k - \left(\mathbf{L_m} - \mathbf{L}(\mathbf{X}_k)\right) \right\|_2 \tag{28}$$

The minimization problem (28) is a linear least-squares problem. The solution of equation (28) can be calculated explicitly:

$$\mathbf{J}(\mathbf{X}_k)^T \mathbf{J}(\mathbf{X}_k)\Delta\mathbf{X}_k = \mathbf{J}(\mathbf{X}_k)^T \left(\mathbf{L_m} - \mathbf{L}(\mathbf{X}_k)\right) \tag{29}$$

However, this solution easily leads to instability. Therefore, this problem can be solved by using QR factorization or SVD (Singular Value Decomposition) analysis. The use of SVD analysis is preferred due to its better diagnostic capability for singular cases. Nevertheless, QR factorization provides a faster computation time.

Here we present both methods as follows:

Method 1: Using SVD analysis.

The Jacobian matrix is factorized as: $\mathbf{J} = \mathbf{U}\boldsymbol{\Sigma}\mathbf{V}^T$ with:

- **U**: is a unitary matrix (or orthogonal matrix) with dimensions 4x4.

- **V**: is a unitary matrix (or orthogonal matrix) with dimensions 4x4.

- $\mathbf{\Sigma}$: is a diagonal matrix (containing the singular values) $\mathbf{\Sigma} = diag(\sigma_1, \sigma_2, ...\sigma_r)$

The optimal solution to the least-squares problem is:

$$\Delta \mathbf{X}_k = \mathbf{J}\left(\mathbf{L_m} - \mathbf{L}(\mathbf{X}_k)\right) \tag{30}$$

Method 2: Using QR Factorization

The Jacobian matrix is factored as: $\mathbf{J} = \mathbf{QR}$ with:

- **Q**: is an orthogonal matrix $\mathbf{Q}^T\mathbf{Q} = \mathbf{I}$.

- **R**: an upper triangular matrix.

Substituting this into equation (29) yields:

$$\mathbf{R}\Delta \mathbf{X}_k = \mathbf{Q}^T\left(\mathbf{L_m} - \mathbf{L}(\mathbf{X}_k)\right) \tag{31}$$

The equation (31) is solved using the back-substitution method. After calculating $\Delta \mathbf{X}_k$, the update $\mathbf{X}_{k+1} = \mathbf{X}_k + \Delta \mathbf{X}_k$ is performed. The process is repeated until $\left\|\Delta \mathbf{X}\right\|_2 < \boldsymbol{\varepsilon}$, where $\boldsymbol{\varepsilon}$ is the desired error tolerance.

The calculation procedure for the FKM is summarized as follows:

Input the measured cable length $\mathbf{L_m}$, the initial pose $\mathbf{X}_0$.

Perform iteration:

- Calculate the predicted length $\mathbf{L}(\mathbf{X}_k) = IK(\mathbf{X}_k)$.

- Calculate the Jacobian matrix $\mathbf{J}(\mathbf{X}_k)$.

- Solve the minimization problem according to formula (28).

- Update $\mathbf{X}_{k+1} = \mathbf{X}_k + \Delta \mathbf{X}_k$.

Stop iteration when $\left\|\Delta \mathbf{X}\right\|_2 < \boldsymbol{\varepsilon}$. Then output the *pose* $\mathbf{X}^* = \mathbf{X}_k$.

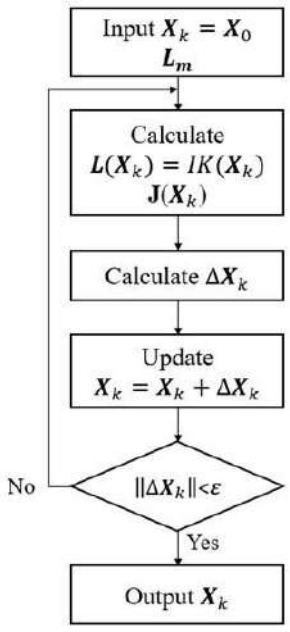


Fig. 3. The calculation procedure for the FKM

3. Haptic Device Design

This 3D model illustrates a haptic device (haptic feedback) designed based on a suspended Cable-Driven Parallel Robot (CDPR) structure, capable of achieving six degrees of freedom (6-DOF). The overall structure consists of a fixed frame and an end-effector platform connected by cables.

Fixed Frame: The device is built on a rectangular cuboid frame with dimensions 60x60x80 cm, made from 20x20 extruded aluminum profiles to ensure sturdiness and easy assembly. The frame acts as the base for mounting the pulley assemblies and the home position.

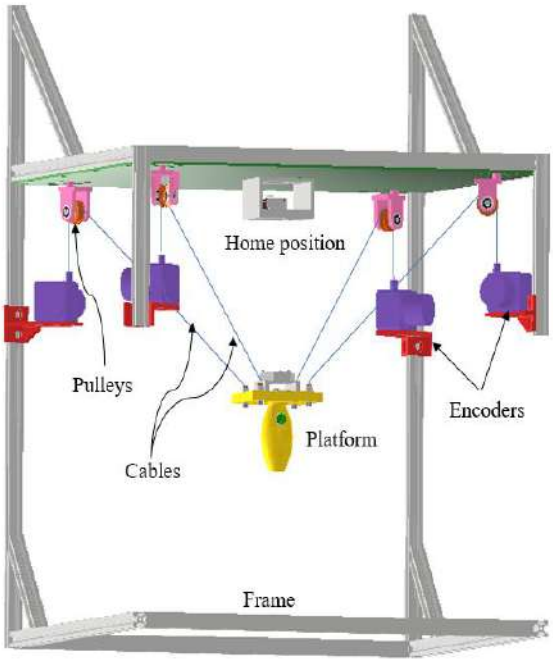


Fig. 4. 3D model of this device

The device uses 4 OidEncoder cable displacement sensor sets with a maximum length of 1m, a resolution of 12-bit, utilizing RS485 communication. The device is a cable displacement sensor. Inside, it consists of a winding drum mechanically coupled to a rotary encoder. A stainless steel wire rope is wound around the drum and connected to a torsion spring housed within the cable reel mechanism. When the cable is pulled out, the drum rotates and drives the encoder to measure the displacement. At the same time, the internal torsion spring is tensioned and continuously generates a restoring force (2 – 3N) to retract the cable back to its original position.



Fig. 5. Cable displacement sensor

Alongside this, the pulley assemblies are designed to rotate freely about the axis tangent to the pulley wheel to ensure compliance with the principles modeled in section 2.

The home position is designed at the top with a limit switch allowing the reset of the initial position $\mathbf{X_0}$, as in the kinematic model.

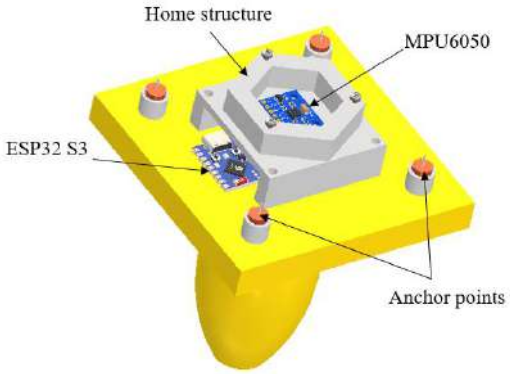


Fig. 6. End-effector Platform (handle)

End-effector Platform: The design is a handle-like module, equipped with an MPU6050 sensor processed by an ESP32 S3 module, which then sends the rotation angle data back to the computer via UDP communication.

With this system, the 4-cable suspended cable-driven robot structure allows the collection of 4 degrees of freedom of the end-effector platform, including position $\begin{bmatrix} x_p & y_p & z_p \end{bmatrix}^T$ and the rotation angle about the z-axis (γ). The IMU sensor will provide the additional rotation angles about the x and y axes (α and β). Thus, the system provides a total of 6 degrees of freedom for the platform's movement.

4. Simulation Results

We conducted simulations by developing a program to simulate the inverse and direct kinematics problems of the device following trajectories created in Matlab software. Based on the design in section 3, the coordinate systems are constructed as shown in Fig 7.

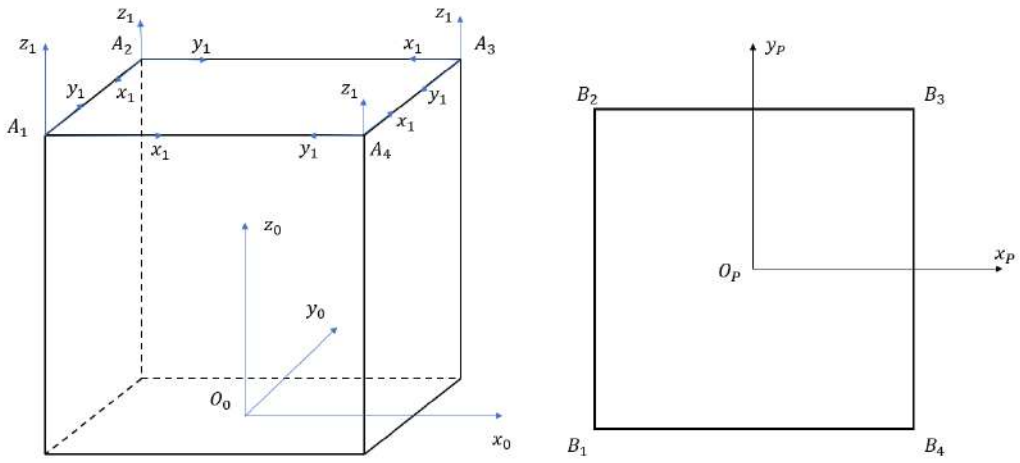


Fig. 7. Contruction coordinate systems

In order to provide a clear and intuitive observation of the device's motion, a 3D simulation program was developed using the VPython library. This environment allows for the dynamic visualization of the cable-driven parallel robot (CDPR) by updating the physical entities in real-time. The use of VPython offers several advantages for this research:

Visual Verification: It allows for the immediate observation of the end-effector's pose and its response to trajectory commands, ensuring the movement is smooth and continuous.

Workspace Analysis: By observing the 3D model, we can intuitively identify the operational boundaries and ensure that the handle stays within the "suspended" configuration without cable interference.

Algorithm Validation: The synchronization between the mathematical model and the visual representation confirms the correctness of the Jacobian-based control and the integration of orientation data from the IMU.

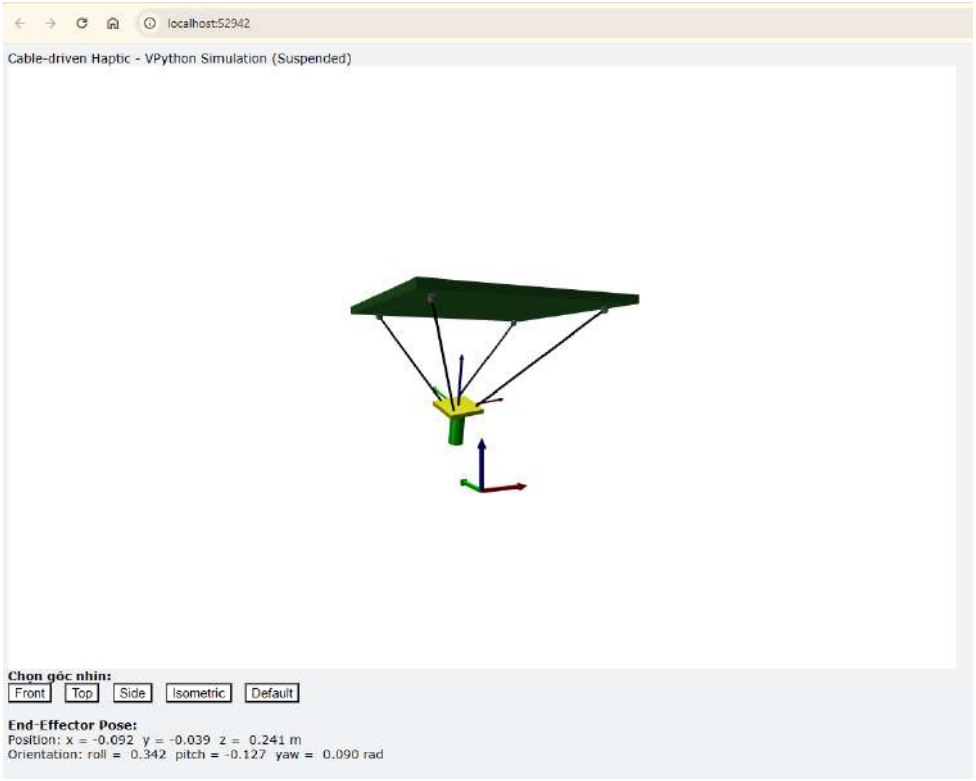


Fig. 8. Vpython Simulation

The parameters for the simulation process include:

Parameter	Value	Unit
$\mathbf{a}_1$	$[-245 \quad -245 \quad 550]^T$	mm
$\mathbf{a}_2$	$[-230 \quad 230 \quad 550]^T$	mm
$\mathbf{a}_3$	$[245 \quad 245 \quad 550]^T$	mm
$\mathbf{a}_4$	$[245 \quad -230 \quad 550]^T$	mm
$\mathbf{b}_{p1}$	$[-35 \quad -35 \quad 0]^T$	mm

$\mathbf{b_{p2}}$	$[-35 \quad 35 \quad 0]^T$	mm
$\mathbf{b_{p3}}$	$[35 \quad 35 \quad 0]^T$	mm
$\mathbf{b_{p4}}$	$[35 \quad -35 \quad 0]^T$	mm
r_p	13	mm
L_{ci}	51	mm
$\mathbf{X_0}$	$[0 \quad 0 \quad 500 \quad 0 \quad 0 \quad 0]^T$	mm

The **simulation of the end-effector platform's movement** is performed with the **trajectory** starting from $\mathbf{X}_0 = [0 \quad 0 \quad 500 \quad 0 \quad 0 \quad 0]^T$ as follows:

$$\begin{cases} x_p(t) = 150 + 150\cos(\frac{2\pi}{5}t - \pi) \\ y_p(t) = 150\sin(\frac{2\pi}{5}t - \pi) \\ z_p(t) = 500 - 40t \\ \alpha(t) = \frac{\pi}{10}t \\ \beta(t) = \frac{\pi}{7}t \\ \gamma(t) = \frac{\pi}{8}t \end{cases}$$

for t from 0 to 5 (s) with a step size of 0.01(s).

Step 1: Use the IKM (Inverse Kinematics Model) to determine the set of $\mathbf{L_i}$ for each time instance along the trajectory. This set of values will be saved to the file Li.txt to be used for FKM (Forward Kinematics Model) algorithm simulation.

Step	L1	L2	L3	L4
1	357.3195	336.2603	364.4259	346.9818
2	357.3661	336.3106	364.4713	347.0302
3	357.4132	336.3615	364.5173	347.0791
4	357.4609	336.4129	364.5638	347.1285
5	357.5091	336.4650	364.6109	347.1786
6	357.5579	336.5177	364.6585	347.2292
7	357.6072	336.5710	364.7066	347.2804
8	357.6571	336.6249	364.7553	347.3322
9	357.7076	336.6794	364.8045	347.3845
10	357.7586	336.7344	364.8543	347.4375
11	357.8101	336.7901	364.9046	347.4910
12	357.8622	336.8464	364.9554	347.5450
13	357.9149	336.9032	365.0068	347.5997
14	357.9681	336.9607	365.0587	347.6549
15	358.0219	337.0187	365.1112	347.7107
16	358.0762	337.0773	365.1642	347.7670
17	358.1310	337.1366	365.2177	347.8239
18	358.1865	337.1964	365.2718	347.8814
19	358.2424	337.2568	365.3264	347.9395
20	358.2989	337.3178	365.3815	347.9981
21	358.3560	337.3794	365.4372	348.0573
22	358.4136	337.4416	365.4934	348.1171
23	358.4718	337.5044	365.5502	348.1775
24	358.5305	337.5678	365.6075	348.2384
25	358.5898	337.6318	365.6653	348.2999
26	358.6496	337.6963	365.7237	348.3619
27	358.7100	337.7615	365.7826	348.4245
28	358.7709	337.8272	365.8420	348.4877

Fig. 9. IK problem results

Step 2: Perform FK algorithm simulation with $\mathbf{X}_0 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 500 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}^T$, using a minimization problem error tolerance of $\varepsilon = 1 \times 10^{-4}$ for determining the 4 degrees of freedom comprising $\begin{bmatrix} x_p & y_p & z_p & \gamma \end{bmatrix}^T$. The 2 rotation angles α and β are directly updated. The set of $\mathbf{L_i}$ values is retrieved from the file Li.txt and is updated every 0.01(s) for use in the minimization (using QR factorization method). The updated $\mathbf{X_k}$ values from the FK problem will be saved to the file Position.txt for plotting the graphs. The simulation results obtained are shown in the following graphs:

	Step	X	Y	Z	Roll	Pitch	Yaw
1	1	0.0000	0.0000	500.0000	0.0000	0.0000	0.0000
2	2	0.0118	-1.8849	499.6000	0.0031	0.0045	0.0039
3	3	0.0474	-3.7695	499.2000	0.0063	0.0090	0.0079
4	4	0.1066	-5.6535	498.8000	0.0094	0.0135	0.0118
5	5	0.1895	-7.5366	498.4000	0.0126	0.0180	0.0157
6	6	0.2960	-9.4186	498.0000	0.0157	0.0224	0.0196
7	7	0.4262	-11.2990	497.6000	0.0188	0.0269	0.0236
8	8	0.5800	-13.1777	497.2000	0.0220	0.0314	0.0275
9	9	0.7573	-15.0543	496.8000	0.0251	0.0359	0.0314
10	10	0.9583	-16.9285	496.4000	0.0283	0.0404	0.0353
11	11	1.1828	-18.8000	496.0000	0.0314	0.0449	0.0393
12	12	1.4308	-20.6685	495.6000	0.0346	0.0494	0.0432
13	13	1.7022	-22.5338	495.2000	0.0377	0.0539	0.0471
14	14	1.9971	-24.3956	494.8000	0.0408	0.0583	0.0511
15	15	2.3153	-26.2535	494.4000	0.0440	0.0628	0.0550
16	16	2.6569	-28.1072	493.9999	0.0471	0.0673	0.0589
17	17	3.0217	-29.9565	493.5999	0.0503	0.0718	0.0628
18	18	3.4098	-31.8011	493.1999	0.0534	0.0763	0.0668
19	19	3.8210	-33.6406	492.7999	0.0565	0.0808	0.0707
20	20	4.2552	-35.4748	492.4000	0.0597	0.0853	0.0746
21	21	4.7125	-37.3035	492.0000	0.0628	0.0898	0.0785
22	22	5.1928	-39.1262	491.6000	0.0660	0.0942	0.0825
23	23	5.6958	-40.9428	491.2000	0.0691	0.0987	0.0864
24	24	6.2217	-42.7529	490.8000	0.0723	0.1032	0.0903
25	25	6.7703	-44.5562	490.4000	0.0754	0.1077	0.0942
26	26	7.3415	-46.3525	490.0000	0.0785	0.1122	0.0982
27	27	7.9353	-48.1415	489.6000	0.0817	0.1167	0.1021
28	28	8.5514	-49.9229	489.2000	0.0848	0.1212	0.1060

Fig. 10. FK problem results

The simulation results are shown in the following graphs:

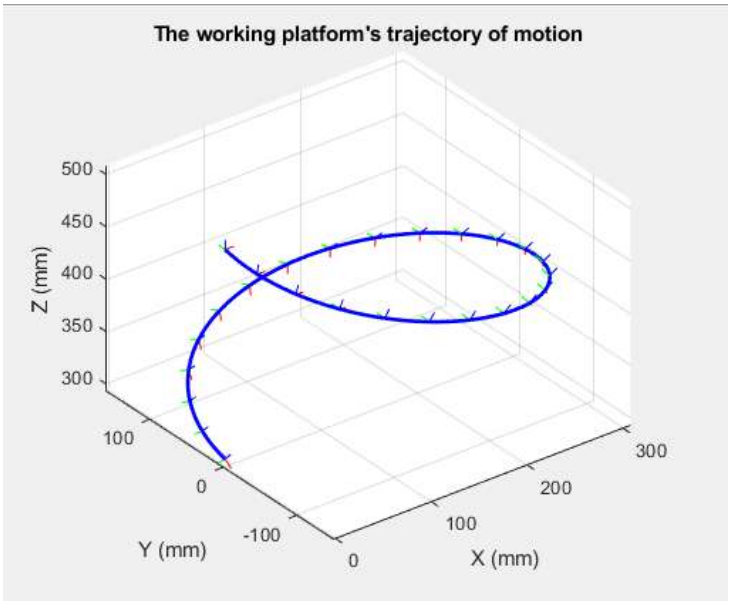


Fig. 11. Graph of the working platform's motion trajectory.

Discussion:

Overall, the trajectory after kinematic calculation matches the initial simulation trajectory. Furthermore, according to the design, the physical frame configuration space is limited along the x and y axes to between -245 and 245 mm. However, the device's trajectory can reach x = 0, y = 300 mm.

Conclusion:

This structure allows for an expanded operating range of the device, enabling it to operate beyond the initially constructed physical frame configuration. Details regarding the device's working space will be analyzed in subsequent studies.

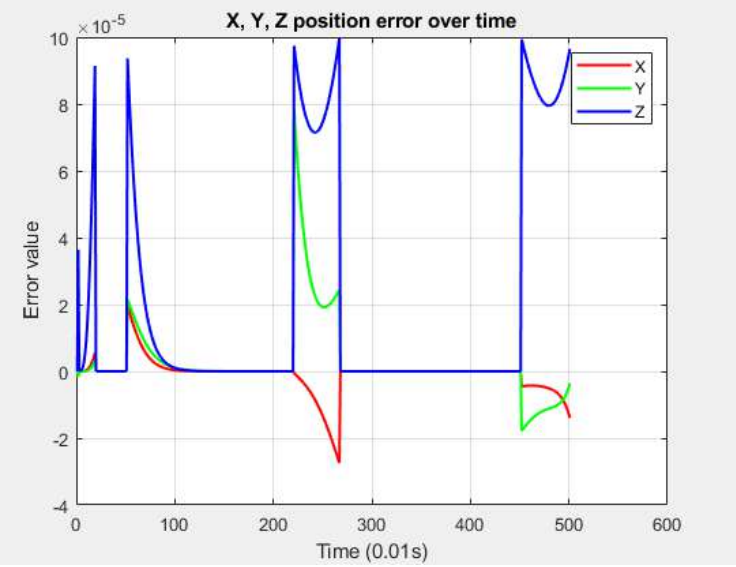


Fig. 12. Position error graph of working platform

Discussion:

The accuracy of the system is highlighted in the error analysis (Fig. 12), where the position errors for the X, Y, and Z axes remain extremely low, staying within the desired tolerance of 10^{-5} mm. These errors are within the $\varepsilon = 1 \times 10^{-4}$ limit set in the simulation program.

Conclusion:

This confirms that the Jacobian-based linearization and the QR factorization method are highly effective for real-time haptic applications.

It can be seen that the suspended cable-driven robot structure allows the end-effector platform to extend its operating range beyond the space constrained by the four points $A_{1,2,3,4}$, while the algorithms can still calculate accurately.

5. Conclusion

This paper presents a haptic device design based on the combination of a suspended cable-driven robot structure with an IMU sensor to fully capture the 6 degrees of freedom motion information of the end-effector platform. The paper has provided solutions to address the inverse and forward kinematics problems for the robot structure. The forward kinematics algorithm is implemented based on the Jacobian matrix. This matrix is used to linearize the FK problem, formulated as a least-squares problem, and solved using SVD or QR factorization

methods. The algorithms have been simulated with various trajectories for a response within the tolerance range ε.

Currently, we are constructing a physical prototype to proceed with practical experiments. Subsequent publications will focus on clarifying the device's workspace analysis and presenting experimental results to evaluate the accuracy, convergence, and stability of the algorithms, as well as the feasibility of real-world deployment.

References

1. R. C. Goertz, "Fundamentals of general-purpose remote manipulators,," *Nucleonics,* pp. 36-42, 1962.
2. O. Thomas H. Massie, J. K. Salisbury, "The PHANTOM Haptic," *American Society of Mechanical Engineers, Dynamic Systems and Control Division DSC,* Các tập %1 cuûa %255-1, pp. 295-299, 1994.
3. M. J-P, "Parallel Robots," *Kluwer Academic Publishers,* 2000.
4. Pierrot F., Uchiyama M., Dauchez P. and Fournier A, "A New Design of a 6-DOF Parallel Robot," *Proc. 23rd International Symposium on Industrial Robots, J. of Robotics and Mechatronics,* pp. 308-315, 1990.
5. M. İ. C. Dede, Ö. Selvi, T. Bilgincan và Y. Kant, "Design of a Haptic Device for Teleoperation and Virtual Reality Systems,," *IEEE International Conference on Systems,* 2009.
6. Y. T. a. W.-K. Y. Masaru Uchiyama, "Design of a Compact 6-DOF Haptic Device to Use Parallel Mechanisms," *Springer Tracks in Advanced Robotics,* 2007.

Thiết bị haptic 6 bậc tự do sử dụng cấu trúc robot dây kết hợp với IMU

Tóm tắt: *Bài báo này trình bày thiết kế một thiết bị xúc giác 6 bậc tự do sử dụng cấu trúc robot dây dạng treo kết hợp với cảm biến IMU. Thiết kế này sử dụng mô hình robot dây dạng treo với 4 dây cáp loại không dãn, không khối lượng kết hợp với IMU để xác định góc hướng của tay cầm. Trong bài báo có đề cập đến giải pháp cho bài toán động học ngược, động học thuận có xem xét đến ảnh hưởng của ròng rọc trong thiết kế robot dây. Cuối cùng đưa ra thiết kế 3D cho thiết bị và kết quả mô phỏng các thuật toán động học.*

Keywords: Haptic 6-DOF; Robot điều khiển bằng cáp; động học thuận; động học ngược.

Phân tích và lựa chọn giải pháp chia sẻ thông tin trong hệ thống robot bầy đàn

Phan Trung Hiếu[1,*], Nguyễn Anh Văn[1]

[1]*Học viện Kỹ thuật quân sự*

Email: phantrunghieu112@gmail.com; Tel: 0367736688

Tóm tắt

Bài báo trình bày một giải pháp chia sẻ thông tin thời gian thực cho hệ robot đa tác tử và robot bầy đàn dựa trên cơ chế thư viện (Library) và biến dùng chung (Network-Published Shared Variables) triển khai trong môi trường LabVIEW kết hợp thiết bị nhúng NI myRIO-1900. Trên cơ sở phân tích các yêu cầu trao đổi dữ liệu gồm vị trí, trạng thái và nhiệm vụ trong điều kiện ràng buộc truyền thông, nghiên cứu đề xuất kiến trúc phân tán có phối hợp thông qua hạ tầng WLAN, trong đó các robot và trung tâm giám sát cùng truy cập một không gian dữ liệu chung, theo đó các robot có thể chia sẻ thông tin về vị trí, trạng thái và nhiệm vụ cho nhau. Hệ thống thực nghiệm gồm hai robot di động, mạng không dây sử dụng Tenda O3 và máy tính trung tâm điều khiển. Các tín hiệu điều khiển từ bàn phím và tay cầm Logitech Gamepad F310 được chuẩn hóa và cập nhật lên thư viện dùng chung, sau đó được robot đọc và xử lý để xuất tín hiệu PWM điều khiển động cơ. Kết quả đo thực nghiệm cho thấy độ trễ truyền – nhận tín hiệu điều khiển trung bình đạt 20–40 ms, đảm bảo phản hồi tự nhiên và đáp ứng yêu cầu phối hợp cơ bản của hệ robot bầy đàn. Giải pháp đề xuất thể hiện tính ổn định, khả năng mở rộng và phù hợp với các hệ đa robot quy mô vừa, góp phần thu hẹp khoảng cách giữa mô hình lý thuyết và triển khai thực tế trong môi trường mạng không dây.

Từ khóa: *Robot bầy đàn; Hệ robot đa tác tử; Chia sẻ thông tin thời gian thực.*

1. Tổng quan và đặt vấn đề nghiên cứu

Trong những năm gần đây, robot bầy đàn (swarm robotics) và hệ robot đa tác tử (multi-robot/multi-agent systems) đã trở thành một hướng nghiên cứu quan trọng trong các ứng dụng giám sát diện rộng, tìm kiếm cứu nạn, khảo sát môi trường và bao phủ khu vực. So với hệ robot đơn lẻ, một tập hợp nhiều robot có thể nâng cao khả năng bao phủ không gian, tăng tốc độ hoàn thành nhiệm vụ và cải thiện tính chịu lỗi nhờ đặc tính phân tán và tự tổ chức [1], [2]. Hành vi tập thể của bầy đàn được hình thành từ tương tác cục bộ giữa các robot, trong đó cơ chế chia sẻ thông tin đóng vai trò trung tâm để đạt được sự phối hợp hiệu quả.

Các nghiên cứu tổng quan gần đây nhấn mạnh rằng hiệu năng của hệ robot bầy đàn phụ thuộc trực tiếp vào cấu trúc truyền thông và mức độ chia sẻ thông tin giữa các tác tử [3], [4]. Thông tin trao đổi thường bao gồm ba lớp chính: (i) thông tin định vị/vị trí, (ii) trạng thái và nguồn lực (pin, tải xử lý, cảm biến), và (iii) nhiệm vụ hoặc ý định của từng robot trong quá trình phân công và phối hợp. Các cơ chế chia sẻ thông tin phổ biến có thể phân thành ba nhóm: giao tiếp tường minh (explicit communication) dựa trên broadcast, gossip hoặc các thuật toán đồng thuận phân tán [5]; giao tiếp ngầm (implicit communication/stigmergy), nơi robot tương tác thông qua "dấu vết số" trong môi trường [2], [6]; và các kiến trúc middleware (ROS2/DDS/MQTT) nhằm đảm bảo khả năng mở rộng và quản lý dữ liệu trong hệ phân tán [7].

Tuy nhiên, phần lớn các nghiên cứu lý thuyết giả định điều kiện truyền thông lý tưởng, trong khi triển khai thực tế thường phải đối mặt với các ràng buộc như băng thông hữu hạn, độ trễ biến thiên, mất gói tin và thay đổi topo mạng do robot di chuyển [4], [8]. Các công trình gần đây đã chỉ ra rằng ràng buộc truyền thông có thể ảnh hưởng đáng kể đến hiệu năng phân bổ nhiệm vụ, duy trì đội hình và khả năng hội tụ của các thuật toán đồng thuận [5], [8]. Do đó, việc lựa

chọn cơ chế chia sẻ thông tin không thể tách rời bối cảnh triển khai cụ thể (indoor/outdoor, mật độ robot, yêu cầu thời gian thực), mà cần dựa trên một khung phân tích và bộ tiêu chí đánh giá phù hợp.

Tại Việt Nam, các nghiên cứu về robot đa tác tử và bầy đàn chủ yếu tập trung vào thuật toán điều khiển đội hình, tối ưu hóa chuyển động và bao phủ khu vực, trong khi phần chia sẻ thông tin thường được giả định hoặc tích hợp ở mức khái niệm. Việc thiếu một khung lựa chọn giải pháp chia sẻ thông tin theo tiêu chí định lượng (độ trễ, băng thông, khả năng mở rộng, chịu lỗi, chi phí triển khai) dẫn đến quá trình thử–sai khi xây dựng hệ thống thực nghiệm, đặc biệt trong bối cảnh hạ tầng mạng không ổn định.

Bên cạnh đó, sự phát triển của các nền tảng nhúng tích hợp tính toán và truyền thông như NI myRIO-1900 cho phép triển khai các kiến trúc chia sẻ thông tin phân tán trên nền LabVIEW Real-Time. Cơ chế thư viện động (Library) kết hợp với các biến dùng chung (Shared Variables) cung cấp một mô hình chia sẻ thông tin (publish–subscribe) trực tiếp trong môi trường phát triển, cho phép nhiều nút (robot) cùng truy cập và cập nhật không gian dữ liệu chung. Cách tiếp cận này có tiềm năng giảm độ phức tạp tích hợp middleware bên ngoài, đồng thời tạo thuận lợi cho việc đồng bộ hóa trạng thái và nhiệm vụ trong hệ robot bầy đàn quy mô vừa.

Từ các phân tích trên, có thể thấy rằng "chia sẻ thông tin" là nút cổ chai quyết định khả năng phối hợp của bầy đàn khi triển khai thực tế. Nếu cơ chế chia sẻ không phù hợp, hệ thống có thể gặp các hiện tượng trùng lặp nhiệm vụ, bỏ sót vùng bao phủ, xung đột quỹ đạo hoặc suy giảm ổn định đội hình, đặc biệt trong điều kiện mạng hạn chế. Do đó, bài báo này đặt ra câu hỏi nghiên cứu trung tâm:

Trong các kịch bản robot bầy đàn thực tế, cơ chế chia sẻ thông tin nào phù hợp để trao đổi hiệu quả dữ liệu vị trí–trạng thái–nhiệm vụ dưới ràng buộc truyền thông và yêu cầu phối hợp thời gian thực?

Trên cơ sở đó, bài báo tập trung phân tích các cơ chế chia sẻ thông tin hiện có, đề xuất bộ tiêu chí đánh giá và lựa chọn giải pháp triển khai dựa trên mô hình thư viện và biến dùng chung giữa các robot sử dụng NI myRIO-1900. Nghiên cứu kỳ vọng đóng góp một khung tham chiếu mang tính thực tiễn cho thiết kế hệ robot bầy đàn, góp phần thu hẹp khoảng cách giữa mô hình lý thuyết và triển khai thực địa.

2. Cấu trúc và phương thức trao đổi thông tin giữa các robot

2.1. Cấu trúc hệ thống

Hệ thống được thiết kế theo kiến trúc phân tán có phối hợp, bao gồm bốn thành phần chính: (i) các robot thành viên, (ii) trung tâm giám sát – điều khiển, (iii) hạ tầng mạng WLAN và (iv) thư viện động chứa các biến trạng thái dùng chung cho toàn hệ (Hình 1). Trong cấu hình minh họa, bốn robot hoạt động như các tác tử độc lập, mỗi robot được trang bị thiết bị NI myRIO-1900 đóng vai trò bộ xử lý trung tâm và nút truyền thông. Thông qua myRIO, mỗi robot thực hiện xử lý tín hiệu cảm biến, điều khiển cơ cấu chấp hành và đồng thời thiết lập kết nối mạng để trao đổi dữ liệu với các robot khác cũng như với trung tâm điều khiển.

Hạ tầng WLAN (Wi-Fi LAN) đóng vai trò lớp truyền thông vật lý và liên kết dữ liệu, đảm bảo các robot và trung tâm giám sát cùng tham gia vào một không gian mạng chung. Trên nền tảng này, một thư viện động được xây dựng trong môi trường phát triển, trong đó định

nghĩa tập hợp các biến trạng thái (các variables) đại diện cho thông tin toàn cục của hệ robot bầy đàn. Các biến này bao gồm thông tin về vị trí (tọa độ, hướng di chuyển), trạng thái hoạt động (pin, chế độ, lỗi), và nhiệm vụ đang thực hiện (mã nhiệm vụ, mức ưu tiên, vai trò trong đội hình). Mỗi robot có thể ghi (publish) trạng thái của mình lên các biến tương ứng, đồng thời đọc (subscribe) thông tin của các robot khác hoặc các lệnh nhiệm vụ được phát từ trung tâm giám sát.



Hình 1. Sơ đồ kết nối chia sẻ thông tin trong hệ thống robot đa tác tử

Trung tâm giám sát – điều khiển đóng vai trò nút quản lý cấp cao, cho phép quan sát đồng thời trạng thái của toàn bộ robot thông qua các biến dùng chung và, khi cần thiết, can thiệp vào quá trình điều phối bằng cách cập nhật biến nhiệm vụ hoặc gửi lệnh điều khiển trực tiếp. Tuy nhiên, kiến trúc này không phụ thuộc hoàn toàn vào điều phối tập trung; ngay cả khi trung tâm chỉ đóng vai trò giám sát, các robot vẫn có thể khai thác không gian dữ liệu chung để tự tổ chức, phân công và phối hợp thực hiện nhiệm vụ theo nguyên lý đa tác tử.

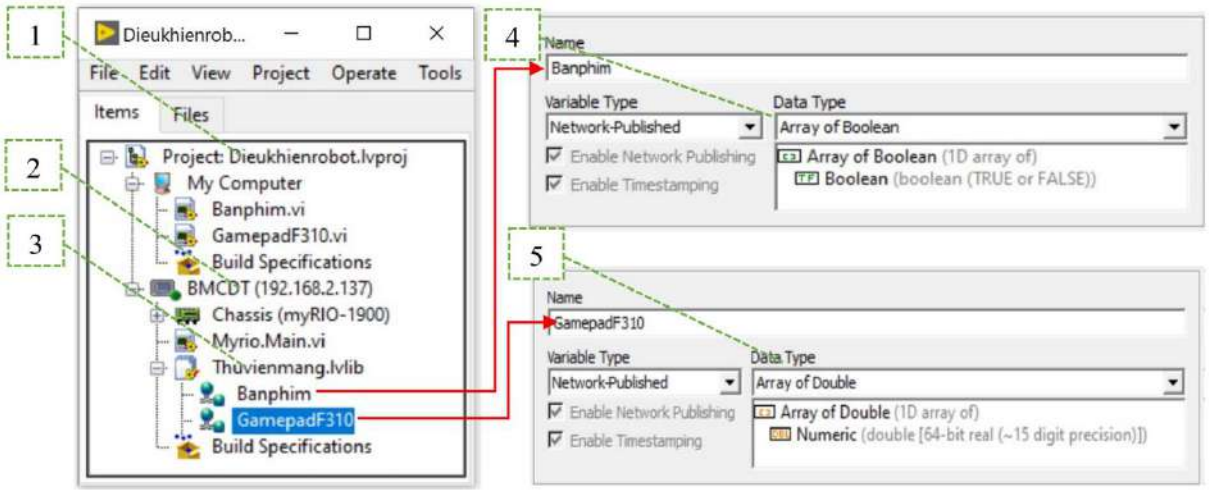
Ưu điểm nổi bật của cấu trúc trên là khả năng chia sẻ thông tin thời gian thực giữa các robot và trung tâm điều khiển mà không cần xây dựng giao thức truyền thông phức tạp cho từng cặp robot. Cơ chế biến dùng chung tạo ra một "không gian dữ liệu chung" của bầy đàn, giúp giảm trùng lặp nhiệm vụ, nâng cao nhận thức tình huống tập thể và hỗ trợ hiệu quả cho các bài toán phối hợp như bao phủ khu vực, duy trì đội hình hoặc phân bổ nhiệm vụ động. Nhờ đó, hệ thống đáp ứng tốt yêu cầu của các ứng dụng robot đa tác tử và robot bầy đàn trong môi trường thực tế.

2.2. Thiết lập thư viện truyền nhận dữ liệu

Quá trình thiết lập thư viện động và các biến dùng chung trên LabVIEW được thực hiện theo các bước tuần tự trong môi trường Project nhằm xây dựng một không gian dữ liệu chung phục vụ chia sẻ thông tin thời gian thực giữa các robot (Hình 2).

Trước hết, người dùng tạo một Project mới trong LabVIEW (ví dụ: Dieukhienrobot.lvproj). Trong cửa sổ Project Explorer, hệ thống được tổ chức thành hai phần chính: My Computer (máy tính trung tâm giám sát – điều khiển) và các thiết bị mục tiêu như NI myRIO-1900 gắn trên từng robot. Việc thêm target myRIO vào Project được thực hiện thông qua mục New → Targets and Devices, đảm bảo các robot có thể được lập trình và triển khai trực tiếp trong cùng một cấu trúc quản lý.

Tiếp theo, một thư viện được tạo trong Project bằng lệnh New → Library (ví dụ: Thuvienmang.lvlib). Thư viện này đóng vai trò là không gian logic để tổ chức và quản lý các biến dùng chung của toàn hệ thống robot bầy đàn. Bên trong thư viện, các biến được tạo bằng thao tác New → Variable. Khi cấu hình biến, người dùng chọn loại Network-Published Shared Variable để cho phép dữ liệu được công bố (publish) qua mạng WLAN và truy cập từ nhiều thiết bị khác nhau.



Hình 2. Thiết lập các thư viện động trên mạng không dây (wifi)

Trong ví dụ minh họa, hai biến được thiết lập gồm:

Banphim: kiểu dữ liệu Array of Boolean (mảng logic), đại diện cho trạng thái các phím nhấn từ bàn phím tại trung tâm giám sát điều khiển.

GamepadF310: kiểu dữ liệu Array of Double (mảng số thực), chứa dữ liệu analog từ tay điều khiển Logitech F310 như trục joystick hoặc giá trị trigger.

Cả hai biến đều được bật tùy chọn Enable Network Publishing và Enable Timestamping để đảm bảo dữ liệu có thể truyền qua mạng và ghi nhận thời điểm cập nhật, phục vụ đồng bộ hóa thời gian thực.

Sau khi hoàn tất cấu hình, thư viện được khởi tạo (Deploy) lên hệ thống (có thể trên PC hoặc target myRIO tùy kiến trúc). Khi đó, các robot gắn NI myRIO-1900 có thể truy cập các biến này thông qua Shared Variable Node trong Block Diagram. Robot có thể đọc (Read) dữ liệu điều khiển từ biến Banphim hoặc GamepadF310 để thực hiện lệnh điều hướng, đồng thời cũng có thể ghi (Write) trạng thái của mình lên các biến khác trong cùng thư viện nếu được thiết kế bổ sung. Trung tâm giám sát và các robot cùng tham gia vào một không gian dữ liệu chung, đảm bảo thông tin được cập nhật và đồng bộ liên tục qua mạng WLAN.

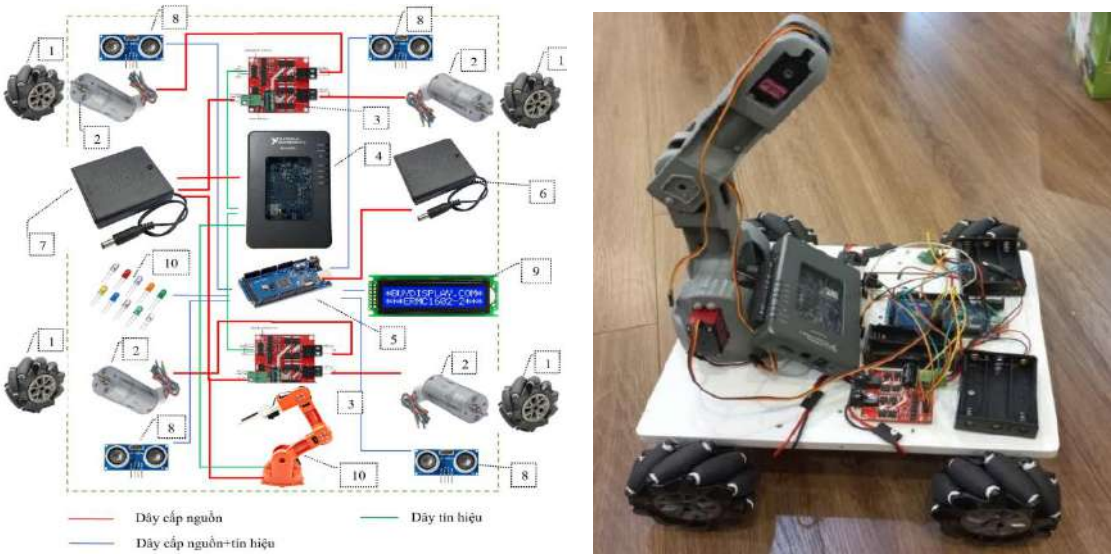
Cấu trúc này cho phép chia sẻ dữ liệu theo thời gian thực (realtime) giữa nhiều robot và trung tâm điều khiển mà không cần xây dựng giao thức truyền thông phức tạp riêng lẻ giữa từng cặp thiết bị. Thư viện và các biến dữ liệu dùng chung đóng vai trò như một lớp trung gian phân tán, hỗ trợ hiệu quả cho các nhiệm vụ đa tác tử và hoạt động bầy đàn trong hệ thống robot sử dụng NI myRIO.

3. Thực nghiệm và đánh giá

3.1.Chế tạo mô hình thực nghiệm

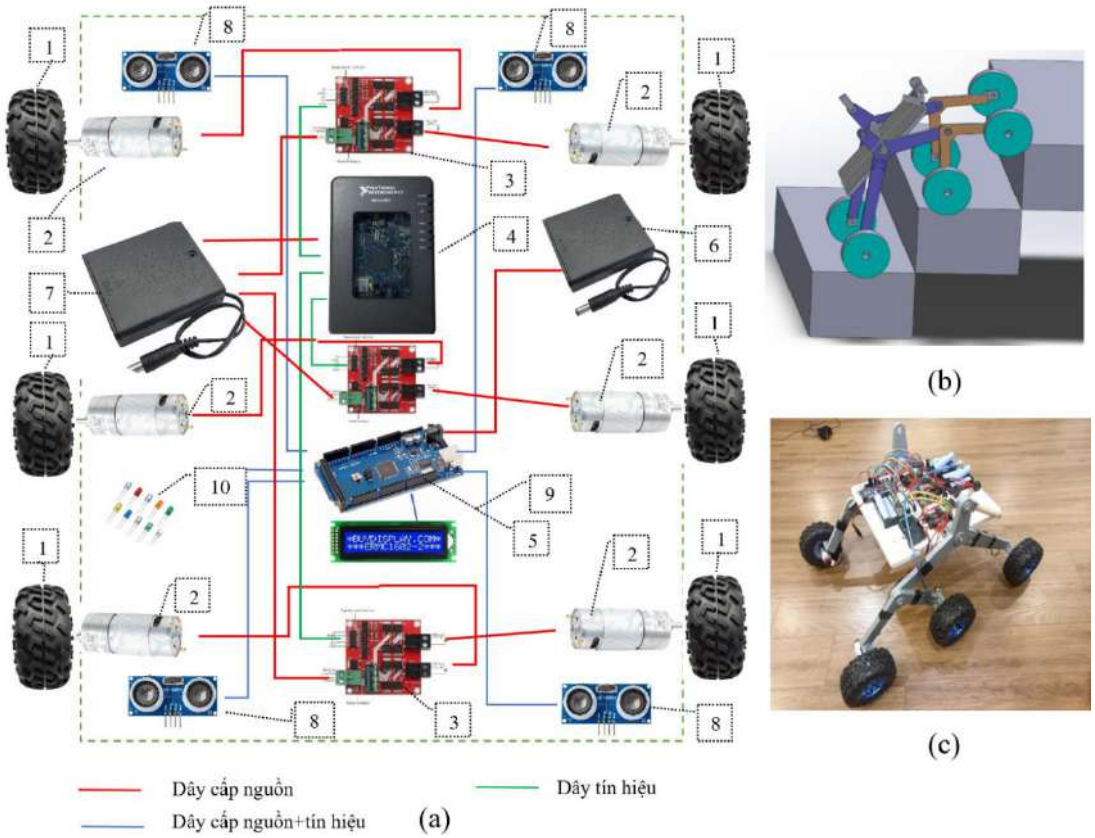
Nhằm kiểm chứng và đánh giá tính khả thi của giải pháp truyền – nhận thông tin đề xuất cho hệ thống robot đa tác tử và robot hoạt động theo mô hình bầy đàn, nhóm tác giả đã xây dựng một mô hình thực nghiệm ở quy mô phòng thí nghiệm. Cấu hình thử nghiệm bao gồm hai robot di động hoạt động độc lập, một hạ tầng mạng không dây WLAN và một máy tính trung tâm đảm nhiệm vai trò giám sát – điều khiển. Hệ thống mạng không dây được triển khai dựa trên thiết bị Tenda O3 nhằm đảm bảo vùng phủ sóng ổn định, hỗ trợ kết nối liên tục giữa các robot và trung tâm điều khiển trong không gian thực nghiệm.

Mỗi robot được tích hợp thiết bị NI myRIO-1900 làm bộ xử lý trung tâm, đồng thời đóng vai trò nút truyền thông trong mạng phân tán. Thông qua nền tảng này, robot thực hiện đồng thời các chức năng thu thập dữ liệu cảm biến, xử lý tín hiệu điều khiển và trao đổi thông tin trạng thái, nhiệm vụ với các thành viên khác trong hệ thống. Máy tính trung tâm được sử dụng để theo dõi trạng thái hoạt động của từng robot, gửi lệnh điều khiển và đánh giá hiệu năng truyền thông trong các kịch bản phối hợp. Cấu trúc thực nghiệm được minh họa trong Hình 3 và Hình 4.



Hình 3. Cấu trúc robot 4 bánh mecanum cùng sơ đồ kết nối

Cấu trúc và sơ đồ đấu nối linh kiện trên robot 4 bánh mecanum chủ động được thể hiện trên Hình 3. Cụ thể: (1) Bánh xe Mecanum nhựa đa hướng 97mm; (2) Động cơ DC Servo GA25-370 12V 280 RPM; (3) Mạch Cầu H Điều Khiển 2 Động Cơ Công Suất Cao L298 - 2 Mạch Cầu H, Mỗi Cầu H 7A - 160W; (4) Bộ điều khiển lập trình nhúng NI MyRIO 1900; (5) Mạch điều khiển lập trình nhúng Arduino Mega 2560; (6) Nguồn 7,4 V; (7) Nguồn 12V; (8) Cảm biến siêu âm HC-SR04; (9) Màn hình LCD 1602; (10) Các Led báo hiệu; (11) Tay máy 6 bậc tự do dùng hỗ trợ thực hiện nhiệm vụ khi cần thiết.



Hình 4. (a) Sơ đồ kết nối linh kiện trên robot ngoài trời dạng Rocker-Bogie; (b) Robot được thiết kế trên phần mềm Solidwork; (c) Hình ảnh robot lắp ráp thực tế

Sơ đồ đấu nối các linh kiện trên robot hoạt động ngoài trời được mô tả trên Hình 4. Cụ thể: (1) Bánh xe robot 130mm; (2) Động Cơ Giảm Tốc DM JGB37 550 12V 295RPM; (3) Mạch Cầu H Điều Khiển 2 Động Cơ Công Suất Cao L298 - 2 Mạch Cầu H, Mỗi Cầu H 7A - 160W; (4) Bộ điều khiển lập trình nhúng NI MyRIO 1900; (5) Mạch điều khiển lập trình nhugns Arduino Mega 2560; (6) Nguồn 7,4 V; (7) Nguồn 12V; (8) Cảm biến siêu âm HC-SR04; (9) Màn hình LCD 1602; (10). Các Led báo hiệu.

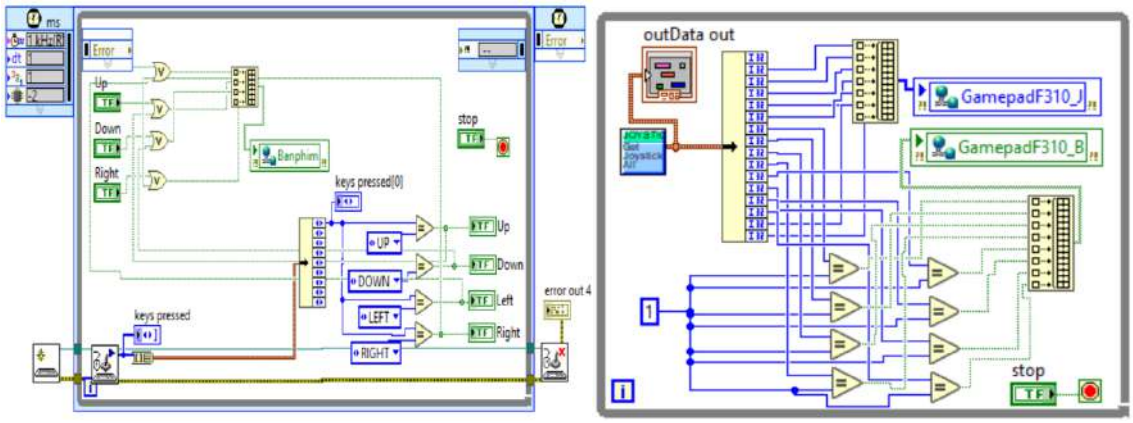
3.2.Xây dựng chương trình gửi tín hiệu lên các Variable trên thư viện động

Nhằm thực nghiệm quá trình cập nhật dữ liệu lên các biến dùng chung (Shared Variables) trong thư viện động, nhóm tác giả đã xây dựng một mô-đun tạo và xử lý tín hiệu điều khiển dưới dạng mảng dữ liệu để mô phỏng các lệnh tác động lên hệ robot. Các tín hiệu điều khiển được chuẩn hóa thành cấu trúc mảng logic (Array of Boolean) đối với các lệnh rời rạc như tiến, lùi, trái, phải và dừng; đồng thời có thể mở rộng sang dạng mảng số thực (Array of Double) đối với các tín hiệu tương tự (analog) từ thiết bị điều khiển. Kiến trúc này cho phép linh hoạt tích hợp nhiều phương thức nhập lệnh khác nhau, bao gồm điều khiển bằng bàn phím máy tính, điều khiển thông qua tay cầm (Joystick) hoặc các nút bấm ảo trên giao diện phần mềm.

Trong phạm vi nghiên cứu, hai phương thức điều khiển chính được lựa chọn để đánh giá hiệu năng truyền – nhận dữ liệu, gồm: (i) điều khiển trực tiếp bằng bàn phím máy tính và (ii) điều khiển bằng tay cầm Logitech Gamepad F310 kết nối qua cổng USB. Chương trình xử lý tín hiệu được xây dựng trên môi trường LabVIEW, trong đó các trạng thái phím nhấn được đọc theo chu kỳ, chuyển đổi thành mảng Boolean và cập nhật lên biến “Banphim”; đồng thời dữ

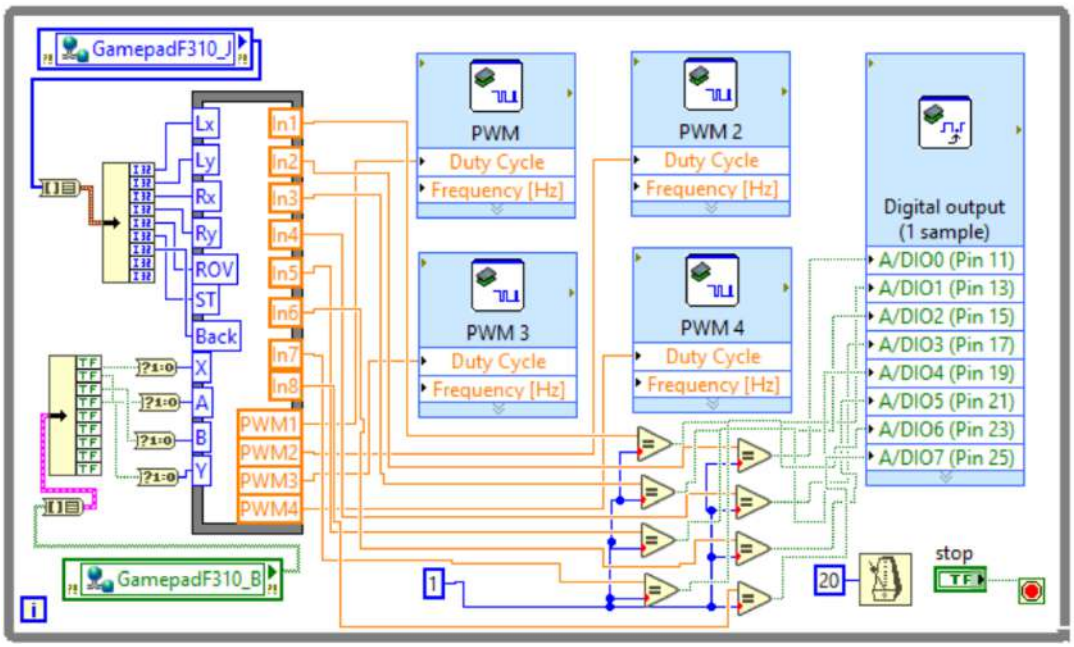
liệu analog và trạng thái nút từ Gamepad F310 được thu thập, chuẩn hóa và ghi lên biến "GamepadF310". Các biến này sau đó được publish qua mạng thông qua cơ chế Network-Published Shared Variable.

Việc sử dụng đồng thời hai nguồn tín hiệu điều khiển với đặc tính dữ liệu khác nhau (rời rạc và liên tục) cho phép đánh giá toàn diện khả năng đồng bộ, độ trễ và tính ổn định của quá trình truyền – nhận dữ liệu trong hệ robot đa tác tử. Thông qua việc quan sát phản hồi của các robot khi nhận lệnh theo thời gian thực, nhóm nghiên cứu có thể kiểm chứng mức độ đáp ứng của cơ chế chia sẻ thông tin đối với yêu cầu phối hợp và làm việc nhóm trong mô hình robot bầy đàn.



Hình 5. Chương trình thu nhận tín hiệu từ tay cầm Logitech Gamepad F310 và chương trình đọc tín hiệu từ bàn phím máy tính

4. *Chương trình đọc dữ liệu (từ các Variable) trên NI MyRIO gắn trên các robot*



Hình 6. Chương trình điều khiển robot 4 bánh mecanum

Hình 6 minh họa trình bày cấu trúc chương trình điều khiển robot di động bốn bánh mecanum được phát triển trên nền tảng LabVIEW và triển khai trực tiếp trên thiết bị NI myRIO-1900 gắn trên robot. Chương trình đảm nhiệm chức năng tiếp nhận tín hiệu điều khiển từ trung tâm giám sát thông qua cơ chế chia sẻ dữ liệu qua mạng, sau đó thực hiện phân tích, xử lý và chuyển đổi thành các tín hiệu điều khiển tương ứng cho hệ truyền động của robot.

Cụ thể, các tín hiệu điều khiển (ví dụ từ tay cầm Gamepad F310) được truyền đến robot dưới dạng mảng dữ liệu, bao gồm các thành phần analog như trục Lx, Ly, Rx, Ry và các nút nhấn số. Khối chương trình trên myRIO thực hiện tách, chuẩn hóa và ánh xạ các giá trị này thành các tham số điều khiển chuyển động theo mô hình động học bánh mecanum. Dựa trên thuật toán phân bố vận tốc, hệ thống tính toán các hệ số điều khiển cho từng bánh xe, sau đó xuất tín hiệu điều chế độ rộng xung (PWM) tương ứng thông qua các kênh PWM1–PWM4. Tần số và chu kỳ xung (Duty Cycle) được thiết lập phù hợp nhằm đảm bảo đáp ứng động học và độ mượt của chuyển động.

Bên cạnh đó, các chân Digital I/O của myRIO được sử dụng để điều khiển chiều quay động cơ hoặc kích hoạt các tín hiệu điều khiển bổ sung. Toàn bộ quá trình xử lý được thực hiện theo chu kỳ lặp với thời gian lấy mẫu xác định, đảm bảo tính thời gian thực và độ trễ thấp trong phản hồi điều khiển.

Cấu trúc chương trình được thiết kế theo hướng mô-đun, do đó có thể mở rộng tương tự cho các tín hiệu cảm biến khác như encoder, cảm biến khoảng cách hoặc IMU. Dữ liệu cảm biến sau khi được thu thập và xử lý có thể cập nhật ngược trở lại hệ thống chia sẻ thông tin, phục vụ cho các chiến lược phối hợp trong hệ robot đa tác tử và robot bầy đàn.

3.3.Kết quả thực nghiệm

Để đánh giá định lượng hiệu năng của giải pháp chia sẻ dữ liệu trong hệ robot đa tác tử, nhóm nghiên cứu đã tiến hành đo đạc độ trễ truyền – nhận tín hiệu điều khiển từ trung tâm giám sát đến robot. Tham số độ trễ được xem là chỉ số quan trọng nhất trong bối cảnh phối hợp bầy đàn, bởi nó quyết định khả năng đồng bộ hành vi giữa các robot khi thực hiện nhiệm vụ chung. Nếu độ trễ vượt quá ngưỡng cho phép, hệ thống có thể xuất hiện sai lệch quỹ đạo, mất đồng bộ đội hình hoặc giảm hiệu quả phân công nhiệm vụ.

Thực nghiệm được triển khai với hai phương thức điều khiển: (i) điều khiển bằng bàn phím máy tính và (ii) điều khiển bằng tay cầm Logitech Gamepad F310. Tín hiệu điều khiển được cập nhật lên hệ thống biến dùng chung và truyền qua hạ tầng WLAN tới các robot sử dụng NI myRIO-1900. Kết quả đo cho thấy độ trễ điều khiển trung bình dao động trong khoảng 20–40 ms. Ở mức này, phản hồi chuyển động của robot được ghi nhận là tự nhiên, không xuất hiện hiện tượng giật hoặc trễ đáng kể, đáp ứng yêu cầu cơ bản đối với các bài toán phối hợp thực tế.

Độ trễ quan sát được chủ yếu liên quan đến đặc tính của mạng WLAN sử dụng băng tần 2,4 GHz. Về nguyên tắc, khi chuyển sang băng tần 5 GHz với băng thông cao hơn và mức nhiễu thấp hơn, độ trễ truyền tín hiệu có thể tiếp tục được cải thiện. So sánh với các phương thức truyền thông dựa trên TCP/IP thông thường, giải pháp đề xuất cho thấy hiệu năng ổn định và độ đáp ứng cao hơn trong môi trường đa robot. Mặc dù tốc độ chưa đạt mức của điều khiển trực tiếp qua sóng radio chuyên dụng, các hệ thống radio lại hạn chế về băng thông và khó đáp ứng yêu cầu truyền đồng thời dữ liệu điều khiển, cảm biến và hình ảnh trong mạng robot bầy đàn. Do đó, kết quả thực nghiệm khẳng định tính khả thi của giải pháp trong các ứng dụng robot đa tác tử quy mô vừa và trung bình.

4. Kết luận

Bài báo đã phân tích và đề xuất một giải pháp chia sẻ thông tin thời gian thực cho hệ robot đa tác tử và robot bầy đàn dựa trên cơ chế thư viện (Library) và biến dùng chung (Network-

Published Shared Variables) triển khai trong môi trường LabVIEW kết hợp với thiết bị nhúng NI myRIO-1900. Trên cơ sở đánh giá các yêu cầu trao đổi dữ liệu gồm vị trí, trạng thái và nhiệm vụ trong điều kiện ràng buộc truyền thông, nghiên cứu đã xây dựng một kiến trúc phân tán có phối hợp thông qua hạ tầng WLAN, cho phép các robot và trung tâm giám sát cùng truy cập và cập nhật một không gian dữ liệu chung.

Kết quả thực nghiệm cho thấy độ trễ truyền – nhận tín hiệu điều khiển trung bình đạt 20–40 ms, đảm bảo phản hồi tự nhiên và đáp ứng yêu cầu phối hợp cơ bản của hệ robot bầy đàn trong môi trường thực tế. Giải pháp đề xuất thể hiện tính ổn định, khả năng mở rộng và phù hợp với các hệ đa robot quy mô vừa. Mặc dù độ trễ còn phụ thuộc vào đặc tính mạng không dây, phương pháp này vẫn cho thấy hiệu quả cao hơn so với các cấu trúc sử dụng phương thức truyền thông TCP/IP thông thường và có ưu thế về khả năng tích hợp đa loại dữ liệu so với các hệ điều khiển sóng radio chuyên dụng. Nghiên cứu góp phần cung cấp một khung triển khai thực tiễn cho các hệ robot bầy đàn trong điều kiện hạ tầng mạng không dây.

Tài liệu tham khảo

1. M. Brambilla, E. Ferrante, M. Birattari, and M. Dorigo. (2013). *Swarm robotics: a review from the swarm engineering perspective*. Swarm Intelligence, vol. 7, no. 1, pp. 1–41.
2. E. Şahin. (2005). *Swarm robotics: From sources of inspiration to domains of application*. in Swarm Robotics Workshop: State-of-the-Art Survey, Springer, pp. 10–20.
3. L. Bayındır. (2016). *A review of swarm robotics tasks*. Neurocomputing, vol. 172, pp. 292–321.
4. Y. Yan, Y. Mostofi, and M. Mesbahi. (2013). *Communication-aware multi-agent coordination*. IEEE Transactions on Automatic Control, vol. 58, no. 12, pp. 3065–3077.
5. R. Olfati-Saber, J. A. Fax, and R. M. Murray. (2007). *Consensus and cooperation in networked multi-agent systems*. Proceedings of the IEEE, vol. 95, no. 1, pp. 215–233.
6. M. Dorigo and E. Bonabeau. (1999). *Swarm intelligence—from natural to artificial systems*. Oxford University Press.
7. E. Fernandez, A. J. Reina, and J. A. Rodriguez. (2020). *Analysis of ROS2 communication for multi-robot systems*. in Proc. IEEE Int. Conf. on Emerging Technologies and Factory Automation.
8. A. Ganguli, J. Cortés, and F. Bullo. (2009). *Multirobot rendezvous with visibility sensors in nonconvex environments*. IEEE Transactions on Robotics, vol. 25, no. 2, pp. 340–352.

Analysis and Selection of Information Sharing Strategies in Swarm Robotic Systems

Abstract: *This paper presents a real-time information sharing solution for multi-robot and swarm robotic systems based on a Library and Network-Published Shared Variables mechanism implemented in the LabVIEW environment in combination with the NI myRIO-1900 embedded platform. Based on an analysis of communication requirements involving position, state, and task-related data under constrained network conditions, a coordinated distributed architecture over a WLAN infrastructure is proposed, in which robots and the supervisory control center access a shared data space. The experimental system consists of two mobile robots (mecanum and rocker-bogie configurations), a wireless network deployed using Tenda O3 devices, and a central monitoring and control computer. Control signals from a computer keyboard and a Logitech Gamepad F310 are standardized and published to the shared library, then received and processed by the robots to generate PWM signals for*

motor actuation. Experimental results indicate that the average control signal transmission latency ranges from 20 to 40 ms, ensuring natural system response and satisfying the fundamental coordination requirements of swarm robotic operations. The proposed approach demonstrates stability, scalability, and practical feasibility for medium-scale multi-robot systems, contributing to bridging the gap between theoretical communication models and real-world deployment in wireless network environments.

Keywords: Swarm robotics; Multi-robot systems; Real-time information sharing.

Mô hình hóa tham số, mô phỏng và tối ưu hóa khối lượng khung máy in 3D bê tông nhờ ANSYS Workbench

Phạm Minh Đoàn[1], Tạ Đức Hải[2], Phùng Văn Bình [2*]

[1]*Viện Kỹ thuật Công binh, Binh chủng Công binh;*

[2]*Khoa Hàng không vũ trụ, Học viện Kỹ thuật Quân sự*

Email: phungvanbinh@lqdtu.edu.com; Tel: 0985650328

Tóm tắt

Bài báo trình bày phương pháp mô hình hóa tham số, phân tích và tối ưu hóa khối lượng kết cấu khung máy in 3D bê tông trên nền tảng ANSYS Workbench. Mô hình hình học của khung máy được xây dựng dưới dạng tham số với 12 biến thiết kế, cho phép cập nhật tự động mô hình phần tử hữu hạn khi các kích thước mặt cắt thay đổi. Trên cơ sở thiết lập điều kiện biên và tải trọng tương ứng với chế độ làm việc thực tế, các đặc trưng kết cấu quan trọng như chuyển vị đầu in và tần số dao động riêng của hệ được xác định. Bài toán tối ưu được xây dựng với mục tiêu cực tiểu hóa khối lượng khung máy, đồng thời thỏa mãn các ràng buộc về chuyển vị theo ba phương và tần số dao động riêng đầu tiên. Quá trình tối ưu hóa được thực hiện bằng giải thuật di truyền đa mục tiêu (MOGA) tích hợp trong ANSYS Workbench. Kết quả cho thấy phương án tối ưu giúp giảm 32,4% khối lượng so với thiết kế ban đầu trong khi vẫn đảm bảo các ràng buộc kỹ thuật. Kết quả nghiên cứu có thể áp trực tiếp cho việc thiết kế, chế tạo máy in 3D bê tông kích thước lớn ở Việt Nam.

Từ khóa: *Khung máy in 3D bê tông; mô hình tham số; giải thuật di truyền đa mục tiêu; tối ưu kết cấu.*

1. Đặt vấn đề

Công nghệ in 3D bê tông đang phát triển mạnh mẽ và từng bước khẳng định vai trò trong lĩnh vực xây dựng tại nhiều quốc gia có nền công nghiệp tiên tiến [1]. So với phương pháp thi công truyền thống, công nghệ này cho phép chế tạo kết cấu với tốc độ cao, không cần ván khuôn, giảm đáng kể nhân công và đặc biệt gia tăng mức độ tự do trong thiết kế hình học các cấu kiện phức tạp [2]. Trong các cấu hình máy in 3D bê tông kích thước lớn hiện nay, dạng cổng trục được xem là giải pháp phổ biến nhờ kết cấu đơn giản, thuận lợi cho chế tạo và điều khiển, đồng thời bảo đảm không gian làm việc rộng [3]. Tuy nhiên, đặc trưng của máy in 3D bê tông cỡ lớn là hệ khung cơ khí có kích thước và khối lượng lớn. Do đó, bài toán phân tích tính toán và tối ưu hóa thiết kế kết cấu khung máy giữ vai trò then chốt trong việc bảo đảm độ chính xác làm việc, độ cứng vững và hiệu quả vận hành của toàn hệ thống [4].

Một trong những yêu cầu quan trọng đặt ra là giảm khối lượng các cụm di động trong khi vẫn duy trì độ chính xác của đầu in [4-5]. Khối lượng nhỏ hơn cho phép sử dụng động cơ có mô-men xoắn và công suất thấp hơn, từ đó giảm chi phí đầu tư cho hệ truyền động. Đồng thời, việc hạn chế khối lượng chuyển động cũng góp phần giảm lực quán tính phát sinh trong quá trình tăng tốc và giảm tốc, qua đó giảm rung động và nâng cao độ ổn định của máy. Trong các nghiên cứu trước đây, nhóm tác giả đã đề xuất một hướng tiếp cận dựa trên việc xây dựng chương trình tính toán tự động bằng cách kết hợp các phần mềm CAE với môi trường lập trình như Matlab và ANSYS APDL cho một cấu hình đơn giản của máy in 3D bê tông [5]. Cách tiếp cận này đòi hỏi trình độ lập trình cao, quy trình thiết lập phức tạp và phải xây dựng các chương trình tính toán

* Email: phungvanbinh@lqdtu.edu.vn

riêng cho từng loại phân tích. Việc kết nối giữa nhiều môi trường phần mềm khác nhau cũng làm tăng độ phức tạp và hạn chế khả năng áp dụng cho các kết cấu máy móc thực tế có mức độ phức tạp cao.

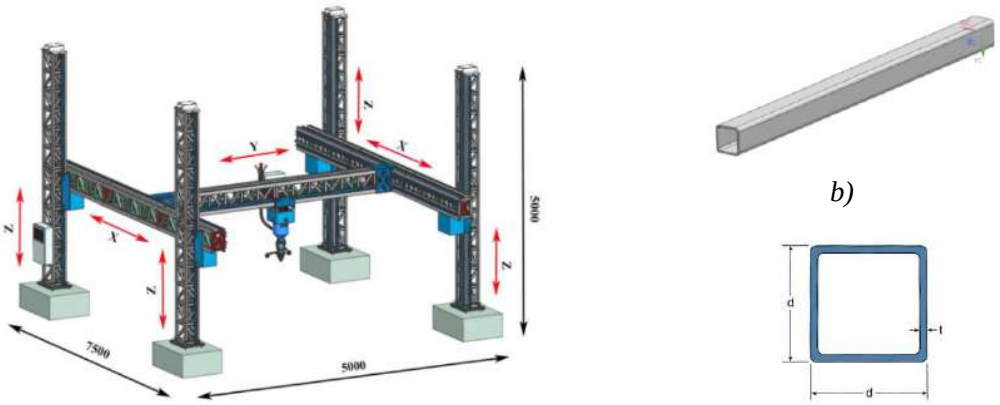
Nhằm khắc phục các hạn chế trên, nghiên cứu này đề xuất một phương pháp tiếp cận dựa trên mô hình hóa tham số toàn bộ kết cấu khung máy trong môi trường ANSYS Workbench [6]. Trên cơ sở đó, quá trình xây dựng mô hình hình học, phân tích kết cấu và tối ưu hóa thiết kế được tích hợp trong cùng một môi trường tính toán. Cách tiếp cận này giúp đơn giản hóa quy trình triển khai, nâng cao tính thực tiễn và tạo điều kiện thuận lợi cho việc áp dụng vào thiết kế các máy in 3D bê tông kích thước lớn trong thực tế.

2. Phân tích kết cấu khung máy in

2.1. Mô tả kết cấu máy in 3D bê tông

Các thông số kỹ thuật cơ bản của máy in 3D bê tông kích thước lớn dạng cổng trục được xác định như sau [5]:

- Kích thước kết cấu in lớn nhất có thể đạt 6000×4000×3500 mm.
- Vận tốc chuyển động của đầu in trong khoảng 0 ÷ 20 m/phút.
- Sai số của đầu in cần đảm bảo trong khoảng ±5 mm theo phương X, Y và ±2 mm theo phương Z.



a) *b)* *c)*

Hình 1. Thiết kế sơ bộ máy in 3D bê tông kích thước lớn

a) Mô hình 3D máy in; b) Mô hình 3D thép hộp; c) Thiết diện mặt cắt thép hộp

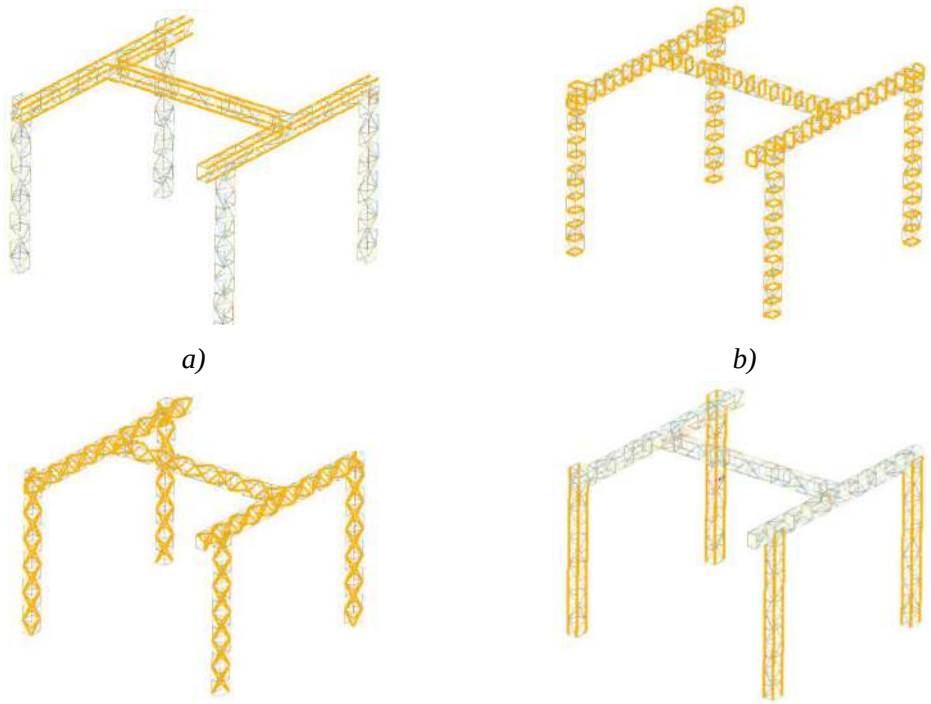
Thiết kế sơ bộ của máy in được thể hiện trên Hình 1. Máy có kết cấu khung dạng cổng với bốn cột đứng và hệ thống dầm ngang. Các dầm được thiết kế dưới dạng giàn không gian, chế tạo từ thép hộp tiêu chuẩn nhằm đảm bảo độ cứng vững và khả năng chịu tải trong điều kiện làm việc thực tế. Đầu in được bố trí trên trục theo phương Y; dầm ngang mang đầu in chuyển động theo phương X; hai dầm còn lại chuyển động đồng bộ lên xuống theo phương Z. Để tăng cường độ cứng vững cho hệ khung, các thanh tăng cứng dạng thép hộp được bổ sung tại các vị trí thích hợp.

2.2. Tính toán kết cấu theo phương án thiết kế sơ bộ

Trước khi tiến hành phân tích kết cấu bằng ANSYS Static Structural, vật liệu khung được lựa chọn là Structural Steel được tích hợp sẵn từ thư viện của ANSYS Workbench.

Việc tiếp theo là tiến hành mô hình hóa khung máy trong không gian 3 chiều trên nền tảng DesignModeler của ANSYS Workbench. Có 12 thông số kích thước là các kích thước mặt cắt của

thanh thép hộp được tham số hóa, cho phép điều chỉnh thông số nhanh chóng và linh hoạt. Các tham số thép hộp trong quá trình thiết kế phải nằm trong bảng thép hộp tiêu chuẩn (Bảng 1). Thông số của phương án thiết kế sơ bộ được thể hiện trên bảng 2. Trong đó $a_1 \times b_1 \times t_1$ là kích thước mặt cắt của các thanh thép hộp theo phương X của trục X và phương Y của trục Y; $a_2 \times b_2 \times t_2$ là kích thước mặt cắt các thanh thép hộp cạnh trên cả trục X, Y và Z; $a_3 \times b_3 \times t_3$ là kích thước mặt cắt của các thanh thép hộp tăng cứng (đặt chéo) trên cả trục X, Y và Z; $a_4 \times b_4 \times t_4$ là kích thước mặt cắt các thanh thép hộp theo phương Z của trục Z (Hình 2).

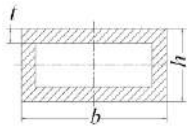


a) *b)* *c)* *d)*

Hình 2. Các dạng thanh thép hộp được tham số hóa

a) Các thanh có mặt cắt $a_1 \times b_1 \times t_1$; b) Các thanh có mặt cắt $a_2 \times b_2 \times t_2$; c) Các thanh có mặt cắt $a_3 \times b_3 \times t_3$; d) Các thanh có mặt cắt $a_4 \times b_4 \times t_4$

Bảng 1. Dải giá trị kích thước của mặt cắt thép hộp chữ nhật tiêu chuẩn b × h × t (mm)

Dải giá trị kích thước của mặt cắt thép hộp chữ nhật tiêu chuẩn (mm)	
Dải độ rộng: b = {30; 40; 50; 60; 70; 80; 100; 120; 140; 150; 160; 180; 200} Dải độ cao: h = {30; 40; 50; 60; 70; 80; 100; 120; 140; 150; 160; 180; 200} Dải độ dày: t = {1,5; 2; 2,5; 3; 3,5; 4; 5; 6; 8; 9; 10; 12 }	

Bảng 2. Bộ thông số của phương án thiết kế sơ bộ (mm)

$a_1 \times b_1 \times t_1$ (mm)	$a_2 \times b_2 \times t_2$ (mm)	$a_3 \times b_3 \times t_3$ (mm)	$a_4 \times b_4 \times t_4$ (mm)
100 × 200 × 6	50 × 50 × 3	50 × 50 × 3	100 × 200 × 6

Từ mô hình 3 chiều, tiến hành phân chia mô hình ban đầu thành các phần tử nhỏ hơn để phục vụ cho việc đánh giá chuyển vị, ứng suất và đặc tính dao động của khung máy, đảm bảo thu được kết quả tính toán chuẩn xác nhất.

Các tải trọng tác dụng vào khung máy in bao gồm các thanh ray dẫn hướng, thanh bánh răng và thanh máng xích được phân bố đồng đều về số lượng tới từng hộp cơ để tạo nên các khung dầm.

Khối lượng của đầu in và động cơ trục Y là: $m_0 = m_{di} + m_{rx} = 250$ kg và được mô hình hóa bởi một phần tử khối lượng tập trung. Khối lượng mỗi động cơ trục Y là $m_{ry} = 25$ kg và được mô hình hóa bởi các phần tử khối lượng tập trung. Các động cơ đẩy các khung dầm X và khung dầm Z lần lượt là 15 kg và 25 kg.

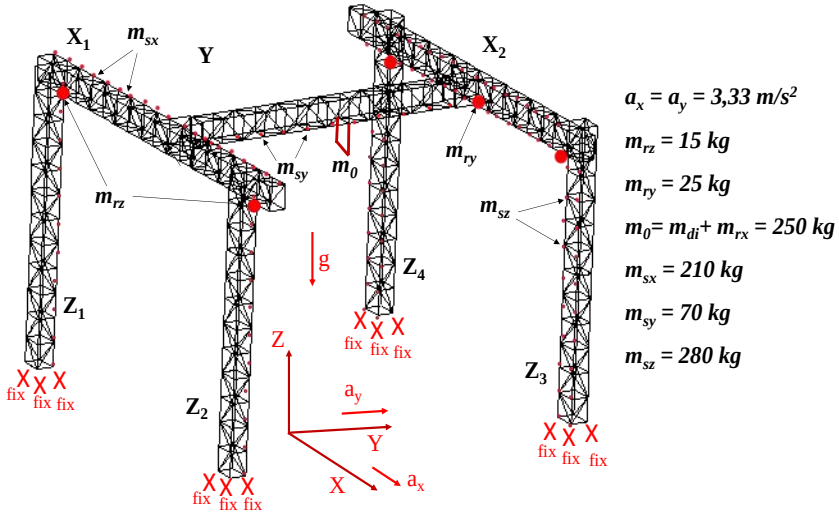
Để quá trình phân tích trở nên đơn giản hơn, khung máy được giả định là đứng yên. Tải trọng động phát sinh trong quá trình máy chuyển động được quy đổi thành hệ lực quán tính tác dụng lên khung máy. Các lực quán tính tác dụng vào kết cấu sẽ được tính toán thông qua giá trị gia tốc lớn nhất trong quá trình máy hoạt động.

Theo yêu cầu của thiết kế, tốc độ chuyển động tối đa của đầu in theo phương ngang cần đạt là v_{max} = 20 m/phút = 0,33 m/s, thời gian tăng tốc đến vận tốc lớn nhất Δt = 0,1 s (tương ứng với gia tốc $a_X = a_Y = 3,3$ m/s^2). Xét trường hợp khung dầm Y chuyển động với gia tốc $a_{\max} = 3,3$ m/s^2 thì các lực quán tính lớn nhất tác dụng vào hệ là:

$$F_0 = m_0 \times a_{\max} = 250 \times 3,3 = 825 \text{ N} \quad (1)$$

$$F_X = m_Y \times a_{\max} = 837 \times 3,3 = 2762,1 \text{ N} \quad (2)$$

trong đó F_0 là lực quán tính tác dụng lên cụm động cơ, đầu in (N); F_Y là lực quán tính tác dụng lên cả khung dầm Y (N); m_Y là khối lượng của cả khung dầm Y và khối lượng đặt trên nó (kg). Hình 3 thể hiện tải trọng và các điều kiện biên tác dụng lên hệ.

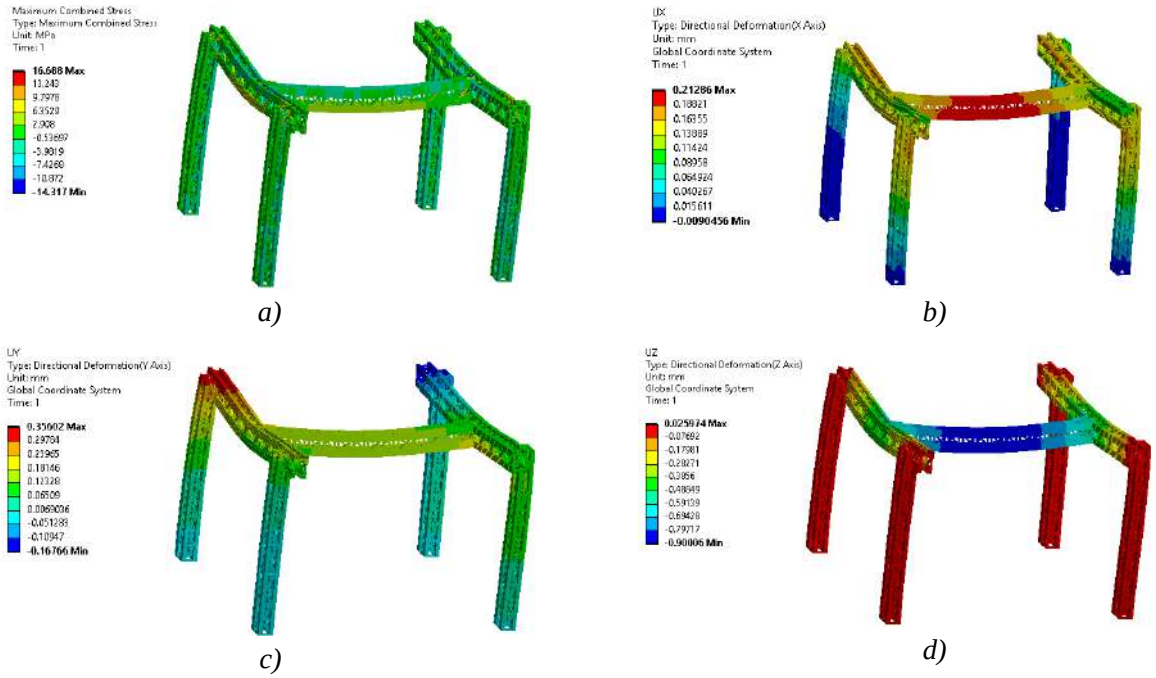


Hình 3. Điều kiện biên và tải trọng tác dụng lên khung máy

Kết quả tính toán khung máy theo phương án sơ bộ được thể hiện trên các hình 4. Chuyển vị tổng lớn nhất của đầu in là 0,94 mm. Cụ thể, chuyển vị lớn nhất theo từng phương là u_X = 0,2 mm; u_Y = 0,4 mm; u_Z = 0,9 mm. Phân tích kết quả cho thấy, chuyển vị theo phương Z là đáng kể nhất. Kết quả ứng suất tổng hợp lớn nhất bằng 16,7 MPa, thấp hơn đáng kể so với giới hạn bền của thép (khoảng 400 ÷ 500 MPa), vì vậy kích thước sơ bộ khung máy in thỏa mãn điều kiện bền và trong quá trình tính toán tiếp theo có thể bỏ qua bước tính ứng suất.

Các dạng dao động đầu tiên của khung máy in được thể hiện trên hình 5. Các giá trị tần số dao động riêng này khá nhỏ và nằm gần với tần số của các nguồn rung kích thích trong thực

tế. Vì vậy, cần khảo sát chi tiết trong quá trình thiết kế máy nhằm tránh hiện tượng cộng hưởng dao động có thể xảy ra.



a) *b)*

c) *d)*

Hình 4. Kết quả tính toán ứng suất và chuyển vị theo phương án thiết kế sơ bộ
a) Ứng suất tổng hợp khung máy in; b) Chuyển vị theo phương X; c) Chuyển vị theo phương Y; d) Chuyển vị theo phương Z



a) *b)* *c)*

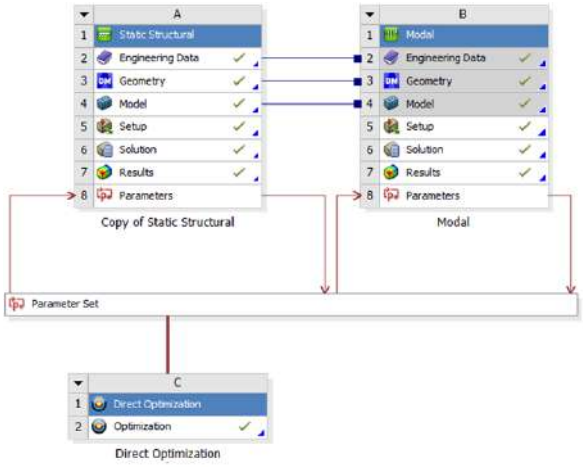
Hình 5. Các dạng dao động riêng của khung
a) Dạng uốn f_1=6,28 Hz (Chiếu trên YOZ); b) Dạng uốn f_2=9,79 Hz (Chiếu trên XOZ)
c) Dạng xoắn f_3=11,31 Hz (Chiếu trên XOY)

3. Tối ưu hóa kết cấu khung máy in

3.1. Tham số và mục tiêu tối ưu hóa

Trong nghiên cứu này, kết cấu của khung máy in được tối ưu hóa bằng cách sử dụng phương pháp giải thuật di truyền đa mục tiêu MOGA (Multi-Objective Genetic Algorithm) tích hợp trong ANSYS Workbench nhằm cải thiện nhiều mục tiêu của kết cấu khung máy [6]. Trong bài toán này, mục tiêu là khối lượng của khung nhỏ nhất, đồng thời thỏa mãn các ràng buộc về chuyển vị và tần số riêng.

Sơ đồ tối ưu hóa trên Ansys Workbench được thể hiện trên hình hình 6.



Hình 6. Sơ đồ tối ưu hóa trên Ansys Workbench

Trong quá trình tối ưu hóa, các biến thiết kế được thiết lập dưới dạng tham số rời rạc. Cụ thể, các kích thước tiết diện thép hộp chỉ được phép nhận các giá trị nằm trong bảng thép tiêu chuẩn như bảng 1. Cách thiết lập này đảm bảo các phương án tối ưu thu được có tính khả thi trong chế tạo thực tế.

Các giá trị kích thước giới hạn dưới và trên (tối thiểu và tối đa) cho mỗi biến tham số được xác định và được thể hiện trong bảng 3.

Bảng 3. Kích thước giới hạn dưới và trên của các tham số

STT	Tham số kích thước	Giá trị cơ bản (mm)	Giới hạn dưới (mm)	Giới hạn trên (mm)
1	a_1	100	80	200
2	b_1	200	80	200
3	t_1	6	4	12
4	a_2	50	30	75
5	b_2	50	30	75
6	t_2	3	1	4
7	a_3	50	30	75
8	b_3	50	30	75
9	t_3	3	1	4
10	a_4	100	80	200
11	b_4	200	80	200
12	t_4	6	4	12

Các ràng buộc của bài toán tối ưu bao gồm giới hạn chuyển vị tại vị trí đầu in và yêu cầu về tần số dao động riêng của khung máy. Các ràng buộc và hàm mục tiêu được thể hiện trong bảng 4.

Một số thông số chính trong quá trình tối ưu hóa bằng MOGA được thiết lập như sau:

- Số điểm ban đầu dùng để tạo quần thể đầu tiên: 50 điểm.
- Số lượng cá thể con sinh ra ở mỗi vòng lặp: 30.
- Số thế hệ tối đa mà thuật toán di truyền được phép chạy: 20.
- Giới hạn phần trăm nghiệm Pareto được giữ lại: 40%.

Bảng 4. Các ràng buộc và mục tiêu tối ưu

STT	Tên gọi	Ký hiệu	Mục tiêu
1	Chuyển vị đầu in theo phương X (mm)	u_X	$-2 \le u_X \le 2$
2	Chuyển vị đầu in theo phương Y (mm)	u_Y	$-2 \le u_Y \le 2$
3	Chuyển vị đầu in theo phương Z (mm)	u_Z	$-2 \le u_Z \le 2$
4	Tần số dao động riêng khung máy (Hz)	f_1	$f \ge 5$
5	Khối lượng khung máy (kg)	m	Cực tiểu

3.2. Kết quả tối ưu hóa

Sau khi thực hiện tối ưu hóa, kết quả đạt được minh họa trong bảng 5.

Bảng 5. Kết quả tối ưu hóa kết cấu khung máy

STT	Thông số	Trước tối ưu	Sau tối ưu
1	a_1 (mm)	100	160
2	b_1 (mm)	200	160
3	t_1 (mm)	6	4
4	a_2 (mm)	50	75
5	b_2 (mm)	50	75
6	t_2 (mm)	3	1,5
7	a_3 (mm)	50	50
8	b_3 (mm)	50	50
9	t_3 (mm)	3	3
10	a_4 (mm)	100	150
11	b_4 (mm)	200	100
12	t_4 (mm)	6	4
13	m (kg)	5916,9	3999,3
14	u_X (mm)	0,285	0,496
15	u_Y (mm)	0,146	0,325
16	u_Z (mm)	0,882	0,999
17	f_1 (Hz)	6,22	5,67
18	Khối lượng giảm so với ban đầu	0%	32,4%

4. Kết luận

Bài báo đã trình bày phương pháp mô hình hóa tham số và tối ưu hóa thiết kế khung máy in 3D bê tông kích thước lớn trên nền tảng ANSYS Workbench. Mô hình kết cấu được xây dựng với 12 biến thiết kế dạng tham số, cho phép tự động cập nhật mô hình phần tử hữu hạn trong quá trình khảo sát và tối ưu hóa. Kết quả phân tích phương án ban đầu cho thấy khối lượng khung máy là 5916,9 kg, tần số dao động riêng đầu tiên là 6,22 Hz và các giá trị chuyển vị của đầu in đều nằm trong giới hạn cho phép.

Quá trình tối ưu hóa cho kết quả phương án tối ưu đạt khối lượng 3999,3 kg, giảm 1917,6 kg so với thiết kế ban đầu (là 5916,9 kg), tương đương mức giảm 32,4%. Tần số dao động riêng đầu tiên của phương án tối ưu đạt 5,67 Hz và vẫn bảo đảm yêu cầu kỹ thuật đề ra. Các giá trị

chuyển vị cực đại của đầu in đều thỏa mãn điều kiện ràng buộc. Kết quả nghiên cứu giúp đơn giản hóa quy trình thiết kế và nâng cao hiệu quả triển khai. Đồng thời, cho thấy tiềm năng ứng dụng trong thiết kế các hệ thống cơ khí phức tạp trong thực tế.

Tài liệu tham khảo

1. Ngo, T. D., Kashani, A., Imbalzano, G., Nguyen, K. T. Q., & Hui, D. (2018). *Additive manufacturing (3D printing): A review of materials, methods, applications and challenges*. Composites Part B: Engineering, 143, 172–196.
2. Lê, V. H. C., & Trần, V. M. (2023). *Công nghệ và quy trình in bê tông dùng cho xây dựng công trình*. Tạp chí Nghiên cứu Khoa học, Trường Đại học Bách khoa – ĐHQG TP. HCM.
3. Paul, S. C., van Zijl, G. P. A. G., Tan, M. J., & Gibson, I. (2018). *A review of 3D concrete printing systems and materials properties: Current status and future research prospects*. Rapid Prototyping Journal, 24(4), 784–798.
4. Ji, Q., Li, C., Zhu, D., Jin, Y., Lv, Y., & He, J. (2020). *Structural design optimization of moving component in CNC machine tool for energy saving*. Journal of Cleaner Production, 246, 118976.
5. Phùng, V. B., Hoàng, P. B., Tạ, Đ. H., & Phạm, Đ. T. (2024). *Tính toán thiết kế và tối ưu hóa kết cấu khung máy in 3D bê tông kích thước lớn dạng cổng trục*. Tạp chí Khoa học và Công nghệ, Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn, 18(1), xx–xx.
6. Trần, V. T., & Nguyễn, H. L. (2018). *Tối ưu kết cấu máy CNC kiểu giàn sử dụng phương pháp giải thuật di truyền*. Hội nghị Khoa học và Công nghệ toàn quốc về Cơ khí lần thứ V – VCME 2018, Trường Đại học Bách khoa – ĐHQG TP. HCM.

Parametric modeling, simulation, and structural weight optimization of a concrete 3D printer frame using ANSYS Workbench

Abstract: *This paper presents a parametric modeling, analysis, and structural weight optimization approach for a concrete 3D printer frame based on ANSYS Workbench. The geometric model of the frame is developed in a parametric form with 12 design variables, enabling automatic updating of the finite element model when cross-sectional dimensions are modified. Based on the establishment of boundary conditions and loading scenarios corresponding to actual operating conditions, key structural characteristics, including printhead displacement and the natural frequencies of the system, are evaluated. The optimization problem is formulated with the objective of minimizing the structural weight of the frame while satisfying constraints on displacements in three directions and the first natural frequency. The optimization process is carried out using a Multi-Objective Genetic Algorithm (MOGA) integrated into ANSYS Workbench. The results show that the optimized design achieves a 32.4% reduction in structural weight compared to the initial design while still satisfying all technical constraints. The findings of this study can be directly applied to the design and fabrication of large-scale concrete 3D printers in Vietnam.*

Keywords: Concrete 3D printer frame, parametric modeling, multi-objective genetic algorithm, structural optimization.

Khảo sát sự phụ thuộc của năng lượng tiêu thụ máy in 3D bê tông kích thước lớn vào một số tham số kết cấu và động lực học

Tạ Đức Hải[1*], Phạm Minh Đoàn[2], Phùng Văn Bình[1]

[1]Khoa Hàng không vũ trụ; Học viện Kỹ thuật Quân sự

[2]Viện Kỹ thuật Công binh; Binh chủng Công binh

Email: taduchai@lqdtu.edu.vn; Tel: 0982930086

Tóm tắt:

Nghiên cứu này đề xuất phương pháp xây dựng mô hình toán tích hợp cho thiết kế kết cấu máy in 3D bê tông kích thước lớn trên cơ sở nguyên lý kỹ thuật đồng thời. Phương pháp nghiên cứu kết hợp mô hình tính toán kết cấu sử dụng phương pháp phần tử hữu hạn (FEM) được xây dựng trong môi trường ANSYS APDL với mô hình động lực học được thiết lập dựa trên các định luật vật lý. Bài toán khảo sát tập trung phân tích ảnh hưởng của các tham số kết cấu và điều kiện chuyển động đến chuyển vị, đáp ứng động lực học và mức tiêu hao năng lượng của hệ cổng trục. Kết quả mô phỏng cho thấy mô hình tích hợp có khả năng phản ánh đầy đủ sự tương tác giữa độ cứng kết cấu, đặc tính động lực học và các ràng buộc công nghệ, từ đó cho phép dự đoán chính xác hơn hành vi của hệ thống. Kết quả nghiên cứu là cơ sở tin cậy cho bài toán tối ưu hóa thiết kế cơ khí máy in 3D bê tông, góp phần nâng cao hiệu quả kết cấu, giảm tiêu hao năng lượng và cải thiện độ ổn định vận hành. Phương pháp đề xuất có ý nghĩa khoa học trong xây dựng mô hình tích hợp và giá trị thực tiễn trong thiết kế tối ưu các hệ cơ điện tử kích thước lớn.

Từ khóa: *Kỹ thuật đồng thời; thiết kế cơ khí; máy in 3D bê tông; mô hình toán tích hợp.*

1. Giới thiệu

Công nghệ in 3D bê tông đã mang đến hiệu quả tích cực cho ngành xây dựng ở nhiều nơi trên thế giới thời gian gần đây [1]. Trong số các cấu hình máy in 3D bê tông được phát triển, thì cấu hình cổng trục thường được nhiều hãng công nghệ lựa chọn. Một số ưu điểm nổi bật của cấu hình máy in này là không gian làm việc lớn, kết cấu đơn giản, dễ chế tạo và điều khiển, có khả năng mở rộng để in các kết cấu có kích thước khác nhau [2]. Tuy nhiên, máy in 3D bê tông dạng cổng trục có kết cấu cơ khí kích thước lớn, khối lượng lớn, các trục cần phải phối hợp chuyển động đồng bộ với nhau trong quá trình làm việc, do đó việc tính toán, tối ưu hóa kết cấu cơ khí khung máy là một bài toán quan trọng nhằm giảm chi phí vận hành [3, 4]. Để thực hiện tính toán, hỗ trợ bài toán tối ưu hóa thiết kế khung máy in, nhóm tác giả đã xây dựng các mô-đun tự động tính toán kết cấu bao gồm tính toán chuyển vị, ứng suất, phân tích các dạng dao động riêng. Mô hình tính toán kết cấu sử dụng ngôn thiết kế tham số Ansys APDL (Ansys parametric design language). Các kết quả tính toán sẽ trợ giúp cho người thiết kế phân tích, đánh giá khả năng chịu tải, sai số chuyển động của đối tượng trong quá trình làm việc. Nhờ đó có thể lựa chọn được phương án thiết kế đảm bảo về độ bền, độ chính xác, cũng như giúp giảm khối lượng của máy in. Ưu điểm của cách tiếp cận này là có thể hỗ trợ giải quyết được bài toán tối ưu hóa thiết kế đối với kết cấu phức tạp trong thực tế mà việc xây dựng mô hình toán giải tích là bất khả thi. Cách tiếp cận này đã được trình bày trong công trình [5]. Trong công trình [6], nhóm tác giả tiếp tục đưa ra sự ảnh hưởng của tần số dao động riêng khung máy đến sai số chuyển động đầu in. Trong đó, mô hình tính toán kết cấu được khai thác, biến dạng đàn hồi của

* Email: taduchai@lqdtu.edu.vn

khung máy được đưa vào mô hình tính toán. Tuy nhiên, đối với một hệ thống phức tạp có kích thước và khối lượng lớn như máy in 3D bê tông, mô hình tính toán kết cấu chưa thể phản ảnh đầu đủ các yếu tố kỹ thuật của hệ. Thực sự là thiếu sót nếu trong đó không đề cập đến mô hình động lực học của máy. Chính vì thế, bên cạnh mô hình tính toán kết cấu, nhóm tác giả xây dựng mô hình động lực học của hệ dựa trên các định luật vật lý.

Trong nghiên cứu trước, mô hình toán tích hợp đã được xây dựng dựa trên cơ sở mô hình tính toán kết cấu và động lực học của hệ [7]. Trong bài báo này, nhóm tác giả khảo sát sự phụ thuộc của năng lượng tiêu thụ của máy in 3D bê tông kích thước lớn vào một số tham số kết cấu và động lực học dựa trên mô hình toán tích hợp. Quỹ đạo của đầu in được xây dựng trước cho các tình huống. Các tham số kích thước của thép hộp tiêu chuẩn thay đổi ảnh hưởng đến khối lượng và động lực học của hệ. Do đó, khảo sát sự ảnh hưởng của năng lượng vào các tham số này là thực sự cần thiết cho quá trình thiết kế máy in 3D bê tông kích thước lớn.

2. Mô hình toán tích hợp

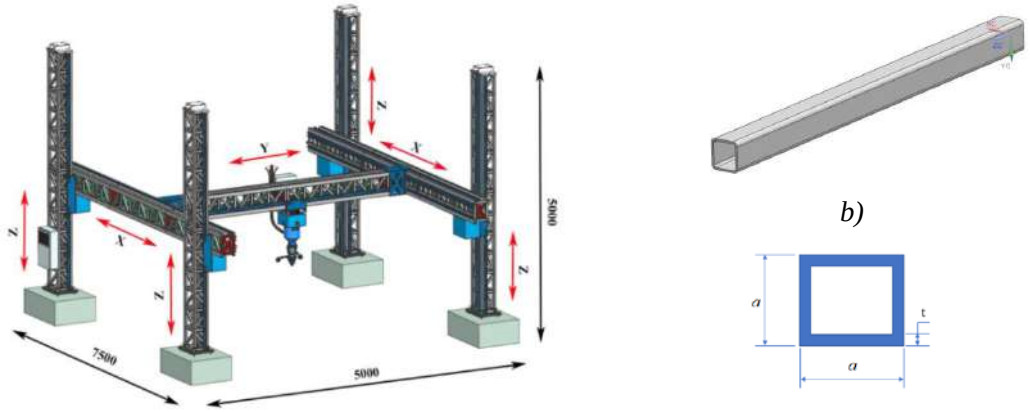
2.1. Mô tả kết cấu máy in 3D bê tông

Kết cấu máy in 3D bê tông và các yêu cầu kỹ thuật cơ bản của máy in 3D bê tông kích thước lớn được xác định như sau [4]:

- Kích thước kết cấu in lớn nhất có thể đạt 6000×4000×3500 mm.

- Vận tốc chuyển động của đầu in V trong khoảng $0 \div 20$ m/ph.

- Sai số của đầu in cần đảm bảo trong khoảng ±5 mm theo phương X, Y và ±2 mm theo phương Z.



a) *b)* *c)*

Hình 1.Thiết kế sơ bộ máy in 3D bê tông kích thước lớn

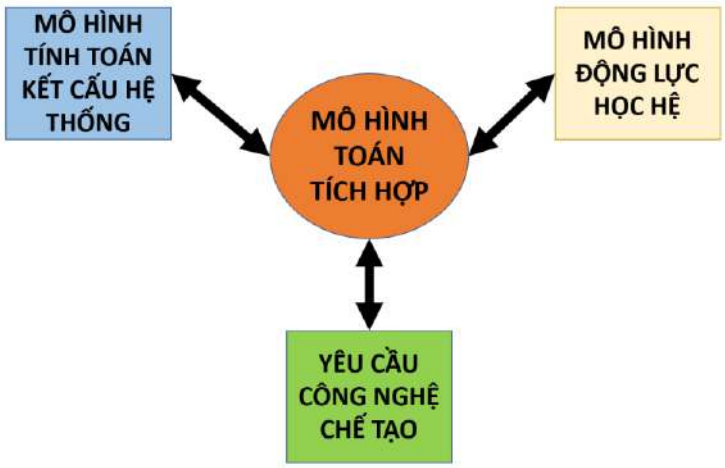
a) Mô hình 3D máy in; b) Mô hình 3D thép hộp; c) Thiết diện mặt cắt thép hộp

Cấu hình cổng trục của khung máy in sẽ được thiết kế theo hệ khung giàn không gian nhằm giảm khối lượng, tăng độ cứng vững của hệ thống. Thiết kế sơ bộ của máy in được thể hiện như trên Hình 1. Đầu in nằm trên trục phương Y, dầm ngang mang đầu in di chuyển theo phương X, hai dầm còn lại di chuyển đồng bộ lên xuống theo phương Z. Các trục X, Y, Z có kết cấu thép hộp tiêu chuẩn kích thước mặt cắt a×a×t mm, đảm bảo chống uốn, chống xoắn và rung động trong quá trình làm việc. Để đảm bảo độ cứng vững của hệ khung máy, các thanh tăng cứng dạng thép hộp được bổ sung. Khối lượng của đầu in xấp xỉ 250 kg. Để dẫn hướng

các cơ cấu chuyển động trong quá trình làm việc, dẫn hướng bi dạng vuông sẽ được lựa chọn để tạo nên chuyển động chính xác và ổn định của các trục. Để truyền chuyển động quay của động cơ thành chuyển động tịnh tiến của trục, các bộ truyền bánh răng thanh răng sẽ được sử dụng. Bộ truyền này đảm bảo nhỏ gọn, hiệu suất cao phù hợp với hành trình lớn và môi trường làm việc ngoài trời của máy in 3D bê tông kích thước lớn.

2.2. Mô tả mô hình toán tích hợp

Hình 2 dưới đây mô tả mô hình toán tích hợp của máy in 3D bê tông. Mô hình toán tích hợp được xây dựng dựa trên mô hình tính toán kết cấu khung máy, mô hình động lực học của máy và dữ liệu về các tham số công nghệ chế tạo. Mô hình tính toán kết cấu hệ thống là các mô đun tính toán được xây dựng trên ngôn ngữ Ansys APDL kết nối với phần mềm Matlab. Dựa trên các mô đun này, chuyển vị và tần số dao động riêng của hệ được tự động tính toán và đưa ra. Bên cạnh mô hình tính toán kết cấu của hệ thống là mô hình động lực học của hệ. Mô hình động lực học là công cụ thiết yếu để hiểu và tối ưu hóa hiệu suất của máy, mô hình được xây dựng dựa trên hệ phương trình vi phân mô tả động lực học. Các tham số công nghệ trong mô hình toán tích hợp đóng vai trò cốt lõi ảnh hưởng trực tiếp đến hiệu suất, chất lượng và tối ưu hóa hệ thống. Trong mô hình toán tích hợp mà bài báo đề cập đến các tham số này bao gồm kích thước hình học của thép hộp tiêu chuẩn (thành phần chính để chế tạo khung cơ khí); các tham số của hệ truyền động các trục chính như: thanh răng & bánh răng, tỷ số truyền của hộp giảm tốc, công suất động cơ; ngoài ra còn có thể kể đến các tham số của bộ điều khiển PID (K_P , K_I và K_D). Đây cũng chính là tiền đề để thực hiện các bài toán tối ưu hóa ở các giai đoạn tiếp theo.

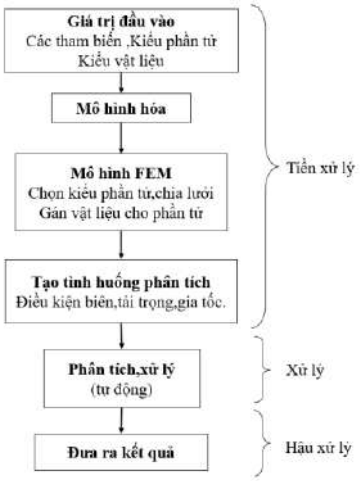


Hình 2. Sơ đồ mô hình toán tích hợp của máy in 3D bê tông kích thước lớn

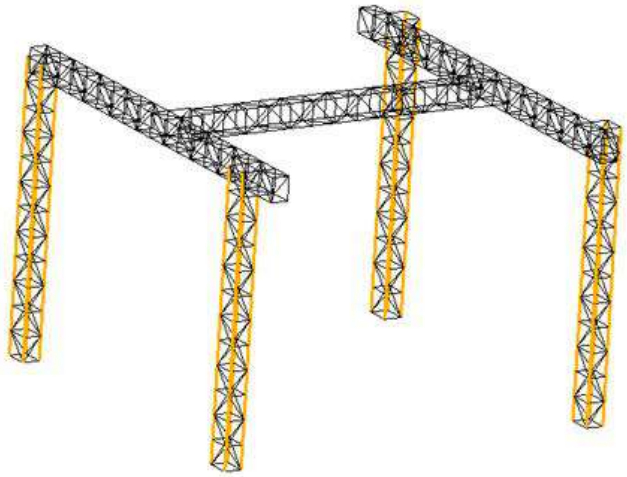
2.2.1. Mô hình tính toán kết cấu của hệ thống

Quá trình tính toán kết cấu trên phần mềm CAE (Computer-Aided Engineering) nói chung thường được phân ra thành ba giai đoạn chính là: tiền xử lý, xử lý và hậu xử lý. Giai đoạn tiền xử lý gồm các bước xây dựng mô hình hình học và xây dựng mô hình tính toán phần tử hữu hạn FEM (Finite Element Model). Giai đoạn xử lý gồm bước thông dịch dữ liệu đầu vào, tạo tình huống phân tích và tính toán kết quả. Giai đoạn hậu xử lý là quá trình truy cập, đọc, ghi, sắp xếp và hiển thị kết quả. Hình 3 dưới đây trình bày quy trình xây dựng mô hình tính toán kết

cấu sử dụng phương pháp phần tử hữu hạn. Ở giai đoạn tiền xử lý mô hình phần tử hữu hạn kết cấu cơ khí của máy in 3D được tạo ra (Hình 4). Phần tử dầm BEAM188 và phần tử khối lượng MASS21 được sử dụng. Vật liệu khung máy in được lựa chọn là vật liệu thép với mặt cắt hình chữ nhật đặc trưng của thép hộp. Mô hình tính toán này có ưu điểm đó là xây dựng thành công các mô đun tính toán dựa trên ngôn ngữ thiết kế tham số hóa APDL. Các kích thước mặt cắt các thanh thép hộp được tham số hóa đến từng thanh trong mỗi dầm, đảm bảo cho việc thay đổi thông số nhanh chóng và thuận tiện.



Hình 3. Các bước xây dựng mô hình tính toán kết cấu sử dụng PP PTHH



Hình 4. Mô hình phần tử hữu hạn khung máy in 3D bê tông kích thước lớn

2.2.2. Mô hình động lực học máy in 3D bê tông

Giả sử các động cơ của trục Y và Z chuyển động đồng bộ với nhau làm cho khung máy in 3D giữ được chuyển động song phẳng theo các phương X và Z. Lực phát động từ các động cơ trên cùng một trục là như nhau. Khi đó, động lực học máy in 3D bê tông được mô tả như ở hệ phương trình vi phân (1) dưới đây:

$$\begin{cases} (m_d + m_Y)\times \ddot{x} = 2F_X - F_{msX} \\ m_d \times \ddot{y} = F_Y - F_{msY} \\ (m_d + m_X + m_Y)\times \ddot{z} = 4F_Z - F_{msZ} - (m_d + m_X + m_Y)\times g \end{cases} \quad (1)$$

trong đó, m_d là khối lượng đầu in, m_Y là khối lượng khung Y, với m_X là tổng khối lượng toàn bộ hai dầm trục X; F_X là lực sinh ra từ động cơ dọc trục X, F_Y là lực sinh ra từ động cơ trục Y cụm đầu in, F_Z là lực sinh ra từ động cơ trục Z; g là gia tốc trọng trường; F_{msX} , F_{msY} và F_{msZ} lần lượt là lực ma sát dọc trục X, Y, Z tương ứng, và được tính theo công thức (2), (3) và (4) dưới đây.

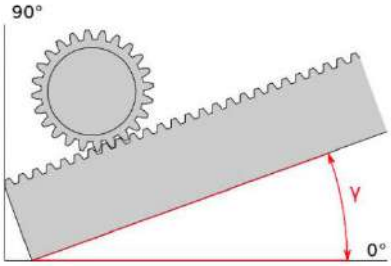
$$F_{msX} = f_{ms}\times(m_Y + m_d)\times g\times\cos\left(\frac{\gamma_X\times\pi}{180}\right) + \mu_X\times(m_Y + m_d)\times g \quad (2)$$

$$F_{msY} = f_{ms}\times m_d\times g\times\cos\left(\frac{\gamma_Y\times\pi}{180}\right) + \mu_Y\times m_d\times g \quad (3)$$

$$(4)$$

$$F_{msZ} = f_{ms} \times (m_X + m_Y + m_d) \times g \times \cos\left(\frac{\gamma_Z \times \pi}{180}\right)$$

trong đó, f_{ms} là hệ số ma sát tĩnh trên trục X, Y, Z giữa thanh răng và bánh răng; μ_X, μ_Y lần lượt là hệ số ma sát trượt của thanh dẫn hướng trên trục X và Y tương ứng; γ_X, γ_Y, γ_Z là các góc tạo bởi các thanh răng tương ứng và phương ngang (Hình 5).

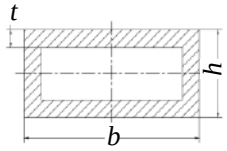


Hình 5. Hệ truyền động thanh răng bánh răng

2.2.3. Các ràng buộc về công nghệ

Trong mô hình toán tích hợp mà nhóm nghiên cứu đề xuất có thể thấy các tham số của thép hộp đóng vai trò là tham số công nghệ ràng buộc. Các tham số thép hộp trong quá trình thiết kế phải được điều chỉnh để đáp ứng các tiêu chí về kĩ thuật mà vẫn đảm bảo các kích thước nằm trong bảng thép hộp tiêu chuẩn (Bảng 1). Rõ ràng với kích thước khác nhau mô hình tính toán kết cấu của khung máy sẽ cho kết quả của chuyển vị và dao động riêng thay đổi. Tiết diện mặt cắt cũng ảnh hưởng đến khối lượng và tác động trực tiếp vào mô hình động lực học máy. Để đảm bảo tối ưu về năng lượng tiêu thụ, một cách sơ bộ nhà thiết kế cố gắng giảm khối lượng các dầm xuống. Tuy nhiên, việc giảm khối lượng dầm lại ảnh hưởng trở lại đến kết quả của chuyển vị và dao động riêng của hệ. Đây là bài toán phức tạp đòi hỏi sự nhượng bộ mà vẫn phải đáp ứng các ràng buộc công nghệ liên quan. Rõ ràng, mô hình toán tích hợp cho phép biểu diễn chính xác hơn hành vi kỹ thuật của hệ thống. Lời giải của bài toán tối ưu trên mô hình toán tích hợp sẽ khác với bài toán tối ưu đơn thuần. Có thể lời giải của bài toán tối ưu trên mô hình toán tích hợp không phải là lời giải của bài toán tối ưu kết cấu hay bài toán tối động lực học nhưng nó thỏa mãn lời giải tốt nhất đến từ cả hai khía cạnh mà vẫn đáp ứng được tiêu chí công nghệ chế tạo.

Bảng 1. Kích thước mặt cắt dầm được lựa chọn theo thép hộp tiêu chuẩn b × h × t (mm)

Dải giá trị kích thước của mặt cắt thép hộp tiêu chuẩn (mm)	
Dải độ rộng: **b** = {60; 75; 80; 90; 100; 125; 150; 175; 200; 250; 300} Dải độ cao: **h** = {60; 75; 80; 90 ; 100; 125; 150; 175; 200; 250; 300} Dải độ dày: **t** = {1,8; 2,0; 2,5; 2,8; 3,0; 3,2; 3,5; 3,8; 4,0; 4,5; 5; 6; 9; 12}	

3. Khảo sát sự phụ thuộc của năng lượng tiêu thụ máy in 3D bê tông kích thước lớn vào một số tham số kết cấu và động lực học

Do quá trình in 3D bê tông là quá trình bồi đắp vật liệu theo lớp (mặt phẳng ngang), đầu in sẽ chuyển động theo quỹ đạo trên mặt phẳng, khi kết thúc một lớp in chương trình sẽ tự động

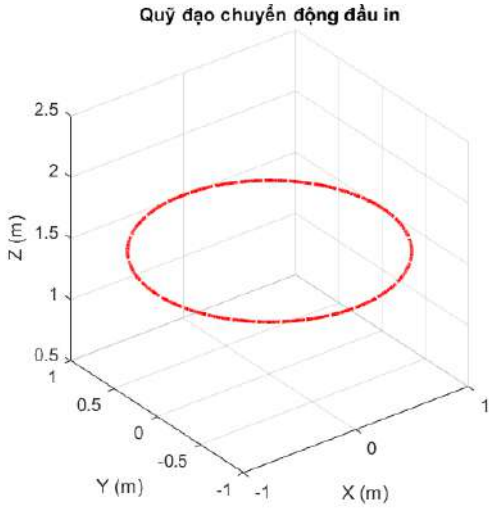
dịch đầu in lên một khoảng tính toán trước và tiến hành thao tác ở lớp tiếp theo. Căn cứ vào đó, kịch bản khảo sát năng liệu tiêu thụ của hệ như sau:

- Đầu in chuyển động theo quỹ đạo hình tròn bán kính $r = 1\text{m}$, quỹ đạo chuyển động của đầu in nằm trên mặt phẳng XOY. Cố định khung máy in 3D theo Z, để hệ dịch chuyển trong mặt phẳng XOY. Hệ phương trình mô tả quỹ đạo chuyển động của đầu in được mô tả như phương trình (5).

$$\begin{cases} x(t) = r \times \cos(2 \times \pi \times f \times t) \\ y(t) = r \times \sin(2 \times \pi \times f \times t) \\ z(t) = const \end{cases} \quad (5)$$

Cần lưu ý rằng quỹ đạo chuyển động trong công thức (5) chỉ mang ý nghĩa hình học. Quỹ đạo chuyển động được giả thiết là liên tục và không xét đến sự đảo chiều. Trong thực tế, hệ thống chuyển động thường xuyên xảy ra các pha tăng tốc, giảm tốc và đảo chiều, dẫn đến xuất hiện các hiệu ứng quán tính, hiện tượng giật (jerk) và sự thay đổi vị trí trọng tâm của hệ Gantry. Các yếu tố này có ảnh hưởng đáng kể đến tiêu hao năng lượng và độ ổn định động lực học của hệ thống. Do đó, đây là hướng nghiên cứu cần được xem xét trong các nghiên cứu tiếp theo. Ngoài ra, trong nghiên cứu này, chuyển động dọc theo quỹ đạo được giả thiết là chuyển động đều, tức là vận tốc có độ lớn không đổi. Do đó, biến thời gian được đưa vào dưới dạng tham số hóa của quỹ đạo. Trong các nghiên cứu tiếp theo, có thể xem xét các trường hợp chuyển động không đều, bao gồm các pha tăng tốc và giảm tốc.

Hình 6 dưới đây biểu diễn quỹ đạo chuyển động của đầu in theo phương trình (5).



Hình 6. Quỹ đạo chuyển động của đầu in

- Kích thước a_1, a_2, a_3, a_4, b_1 nhận các giá trị trong tập hợp các giá trị của thép hộp tiêu chuẩn **b** = {60; 75; 80; 90; 100; 125; 150; 175; 200; 250; 300}; tương tự như vậy t_1, t_2, t_3, t_4 nhận các giá trị trong tập hợp **t** = {1,8; 2,0; 2,5; 2,8; 3,0; 3,2; 3,5; 3,8; 4,0; 4,5; 5; 6; 9; 12}.

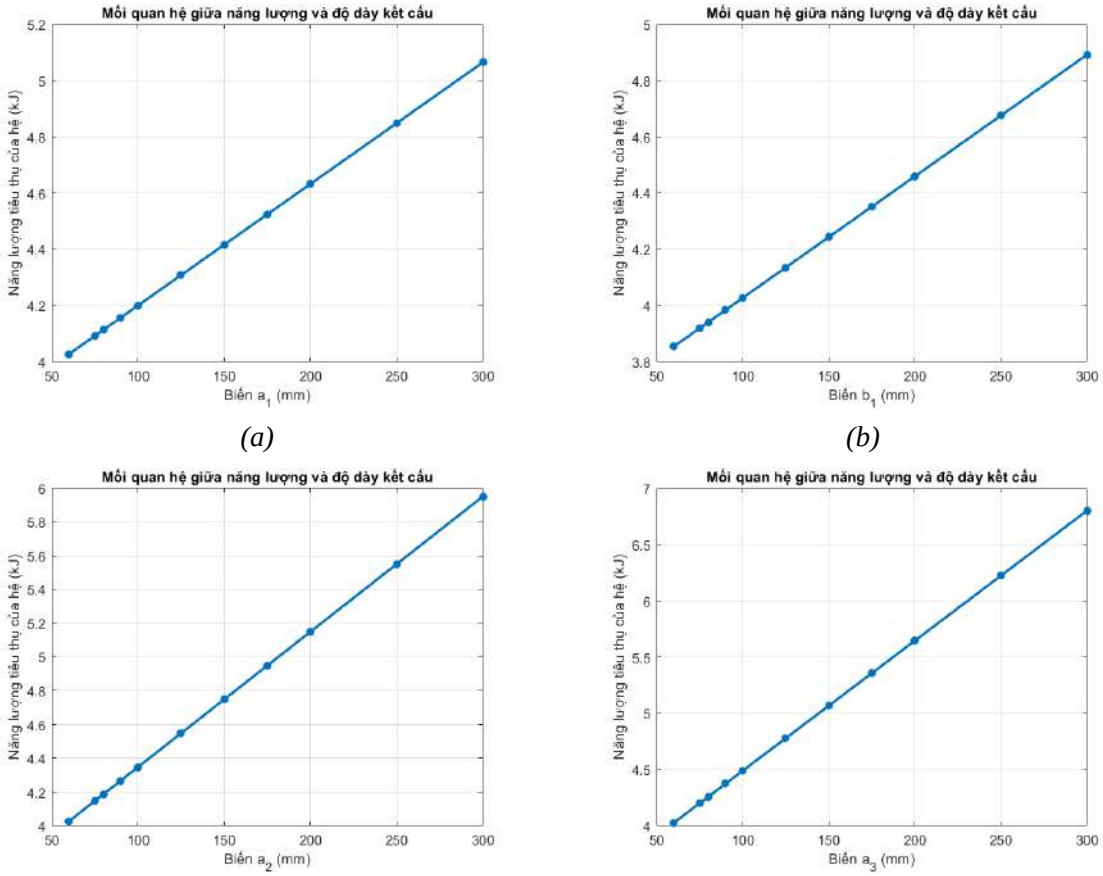
Năng lượng tiêu thụ của hệ dọc theo chiều dài quỹ đạo được tính theo biểu thức sau:

$$E_{path} = \int_0^T F(t) \cdot v(t) dt \quad (6)$$

trong đó, T là thời gian chuyển động, F là lực kéo theo phương chuyển động và v là vận tốc tịnh tiến của đầu in

Năng lượng xét trong nghiên cứu này là năng lượng cơ học cần thiết để dẫn động hệ thống, bao gồm công chống lại lực quán tính và lực ma sát. Công thức (6) được xây dựng dựa trên nguyên lý công – năng lượng trong cơ học.

Hình 7 dưới đây trình bày kết quả khảo sát năng lượng tiêu thụ của hệ thống phụ thuộc vào các tham số kết cấu a_1, a_2, a_3, b_1.



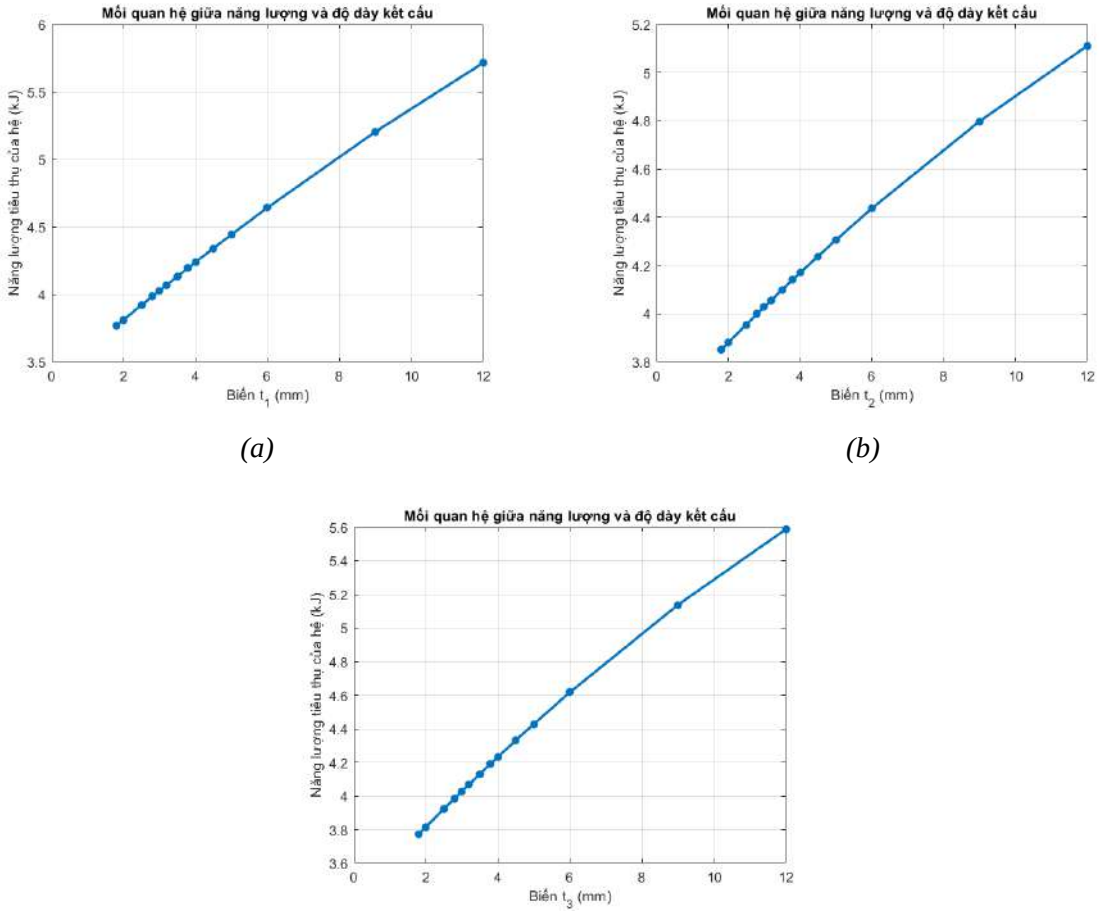
Hình 7. Quan hệ giữa năng lượng tiêu thụ và tham số kết cấu a_1, a_2, a_3, b_1.

Trong toàn bộ miền khảo sát từ 60 mm đến 300 mm, mối quan hệ giữa năng lượng và từng tham số đều thể hiện xu hướng tăng gần tuyến tính. Điều này cho thấy trong dải làm việc xét đến, hệ thống vận hành trong vùng động lực học tuyến tính, chưa xuất hiện hiện tượng bão hòa hoặc phi tuyến đáng kể. Cụ thể, khi tăng từng tham số riêng lẻ và giữ các tham số còn lại cố định, năng lượng tiêu thụ đều gia tăng tương ứng với độ dốc đặc trưng cho từng biến. Trong đó, tham số a_3 có ảnh hưởng mạnh nhất đến năng lượng tiêu thụ, thể hiện qua độ dốc lớn nhất của đường đặc tính. Tiếp theo là tham số a_2, cũng cho thấy mức tăng năng lượng đáng kể khi kích thước tăng. Hai tham số a_1 và b_1 có mức độ ảnh hưởng thấp hơn, trong đó b_1 là tham số ít nhạy cảm nhất đối với biến thiên năng lượng.

Sự khác biệt về mức độ ảnh hưởng có thể được giải thích dựa trên đặc tính động lực học của hệ gantry. Việc tăng kích thước kết cấu làm tăng khối lượng và mô men quán tính của các bộ phận chuyển động, dẫn đến yêu cầu lực điều khiển và công thực hiện lớn hơn. Các tham số

a_2 và đặc biệt là a_3 nhiều khả năng liên quan đến các thành phần có ảnh hưởng lớn đến quán tính quy đổi về cơ cấu chấp hành, do đó gây gia tăng năng lượng tiêu thụ rõ rệt hơn. Từ kết quả phân tích có thể thiết lập thứ tự mức độ ảnh hưởng của các tham số kết cấu đến năng lượng tiêu thụ như sau: $a_3 > a_2 > a_1 > b_1$.

Tương tự, Hình 8 dưới đây trình bày kết quả khảo sát năng lượng tiêu thụ của hệ thống phụ thuộc vào các tham số kết cấu t_1, t_2, t_3.



(a) *(b)*

(c)

Hình 8. Quan hệ giữa năng lượng tiêu thụ và tham số kết cấu t_1, t_2, t_3.

Kết quả khảo sát cho thấy, khi tăng t_1, năng lượng tiêu thụ tăng đều từ xấp xỉ 3,8 kJ lên khoảng 5,7 kJ. Đối với t_2, mức tăng năng lượng nhỏ hơn, dao động từ khoảng 3,85 kJ đến 5,1 kJ. Trong khi đó, biến t_3 cho mức tăng tương đối lớn, từ khoảng 3,8 kJ lên gần 5,6 kJ. So sánh độ dốc của các đường đặc tính cho thấy mức độ ảnh hưởng của các tham số có thể sắp xếp theo thứ tự $t_1 \approx t_3 > t_2$. Về mặt cơ học, khi độ dày tăng, khối lượng kết cấu tăng theo, kéo theo sự gia tăng mô men quán tính của các bộ phận chuyển động. Hệ truyền động do đó phải sinh công lớn hơn để đạt cùng quỹ đạo và profile vận tốc, dẫn đến tổng năng lượng tiêu thụ tăng. Các tham số t_1 và t_3 có thể liên quan đến các thành phần chịu chuyển động chính hoặc nằm xa trục quy chiếu quán tính, nên ảnh hưởng của chúng thể hiện rõ rệt hơn.

4. Kết luận

Trong nghiên cứu này, nhóm tác giả đã trình bày khảo sát sự phụ thuộc của năng lượng tiêu thụ máy in 3D bê tông kích thước lớn vào các tham số công nghệ của mô hình toán tích hợp. Tổng hợp các kết quả cho thấy năng lượng tiêu thụ của hệ thống phụ thuộc tuyến tính vào các tham số kết cấu trong miền khảo sát. Xu hướng tăng năng lượng chủ yếu bắt nguồn từ sự gia tăng khối lượng và mô men quán tính khi kích thước hoặc độ dày kết cấu tăng. Điều này phù hợp với lý thuyết động lực học cơ hệ nhiều vật, trong đó công thực hiện tỉ lệ thuận với mô men quán tính và gia tốc yêu cầu. Xét tổng thể, các tham số có mức độ ảnh hưởng mạnh nhất đến năng lượng tiêu thụ là a_3, a_2, t_1, t_3. Trong khi đó, b_1 và t_2 có mức độ nhạy cảm thấp hơn. Kết quả này có ý nghĩa quan trọng trong bài toán tối ưu hóa thiết kế theo mục tiêu giảm năng lượng tiêu thụ. Cụ thể, việc ưu tiên tối ưu các tham số có độ nhạy cao sẽ mang lại hiệu quả cải thiện đáng kể hơn so với điều chỉnh các tham số ít nhạy cảm. Như vậy, các kết quả thu được không chỉ làm rõ đặc tính phụ thuộc năng lượng - kết cấu của hệ gantry mà còn cung cấp cơ sở định hướng cho bước tối ưu hóa đa biến trong các nghiên cứu tiếp theo.

Tài liệu tham khảo

1. T. D. Ngo, A. Kashani, G. Imbalzano, K. T. Q. Nguyen, and D. Hui, “Additive manufacturing (3D printing): A review of materials, methods, applications and challenges,” *Compos. Part B Eng.*, vol. 143, no. December 2017, pp. 172–196, 2018, doi: 10.1016/j.compositesb.2018.02.012.
2. S. C. Paul, G. P. A. G. van Zijl, and I. Gibson, “A review of 3D concrete printing systems and materials properties: current status and future research prospects,” *Rapid Prototyp. J.*, vol. 24, no. 4, pp. 784–798, 2018, doi: 10.1108/RPJ-09-2016-0154.
3. Q. Ji, C. Li, D. Zhu, Y. Jin, Y. Lv, and J. He, “Structural design optimization of moving component in CNC machine tool for energy saving,” *J. Clean. Prod.*, vol. 246, p. 118976, 2020, doi: 10.1016/j.jclepro.2019.118976.
4. P. D. T. Phung Van Binh, Hoang Phan Binh, Ta Duc Hai, “Mechanical design and structural optimization of the frame of a large-scale gantry 3D concrete printer,” *J. Sci. Tech.*, vol. 18, no. 1, pp. 38–54, 2023, doi: 10.56651/lqdtu.jst.v18.n01.582.
5. H. M. D. Van Binh Phung, Quoc Anh Nguyen, Trong Hoang Nguyen, Anh Vang Tran, “Determination of hyper-elastic material parameters and automatic computation for the soft-robotic gripper (in Vietnamese),” *J. Sci. Technol.*, vol. 57, no. 3, pp. 1–11, 2021.
6. Triệu Đức Khôi, Nguyễn Danh Hùng, Tạ Đức Hải, Phùng Văn Bình, “Ảnh hưởng của tần số dao động riêng khung máy tới sai số vị trí đầu máy in 3D bê tông,” *Hội nghị Khoa học thường niên Đại học Thủy lợi*, Hà Nội, 11/2024.
7. Tạ Đức Hải, Phạm Minh Đoàn, Phùng Văn Bình, “Nghiên cứu xây dựng mô hình toán tích hợp cho khung máy in 3D bê tông trên cơ sở nguyên lý kỹ thuật đồng thời,” *Hội nghị Khoa học các nhà nghiên cứu trẻ lần thứ XX – năm 2025*, Hà Nội, 2025.

Energy Consumption Sensitivity Analysis of a Large-Scale Concrete 3D Printer with Respect to Structural and Dynamic Parameters

Abstract: *Large-scale concrete 3D printers constitute complex engineering systems whose design requires comprehensive and rigorous analysis from multiple perspectives, including structural strength, system dynamics*

and control, and manufacturing technology. In previous studies, the authors proposed a mechanical design methodology for concrete 3D printers based on the principles of concurrent engineering. An integrated mathematical model of the concrete 3D printing system was subsequently developed. In this paper, the integrated mathematical model is employed to investigate the dependence of energy consumption on the structural parameters of the mechanical system of the concrete 3D printer.

Keywords: Concurrent engineering; mechanical design; concrete 3D printer; integrated mathematical model.

Phương pháp giao tiếp Robot-CNC trong trạm gia công

Trần Xuân Trung[1], Lê Khánh Duy, Hồ Văn Chiến, Nguyễn Hữu Nam

Học viện Kỹ thuật quân sự

Tóm tắt

Trong các trạm gia công hiện đại, việc tích hợp robot công nghiệp với máy CNC đóng vai trò quan trọng trong việc nâng cao mức độ tự động hóa, năng suất và tính linh hoạt của hệ thống sản xuất. Robot phục vụ được sử dụng để cấp phôi, lấy sản phẩm sau gia công và vận chuyển đến các vị trí định sẵn, đòi hỏi sự phối hợp chính xác và tin cậy với máy CNC. Bài báo này trình bày và phân tích các phương pháp giao tiếp giữa robot và máy CNC trong trạm gia công, bao gồm giao tiếp phần cứng và giao tiếp phần mềm. Kiến trúc giao tiếp Robot-CNC được đề xuất nhằm đảm bảo đồng bộ chu trình, giảm thời gian chờ và tránh xung đột trong quá trình vận hành.

Từ khóa: *Robot; CNC; phương pháp giao tiếp; trạm gia công.*

1. Đặt vấn đề

Trong bối cảnh phát triển mạnh mẽ của công nghiệp hiện đại, đặc biệt là xu hướng Công nghiệp 4.0 và sản xuất thông minh, các trạm gia công CNC đang dần chuyển từ mô hình vận hành thủ công hoặc bán tự động sang các hệ thống tự động hóa linh hoạt. Mục tiêu chính của quá trình chuyển đổi này là nâng cao năng suất, giảm chi phí nhân công, tăng độ chính xác, đồng thời cải thiện mức độ an toàn và ổn định của quá trình sản xuất. Trong các trạm gia công hiện đại, robot công nghiệp ngày càng được sử dụng rộng rãi để thực hiện các nhiệm vụ phụ trợ như cấp phôi, lấy sản phẩm sau gia công, vận chuyển chi tiết và sắp xếp sản phẩm. Chúng đóng vai trò như là robot phục vụ trong trạm gia công CNC [1].

Robot phục vụ trong trạm gia công không chỉ đơn thuần là một thiết bị gắp đặt, mà còn là một thành phần quan trọng tham gia trực tiếp vào chu trình công nghệ của hệ thống. Robot phải làm việc đồng bộ với máy CNC, nhận biết trạng thái hoạt động của máy, đưa phôi vào đúng thời điểm, lấy sản phẩm ra sau khi gia công hoàn tất và chuyển đến vị trí xác định. Quá trình này đòi hỏi sự phối hợp chính xác về mặt thời gian, không gian và logic điều khiển giữa robot và máy CNC. Do đó, vấn đề giao tiếp giữa robot và CNC trở thành một yếu tố then chốt quyết định hiệu quả và độ tin cậy của toàn bộ trạm gia công.

Trong thực tế sản xuất, giao tiếp Robot-CNC có thể được thực hiện thông qua nhiều phương pháp khác nhau, từ các tín hiệu số đơn giản (digital I/O) đến các mạng truyền thông công nghiệp hiện đại như PROFIBUS, PROFINET, EtherNet/IP hay Modbus TCP. Bên cạnh đó, giao tiếp phần mềm thông qua PLC trung gian, các giao thức truyền thông chuẩn hóa hoặc giao diện lập trình ứng dụng (API) của bộ điều khiển CNC và robot cũng ngày càng được sử dụng phổ biến. Mỗi phương pháp giao tiếp đều có những ưu điểm và hạn chế riêng liên quan đến tốc độ truyền dữ liệu, độ tin cậy, mức độ linh hoạt và khả năng mở rộng hệ thống.

Một thách thức lớn trong việc thiết kế trạm gia công Robot-CNC là xây dựng được một kiến trúc giao tiếp hiệu quả, đảm bảo sự đồng bộ giữa robot và máy CNC trong mọi trạng thái vận hành. Nếu giao tiếp không được thiết kế hợp lý, hệ thống có thể gặp phải các vấn đề như xung đột chu trình, thời gian chờ không cần thiết, giảm năng suất hoặc thậm chí gây mất an toàn cho thiết bị và con người. Vì vậy, việc nghiên cứu và đề xuất các phương pháp giao tiếp Robot-CNC phù hợp là cần thiết và có ý nghĩa thực tiễn cao.

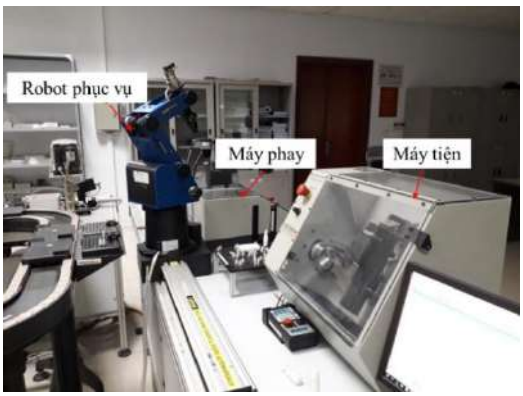
[1] Email: xuantrungtran85@gmail.com

2. Robot phục vụ trong trạm gia công CNC tự động

2.1 Vai trò của robot phục vụ trong trạm gia công CNC tự động

Trong các trạm gia công CNC tự động hiện đại, robot phục vụ (service robot hoặc material handling robot) giữ vai trò trung tâm trong việc đảm bảo tính liên tục, đồng bộ và hiệu quả của toàn bộ hệ thống sản xuất. Khác với các robot công nghệ trực tiếp tham gia vào quá trình gia công như robot hàn hay robot sơn, robot phục vụ trong trạm CNC chủ yếu thực hiện các nhiệm vụ cấp phôi, tháo sản phẩm sau gia công, vận chuyển chi tiết và sắp xếp sản phẩm. Tuy nhiên, mặc dù không trực tiếp cắt gọt vật liệu, robot phục vụ lại có ảnh hưởng quyết định đến năng suất, thời gian chu trình và mức độ tự động hóa của trạm gia công.

Trước hết, robot phục vụ đóng vai trò là cầu nối vật lý giữa các máy CNC và các khu vực phụ trợ như kho phôi, băng tải, bàn gá hoặc hệ thống kiểm tra chất lượng. Trong các hệ thống sản xuất truyền thống, việc cấp phôi và lấy sản phẩm thường được thực hiện thủ công, dẫn đến thời gian chờ lớn giữa các chu trình gia công. Khi robot được tích hợp vào trạm, quá trình cấp phôi và tháo sản phẩm được tự động hóa hoàn toàn, giúp giảm đáng kể thời gian phụ (non-productive time). Nhờ đó, máy CNC có thể hoạt động với hệ số sử dụng cao hơn, góp phần nâng cao năng suất tổng thể của hệ thống.



Hình 1. Trạm gia công CNC tự động có robot phục vụ ER-4U

Bên cạnh vai trò vận chuyển, robot phục vụ còn đảm nhiệm chức năng định vị và gá đặt phôi với độ chính xác và độ lặp lại cao. Với sự hỗ trợ của các cơ cấu kẹp chuyên dụng, cảm biến lực hoặc hệ thống thị giác máy (machine vision), robot có thể nhận dạng, gắp và đặt phôi vào đúng vị trí làm việc của máy CNC. Độ chính xác trong thao tác của robot giúp giảm sai lệch gá đặt, hạn chế lỗi gia công và nâng cao chất lượng sản phẩm. Đặc biệt trong các dây chuyền sản xuất hàng loạt hoặc sản xuất linh hoạt (FMS), khả năng lặp lại cao của robot là yếu tố then chốt đảm bảo tính ổn định của quá trình.

Một vai trò quan trọng khác của robot phục vụ là tham gia vào quá trình đồng bộ chu trình sản xuất giữa các thiết bị trong trạm. Robot phải phối hợp chặt chẽ với trạng thái hoạt động của máy CNC thông qua hệ thống giao tiếp điều khiển. Ví dụ, robot chỉ được phép đưa phôi vào khi cửa máy mở và trục chính đã dừng; đồng thời phải rút ra khỏi vùng làm việc trước khi chu trình gia công bắt đầu. Sự đồng bộ này giúp tránh xung đột cơ khí, đảm bảo an toàn thiết bị và duy trì tính liên tục của dây chuyền. Do đó, robot không chỉ là thiết bị chấp hành mà còn là một phần tử tham gia vào logic điều khiển tổng thể của trạm gia công.

Từ góc độ kinh tế – kỹ thuật, robot phục vụ giúp giảm sự phụ thuộc vào lao động thủ

công, nhất là trong các môi trường làm việc nguy hiểm như gia công tốc độ cao, phoi nóng hoặc dung dịch trơn nguội. Việc thay thế con người bằng robot không chỉ nâng cao an toàn lao động mà còn giúp doanh nghiệp tối ưu chi phí vận hành dài hạn.

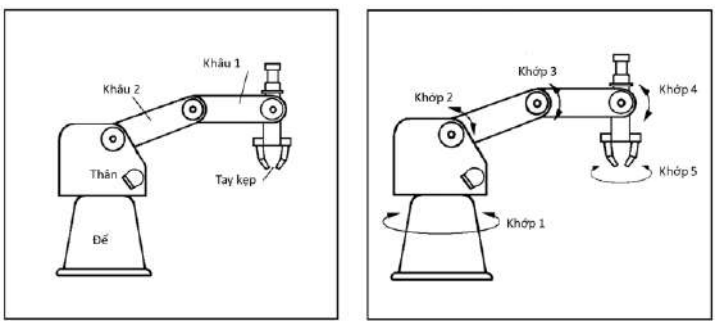
2.2. Robot ER-4u trong trạm gia công CNC tự động

Robot ER-4u (Hình 2), được sử dụng trong nghiên cứu này với vai trò là robot phục vụ trong trạm gia công CNC, của hãng Intelitek là một trong những hệ thống robot công nghiệp thu nhỏ tiêu biểu được thiết kế chuyên biệt cho mục đích đào tạo, nghiên cứu và mô phỏng sản xuất tự động. Với cấu trúc cánh tay robot nhiều bậc tự do cùng hệ điều khiển tích hợp, ER-4u cho phép tái hiện một cách trực quan các nguyên lý, quy trình và công nghệ cốt lõi của robot công nghiệp hiện đại trong môi trường phòng thí nghiệm và giảng dạy kỹ thuật.



Hình 2. Cánh tay robot ER 4U

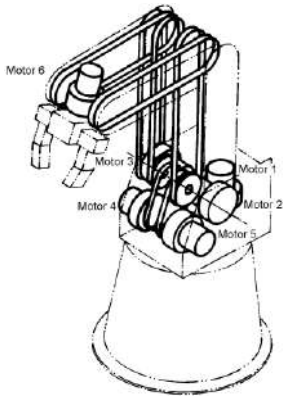
Về cấu trúc cơ khí (Hình 3), ER-4u là robot dạng khớp nối (vertically articulated robot) gồm 5 trục chuyển động quay kết hợp với cơ cấu gắp (gripper). Các trục bao gồm: quay đế (Base), vai (Shoulder), khuỷu (Elbow), cổ tay gập (Wrist Pitch) và cổ tay xoay (Wrist Roll). Cấu hình này cho phép robot thực hiện linh hoạt các thao tác gắp – đặt, lắp ráp, cấp phôi và thao tác chi tiết trong không gian ba chiều. Tải trọng làm việc của ER-4u vào khoảng 1 kg (tùy cấu hình và đầu gắp), đủ để thao tác với các chi tiết, phôi mẫu hoặc dụng cụ thí nghiệm. Robot có thể được lắp đặt linh hoạt trên bàn, bệ đỡ hoặc tích hợp với băng trượt tuyến tính nhằm mở rộng vùng làm việc. Điều này giúp hệ thống dễ dàng triển khai trong các mô hình cell sản xuất tự động thu nhỏ (FMS – Flexible Manufacturing Systems) [1].



Hình 3. Các khâu và khớp của cánh tay robot ER-4U

Một số loại truyền động được sử dụng để di chuyển các khâu của cánh tay robot. Bánh răng trụ được sử dụng để di chuyển khớp đế và vai, các dây đai được dùng để di chuyển khâu khuỷu tay, dây đai và bánh răng côn được dùng để di chuyển khớp cổ tay và khâu công tác, bộ

truyền vít me được dùng để mở và đóng kẹp (Hình 4).



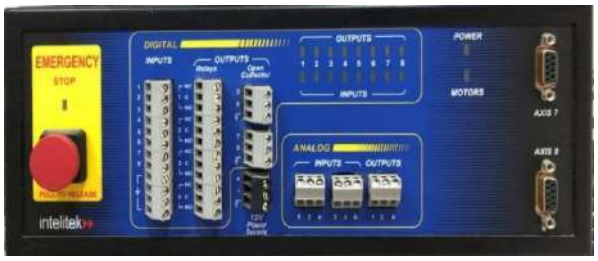
Hình 4. Động cơ và các truyền động của robot ER4U

3. Kiến trúc giao tiếp Robot-CNC

3.1. Kết nối phần cứng

3.1.1. Bộ điều khiển Controller-USB của Robot ER-4u

Controller-USB (Hình 5) là một bộ điều khiển robot chuyên dụng. Thiết bị cho phép kết nối trực tiếp giữa máy tính và robot thông qua giao tiếp USB. Về mặt chức năng, Controller-USB đảm nhiệm việc điều khiển chuyển động các trục robot, quản lý tín hiệu vào/ra và thực thi các chương trình điều khiển được xây dựng trên phần mềm SCORBASE [2]. Thông qua phần mềm này, người vận hành có thể thực hiện các thao tác điều khiển tay (jogging), thiết lập vị trí, xây dựng quỹ đạo chuyển động, lập trình thao tác gắp – đặt, cũng như giám sát trạng thái hoạt động của toàn hệ thống theo thời gian thực.



Hình 5. Bộ điều khiển Controller-USB của Robot ER-4u

Controller-USB được trang bị các ngõ vào số (Digital Inputs), thường được đánh số từ 1 đến 8. Các ngõ vào này cho phép kết nối với nhiều loại thiết bị ngoại vi khác nhau như công tắc hành trình, nút nhấn, cảm biến quang, cảm biến tiệm cận, cảm biến từ hoặc các thiết bị đóng cắt bán dẫn. Nhờ đó, hệ thống robot có thể nhận biết các trạng thái như có/không có vật, vị trí cơ cấu, trạng thái kẹp, hoặc tín hiệu liên động an toàn trong dây chuyền thí nghiệm. Một đặc điểm kỹ thuật quan trọng của hệ thống ngõ vào là khả năng cấu hình mức logic thông qua jumper phần cứng. Cụ thể, mỗi nhóm ngõ vào có thể được thiết lập ở chế độ LOW hoặc HIGH. Khi cấu hình ở mức LOW (mặc định nhà máy), ngõ vào được hiểu là ở trạng thái ON khi nhận tín hiệu điện áp thấp, điển hình trong dải từ 0 đến khoảng 2,0 V. Ngược lại, khi cấu hình ở mức HIGH, ngõ vào sẽ được kích hoạt khi nhận tín hiệu điện áp cao, thường trong khoảng từ 2,5 V đến 24 V [3]. Cơ chế cấu hình này cho phép bộ điều khiển thích nghi với nhiều chuẩn tín hiệu công nghiệp khác nhau mà không cần thay đổi phần cứng điều khiển chính.

Controller-USB được trang bị các ngõ ra số (Digital Outputs), trong đó các ngõ ra từ 5

đến 8 sử dụng cấu trúc transistor dạng open collector (Hình 5). Ở cấu trúc này, phần tử công suất cuối cùng của mạch là một transistor NPN có cực góp hở (open collector) được đưa trực tiếp ra chân ngõ ra. Bộ điều khiển không cấp sẵn điện áp tại chân này mà hoạt động theo nguyên lý "kéo xuống mass". Khi phần mềm SCORBASE kích hoạt ngõ ra ở trạng thái ON, transistor dẫn và cho phép dòng điện chạy từ nguồn ngoài qua tải về mass, làm thiết bị được cấp điện và hoạt động. Khi ngõ ra OFF, transistor ngắt, mạch hở và thiết bị dừng hoạt động.

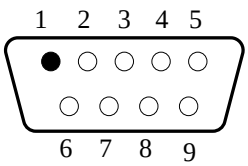
Bên cạnh ngõ ra transistor, Controller-USB còn tích hợp ngõ ra relay và ngõ ra analog. Ngõ ra relay có ưu điểm cách ly điện hoàn toàn giữa mạch điều khiển và mạch tải, cho phép đóng cắt các thiết bị sử dụng điện áp AC hoặc DC ở mức thấp (thường đến 24 V). Trong khi đó, ngõ ra analog cung cấp tín hiệu điều khiển liên tục theo điện áp, phục vụ các bài toán điều khiển biến thiên như điều chỉnh tốc độ, công suất hoặc mức tín hiệu điều khiển thiết bị ngoại vi chuyên dụng.

3.1.2. Máy phay SpectraLIGHT và chuẩn giao tiếp



Hình 6. Máy phay SpectraLIGHT

Máy phay SpectraLIGHT (Hình 6) là một dòng máy phay CNC kích thước gọn nhẹ, có đầy đủ các chức năng cơ bản của một máy phay CNC công nghiệp. Về cấu tạo, máy được trang bị ba trục chuyển động tuyến tính X, Y và Z, cho phép dao cắt di chuyển linh hoạt trong không gian gia công ba chiều. Các trục này được dẫn động bằng động cơ điều khiển chính xác cao, đảm bảo độ lặp lại và độ chính xác vị trí trong quá trình gia công. Trục chính của máy được truyền động bởi động cơ riêng biệt, có khả năng điều chỉnh tốc độ quay phù hợp với từng loại vật liệu và chế độ cắt khác nhau [3]. Nhờ đó, máy có thể thực hiện các nguyên công phay cơ bản như phay mặt phẳng, phay rãnh, khoan và khắc chi tiết. SpectraLIGHT được thiết kế với vùng làm việc khép kín, bao quanh bởi tấm an toàn và cửa máy trong suốt, giúp người vận hành quan sát trực tiếp quá trình gia công đồng thời vẫn đảm bảo an toàn trước phoi cắt và mảnh vỡ. Ngoài ra, máy còn tích hợp các nút chức năng quan trọng như nút dừng khẩn cấp, bộ điều khiển tốc độ trục chính và bảng điều khiển vận hành phía trước, tạo điều kiện thuận lợi cho việc thao tác và xử lý sự cố.



Hình 7. Chuẩn giao tiếp của máy phay SpectraLIGHT

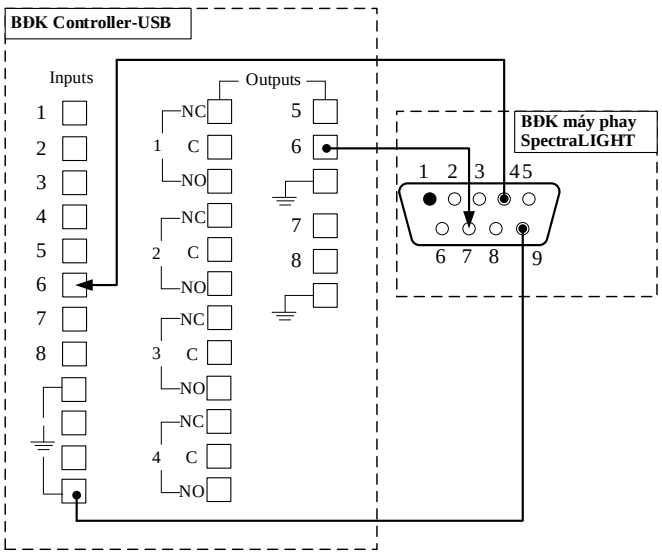
Máy phay CNC SpectraLIGHT sử dụng chuẩn giao tiếp nối tiếp như RS-232, I/O điều khiển và kết nối giữa bộ điều khiển CNC với robot phục vụ. Đầu nối có tổng cộng 9 chân tín hiệu (Hình 7), được đánh số thứ tự để thuận tiện cho việc đấu dây và cấu hình giao tiếp handshake và truyền nhận tín hiệu giữa các hệ thống. Chức năng của các chân tín hiệu được mô tả tại Bảng 1.

Bảng 1. Các chân tín hiệu của chuẩn giao tiếp máy phay SpectraLIGHT

Pin	Màu dây	Chức năng	I/O Levels
1	Tím	Input 1	4,8V
2	Trắng	External Limit	11,74V
3	Vàng	Output 2	0,1V
4	Cam	Output 1	0,1V
5	Xanh da trời	Common	-
6	Đen	Input 2	4,77V
7	Đỏ	Input 1H	5,03V
8	Nâu	Input 2H	5,03V
9	Xanh lá cây	Common	-

3.1.3. Sơ đồ đấu nối

Hình 8 mô tả phương pháp kết nối giao tiếp phần cứng giữa bộ điều khiển Controller-USB và bộ điều khiển máy phay SpectraLIGHT thông qua các tín hiệu vào/ra số và đầu nối nhiều chân. Kiến trúc kết nối được thiết kế nhằm phục vụ cho việc trao đổi tín hiệu điều khiển và trạng thái giữa hai hệ thống trong một trạm gia công tự động. Trong đó, Output 6 của Controller-USB được kết nối với Input 7 của bộ điều khiển máy phay, Output 4 của bộ điều khiển máy phay được kết nối với Input 6 của Controller-USB, và kết nối chân chung GND của hai bộ điều khiển.



Hình 8. Sơ đồ đấu nối phần cứng giữa bộ điều khiển Controller-USB và bộ điều khiển máy phay SpectraLIGHT

Phương pháp kết nối này thực chất là cơ chế giao tiếp dạng Digital I/O Handshake, trong đó mỗi tín hiệu điều khiển hoặc phản hồi được truyền qua một chân riêng biệt. Nhờ vậy, robot hoặc bộ điều khiển trung gian có thể xác định chính xác trạng thái hoạt động của máy phay trước khi thực hiện các thao tác như cấp phôi, đóng/mở cửa máy phay lấy sản phẩm. Ưu điểm

của phương pháp kết nối này là cấu hình đơn giản, độ tin cậy cao, dễ triển khai trong các mô hình đào tạo và trạm gia công quy mô nhỏ.

3.2. Giao tiếp phần mềm

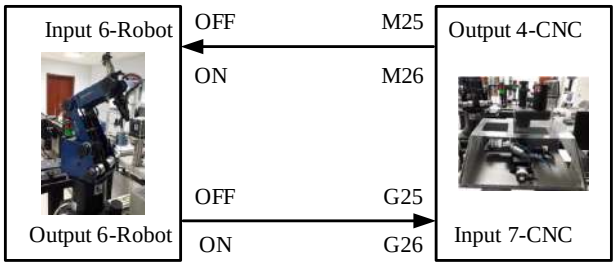
Trong trạm gia công tự động, giao tiếp giữa robot ER-4u và máy phay CNC được thiết lập dựa trên cơ chế trao đổi tín hiệu số hai chiều nhằm đảm bảo đồng bộ chu trình cấp và lấy phôi. Ở phía robot, quá trình phản hồi tín hiệu được lập trình thông qua các lệnh điều khiển Digital I/O. Cụ thể, robot sử dụng chuỗi lệnh: Wait Until Digital Input ... is OFF, Turn On Output …, Wait Until Digital Input … is ON và Turn Off Output …. Ở phía máy phay CNC, giao tiếp được lập trình thông qua các mã lệnh NC chuyên dụng. Trong đó, G25 được sử dụng để chờ tín hiệu mức cao từ robot, còn G26 chờ tín hiệu mức thấp. Ngược lại, các mã M25 và M26 cho phép CNC phát tín hiệu mức cao hoặc mức thấp ra ngoài để điều khiển robot. Các lệnh này thường đi kèm tham số địa chỉ I/O nhằm xác định chính xác kênh tín hiệu trao đổi.

Sự kết hợp giữa nhóm lệnh chờ (G-code) và nhóm lệnh truyền (M-code) hình thành một hệ thống handshake đối ứng. Sau khi CNC gửi tín hiệu bằng M25/M26, chương trình gia công sẽ tạm dừng tại lệnh G25/G26 cho đến khi robot phản hồi đúng điều kiện. Khi tín hiệu hợp lệ được xác nhận, CNC tiếp tục thực hiện nguyên công tiếp theo, đồng thời gửi tín hiệu mới để kích hoạt chu trình thao tác của robot. Nhờ cơ chế bắt tay tín hiệu rõ ràng, toàn bộ quá trình cấp phôi, gia công và lấy sản phẩm được thực hiện an toàn, chính xác và đồng bộ giữa hai hệ thống điều khiển độc lập.

4. Thử nghiệm và kết quả

4.1. Xây dựng mô hình hệ thống thực nghiệm

Trong nghiên cứu này, hệ thống thực nghiệm được xây dựng nhằm đánh giá khả năng phối hợp và giao tiếp tín hiệu số giữa robot ER-4u và máy phay CNC trong bài toán cấp phôi – gia công – lấy sản phẩm tự động. Mô hình gồm robot công nghiệp, máy phay CNC, cơ cấu kẹp khí nén và hệ thống tín hiệu vào/ra số kết nối hai thiết bị.

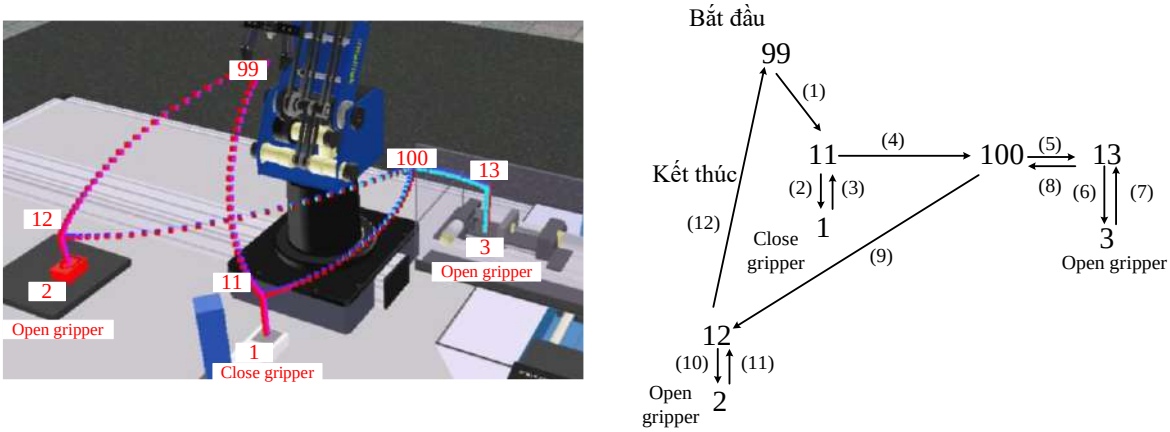


Hình 9. Nguyên lý giao tiếp giữa robot ER-4u và máy phay CNC

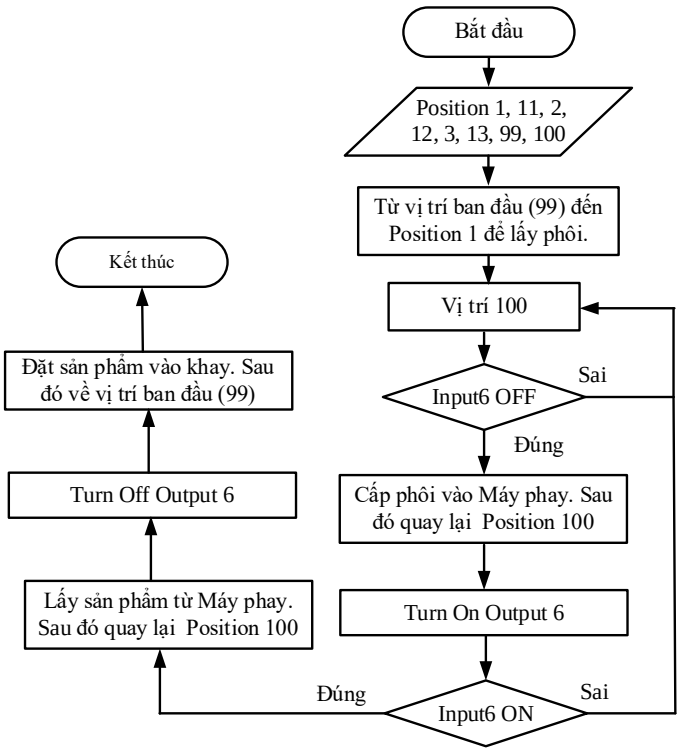
Nguyên lý giao tiếp (Hình 9) được thiết lập dựa trên cơ chế bắt tay (handshake) thông qua các mức tín hiệu cao/thấp. Phía máy CNC sử dụng các mã lệnh NC gồm: G25 (đợi tín hiệu mức cao), G26 (đợi tín hiệu mức thấp), M25 (xuất tín hiệu mức cao) và M26 (xuất tín hiệu mức thấp), kết hợp địa chỉ H# để xác định kênh vào/ra. Trong khi đó, robot sử dụng các lệnh chờ và điều khiển ngõ ra số như: chờ Digital Input OFF/ON và bật/tắt Digital Output tương ứng.

Trình tự thực nghiệm được triển khai như sau: Robot ở trạng thái chờ, sau khi nhận tín hiệu sẵn sàng từ máy phay sẽ thực hiện gắp phôi từ vị trí cấp liệu. Robot di chuyển đến vùng làm việc của máy, đặt phôi vào ê tô/kẹp khí nén, sau đó gửi tín hiệu xác nhận hoàn tất cấp phôi. Máy phay nhận tín hiệu, kích hoạt cơ cấu kẹp và bắt đầu chu trình gia công theo chương trình

NC. Sơ đồ đường đi của robot và sơ đồ thuật toán được trình bày tại Hình 10 và Hình 11.



Hình 10. Sơ đồ đường đi của robot



Hình 11. Sơ đồ thuật toán

4.2. Xây dựng chương trình phần mềm

Chương trình giao tiếp robot phục vụ và máy phay được trình bày tại Hình 12. Cột bên trái là chương trình được viết cho máy phay, và cột bên phải là chương trình được viết cho robot ER-4u [5]. Trong đó:

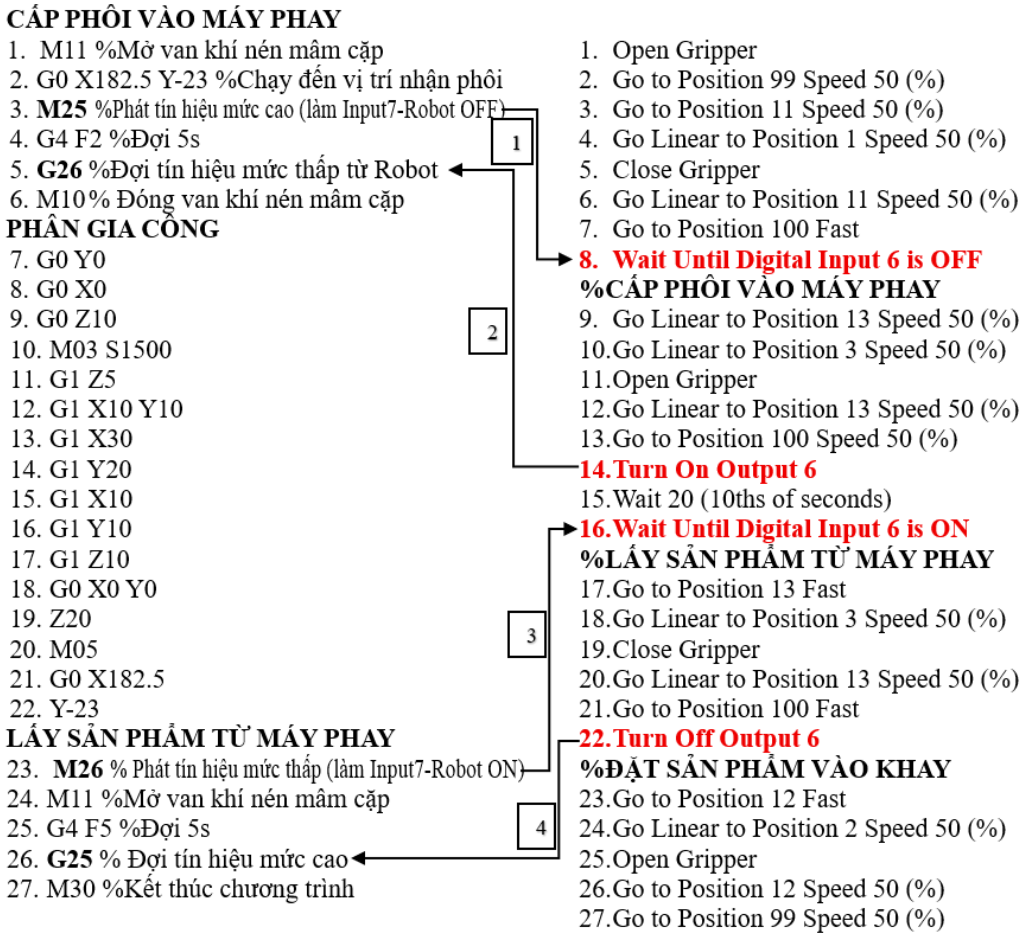
1. M25: Phát tín hiệu mức cao từ máy phay. Ban đầu, Output 4 máy phay có điện áp 0V. Input 6 robot đang có 5V, bị kéo xuống 0V, lúc này tín hiệu được coi là ON (Digital Input 6 is ON). Khi chạy lệnh M25, điện áp Output 4 máy phay đưa lên 5V, theo đó, Input 6 robot cũng sẽ có mức điện áp bằng 5V, tín hiệu sẽ được coi là OFF (Digital Input 6 is OFF), thỏa mãn câu lệnh Wait Until Digital Input 6 is OFF.

2. G26: Máy phay đợi tín hiệu mức thấp, cần câu lệnh "Turn On Output 6" từ chương trình điều khiển của robot. Khi tại chương trình của phần mềm SCORBASE "bật" Output 6 ON. Bộ điều khiển xuất tín hiệu, mạch điều khiển cấp dòng vào chân Base của transistor NPN

(có cực góp hở (open collector) được nối với cực ngõ ra (output 6)), làm transistor NPN này dẫn. Kết quả, điện áp Output 6 robot kéo xuống GND (Điện áp là 0V) [2, 3]. Chân Input7 máy phay có mức tín hiệu thấp.

3. M26: Phát tín hiệu mức thấp từ máy phay. Khi chạy lệnh M26, điện áp Output 4 máy phay về 0V, Input 6 robot cũng sẽ về 0V, tín hiệu được coi là ON (Digital Input 6 is ON)

4. G25: Máy phay đợi tín hiệu mức cao. Nếu lệnh "Turn Off Output 6" từ chương trình điều khiển của robot được thực hiện, chân Output 6 Robot ngay lập tức có điện áp bằng 5V, làm chân Input7 máy phay có mức tín hiệu cao, phù hợp với lệnh G25 của máy phay.



Hình 12. Chương trình giao tiếp robot phục vụ và máy phay

4.3. Kết quả và thảo luận

Quan sát trong suốt quá trình máy phay thực hiện nguyên công phay, robot duy trì trạng thái chờ nhằm đảm bảo an toàn vùng làm việc. Khi nguyên công kết thúc, máy phay phát tín hiệu hoàn thành, đồng thời nhả kẹp. Robot nhận tín hiệu này, tiến hành gắp sản phẩm ra khỏi máy và chuyển đến vị trí lưu trữ hoặc băng tải đầu ra. Sau khi hoàn tất, robot gửi tín hiệu phản hồi để máy phay sẵn sàng cho chu trình tiếp theo.

Kết quả thực nghiệm cho thấy hệ thống hoạt động ổn định, trình tự tín hiệu đồng bộ, không xảy ra xung đột trạng thái. Thời gian chu trình được rút ngắn so với vận hành thủ công, đồng thời nâng cao tính lặp lại và an toàn. Việc sử dụng các mã G/M kết hợp tín hiệu số chứng minh tính hiệu quả, đơn giản và khả thi trong tích hợp robot – máy công cụ trong sản xuất tự động hóa.

5. Kết luận

Bài báo đã đề xuất và phân tích các phương pháp giao tiếp giữa robot phục vụ ER-4u và máy phay CNC trong trạm gia công tự động, tập trung vào cả hai khía cạnh phần cứng và phần mềm. Kiến trúc giao tiếp được xây dựng dựa trên cơ chế bắt tay tín hiệu số kết hợp các mã lệnh NC chuyên dụng, cho phép hai hệ thống điều khiển độc lập phối hợp làm việc một cách đồng bộ và an toàn. Thông qua mô hình thực nghiệm cấp phôi – gia công – lấy sản phẩm, quá trình trao đổi tín hiệu giữa robot và máy CNC đã được kiểm chứng về tính chính xác và độ tin cậy. Kết quả cho thấy hệ thống vận hành ổn định, giảm thời gian chờ, hạn chế xung đột thao tác và nâng cao hiệu quả khai thác máy.

Ngoài ra, nghiên cứu cũng khẳng định rằng việc lựa chọn phương pháp giao tiếp phù hợp đóng vai trò quyết định trong thiết kế trạm gia công tự động. Giải pháp đề xuất có tính khả thi cao, dễ triển khai trong các mô hình đào tạo và sản xuất linh hoạt. Trong tương lai, kiến trúc này có thể được mở rộng thông qua các giao thức truyền thông công nghiệp và hệ thống điều khiển cấp cao nhằm đáp ứng yêu cầu của sản xuất thông minh và nhà máy số hóa.

Tài liệu tham khảo

1. Trần Anh Vàng. *Hệ thống sản xuất linh hoạt và tích hợp máy tính.* Nhà xuất bản Quân Đội - 2024.

2. Intelitek Inc. *ScorBase User Manual.* Catalog No. 100342 – Rev. I

3. Intelitek Inc. *Controller-USB User Manual*– Catalog # 100341, Rev. H4. M.P.

4. Intelitek Inc. *SpectraLIGHT Machining Center – WIN Manual,* CNC User Manual

5. Intelitek Inc. *RoboCell for ER4u*. User Manual, Robotics & Machine Integration.

Robot-CNC Communication Methods in Machining Cells

Abstract: *In modern machining cells, the integration of industrial robots with CNC machines plays a significant role in enhancing the level of automation, productivity, and flexibility of manufacturing systems. Robots are employed to perform material handling tasks such as loading raw workpieces, unloading finished parts after machining, and transporting them to predefined locations, which requires precise and reliable coordination with CNC machines. This paper presents and analyzes communication methods between robots and CNC machines in machining cells, including both hardware-based and software-based communication approaches. A Robot-CNC communication architecture is proposed to ensure process synchronization, reduce idle time, and prevent operational conflicts during system operation.*

Keywords: Robot; CNC; Communication method; Machining Cell.

❑

Nghiên cứu và thiết kế bộ điều khiển ổn định áp suất đường ống khí sấy thuốc nổ dựa trên nền tảng PLC

Nguyễn Đức Anh[1]

[1]*Học viện Kỹ thuật Quân sự.*

**Email: anh2522@mta.edu.vn*

Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu thiết kế hệ thống điều khiển tự động duy trì áp suất khí nóng cho dây chuyền sấy thuốc nổ công nghiệp, một yếu tố quyết định đến hiệu suất bay hơi và an toàn cháy nổ. Do đặc tính tương tác mạnh giữa nhiệt độ và áp suất, nhóm tác giả đề xuất cấu trúc điều khiển phản hồi dựa trên PLC Delta DVP-20EX2 kết hợp thuật toán PID số để điều khiển tần số biến tần (VFD). Kết quả thực nghiệm cho thấy hệ thống vận hành ổn định với sai số áp suất dưới 5%, thời gian xác lập nhanh (dưới 15 giây), đáp ứng nghiêm ngặt các tiêu chuẩn an toàn trong sản xuất thuốc nổ.

Từ khóa: *áp suất khí, PID, PID số, biến tần, điều khiển, PLC;*

1. Đặt vấn đề

Trong công nghệ sản xuất vật liệu nổ công nghiệp (VLNCN), giai đoạn sấy là một trong những khâu then chốt quyết định đến chất lượng sản phẩm (độ nhạy nổ, tốc độ nổ) và đặc biệt là an toàn lao động. Các loại thuốc nổ mạnh như Pentrit (PETN) hay Hexogen (RDX) có độ nhạy nhiệt và nhạy va đập rất cao; do đó, việc kiểm soát các thông số trạng thái trong buồng sấy là yêu cầu nghiêm ngặt. Tại Việt Nam, các đơn vị sản xuất như Nhà máy Z121, Z113, Z195… đã có nhiều bước tiến trong việc làm chủ công nghệ sản xuất thuốc nổ, tuy nhiên việc hiện đại hóa hệ thống điều khiển nhằm nâng cao tính tự động hóa và an toàn vẫn luôn là hướng nghiên cứu cấp thiết.

Phương pháp sấy lọc đẩy (khí qua lớp vật liệu sấy) đang được ứng dụng rộng rãi nhờ hiệu suất cao. Tuy nhiên, bài toán đặt ra là sự tương tác phức tạp giữa nhiệt độ và áp suất khí sấy. Khi nhiệt độ thay đổi để đáp ứng yêu cầu công nghệ, áp suất khí trong đường ống cũng biến thiên theo định luật khí lý tưởng. Nếu áp suất không ổn định, lớp thuốc nổ có thể bị xáo trộn không đều làm thuốc nổ bị đẩy ra ngoài gây bụi hoặc gây ra hiện tượng quá áp cục bộ, dẫn đến nguy cơ cháy nổ.

Trên thế giới: Các nghiên cứu của *Nobel (Thụy Điển)* hay các hãng vật liệu nổ như *Orica (Úc)* đã chỉ ra rằng việc duy trì áp suất ổn định giúp giảm thiểu hiện tượng "điểm nóng" trong khối thuốc nổ. Xu hướng hiện nay là sử dụng các bộ điều khiển logic lập trình được (PLC) kết hợp với thuật toán điều khiển hiện đại (PID, Fuzzy, hoặc AI) để điều khiển tốc độ quạt thông qua biến tần (VFD). Các hệ thống sấy phun hay sấy tầng sôi hiện đại đã chứng minh hiệu quả của PID trong việc duy trì sai số áp suất dưới 5%.

Tại Việt Nam: Mặc dù đã có nhiều công trình về công nghệ sấy như công nghệ sấy đảo chiều, sấy chân không, sấy bay hơi… nhưng các nghiên cứu chuyên sâu về điều khiển áp suất trong sấy thuốc nổ còn khá hạn chế và chủ yếu mang tính chất vận hành thủ công hoặc sử dụng các bộ điều khiển rời rạc. Việc tích hợp toàn diện trên nền tảng PLC để xử lý đồng thời các bài toán bảo vệ an toàn và điều khiển chính xác vẫn còn là một khoảng trống kỹ thuật cần được lấp đầy và thực nghiệm.

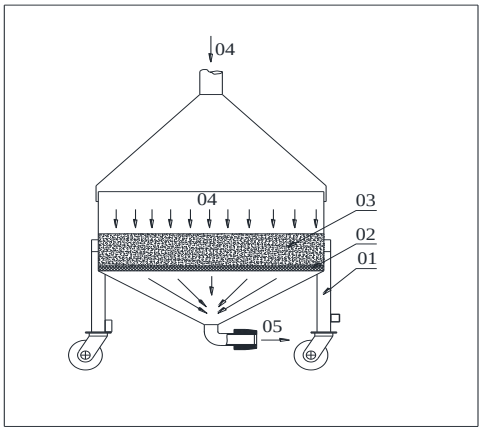
Bài báo này tập trung vào nghiên cứu, thiết kế hệ thống điều khiển ổn định áp suất cho đường ống khí sấy thuốc nổ sử dụng PLC Delta DVP-20EX2[1-3]. Điểm mới của nghiên cứu là xây dựng mô hình toán học khâu quán tính cho hệ thống áp suất thực tế và triển khai thuật toán PID số để điều khiển tần số quạt đẩy. Kết quả nghiên cứu không chỉ giải quyết bài toán kỹ thuật tại đơn vị mà còn cung cấp một giải pháp có tính linh hoạt cao, dễ dàng mở rộng cho các hệ thống sản xuất vật liệu nổ khác trong Công nghiệp Quốc phòng.

2. Thiết kế, chế tạo thử nghiệm

2.1. Nguyên lý sấy

Không khí làm nóng được đưa vào lắp chụp 4, không khí lúc đó có 2 tác dụng gia nhiệt khối thuốc đồng thời mang hơi ẩm thoát đi theo đường hút số 5. Để hút được không khí thì sử dụng bơm chân không với lưu lượng 330 m^3/h, toàn bộ hệ thống có 3 thùng lọc đẩy với tính chất giống nhau do đó ta coi lưu lượng của hệ thống khoảng 990 m^3/h. Nhiệm vụ của hệ thống là đồng thời duy trì ổn định nhiệt độ (tác giả không trình bày kĩ trong bài báo này) và duy trì áp suất đặt được dương ở đường ống vào 4, đây là nội dung chính trình bày trong bài báo. Trong bài báo sử dụng quạt đẩy không khí nóng điều khiển lưu lượng qua biến tần và có đo áp suất trong đường ống.

1. Thùng lọc đẩy
2. Lưới đỡ vật liệu sấy
3. Vật liệu cần sấy
4. Khí nóng khô cấp vào
5. Không khí mang theo hơi nước được hút vào bơm chân không



Hình 1. Nguyên lí sấy lọc đẩy

2.2. Kết cấu hệ thống cơ khí

Trong bài báo này tác giả trình bày về yêu cầu của hệ thống sấy lọc đẩy bao gồm: hệ thống gia nhiệt, quạt đẩy không khí, bơm hút chân không, cảm biến áp suất, bộ điều khiển PLC và màn hình cài đặt hiển thị tham số HMI.

2.3. Hệ thống điều khiển

2.3.1. Mô hình toán hệ thống

Xét một đoạn đường ống dẫn khí sấy có thể tích V m^3. Theo định luật bảo toàn khối lượng, tốc độ biến thiên khối lượng khí trong đường ống bằng hiệu số giữa lưu lượng khí vào và lưu lượng khí ra:

$$\frac{dm}{dt} = \frac{d(m_{in}) - d(m_{out})}{dt} \quad (1)$$

Trong đó m_{in} [Kg/s] là lưu lượng khối lượng khí đi vào, m_{out} [Kg/s] là lưu lượng khối lượng khí đi ra, m [Kg] là khối lượng khí trong đường ống hệ thống.

Giả thiết quá trình sấy là đẳng nhiệt (hoặc biến thiên nhiệt độ chậm so với biến thiên áp suất), ta có phương trình:

$$PV = mRT \quad \text{hay} \quad m = \frac{PV}{RT} \quad (2)$$

Đạo hàm hai vế (2) ta có:

$$\frac{dm}{dt} = \frac{dPV}{RT} = \frac{V}{RT}dP \quad (3)$$

Thay (1) vào ta có:

$$\frac{V}{RT}dP = \dot{m}_{in} - \dot{m}_{out} \quad (4)$$

Lưu lượng khí vào phụ thuộc vào tốc độ quay của quạt ω (vòng/phút), được điều khiển bởi tần số biến tần f (Hz). Với dải làm việc hẹp, ta có thể tuyến tính hóa gần đúng như sau:

$$\dot{m}_{in} = K_f.f \quad (5)$$

Trong đó K_f là hệ số đặc tính của quạt và biến tần.

Lưu lượng thoát ra phụ thuộc vào trở lực của buồng sấy lọc đẩy(phụ thuộc chủ yếu vào độ dầy và kích thước hạt của thuốc cần sấy) và áp suất tức thời P(t):

$$\dot{m}_{out} = K_{out}(P - P_{ck}) \quad (6)$$

Trong đó K_{out} là hệ số trở kháng hệ thống, P là áp suất lớp trên, P_{ck} là áp suất hút của bơm chân không.

$$\frac{V}{RT}dP = \dot{m}_{in} - \dot{m}_{out} = K_f.f - K_{out}P + K_{out}P_{ck} \quad (7)$$

Biến đổi (7) ta có:

$$\frac{V}{RT}dP + K_{out}P = K_f.f + K_{out}P_{ck} \quad (8)$$

Biến đổi laplace ta có:

$$\frac{V}{RT}P(s).s + K_{out}P(s) = K_f.f(s) \quad (9)$$

Ta có hàm truyền đạt hệ thống như sau:

$$G(s) = \frac{P(s)}{f(s)} = \frac{K_f}{\frac{V}{RT}s + K_{out}} = \frac{K_s}{\tau s + 1} \quad (10)$$

Trong đó: $K_s = \frac{K_f}{K_{out}}$; $\tau = \frac{V}{RTK_{out}}$

Mô hình hệ thống này là một khâu quán tính điển hình. Do qua trình tính toán thực tế gặp khó khăn trong xác định hệ số của phương trình số (10), tác giả đã thiết lập hệ thống có tải và đo giá trị bằng thực nghiệm với bảng kết quả như sau:

Bảng 1. Kết quả áp suất ổn định khi thay đổi tần số f

STT	Tần số(hz)	Áp suất(Pa)	Ước tính K
1	0	0	

STT	Tần số(hz)	Áp suất(Pa)	Ước tính K
2	10	240	24
3	20	470	23.5
4	30	730	24.3
5	40	965	24.1
6	50	1200	24

Dựa vào bảng kết quả xác định được K≈24.

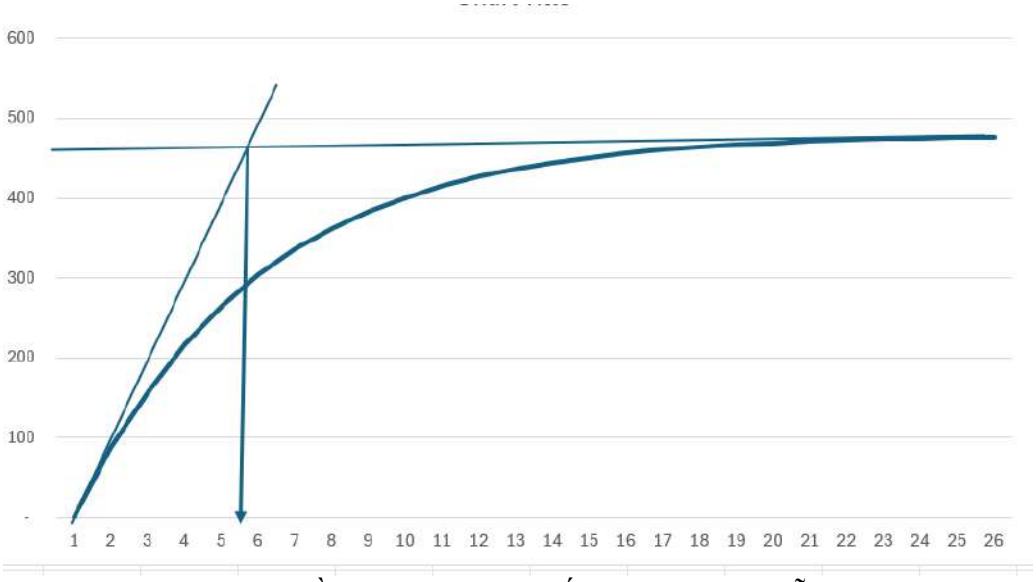
Để xác đinh τ tác giả đã đặt một giá trị cố định của f =20Hz và ghi lại kết quả của P theo thời gian như sau:

Bảng 2. Kết quả áp suất thay đổi theo thời gian với tần số f=20hz

STT	Thời gian(s)	Áp suất(Pa)
1	0	0
2	2	87
3	4	158
4	6	217
5	8	264
6	10	303
7	15	370
8	20	415
9	25	438
10	30	456
11	35	465
12	40	471
13	45	475
14	50	477
15	60	478

Dựng đồ thị trong exel và kẻ tiếp tuyến ta xác định được điểm cắt tiếp tuyến có τ≈10. K≈24[5-6]. Vậy ta đã xác định được mô hình toán của hệ thống là:

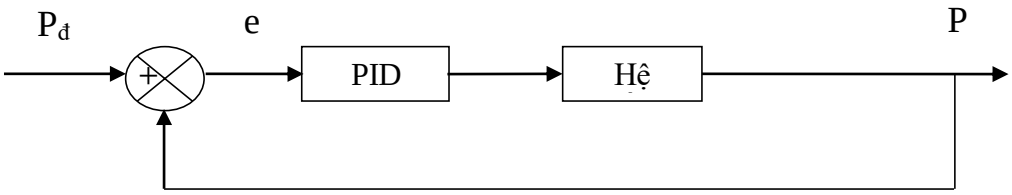
$$G(s) = \frac{P(s)}{f(s)} = \frac{K_s}{\tau s+1} = \frac{24}{10s+1} \quad (11)$$



Hình 2. Xác định gần đúng các tham số K, τ (thời gian mỗi bước là 2s)

2.3.2. Tính toán các tham số PID

Hệ thống duy trì áp suất sấy có sơ đồ điều khiển như sau:



Hình 3. Sơ đồ mô tả hệ thống điều khiển áp suất

PID là bộ điều khiển vi tích phân tỉ lệ với ba khâu lần lượt là: khâu tỉ lệ K_p, khâu tích phân K_i, khâu vi phân K_d.

$$U_{đk} = K_p e + K_i \int e\,dt + K_d \frac{de}{dt} \qquad (12)$$

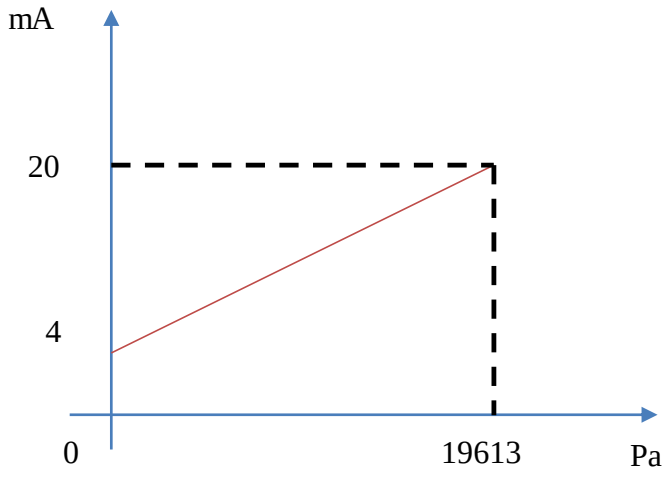
Trong đó: $P_đ$, P là áp suất đặt và áp suất đường ống sấy, e=$P_đ$-P là tín hiệu sai số áp suất, f là tín hiệu đầu ra bộ PID ở dạng tần số.

Đưa vào khảo sát hệ thống bằng matlab simulink ta tính được hệ số K_p=2.5; K_i=0.1; K_d=0;

2.3.3. Xây dựng bộ điều khiển thực

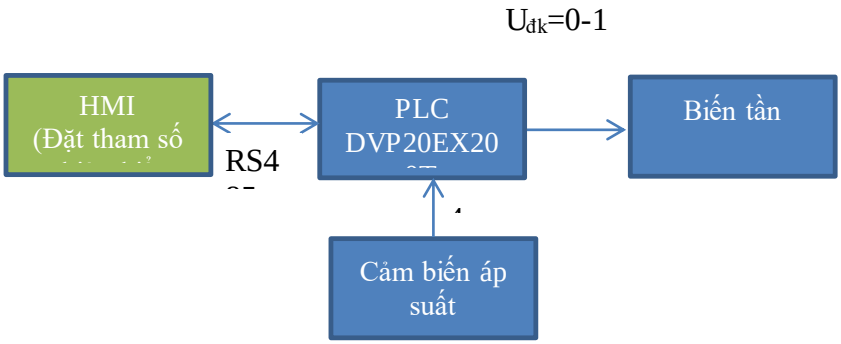
Trong hệ thống bộ điều khiển thực hiện các chức năng điều khiển giám sát áp suất tự động cũng như tự động chuyển qui trình làm việc, tác giả lựa chọn bộ điều khiển trên nền PLC DVP 20EX2 của hãng Delta bởi vì PLC có khả năng chống nhiễu tốt, dễ dàng thực hiện các thuật toán mong muốn đồng thời có khả năng mở rộng hệ thống một cách dễ dàng và có thể debug các lỗi nhanh chóng trong quá trình viết chương trình điều khiển[5,7].

Hệ thống sấy sử dụng cảm biến áp suất TPS20-G11F8-00 có bộ khuếch đại, hiệu chỉnh… với thông số đầu ra tương ứng là 4-20mA cho khoảng áp suất đo là 0-0.2Kgf/Cm^2 và có đồ thị biểu hiện mối tương quan như sau:



Hình 4. Đồ thị dòng điện đầu ra theo áp suất

Sơ đồ khối kết nối cảm biến với PLC như sau:



Hình 5. Sơ đồ khối kết nối tín hiệu điều khiển áp suất hệ thống sấy

Màn hình HMI 10": Đăt tham số điều khiển, hiển thị các tham số như nhiệt độ, thời gian… và có chức năng lưu trữ dữ liệu trong toàn bộ quá trình hoạt động.

PLC có chức năng nhận tín hiệu đặt (áp suất đặt), thu nhận tín hiệu phản hồi (áp suất trong đường ống) từ đó tính toán sai số đưa vào tính toán bộ PID và xuất ra tín hiệu điều khiển $U_{đk}$ điều khiển biến tần, biến tần tạo tín hiệu tần số cấp động cơ quạt. Để thực hiện bộ PID ta chuyển sang tính toán PID số với công thức như sau:

$$U_k = K_p * e_k + K_i * T_s * \sum_{i=1}^{k} e_i + K_d * \frac{(e_k - e_{k-1})}{T_s} \quad (13)$$

Trong đó:

- U_k: đầu ra của PID tại thời điển k
- K_p, K_i, K_d: hằng số khuếch đại được tính toán ở trên
- e_k: sai số ở thời điểm lấy mẫu k, $e_k = P_đ - P_{ph}$
- e_{k-1}: sai số ở thời điểm lấy mẫu ngay trước đó
- T_s: là thời gian trích mẫu(Thực tế chọn T_s=0.01s).

Biến đổi biểu thức tính tích phân ta có:

$$U_{ik} = K_i * T_s \sum_{i=1}^{k} e_i = K_i * T_s * e_k + K_i * T_s \sum_{i=1}^{k-1} e_i = K_i * T_s * e_k + U_{i(k-1)} \quad (14)$$

Trong đó: U_{ik} là giá trị tích phân tại thời điểm k; $U_{i(k-1)}$ là giá trị tích phân tại thời điểm (k-1).

Như vậy biểu thức (14) trở thành:

$$U_k = K_p * e_k + K_i * T_s * e_k + U_{i(k-1)} + K_d * \frac{(e_k - e_{k-1})}{T_s} \quad (15)$$

Vì khâu tích phân có tính hồi qui do đó hoàn toàn lập trình được và thực hiện một cách dễ dàng trong PLC theo công thức(15).

3. Kết quả

Sau khi thiết kế và chế tạo hệ thống sấy lọc đẩy, tác giả đã thiết lập được kết quả như sau:



Hình 6. Hệ thống bơm chân không và gia nhiệt khí



Hình 7. Thùng lọc đẩy sấy thuốc



Hình 8. Tủ điện điều khiển hệ thống



Hình 9. Hình ảnh giao diện chính điều khiển hệ thống sấy

Thực hiện sấy và theo dõi kết quả ghi lại từ hệ thống điều khiển ta có kết quả như sau:

Áp suất sấy cài đặt

Nhiệt độ không khí: 60°C Kết quả: sai số áp suất ±10Pa

Áp suất đường ống: 200Pa	Độ quá chỉnh: 30Pa
Thời gian gia nhiệt: 180 phút (3 giờ)	Thời gian quá độ: t<15s
Tham số PID: K_p=2.5; K_i=0.1; K_d=0;	Kết luận: Đáp ứng được yêu cầu bài toán đặt ra cho hệ thống điều khiển áp suất sấy
Thời gian trích mẫu: T_s=0.01s	

4. Kết luận

Nghiên cứu đã hoàn thành việc thiết kế, chế tạo và thực nghiệm hệ thống điều khiển ổn định áp suất đường ống khí sấy thuốc nổ dựa trên nền tảng PLC Delta. Từ các kết quả thu được, nhóm tác giả rút ra một số kết luận chính sau:

Hiệu quả của thuật toán điều khiển: Hệ thống vận hành ổn định với giải thuật PID số, cho sai số xác lập thấp, thời gian quá độ ngắn và độ vọt lố nằm trong phạm vi cho phép. Việc triển khai thuật toán trực tiếp trên PLC kết hợp với biến tần đã chứng minh được tính ưu việt trong việc kiểm soát áp suất khí sấy so với các phương pháp điều khiển truyền thống.

Mối liên hệ giữa mô phỏng và thực nghiệm: Quá trình nghiên cứu cho thấy kết quả mô phỏng bộ PID liên tục đóng vai trò quan trọng làm cơ sở tham chiếu, giúp rút ngắn đáng kể thời gian dò tìm bộ thông số tối ưu cho bộ PID số trong thực tế. Tuy nhiên, do đặc tính phi tuyến của hệ thống khí động và sai số rời rạc hóa, kết quả thực nghiệm có những sai lệch nhất định so với mô hình lý thuyết. Điều này khẳng định việc hiệu chỉnh thông số trực tiếp trên hệ thống thực là bước bắt buộc để đạt được chất lượng điều khiển cao nhất.

Tính ứng dụng và đặc thù vật liệu sấy: Kết quả thực nghiệm sấy đối với hai loại vật liệu nổ đặc thù cho thấy:

Đối với Hexogen (RDX): Do kích thước hạt mịn, áp suất khí sấy cần được kiểm soát chặt chẽ dưới ngưỡng 150 Pa để tránh hiện tượng thất thoát vật liệu (bay thuốc ra ngoài đường ống).

Đối với Pentrit (PETN): Hệ thống cho phép vận hành trong dải áp suất rộng hơn (từ 100 Pa đến 1000 Pa) mà không gây ảnh hưởng đến cấu trúc vật liệu, giúp tăng linh hoạt trong việc điều chỉnh năng suất sấy.

Hướng phát triển: Thành công của hệ thống không chỉ giải quyết bài toán ổn định áp suất mà còn đặt nền móng cho việc tích hợp các thuật toán điều khiển thông minh hơn như PID thích nghi hoặc Fuzzy-PID trong tương lai để tối ưu hóa hoàn toàn quy trình sản xuất vật liệu nổ công nghiệp, đảm bảo an toàn tuyệt đối và tiết kiệm năng lượng.

Tài liệu tham khảo

1. Gupta, R., 2019. *PLC-Based Automation Systems for Industrial Applications*. Springer, New York, Springer-Verlag, pp. 102-130.

2. Delta Electronics, 2022. *PLC DVP Series Instruction Manual*. Delta Electronics, Taipei, Delta Electronics.

3. Lê Quang Hòa, 2020. *Hệ thống điều khiển PLC trong sản xuất công nghiệp*. Hội thảo Điện - Tự động hóa Việt Nam, TP. Hồ Chí Minh, Nhà xuất bản Khoa học và Công nghệ, tr. 55-67.

4. Omega Engineering, 2021. *RTD Pt100 Sensors: Technical Reference Manual*. Norwalk, Omega Engineering, pp. 1-20.

5. Atra, U. and Ushwah, M., 2021. PID Controller Tuning using Ziegler-Nichols Method for Speed Control of DC Motor. *Journal of Robotics and Control (JRC)*, Vol. 2, No. 6, pp. 450-458.
6. Liquid Instruments, 2024. PID Controller Tuning with the Ziegler-Nichols Method: A Practical Guide to Real-Time Implementation. *E-book Edition*, pp. 15-40.
7. ResearchGate, 2025. Self-Tuning PID Controller Using Ziegler-Nichols Method for Programmable Logic Controllers (PLC) in Thermal Systems. *Technical Report*, pp. 88-112.

Research and Design of a PLC-based Pressure Stability Controller for Industrial Explosives Drying Pipelines

Abstract: *This paper researches and designs an automated control system to maintain hot air pressure stability in industrial explosives drying lines, a decisive factor for evaporation efficiency and fire safety. Due to the strong coupling between temperature and pressure, the authors propose a feedback control structure based on the Delta DVP-20EX2 PLC, integrating a digital PID algorithm to regulate the Variable Frequency Drive (VFD) frequency. Experimental results indicate that the system operates stably with a pressure error of less than 5% and a rapid settling time (under 15 seconds), strictly meeting safety standards in explosives production.*

Keywords: Air pressure, PID, Digital PID, VFD, Control, PLC

Xây dựng mô hình và tính toán đặc tính khí động cho máy bay vận tải quân sự CASA C-295

Bùi Đình Việt[1], Nguyễn Việt Hưng[1], Phạm Văn Duy[2], Lê Đình Sơn[3], Trần Thế Hùng[2]*
[1]Khoa Kỹ thuật hàng không, Học viện Phòng không-Không quân
[2]Khoa Hàng không vũ trụ, Học viện Kỹ thuật quân sự
[3]Viện Công nghệ thông và truyền thông, Học viện Kỹ thuật quân sự

Tóm tắt

Trong bài nghiên cứu này trình bày về kết quả xây dựng mô hình, đặc trưng khí động học cho máy bay vận tải quân sự C-295. Bài nghiên cứu đã mô phỏng các đặc trưng khí động học của máy bay C-295 bằng phương pháp thể tích hữu hạn (FVM) dựa trên trung bình Reynolds – Averaged Navier-Stockers và mô hình rối k-epsilon Standard trong phần mềm thương mại Ansys Fluent. Kết quả của nghiên cứu trình bày việc tạo mô hình sơ bộ, tính toán ảnh hưởng của áp suất, vận tốc, ma sát bề mặt tác động lên máy bay C-295 khi bay bằng và kiểm nghiệm tính chính xác của phương pháp số. Với những kết quả thu được từ nghiên cứu này là cơ sở để tiếp tục nghiên cứu đặc tính khí động của máy bay vận tải quân sự C-295.

Từ khóa: Hệ số lực khí động; UAV; mô phỏng số; Ansys Fluent.

1. Đặt vấn đề

Trong những năm gần đây, lực lượng không quân của Quân chủng Phòng không-Không quân đã từng bước được hiện đại hóa nhằm đáp ứng yêu cầu nhiệm vụ trong tình hình mới. Trong đó, máy bay vận tải quân sự CASA C-295 được biên chế và đưa vào khai thác phục vụ nhiều nhiệm vụ khác nhau như vận chuyển binh lính, hàng hóa, trang thiết bị quân sự và triển khai lực lượng tác chiến nhanh, thả hàng tiếp vận, triển khai lực lượng nhảy dù và vận chuyển trang thiết bị công kênh trong các tình huống chiến thuật phức tạp. Việc khai thác hiệu quả loại máy bay này đòi hỏi phải có sự hiểu biết đầy đủ về các đặc tính khí động học của nó trong các điều kiện bay khác nhau.

Tuy nhiên, hiện nay các nghiên cứu công bố công khai liên quan đến đặc trưng khí động của các loại máy bay vận tải quân sự nói chung và máy bay C-295 nói riêng còn tương đối hạn chế. Các thông số khí động chủ yếu được cung cấp ở mức tổng quát từ nhà sản xuất, trong khi các nghiên cứu chi tiết về phân bố dòng chảy, áp suất và sự biến thiên của các hệ số khí động theo điều kiện bay chưa được đề cập nhiều trong các tài liệu khoa học trong nước. Điều này đặt ra yêu cầu cần có các nghiên cứu chuyên sâu nhằm xây dựng mô hình và tính toán các đặc trưng khí động của loại máy bay này. Do vậy, việc nghiên cứu xây dựng mô hình và mô phỏng khí động đối với máy bay vận tải quân sự C-295 có ý nghĩa khoa học và thực tiễn quan trọng, góp phần bổ sung cơ sở dữ liệu phục vụ công tác nghiên cứu, đào tạo và khai thác trang bị hàng không sau này.

Phương pháp mô phỏng số đang dần trở nên phổ biến và được sử dụng rộng rãi trong các ngành công nghiệp hàng không cũng như trong nghiên cứu. Đa số các nghiên cứu gần đây, các tác giả sử dụng phương pháp trung bình theo Reynolds (RANS) trong tính toán sơ bộ đặc tính khí động [1], [2]. Trong công trình của mình, Trần Thế Hùng và cộng sự cho thấy RANS có khả năng dự đoán tương đối chính xác về giá trị lực cản, phân bố áp suất trên bề mặt mô hình và trường dòng chảy quanh mô hình dạng đối xứng [3]-[5]. Đồng thời, RANS cho phép mô tả hiện tượng dòng trung bình tại mũi đầu đạn dòng trên âm [6]. Lê Đình Anh và cộng sự sử dụng RANS trong nghiên cứu dòng xâm thực [7], [8]. Các nghiên cứu trên cho thấy, khi được hiệu

chỉnh phù hợp, các kết quả của RANS có thể dự đoán được xu thế lực khí động và dòng chảy quanh mô hình.

Mục đích của nghiên cứu nhằm đưa ra các đặc trưng về lực khí động của máy bay vận tải quân sự C-295 đang được biên chế và khai thác trong Quân chủng Phòng không-Không quân hiện nay. Bằng sử dụng phương pháp thể tích hữu hạn, dòng chảy trên và quanh mô hình, phân bố áp suất cũng được đưa ra. Từ đó, nghiên cứu đưa ra một số kết luận, khuyến cáo liên quan tới máy bay CASA C-295, nhằm phục vụ cho việc nghiên cứu và khai thác sau này.

2. Phương pháp mô phỏng số

2.1. Mô hình hình học và miền tính toán

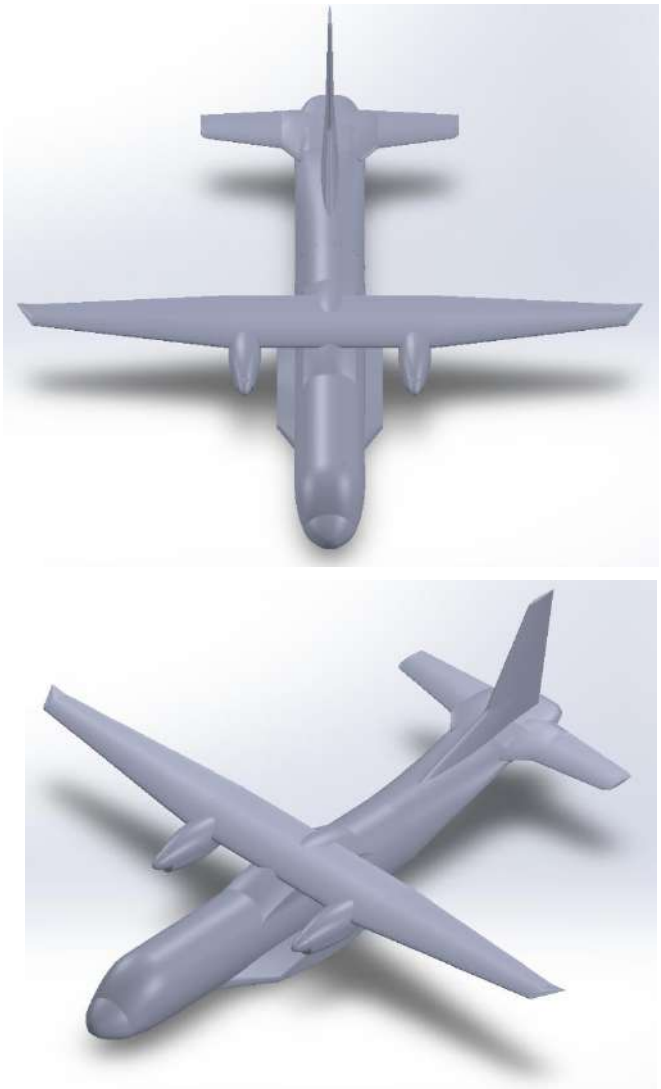
Thông số của mô hình tính toán được mô tả như trong Bảng 1. Thông số của biên dạng cánh chính, đuôi ngang và đuôi đứng sử dụng như tài liệu thuyết minh do nhà sản xuất công bố.

Bảng 1. Bảng thông số hình học của máy bay C-295

Thông số khí động	**Giá trị**
Chiều dài máy bay	24.50 m
Chiều cao đuôi đứng	8.66 m
Đường kính cánh quạt	8.74 m
Chiều rộng thân (tối đa)	2.90 m
Chiều dài thân	12.69 m
Chiều cao thân (phía trong)	1.90 m
Chiều cao thân (phía ngoài)	2.62 m
Sải cánh	25.81 m
Biên dạng cánh	NACA65321 S
Độ giãn dài cánh	10.16
Dây cung khí động trung bình cánh	2.56 m
Dây cung gốc cánh	3.06 m
Dây cung mút cánh	1.22 m
Góc lắp cánh	3.00^{o}
Góc vểnh cánh ngoài	3.00^{o}
Góc vểnh cánh trong	0
Tổng diện tích cánh	74.00 m^2
Biên dạng đuôi ngang	641A212
Sải đuôi ngang	10.60 m
Độ giãn dài đuôi ngang	5.30
Dây cung trung bình đuôi ngang	2.08 m
Góc lắp đuôi ngang	0^{o}

Thông số khí động	Giá trị
Tổng diện tích đuôi ngang	21.20 m^2
Dây cung đuôi ngang	1.85 m
Dây cung mút đuôi ngang	1.35 m
Biên dạng đuôi đứng	641A012
Tổng diện tích đuôi đứng	12.09 m^2
Chiều dài đuôi đứng	5.10 m
Dây cung mút đuôi đứng	1.55 m

Trên cơ sở thông số của nhà sản xuất, chúng tôi tiến hành xây dựng lại mô hình phục vụ cho quá trình mô phỏng. Để thuận tiện cho quá trình tính toán và mô phỏng ban đầu, cánh quạt động cơ được bỏ qua. Mô hình máy bay được xây dựng thành một khối duy nhất với tổng cộng 173 mặt phẳng. Hình ảnh mô hình tính toán được chỉ ra trên hình 1.

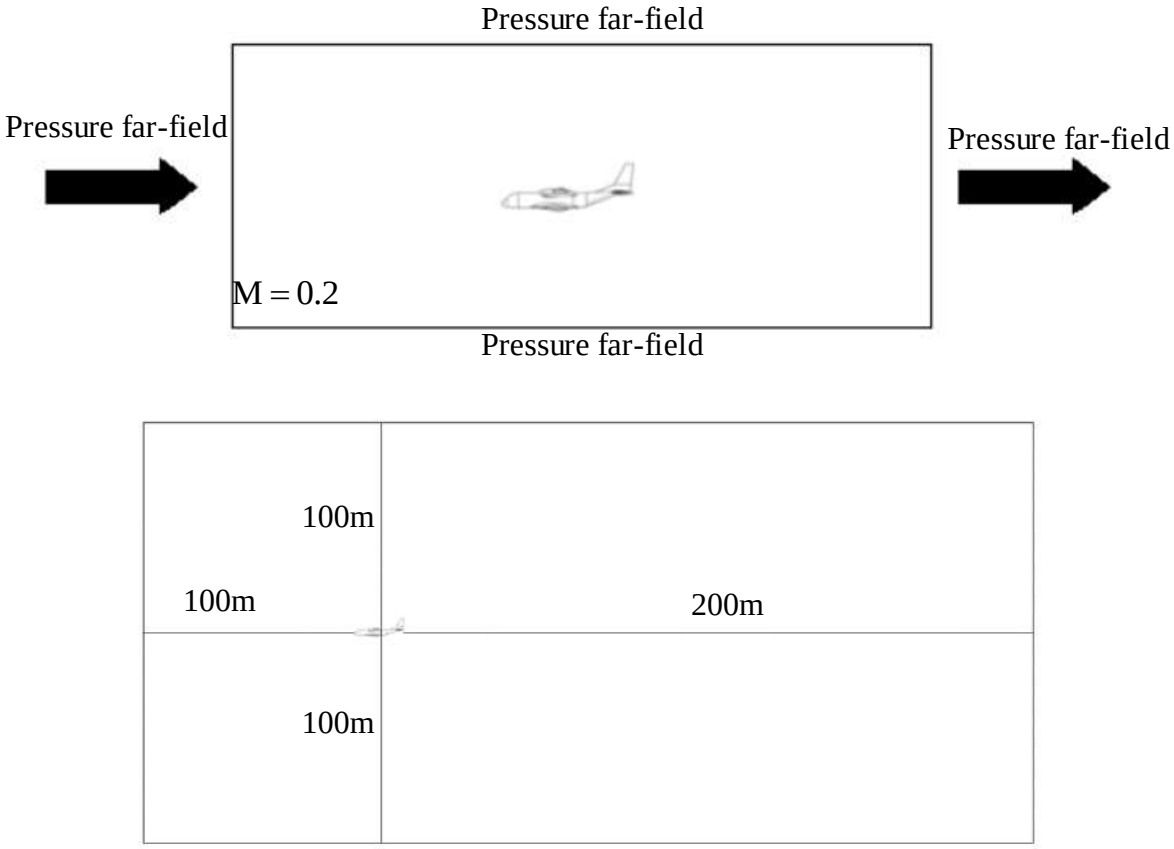


Hình 1. Mô hình 3D phục vụ mô phỏng

Vùng tính toán có dạng hình chữ nhật với các kích thước được cho dưới Hình 2. Để đảm bảo vùng tính toán bao được các hiện tượng dòng chảy cơ bản nhất quanh mô hình, phần phía

sau đuôi được kéo dài. Điều này đặc biệt quan trọng với các góc tấn lớn, khi cấu trúc xoáy trên bề mặt thân xuất hiện và ảnh hưởng tới dòng chảy vùng cánh phía sau.

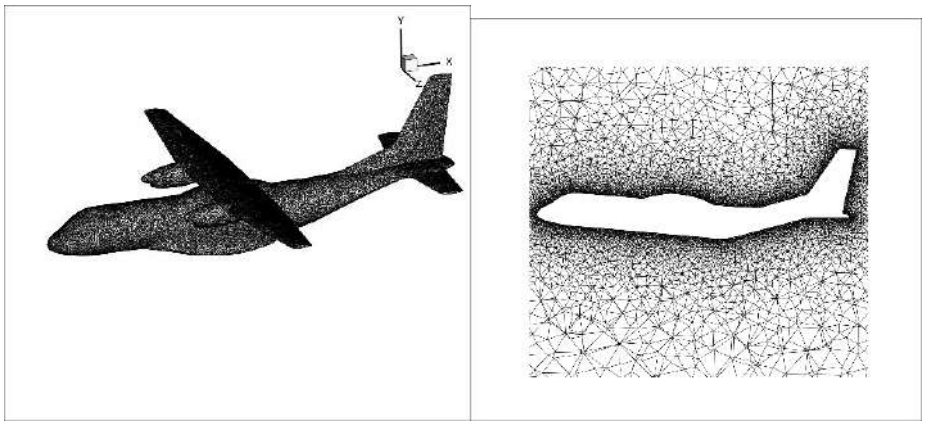
Trong mô hình này, điều kiện biên được thiết lập dưới dạng pressure far-field cho toàn bộ các mặt bao của miền tính toán, với số Mach dòng tới M=0.2. Điều kiện này cho phép mô phỏng dòng chảy ở vận tốc thấp, bảo đảm tính nhất quán giữa điều kiện vào và ra của dòng chảy.



Hình 2. Vùng tính toán xung quanh máy bay C-295

2.2. Lưới tính toán và điều kiện biên

Do cấu trúc mô hình phức tạp, lưới phi cấu trúc được sử dụng cho nghiên cứu. Cấu trúc lưới quanh mô hình có dạng lưới tam giác. Vùng lưới sát mô hình và phía sau đuôi được chia dày, nhằm thu được chính xác cấu trúc dòng chảy quanh mô hình. Nghiên cứu sử dụng 12 lớp lưới quanh mô hình với tỉ lệ mở rộng 1.2 nhằm thu được chính xác cấu trúc lớp biên.



Hình 3. Lưới tính toán thiết lập cho mô hình

2.3. Mô hình tính và điều kiện biên

Phương pháp trung bình Reynolds-averaged Navier-Stokes (RANS) được sử dụng trong tính toán phân bố trường vận tốc và áp suất trung bình quanh mô hình. Phương pháp này dựa trên trung bình phương trình Navier-Stocks và bỏ qua ảnh hưởng của thời gian lên đặc tính của dòng chảy. Mặc dù hạn chế trong phân tích cụ thể đặc tính không dừng của dòng chảy, mô hình RANS được biết cho kết quả tương đối chính xác đối với dòng chảy trung bình, đồng thời giúp giảm thời gian tính toán và được sử dụng rất rộng rãi trong nghiên cứu gần đây. Phương pháp RANS dựa trên trung bình hóa phương trình Navier-stockes (1) được viết như sau:

$$\begin{cases} \dfrac{\partial \rho}{\partial t} + \dfrac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i) = 0 \\ \dfrac{\partial}{\partial t}(\rho u_i) + \dfrac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_i u_j) = -\dfrac{\partial p}{\partial x_i} + \mu \dfrac{\partial}{\partial x_j}\left(\dfrac{\partial u_i}{\partial x_j} + \dfrac{\partial u_j}{\partial x_j}\right) + \dfrac{\partial}{\partial x_j}(-\rho \overline{u_i' u_j'}) \end{cases} \quad (1)$$

trong đó i, j=1,2,3; μ_i là thành phần vận tốc trung bình; p là áp suất; ρ là mật độ không khí.

Để tính tới ảnh hưởng của rối, mô hình chảy rối k-ε được sử dụng. Đây là mô hình rối hoàn chỉnh đơn giản nhất và có phạm vi ứng dụng rộng rãi nhất. Mô hình này được sử dụng cho dòng chảy trên bề mặt phẳng hoặc có tính đến tách hợp dòng tại vùng gradient áp suất nhỏ. Hai phương trình bổ sung cho động năng dòng chảy rối k và độ tiêu tán năng lượng ε được thể hiện dưới đây:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho k u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\frac{\mu_t}{\sigma_k}\frac{\partial k}{\partial x_j}\right] + 2\mu_t E_{ij}E_{ij} - \rho\varepsilon \quad (2)$$

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \varepsilon u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\frac{\mu_t}{\sigma_k}\frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j}\right] + C_{1\varepsilon}\frac{\varepsilon}{k}2\mu_t E_{ij}E_{ij} - C_{2\varepsilon}\rho\frac{\varepsilon^2}{k} \quad (3)$$

Trong đó các hệ số được xác định như sau:

$$\upsilon_t = C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon};\ C_\mu = 0.0845;\ \sigma_k = \sigma_\varepsilon = 0.72;$$

Thuật toán SIMPLE cho dòng không nén, dưới âm được áp dụng. Đạo hàm của vận tốc, áp suất và các tham số khác được lựa chọn dạng bậc 2. Hình ... trình bày sơ đồ vùng tính toán. Bảng 2 trình bày các điều kiện biên của dòng khí và quá trình tính toán

Bảng 2. Thông số điều kiện biên dòng khí

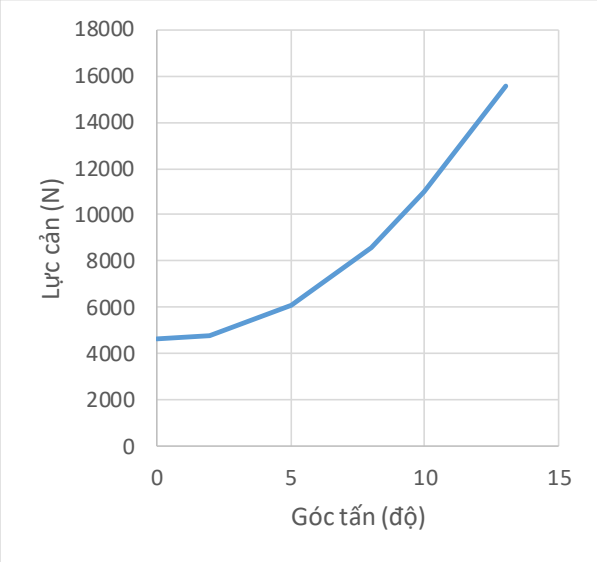
Mô hình rối	*k-ε Standard*
Điều kiện biên của tường	Không trượt (no slip)
Thuật toán	SIMPLE
Cơ chế đối lưu	Second Order Upwind
Cường độ rối	10%
Điều kiện dòng không khí vào	M=0.2

3. Kết quả và thảo luận

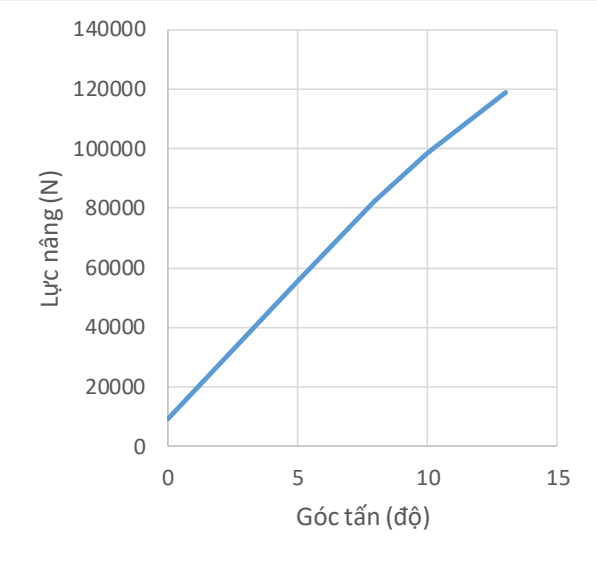
3.1. Kết quả lực khí động

Bảng 3. Sự thay đổi lực và các hệ số khí động của máy bay theo góc tấn

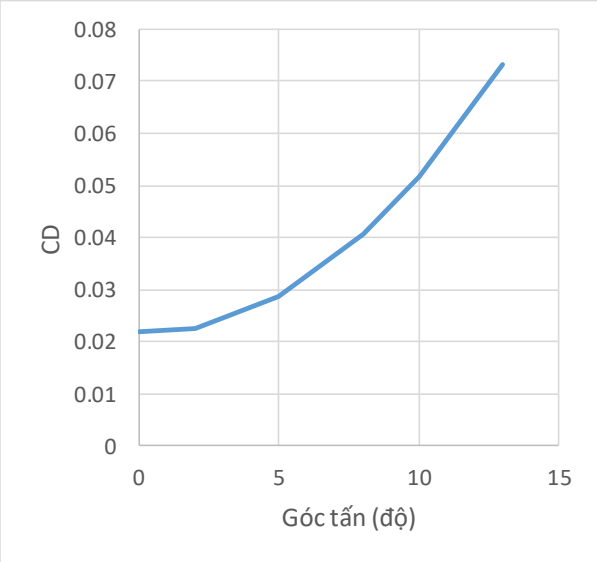
Góc tấn	C_D	*Lực cản (N)*	C_L	*Lực nâng (N)*	C_L / C_D
0°	0.021877	4641.683	0.042487	9014.57	1.942085
2°	0.022574	4789.552	0.130873	27767.44	5.797503
5°	0.028606	6069.445	0.261961	55580.69	9.157458
8°	0.040512	8595.529	0.387086	82128.64	9.55481
10°	0.05173	10975.61	0.464657	98586.9	8.98236
13°	0.073331	15558.7	0.559907	118796.4	7.63537



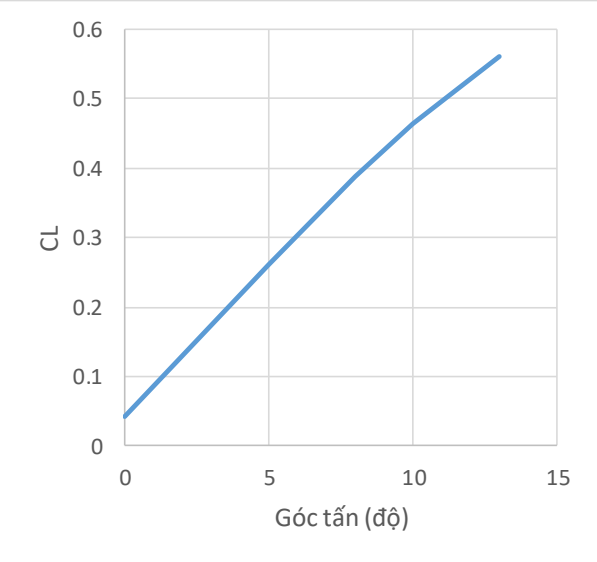
a) Lực cản



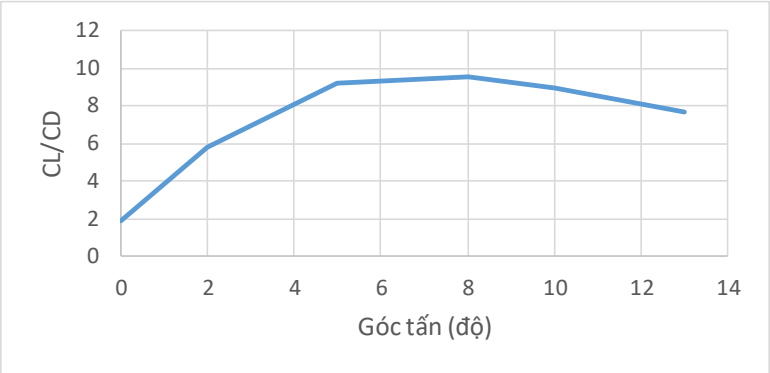
b) Lực nâng



c) Hệ số lực cản



d) Hệ số lực nâng

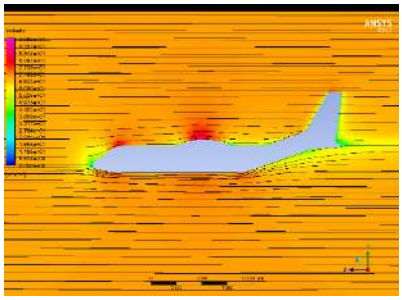


e) Hệ số chất lượng khí động

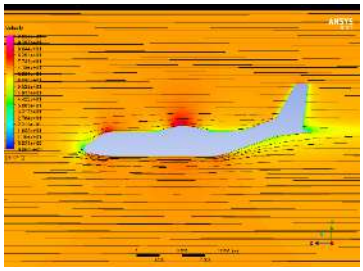
Hình 4. Sự thay đổi lực và các hệ số khí động theo góc tấn

Hình 4 trình bày đồ thị lực nâng và lực cản của mô hình tại các góc tấn 0º, 2º, 5º, 8º, 10º và 13º. Kết quả cho thấy lực nâng đã xuất hiện tại góc tấn bằng không và có xu hướng tăng tuyến tính theo góc tấn. Điều này dự đoán rằng góc tấn thất tốc có thể lớn hơn 10º, giúp máy bay hoạt động ổn định trong điều kiện nhiễu loạn lớn. Tuy nhiên, lực cản tổng cũng tăng đáng kể theo góc tấn. Tại góc tấn 13º, giá trị lực cản tăng 3.352 lần so với trường hợp góc tấn 0º.

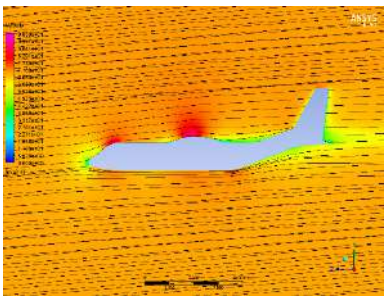
3.2. Dòng chảy xung quanh mô hình



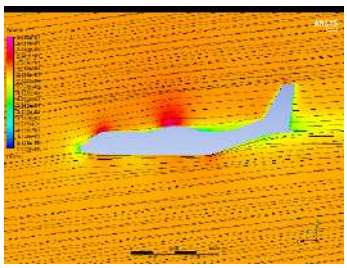
a) 0°



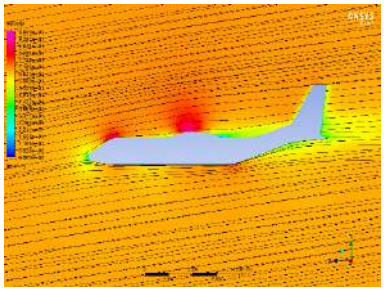
b) 2°



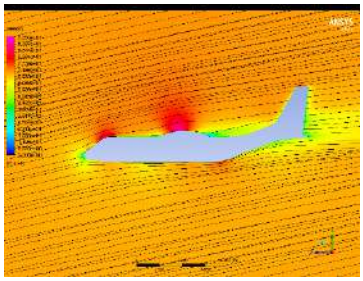
c) 5°



d) 8°



e) 10°



f) 13°

Hình 5. Dòng chảy trên bề mặt cắt ngang theo góc tấn

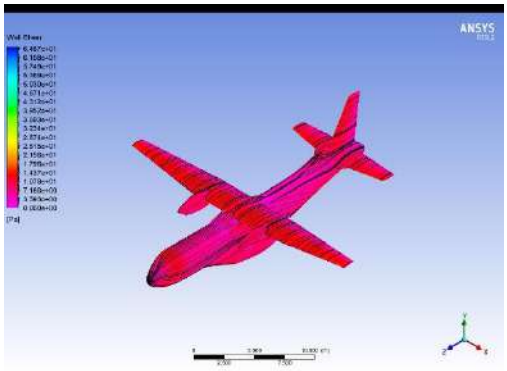
Để hiểu rõ về nguyên nhân hình thành lực khí động, dòng chảy quanh mô hình được trích xuất cho ba trường hợp góc tấn. Có thể thấy rằng:

Tại góc tấn từ 0° đến 5°, lực nâng và hệ số CL còn nhỏ, trong khi lực cản và CD ở mức thấp. Điều này cho thấy dòng chảy bám tốt trên bề mặt cánh, chênh lệch áp suất giữa hai mặt chưa lớn và wake phía sau còn hẹp. Dòng khí chỉ bị lệch xuống nhẹ, hệ thống xoáy đầu cánh còn yếu, do đó cản cảm ứng chưa đáng kể.

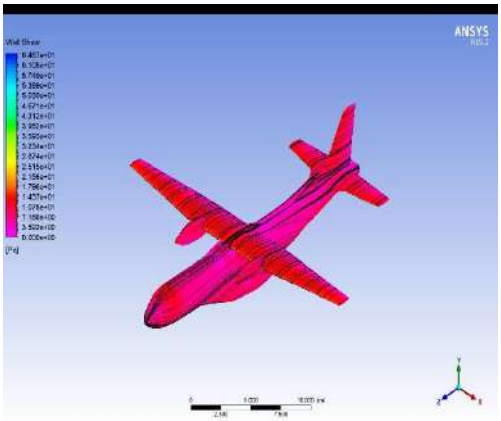
Khi tăng lên 8°, lực nâng và CL tăng mạnh, trong khi CD chỉ tăng nhẹ. Tỉ số CL/CD đạt giá trị lớn nhất (≈ 9.555), chứng tỏ dòng chảy vẫn bám tốt nhưng đã tạo được chênh lệch áp suất đáng kể giữa mặt trên và mặt dưới cánh. Downwash phía sau tăng rõ rệt, hệ thống xoáy đầu cánh hình thành rõ hơn nhưng chưa gây tổn thất lớn. Đây là trạng thái dòng chảy ổn định và hiệu suất khí động tối ưu trong khoảng khảo sát.

Từ trên 8° đến 13°, mặc dù lực nâng và CL tiếp tục tăng, lực cản và CD tăng nhanh hơn, làm CL/CD giảm xuống. Hiện tượng này phản ánh sự phát triển mạnh của cản cảm ứng và khả năng xuất hiện gradient áp suất ngược lớn ở mặt trên cánh. Wake phía sau dày hơn, cấu trúc xoáy ba chiều mạnh hơn và có thể đã xuất hiện tách lớp cục bộ ở vùng sau cánh hoặc gần gốc cánh. Dòng chảy bắt đầu kém ổn định hơn so với trường hợp 8°, làm hiệu suất khí động suy giảm.

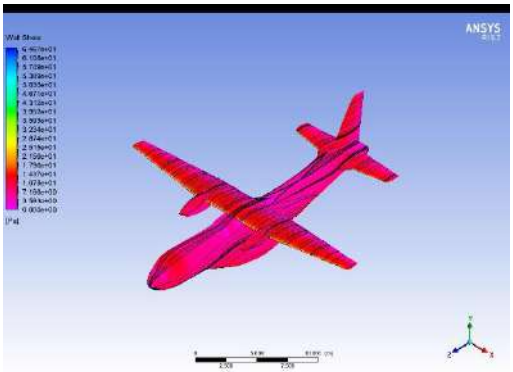
Như vậy, dựa trên biến thiên của lực và hệ số khí động, có thể thấy khi góc tấn tăng, dòng chảy chuyển từ trạng thái bám ổn định (0°) sang trạng thái tối ưu về hiệu suất (8°), rồi dần tiến tới vùng có xu hướng suy giảm chất lượng khí động (trên 8°) do sự gia tăng nhanh của cản cảm ứng và khả năng tách lớp.



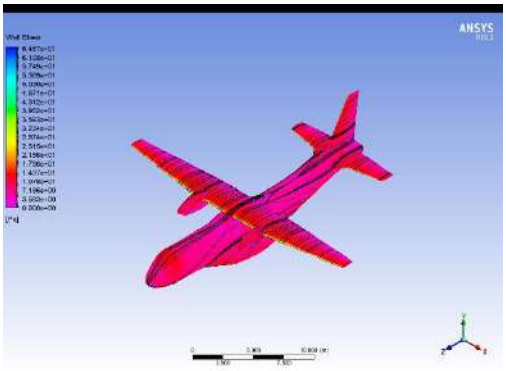
a) 0°



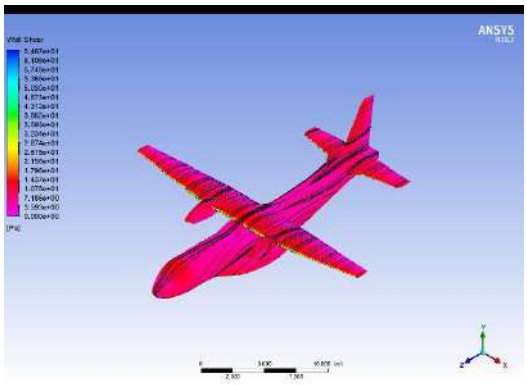
b) 2°



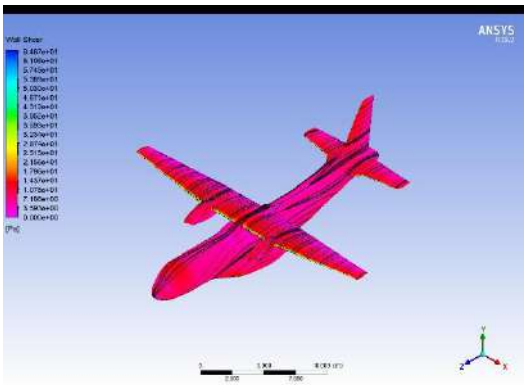
c) 5°



d) 8°



e) 10°

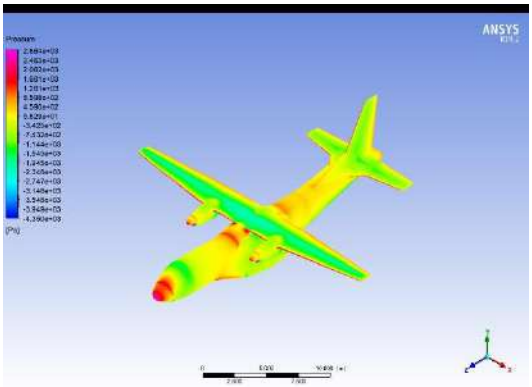


f) 13°

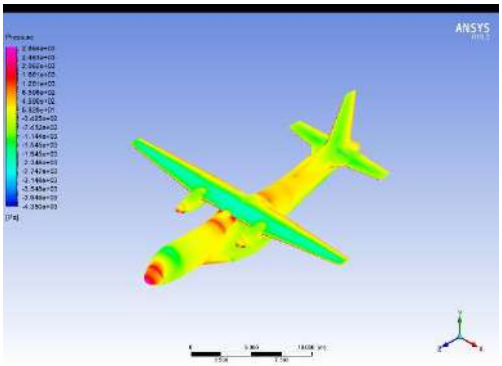
Hình 6. Dòng chảy trên bề mặt C295

3.3. Áp suất ảnh hưởng bởi góc tấn

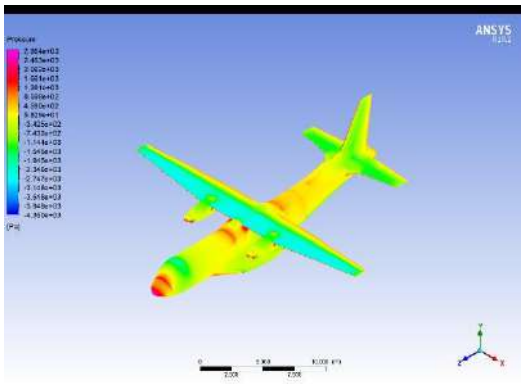
Hình 7 trình bày phân bố áp suất quanh mô hình. Có thể thấy rằng, vùng áp suất cao xuất hiện tại các vị trí tiếp xúc trực tiếp với dòng chảy, bao gồm mũi mà mép trước của cánh máy bay. Các vùng áp suất cao này là nguyên nhân dẫn tới việc tăng lực cản của mô hình. Kết quả cũng cho thấy, vùng áp suất cao này mở rộng khi góc tấn tăng. Tuy nhiên, tại mặt trên của cánh, vùng áp suất thấp xuất hiện, là do biên dạng của cánh. Cụ thể, máy bay này sử dụng cánh có biên dạng NACA 65321. Đây là biên dạng có chất lượng khí động cao.



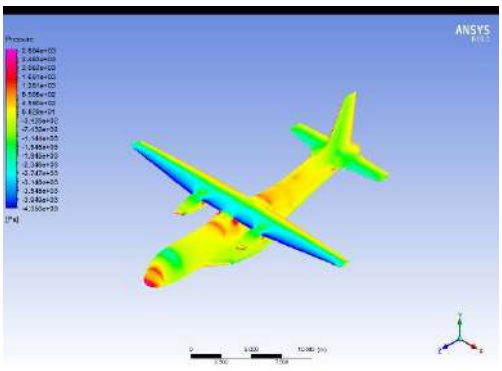
a) 0°



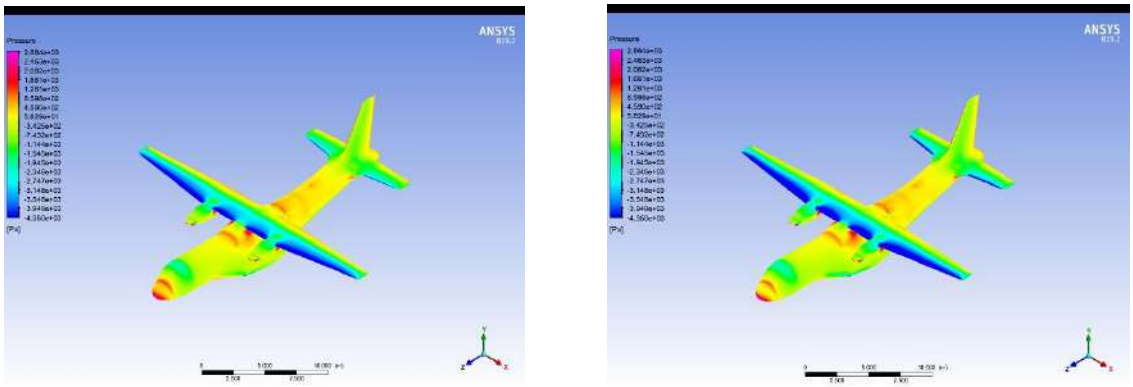
b) 2°



c) 5°



d) 8°



e) 0° f) 0°

Hình 7. Áp suất trên bề mặt C295

4. Kết luận

Với việc lựa chọn đối tượng nghiên cứu là máy bay vận tải quân sự C-295, sử dụng phương pháp mô phỏng số để phân tích và đánh giá đặc tính khí động của cấu hình toàn máy bay trong các điều kiện góc tấn khác nhau. Trên cơ sở xây dựng mô hình hình học ba chiều và hệ lưới phù hợp, các tính toán CFD đã được thực hiện nhằm khảo sát sự biến thiên của lực nâng, lực cản và các hệ số khí động tương ứng. Kết quả mô phỏng cho thấy khi góc tấn tăng từ 0° đến 13°, lực nâng và hệ số lực nâng tăng gần tuyến tính trong vùng làm việc trước stall, phản ánh sự gia tăng chênh lệch áp suất giữa mặt trên và mặt dưới cánh. Đồng thời, lực cản và hệ số lực cản tăng rõ rệt ở góc tấn lớn do sự phát triển của cản cảm ứng và cấu trúc xoáy ba chiều phía sau cánh. Tỉ số CL/CD đạt giá trị lớn nhất tại góc tấn 8°, cho thấy đây là trạng thái có chất lượng khí động tối ưu trong phạm vi khảo sát, trong khi góc tấn trên 8° hiệu suất khí động bắt đầu suy giảm do tốc độ tăng của lực cản lớn hơn lực nâng. Những kết quả thu được phù hợp với cơ sở lý thuyết khí động học và cho thấy phương pháp mô phỏng được lựa chọn có khả năng phản ánh hợp lý quy luật biến thiên của các đặc trưng khí động theo góc tấn. Nghiên cứu tạo nền tảng cho các hướng phát triển tiếp theo như khảo sát ảnh hưởng của thay đổi cấu hình hình học, tối ưu hóa hiệu suất khí động hoặc mở rộng phân tích sang các chế độ bay khác nhau nhằm phục vụ công tác nghiên cứu và ứng dụng trong lĩnh vực hàng không.

Tài liệu tham khảo

1. Bergeron, K., Cassez, J., and Bury, F. (2009), *Computational Investigation of the Upsweep Flow Field for a Simplified C-130 Shape*, AIAA Paper 2009-0090.

2. Malcom P. Claus, Scott A. Morton, Russell M. Cummings (2005), *DES Turbulence Modeling on the C-130 Comparision between Computational and Experimental Results*, 43rd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, Reno, USA.

3. T. H. Tran, H. Q. Dinh, H. Q. Chu, V. Q. Duong, C. Pham, and V. M. Do, "Effect of boattail angle on near-wake flow and drag of axisymmetric models: a numerical approach," *J. Mech. Sci. Technol.*, vol. 35, no. 2, pp. 563-573, Feb. 2021, doi: 10.1007/s122060210115-1.

4. T. T. Hung, N. T. Minh and D. C. Truong, "Xay dung mo hinh nghien cuu anh huong cua duoi hinh con len dong chay va luc can cua vat doi xung," *Tap chi Nghien cuu Khoa hoc va Cong nghe quan su,* vol. 72, pp. 136-142, 2021.

5. T. H. Tran, C. T. Dao, D. A. Le, and T. M. Nguyen, "Numerical study for flow behavior and drag of axisymetric boattail models at different Mach number," in *Regional Conference in Mechanical Manufacturing Engineering*, 2022, pp. 729-741.

6. V. M. Do, T. H. Tran, X. S. Bui, and D. A. Le, "Influence of Spike-Nosed Length on Aerodynamic Drag of a Wing-Projectile Model," *Adv. Mil. Technol.*, vol. 17, no. 1, pp. 33-45, 2022.

7. A. D. Le, H. Phan Thanh, and H. Tran The, "Assessment of a Homogeneous Model for Simulating a Cavitating Flow in Water Under a Wide Range of Temperatures," *J. Fluids Eng.*, vol. 143, no. 10, p. 101204, 2021, doi: 10.1115/1.4051078.

8. A. D. Le and T. H. Tran, "Improvement of Mass Transfer Rate Modeling for Prediction of Cavitating Flow," *J. Appl. Fluid Mech*, vol. 15, no. 2, pp. 551-561, 2022.

9. Zore. K.; Sasanapuri. B.; Parkhi. G.; Varghese. A. Ansys Mosaic PolyHexcore Mesh For HighLift Aircraft Configuration. Proceeding of 21st Annual CFD Symposium, 2019, pp. 1 11.

10. F. R. Menter, "Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications," *AIAA J.*, 32, 8, 1598-1605, 1994.

Model Development and Aerodynamic Characterization of the CASA C-295 Military Transport Aircraft

Abstract: *This paper presents the results of model development and aerodynamic characteristics for the C-295 military transport aircraft. The study simulated the aerodynamic characteristics of the C-295 aircraft using the Finite Volume Method (FVM) combined with the Reynolds-Averaged Navier–Stokes method and the Standard k–epsilon turbulence model in the commercial software ANSYS Fluent. The results of the study present the preliminary model generation, the calculation of the effects of pressure, velocity, and surface friction acting on the C-295 aircraft during level flight, and the verification of the accuracy of the numerical method. The results obtained from this study serve as a basis for further research on the aerodynamic characteristics of the C-295 military transport aircraft.*

Keyword: Aerodynamic force coefficient; UAV; numerical simulation; ANSYS Fluent.

Nghiên cứu xác định thông số sản phẩm cháy động cơ cỡ nhỏ dùng trong thử nghiệm nhiên liệu động cơ 9D21

Dương Minh Đức*, Đặng Ngọc Thanh, Nguyễn Thế Dũng

Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: dmd.lqd@gmail.com

Tóm tắt

Bài báo trình bày kết quả tính toán nhiệt động học nhằm xác định thông số làm việc cho động cơ thử nghiệm, mô phỏng quy trình cháy hai giai đoạn đặc thù của động cơ lỏng 9D21. Nghiên cứu phân tích sự biến đổi năng lượng trong giai đoạn mồi cháy (sử dụng nhiên liệu tự bắt lửa TG-02 và chất ôxy hóa AK-27I) và giai đoạn cháy chính (sử dụng nhiên liệu TM-185). Các kết quả này đóng vai trò cơ sở khoa học để tính toán biên dạng loa phụt và tối ưu hóa quy trình chuyển đổi nhiên liệu, mô phỏng đặc tính năng lượng của động cơ 9D21 thực tế trên mô hình thử nghiệm cỡ nhỏ.

Từ khóa: *Nhiệt động lực học, Sản phẩm cháy, Động cơ lỏng cỡ nhỏ, Quy trình cháy hai giai*

1. Mở đầu

Động cơ tên lửa nhiên liệu lỏng đóng vai trò then chốt trong công nghệ vũ trụ và quốc phòng nhờ các đặc tính lực đẩy và xung lực riêng cao. Động cơ 9D21 sử dụng trong tên lửa 8K14 của tổ hợp R-17E là loại động cơ một buồng đốt, sử dụng hệ nhiên liệu lỏng gồm chất cháy TM-185, chất oxy hóa AK-27I và nhiên liệu mồi TG-02 [1]. Việc đảm bảo hoạt động ổn định và hiệu suất cao của hệ nhiên liệu này là tiên quyết cho ứng dụng thành công của tổ hợp vào các nhiệm vụ bay.

Việc thực hiện các thử nghiệm thực tế trên các động cơ quy mô đầy đủ gặp rất nhiều hạn chế về kinh phí, thời gian và yêu cầu khắt khe về hạ tầng thử nghiệm. Hệ nhiên liệu của động cơ 9D21, đặc biệt là TM-185, có thành phần hóa học phức tạp và điều kiện cháy khắc nghiệt với nhiệt độ sản phẩm cháy lên tới khoảng 3100 K đến 3500 K. Bên cạnh đó, các sản phẩm cháy thường chứa các thành phần độc hại và nguy hiểm (như CO, NO), đòi hỏi các biện pháp an toàn và hệ thống xử lý khí thải nghiêm ngặt.

Để giải quyết bài toán chi phí và độ an toàn, việc sử dụng động cơ cỡ nhỏ là một giải pháp thay thế hiệu quả và phổ biến trong nghiên cứu quá trình cháy [2]. Các động cơ mô hình này cho phép tiết kiệm chi phí và thời gian, giảm thiểu đáng kể lượng nhiên liệu tiêu thụ và đơn giản hóa cấu trúc thiết bị thử nghiệm. Động cơ thử nghiệm có độ linh hoạt cao, cho phép thực hiện lặp lại nhiều lần các thử nghiệm để hiệu chỉnh sai số và tối ưu hóa thiết kế. Các kết quả thu được từ động cơ cỡ nhỏ có độ tương đồng cao và có giá trị xác thực rất lớn đối với động cơ quy mô thực khi được tính toán theo các thông số thuật phóng tương ứng.

Xác định chính xác các thông số nhiệt động của sản phẩm cháy như nhiệt độ buồng đốt, khối lượng mol trung bình, xung lực riêng, thành phần sản phẩm cháy... cung cấp dữ liệu thiết kế hệ thống thử nghiệm nhiên liệu, đánh giá hiệu suất nhiên liệu trong hai giai đoạn đốt cháy của

* Email: dmd.lqd@gmail.com

động cơ 9D21; giúp dự báo tải trọng nhiệt lên thành buồng đốt và loa vòi phun, từ đó thiết kế hệ thống làm mát phù hợp....

Mục tiêu của nghiên cứu trình bày trong bài báo là xác định các thông số nhiệt động học và thành phần sản phẩm cháy hai cặp nhiên liệu TG02/AK-27I và TM185/AK-27I, qua đó xây dựng cơ sở khoa học để thiết kế động cơ cỡ nhỏ phục vụ cho công tác thử nghiệm, cải tiến và tối ưu hóa nhiên liệu động cơ 9D21. Kết quả này không chỉ giúp làm chủ công nghệ thử nghiệm nhiên liệu mà còn nâng cao hiệu quả nghiên cứu, phát triển các hệ thống động lực trên tên lửa tại Việt Nam.

2. Xây dựng mô hình tính toán

2.1. Động cơ 9D21 và nhiên liệu

Động cơ 9D21 được thiết kế để hoạt động một lần với hệ thống cung cấp nhiên liệu kiểu tuabin máy bơm dẫn động bởi máy tạo khí. Về thông số kỹ thuật, động cơ 9D21 đạt lực đẩy tại mặt đất là 13.310 kg, xung lượng riêng tương ứng là 230 s. Tổng lưu lượng tiêu thụ nhiên liệu của hệ thống đạt 57,83 kg/s, đảm bảo thời gian hoạt động định mức trong khoảng 100 giây. Áp suất làm việc trong buồng đốt khi vận hành ổn định được duy trì ở mức 69,4 kgf/cm².

Chu trình vận hành của động cơ 9D21 trải qua các giai đoạn nghiêm ngặt để đảm bảo hiệu suất thuật phóng và an toàn hệ thống:

Giai đoạn khởi động: Quá trình bắt đầu khi lệnh phóng kích hoạt bộ liều mồi thuốc phóng rắn trong buồng phóng. Sản phẩm cháy từ thuốc phóng rắn cung cấp năng lượng sơ khởi để làm quay tuabin, từ đó dẫn động các máy bơm nhiên liệu. Nhiên liệu mồi TG-02 và chất oxy hóa AK-27I được đưa vào buồng cháy và máy tạo khí; phản ứng tự bắt cháy hóa học giữa cặp thành phần này tạo ra ngọn lửa mồi và dòng khí công tác ban đầu để duy trì hoạt động của cụm TNA.

Giai đoạn hoạt động chính: Ngay sau khi quá trình cháy mồi ổn định, chất cháy chính TM-185 được bơm vào buồng cháy thay thế dòng nhiên liệu mồi. Trong quá trình này, một phần TM-185 được dẫn qua lớp áo làm lạnh của buồng đốt nhằm hấp thụ nhiệt lượng, bảo vệ cấu trúc thành buồng đốt trước nhiệt độ cực cao của sản phẩm cháy, đồng thời nhiên liệu này cũng được gia nhiệt trước khi phun vào buồng đốt để nâng cao hiệu quả cháy. Các bộ điều chỉnh và bộ ổn định trên động cơ có nhiệm vụ duy trì áp suất buồng đốt định mức và tỷ lệ thành phần (O/F) tối ưu giữa chất oxy hóa và chất cháy.

Hệ nhiên liệu sử dụng cho động cơ bao gồm ba thành phần chính:

Chất cháy chính TM-185 là một hỗn hợp hydrocacbon hoạt hóa với quy trình chế tạo phức tạp, bao gồm ba thành phần cơ bản: polyme-distillat (56 ± 1,5%), dầu nhiệt phân nhẹ (40 ± 1,0%) và phụ gia tricrezol (4,5 ± 0,5%). Ở điều kiện tiêu chuẩn, TM-185 là chất lỏng linh động màu vàng đến nâu nhạt, có khối lượng riêng từ 0,790 đến 0,820 g/cm³ và độ nhớt thấp (0,7–1,2 Cst), tạo điều kiện thuận lợi cho việc phun tơi và hình thành hỗn hợp trong buồng đốt. Mặc dù không có khả năng tự bắt cháy với axit nitric, TM-185 sở hữu nhiệt lượng cháy cao (42.173,6 – 44.857,4 kJ/kg), cho phép điều chỉnh lực đẩy trong phạm vi rộng và được tận dụng để làm mát thành buồng đốt hiệu quả.

Chất oxy hóa AK-27I là hệ oxy hóa dựa trên nền axit nitric đậm đặc (tối thiểu 69,8%), được tăng cường bởi dinitơ tetraoxit (24–28%) nhằm tăng tính hoạt hóa và bổ sung iốt (0,12–0,16%) làm chất ức chế ăn mòn. Đây là chất lỏng độc hại, dễ bay hơi, có màu nâu sẫm đặc trưng và khối lượng

riêng lớn (1,596 – 1,604 g/cm³). Đặc tính kỹ thuật quan trọng nhất của AK-27I là khả năng tự bắt cháy hóa học khi tiếp xúc với nhiên liệu mồi TG-02 với thời gian trễ bắt cháy cực ngắn, khoảng 0,017 giây ở 20°C, đảm bảo sự tin cậy tuyệt đối cho quá trình khởi động động cơ.

Nhiên liệu mồi TG-02 là thành phần trung gian được sử dụng để kích hoạt chu trình cháy ban đầu, có thành phần chính gồm xylidines (50 ± 2%) và trietylamin (50 ± 2%). Chất lỏng này có màu vàng đến vàng sẫm, khối lượng riêng đạt 0,835 – 0,855 g/cm³ và nhiệt lượng cháy xấp xỉ 39.960 kJ/kg. Ưu điểm nổi bật của TG-02 là thời gian bắt cháy rất ngắn khi tương tác với chất oxy hóa AK-27I và độ bền hóa học cao trong bảo quản, giúp tạo ra dòng khí công tác tức thời để dẫn động tuabin máy bơm, tạo tiền đề cho việc đưa chất cháy chính TM-185 vào buồng đốt trong giai đoạn hoạt động ổn định.

2.2. Mô hình toán học xác định trạng thái cân bằng nhiệt động lực học sản phẩm cháy

Để xác định các thông số làm việc của động cơ thử nghiệm, nghiên cứu này áp dụng mô hình toán học về cân bằng hóa học đa pha ở nhiệt độ cao được trình bày trong công trình [3]. Mô hình này dựa trên nguyên lý cực trị của các hàm thế nhiệt động, cụ thể là cực tiểu hóa hàm thế năng của hệ kín ở trạng thái cân bằng.

Trạng thái cân bằng hóa học của hỗn hợp sản phẩm cháy được xác định khi thế nhiệt động của hệ đạt giá trị cực trị dưới các điều kiện ràng buộc về bảo toàn khối lượng và trung hòa điện tích. Đối với một hệ sản phẩm cháy gồm N hợp chất hóa học được cấu tạo từ M nguyên tố, hàm mục tiêu được sử dụng là:

$$\Phi = \sum_{i=1}^{N} n_i \mu_i \to \min ;$$

trong đó n_i là số mol của hợp chất i và μ_i là thế hóa học của hợp chất đó.

Điều kiện bảo toàn nguyên tố được biểu diễn bằng hệ phương trình:

$$\sum_{i=1}^{N} A_{ki} \gamma_i = \gamma_k^0, \quad k = 1, \ldots, M ;$$

trong đó, A_{ki} là ma trận thành phần cho biết số nguyên tử của nguyên tố k trong hợp chất i, γ_i là nồng độ mol-khối lượng của hợp chất i, và γ_k^0 là nồng độ mol tổng cộng của nguyên tố k trong hỗn hợp ban đầu.

Mô hình toán học xác định các thông số nhiệt động học của sản phẩm cháy khi giãn nở trong loa phụt dựa trên giả thiết dòng chảy một chiều, ổn định và luôn duy trì trạng thái cân bằng nhiệt động lực học cục bộ. Dòng sản phẩm cháy giãn nở trong loa phụt tuân theo các quy luật bảo toàn sau:

- Bảo toàn khối lượng: $\dot{m} = \rho F W = \text{const}$; trong đó ρ là khối lượng riêng, F là diện tích tiết diện và W là vận tốc dòng khí.

- Bảo toàn năng lượng: Quá trình giãn nở chuyển hóa enthalpy thành động năng:

$$I + \frac{W^2}{2} = I_k ;$$

trong đó, I là enthalpy tại tiết diện đang xét và I_k là enthalpy toàn phần tại buồng đốt.

- Điều kiện đẳng entropy: Giả thiết quá trình giãn nở lý tưởng là đẳng entropy ($S = S_k = \text{const}$), trong đó S là entropy của hỗn hợp sản phẩm cháy.

Đối với bài toán liên quan đến động cơ tên lửa như 9D21, nơi áp suất buồng đốt nằm trong phạm vi nhỏ hơn 25 MPa, việc coi sản phẩm cháy là khí lý tưởng là phù hợp.

Hệ phương trình mô tả cân bằng hóa học là một hệ phi tuyến phức tạp. Để tìm lời giải, mô hình sử dụng phương pháp lặp Newton-Raphson với hiệu chỉnh phù hợp qua các bước lặp để đảm bảo sự hội tụ của thuật toán [3].

Trong nghiên cứu, tác giả ứng dụng mô hình tính toán được xây dựng lần lượt cho hai cặp nhiên liệu AK-21I ($H_{13,1067}N_{17,199}O_{46,6166}$; $\Delta H_f = -2293\,kJ/kg$) + TG-02 ($C_{62,6537}H_{119,5006}N_{9,0670}$; $\Delta H_f = -450,7\,kJ/kg$) và AK-21I + TM-185 ($C_{70,0396}H_{151,6235}O_{0,3699}$; $\Delta H_f = -1370\,kJ/kg$) [4] trong khoảng giá trị áp suất buồng đốt $p_k = 1 \div 12\,MPa$ và $K_m = \dot{m}_O / \dot{m}_G = 1 \div 8$. Áp suất tính toán tại cửa ra loa phụt p_c=1 atm. Tính toán bỏ qua các thành phần công nghệ không ảnh hưởng đến đặc tính năng lượng của nhiên liệu, ví dụ I_2 trong AK-21I. Số lượng cấu tử có thể có mặt trong sản phẩm cháy là 127, có tính đến khả năng tạo thành pha ngưng tự như muội than C(c).

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Phân tích thông số sản phẩm cháy giai đoạn mồi (TG-02 + AK-27I)

Trong giai đoạn mồi, việc đảm bảo nhiệt độ và enthalpy đủ cao để duy trì sự cháy ổn định là ưu tiên hàng đầu. Việc hình thành muội than (carbon rắn - $C(c)$) trong thành phần sản phẩm cháy là không mong muốn do gây bám bẩn kim phun, loa phụt và làm giảm xung lực riêng lý thuyết. Dựa trên kết quả mô phỏng sản phẩm cháy giai đoạn mồi tại vùng giàu nhiên liệu và áp suất thấp:

- Trong buồng đốt ($p = 1,0$ MPa): Muội than $C(c)$ xuất hiện rất đậm đặc ở các tỷ lệ nhiên liệu giàu ($K_m = 1,0$ đạt khối lượng 113,03 g/kg; $K_m = 1,2$ đạt 51,2 g/kg). Hiện tượng muội than hoàn toàn biến mất trong buồng đốt ($C(c) = 0$) khi tỷ lệ thành phần đạt mức $K_m > 1,2$.

- Tại cửa ra loa phụt ($P = 0,1$ MPa): Do quá trình giãn nở làm giảm nhiệt độ và áp suất, các phản ứng tái tổ hợp có xu hướng tạo ra muội than nhiều hơn. Tại $p = 3,5\,MPa$; $K_m = 1,6$, dù trong buồng đốt không có muội nhưng tại cửa ra vẫn tồn tại $C(c) = 9$ g/kg. Muội than tại cửa ra chỉ thực sự biến mất hoàn toàn khi tỷ lệ thành phần đạt mức $K_m \geq 1,8$.

Như vậy, để đảm bảo dòng sản phẩm cháy "sạch" hoàn toàn (không có pha rắn) trong suốt quá trình giãn nở tại mặt đất, hệ nhiên liệu TG-02 + AK-27I cần vận hành ở dải K_m cao, giá trị cụ thể cần tương ứng với áp suất buồng đốt.

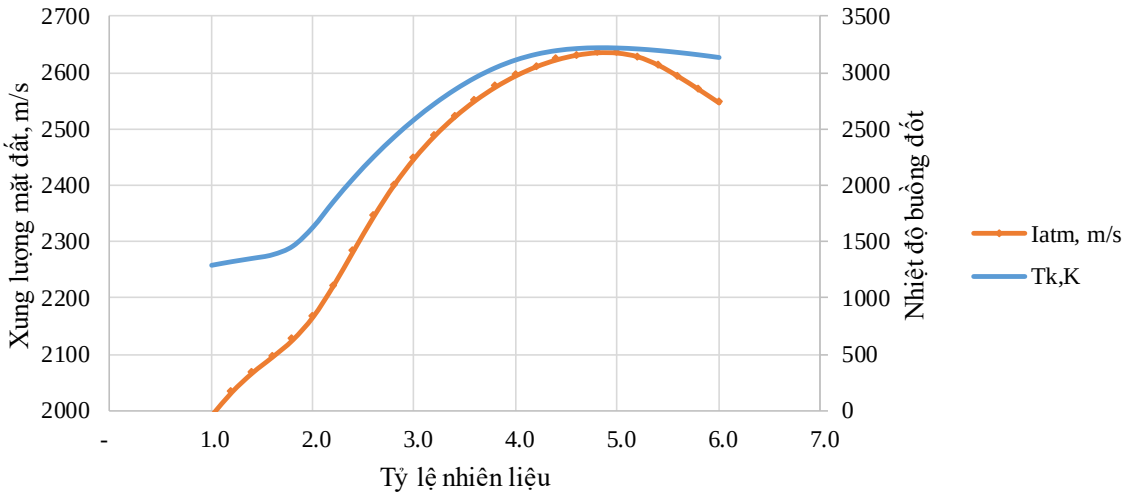
Dựa trên kết quả tính toán tại áp suất $K_m = 2$ (tương ứng với hỗn hợp giàu nhiên liệu để tối ưu hóa khả năng tự bắt lửa và không tạo muội), tại áp suất buồng đốt $P_c = 2,5$ MPa, nhiệt độ sản phẩm cháy đạt 2029,2 K, và khối lượng mol trung bình là 19,06 g/mol.

Khi tăng tỷ lệ K_m lên 4 tại cùng mức áp suất 2,5 MPa, nhiệt độ tăng lên 3130,2 K và khối lượng mol tăng lên 25,4 g/mol.

Sự gia tăng nhiệt độ khi tăng K_m cho thấy phản ứng ôxy hóa diễn ra hoàn thiện hơn, giải phóng nhiều năng lượng hơn từ các liên kết hóa học của triethylamine và xylidine. Tuy nhiên, sự tăng hàm lượng AK-21I trong phản ứng mồi sẽ làm tăng khối lượng mol của sản phẩm cháy.

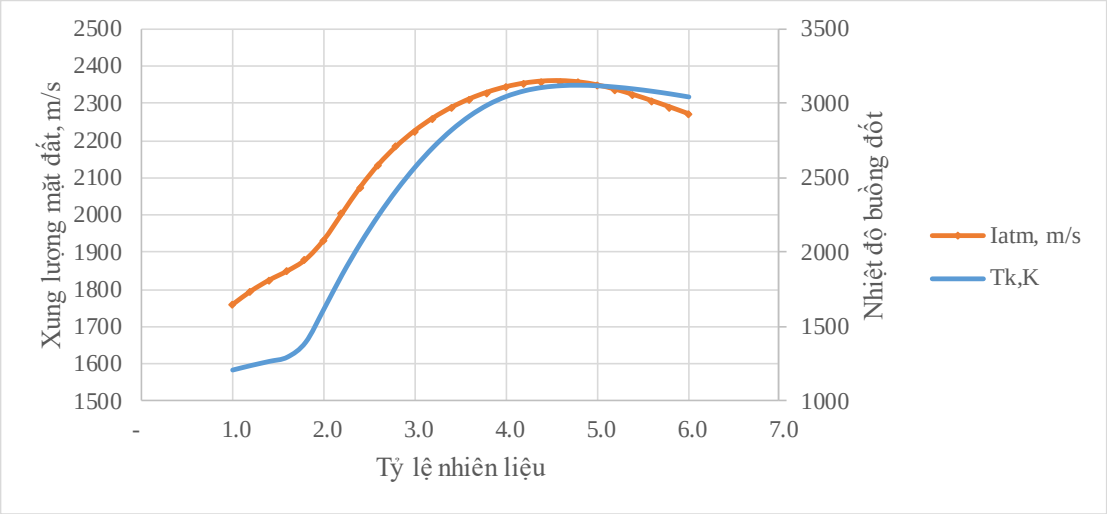
3.2. Phân tích thông số sản phẩm cháy giai đoạn chính (TM-185 + AK-27I)

Việc đối chiếu dữ liệu mô phỏng lý thuyết với các thông số vận hành thực tế của 9D21 giúp chúng ta hiểu rõ các "tổn thất" trong kỹ thuật thực tế và cơ chế điều chỉnh hiệu suất. Đồ thị hình 1 thể hiện sự phụ thuộc của giá trị tính toán xung lượng mặt đất và nhiệt độ buồng đốt vào tỷ lệ nhiên liệu tương ứng với áp suất buồng đốt P=7 MPa.



Hình 1. Sự phụ thuộc của xung lượng mặt đất và nhiệt độ buồng đốt vào tỷ lệ nhiên liệu tại P=7 MPa

Tại giá trị tỷ lệ nhiên liệu của động cơ 9D21 K_m=3,52; sự khác biệt giữa xung lực riêng lý thuyết từ mô phỏng (~2536 m/s hay ~258 s tại 8 MPa) và giá trị thực tế của động cơ 9D21 (~230 s) xuất phát từ ba lý do chính. Thứ nhất là tổn thất do hiệu suất vòi phun và sự cháy không hoàn toàn. Thứ hai, và quan trọng nhất đối với dòng Scud, là sự xuất hiện của các cánh lái ga động bằng graphite đặt ngay tại cửa ra của loa phụt để điều khiển hướng bay. Các cánh lái này gây ra lực cản đáng kể trong luồng khí tốc độ cao, làm tiêu hao xung lực riêng. Thứ ba là việc trích một phần lưu lượng để phục vụ cho các hệ thống phụ trợ và làm mát màng thành buồng đốt.



Hình 2. Giá trị của xung lượng mặt đất và nhiệt độ buồng đốt theo Km tại tại P=2,5 MPa

Trong công trình [2], nhóm nghiêm cứu thực nghiệm tại Iran đã tiến hành xây dựng động cơ mẫu cỡ nhỏ lực đẩy 30 kg. Hệ thống thử nghiệm thu nhỏ của Iran chọn mức áp suất vận hành P=2,5 MPa. Việc vận hành ở áp suất thấp giúp bảo vệ các cảm biến nhiệt độ và áp suất lắp đặt bên trong buồng đốt. Ở áp suất 7 MPa, dòng nhiệt truyền vào thành buồng đốt và các đầu đo cực lớn, dễ gây hỏng hóc thiết bị trước khi dữ liệu kịp ghi nhận. Áp suất 2,5 MPa cho phép kéo dài thời gian thử nghiệm, đủ để các quá trình cháy đạt đến trạng thái ổn định. Áp suất buồng đốt cho phép khảo sát đặc tính năng lượng của nhiên liệu tại tỷ liệu nhiên liệu tối ưu K_m= 4,5 mà tại đó xung lượng mặt đất lý thuyết đạt giá trị cực đại (~ 2359 m/s hoặc ~ 240 m/s) (xem hình 2).

4. Kết luận

Nghiên cứu đã xác định bộ thông số nhiệt động lực học cho sản phẩm cháy nhiên liệu sử dụng trong động cơ 9D21 thông qua việc xây dựng mô hình toán mô tả trạng thái nhiệt động học cân bằng sản phẩm cháy. Việc phân tích quy trình cháy hai giai đoạn đã chỉ rõ vai trò của nhiên liệu mồi TG-02 trong việc thiết lập trạng thái năng lượng ban đầu và nhiên liệu chính TM-185 trong việc duy trì hoạt động của động cơ. Nghiên cứu cung cấp dải thông số làm việc chi tiết theo tỷ lệ nhiên liệu và áp suất buồng đốt phục vụ trực tiếp cho việc thiết kế các mô hình động cơ cỡ nhỏ.

Tài liệu tham khảo

1. Министерство обороны СССР. (1974). Raketa 8K14: Tekhnicheskoye opisaniye. Chast' 1. Moscow: Voennoye Izdatel'stvo.

2. Ommi, F., Mehrabi, A., & Nekoufar, K. (2015). A practical scenario for cold and hot-fire test of a liquid subscale engine with single swirl double base injector. International Journal of Engineering & Technology Sciences, 3(2), 84-100.

3. Duong Minh Duc (2022). Issledovaniye mnogofaznykh vysokotemperaturnykh reagiruyushchikh techeniy termodinamicheskim metodom [Nghiên cứu dòng chảy phản ứng đa pha nhiệt độ cao bằng phương pháp nhiệt động lực học] (Luận án tiến sĩ). Moskovskiy Aviatsionnyy Institut (MAI), Moscow.

4. Korepanov, M. A., & Khramov, S. N. (2018). Identifikatsiya virtual'nykh analogov zhidkikh raketnykh topliv. Vestnik IzhGTU imeni M. T. Kalashnikova, 21(2), 49-56.

Thermodynamic determination of combustion product parameters for a subscale engine used in 9D21 propellant testing

Abstract: *This paper presents the results of a thermodynamic analysis conducted to determine the operating parameters of a subscale experimental rocket engine designed to simulate the characteristic two-stage combustion process of the 9D21 liquid-propellant engine. The study examines the energy transformation during the ignition phase—employing hypergolic propellant TG-02 and oxidizer AK-27I—and the subsequent main combustion phase using TM-185 fuel.The obtained results provide a scientific basis for calculating the nozzle contour profile and optimizing the propellant transition process. Furthermore, the analysis enables accurate simulation of the energy performance characteristics of the actual 9D21 engine using a laboratory-scale test model..*

Keywords: Thermodynamics, Combustion products, Liquid subscale engine, Two-stage combustion process.

Nghiên cứu xác định giá trị thiết kế cho phép của vật liệu composite phục vụ thiết kế chế tạo thiết bị bay không người lái theo tiêu chuẩn

Dương Văn Quang[1*], Nguyễn Anh Tuấn[1]

[1] *Faculty of Aerospace Engineeringe, Le Quy Don Technical University*

[*] Email: duongvanquang@lqdtu.edu.vn, Tel: 0979682180

Tóm tắt

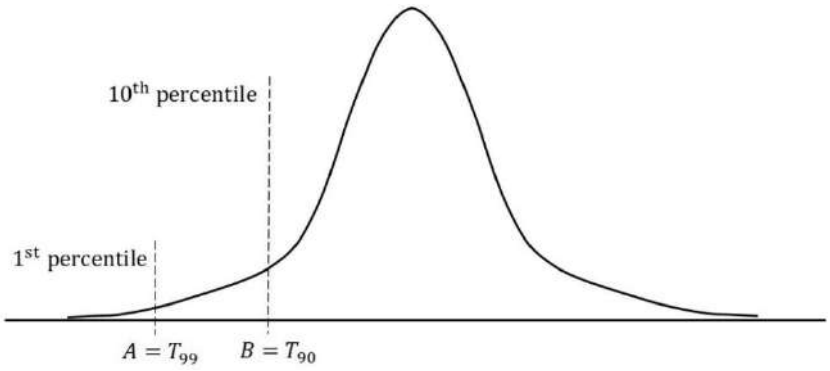
Giá trị thiết kế cho phép của vật liệu là các số liệu quan trọng, căn cứ để tính toán thiết kế các thiết bị bay. Các tiêu chuẩn về thiết kế chế tạo và cấp phép đối với các thiết bị bay của Mỹ, NATO như FAR 23, STANAG 4703, STANAG 4738 đều yêu cầu cung cấp giá trị thiết kế cho phép A, B được xác định từ các thử nghiệm và quy trình xử lý số liệu đúng chuẩn. Ở trong nước, các tiêu chuẩn về thiết kế chế tạo thiết bị bay không người lái cũng bắt đầu được biên soạn và ban hành, trong đó yêu cầu các thiết kế kết cấu bằng vật liệu composite phải cung cấp và dựa vào các giá trị cho phép A, B. Nghiên cứu này nhằm xác định giá trị cho phép của vật liệu composite từ số liệu thử nghiệm mẫu thử phục vụ thiết kế chế tạo thiết bị bay không người lái theo tiêu chuẩn.

Từ khoá: *Giá trị thiết kế cho phép, composite, tiêu chuẩn, thiết bị bay không người lái, UAV*

1. Tổng quan

Vật liệu composite với nhiều ưu điểm nổi bật đã được sử dụng ngày càng phổ biến trong thiết bị bay không người lái (UAV). Đặc điểm của vật liệu composite là quá trình chế tạo vật liệu đồng thời cũng là quá trình chế tạo chi tiết, kết cấu do đó các đặc tính cơ học chịu ảnh hưởng nhiều tính chất vật liệu, tỷ lệ, phương pháp chế tạo, quá trình đông rắn,..

Dựa trên lý thuyết "mắt xích yếu nhất", các giá trị độ bền thấp hơn thu được từ thử nghiệm là những giá trị được sử dụng cho thiết kế và phân tích . Giá trị độ bền được sử dụng được xác định bằng phân tích thống kê dữ liệu thử nghiệm và được gọi là giá trị cho phép. Có hai loại giá trị cho phép được xác định bằng thống kê, A-Basis và B-Basis. A-Basis được định nghĩa là giá trị độ bền mà chỉ có 1 trong 100 mẫu thử sẽ bị hỏng với mức độ tin cậy 95%. B-Basis là giá trị độ bền mà chỉ có 10 trong 100 mẫu thử sẽ bị hỏng với mức độ tin cậy 95%. Khi số lượng mẫu thử được kiểm tra nhiều hơn, giá trị độ bền cao hơn có thể được sử dụng làm giá trị cho phép hợp lệ. Vật liệu composite phụ thuộc rất nhiều vào quy trình và cho thấy sự biến đổi độ bền đáng kể theo môi trường, vì vậy điều quan trọng là phải thử nghiệm vật liệu và môi trường đại diện cho kết cấu. Việc sử dụng dữ liệu thu được từ loạt thử nghiệm trước đó, hoặc ngoại suy đến một nhiệt độ nhất định đều không được khuyến khích [1-3].



Hình 1. Giá trị cơ sở A, B của vật liệu

Với tính chất quan trọng của các giá trị cơ sở A, B nên các tiêu chuẩn thiết kế thiết bị bay của Mỹ, NATO như FAR 23 , STANAG 4703[4], STANAG 4738 [5] đều yêu cầu cung cấp giá trị thiết kế cho phép A, B được xác định từ các thử nghiệm và quy trình xử lý số liệu đúng chuẩn. Quy trình này được hướng dẫn trong các sổ tay kỹ thuật như CHM – 17 MIL-HDBK-17 [6]. Giá trị A với độ tin cậy cao hơn được sử dụng để thiết kế các chi tiết quan trọng, khi mà sự hư hại của nó có thể ảnh hưởng đến an toàn bay, hệ thống. Giá trị B được sử dụng để thiết kế đối với các chi tiết ít quan trọng hơn.

Ở trong nước, các tiêu chuẩn về thiết kế chế tạo thiết bị bay không người lái cũng bắt đầu được biên soạn và ban hành, trong đó yêu cầu các thiết kế kết cấu bằng vật liệu composite phải cung cấp và dựa vào các giá trị cho phép A, B. Do đó quy trình xác định giá trị cơ sở A, B đối với các cơ sở tham gia thiết kế, chế tạo UAV ở Việt Nam là nội dung tương đối mới. Trong nghiên cứu này thực hiện giới thiệu phương pháp và thực hiện xử lý từ bộ số liệu thu được từ thực nghiệm trong quá trình chế tạo UAV để xác định giá trị cơ sở A, B. Đồng thời so sánh với cách xác định "thông thường" để đánh giá được mức độ sai số, các yếu tố ảnh hưởng đến giá trị, sai số của giá trị xác định được từ đó đưa ra các khuyến cáo để nâng cao độ lớn, độ tin cậy của giá trị A, B làm cơ sở để UAV được thiết kế, chế tạo tuân thủ đúng theo tiêu chuẩn Việt Nam, tiệm cận với tiêu chuẩn được sử dụng tại các nước tiên tiến hiện nay.

2. Quy trình xử lý số liệu xác định giá trị cơ sở

Giá trị thiết kế của vật liệu là giá trị tối thiểu của một đặc tính vật liệu dự kiến sẽ được sử dụng trong quá trình chế tạo kết cấu. Giá trị này có thể dựa trên phương pháp thống kê, khi đó cần phải xem xét tính chất vật liệu không phải là một hằng số, mà là một biến ngẫu nhiên, một đại lượng thay đổi từ mẫu này sang mẫu khác theo một phân bố xác suất nào đó. Trong thực tế ta không biết trước phân bố xác suất của tính chất vật liệu. Có thể tham khảo nội dung của tiêu chuẩn STANAG 4703[4] để xử lý số liệu xác định giá trị cơ sở. Tiêu chuẩn này quy định:

"+ Khi tải trọng tác dụng cuối cùng được tập trung phân bố vào một thành phần duy nhất trong một cụm kết cấu, mà sự hư hỏng của thành phần này dẫn đến việc mất khả năng chịu lực tổng thể của toàn bộ cụm kết cấu liên quan thì phải đảm bảo các đặc tính cơ học thiết kế tối thiểu (đặc tính về giá trị A – giá trị mà ít nhất 99 % các dữ liệu thực nghiệm dự kiến sẽ không nhỏ hơn, với độ tin cậy thống kê 95 %);

+ Các kết cấu dự phòng, trong đó sự hư hỏng của các phần tử đơn lẻ dẫn đến tải trọng tác dụng được phân bố an toàn cho các thành phần chịu tải khác, có thể được thiết kế dựa trên các giá trị xác suất 90% (giá trị B);

+ Khi không có đầy đủ dữ liệu thống kê xác định các giá trị A và B, đặc biệt trong trường hợp sản xuất vật liệu composite, cần áp dụng thêm hệ số an toàn bổ sung để đảm bảo các giá trị A và B sử dụng trong thiết kế thực sự được đáp ứng;

+ Có thể sử dụng một số tài liệu để tra cứu và tham khảo về tính chất của vật liệu như MMPDS, CMH-17 và tương đương."

Do không biết trước quy luật phân bố của dữ liệu thử nghiệm thu được do đó xác định các hệ số cơ sở A, B theo phân bố Weibull được khuyến nghị sử dụng đầu tiên nếu kiểm tra tiêu chuẩn phù hợp. Việc ưu tiên sử dụng phân bố Weibull dựa trên hai yếu tố: Một là, lý thuyết cho thấy phân bố Weibull phù hợp với phân bố cường độ của các vật liệu giòn như sợi

composite. Hai là, mô hình "Chuỗi bó" (Chain-of-Bundles) cho độ bền của vật liệu composite đơn hướng hai và ba chiều cho thấy mô hình phân bố Weibull phù hợp với phân bố độ bền của các vật liệu composite. Nếu kiểm tra mô hình phân bố Weibull không phù hợp với dữ liệu thử nghiệm thu được, thì sẽ tiến hành tính toán lần lượt theo phân bố chuẩn và phân bố lognormal. Quy trình xử lý số liệu để xác định giá trị cơ sở A, B thực hiện theo trình tự sau:

1. Kiểm tra và loại bỏ các số liệu ngoại lai trong từng lô

2. Thực hiện gộp số liệu các lô mẫu thành một bộ số liệu chung

3. Kiểm tra và loại bỏ giá trị ngoại lai trên mẫu gộp

4. Kiểm tra độ phù hợp của dữ liệu so với phân bố Weibull

5. Nếu phù hợp với phân bố Weibull thực hiện tính giá trị A, B theo phân bố Weibull.

6. Nếu không phù hợp với phân bố Weibull, kiểm tra độ phù hợp của dữ liệu so với phân bố chuẩn.

7. Nếu phù hợp với phân bố chuẩn, thực hiện tính giá trị A, B theo phân bố chuẩn.

8. Nếu không phù hợp với phân bố chuẩn, kiểm tra độ phù hợp của dữ liệu so với phân bố lognormal.

9. Nếu phù hợp với phân bố lognormal, thực hiện tính giá trị A, B theo phân bố lognormal.

10. Nếu không phù hợp với phân bố lognormal, tính toán giá trị A, B theo phương pháp phi tham số.

2.1. Xác định giá trị cơ sở theo phân bố Weibull

Bước 1. Kiểm tra và loại bỏ các số liệu ngoại lai trong từng lô

Giá trị trung bình của mẫu:

$$\bar{X} = \frac{x_1 + x_2 + ... + x_n}{n} \tag{1}$$

Phương sai mẫu:

$$s^2 = \frac{1}{n-1}\sum_{i=1}^{n}\left(x_i - \bar{X}\right)^2 \tag{2}$$

Tính giá trị MNR:

$$MNR = \frac{max\left|x_i - \bar{x}\right|}{s} \tag{3}$$

Giá trị giới hạn:

$$C = \frac{n-1}{\sqrt{n}}\sqrt{\frac{t^2}{n-2+t^2}} \tag{4}$$

Trong đó t là phân vị [1 - α/(2n)] của phân phối t với n - 2 bậc tự do và α là mức ý nghĩa. Mức ý nghĩa khuyến nghị cho phép kiểm tra này là α = 0,05. Các giá trị tính theo công thức này đã được tính cụ thể ra các giá trị cụ thể (Bảng 8.5.7 [6]) để tiện tra cứu.

So sánh giá trị MNR thu được với giá trị giới hạn:

Nếu MNR<C, không có giá trị ngoại lai.

Nếu MNR ≥ C thì giá trị dữ liệu liên quan đến $max|x_i - \bar{x}|$ là giá trị ngoại lai, thực hiện loại bỏ khỏi bộ số liệu và lặp lại quy trình rà soát giá trị ngoại lai.

Bước 2: Thực hiện gộp số liệu các lô mẫu thành một bộ số liệu chung

- Khi thực hiện phép thử đối với nhiều lô mẫu thử khác nhau. Thực hiện gộp các lô khi xử lí số liệu, các lô được coi là thiếu tin cậy (số liệu ngoại lai) sẽ bị loại bỏ. Cách thức như sau:

Giá trị thu được x_{ij} (i=1..n; j=1…n_i) ở đây i là chỉ số lô, j là quan sát trong lô. Như vậy có n_i giá trị dữ liệu thứ i trong k lô. Tổng số phép thử là $n=n_1+n_2+\ldots+n_k$.

- Các giá trị riêng biệt trong tập dữ liệu kết hợp, được sắp xếp từ nhỏ đến lớn, được ký hiệu là z(1), z(2), ..., z(L), trong đó L sẽ nhỏ hơn n khi có các giá trị dữ liệu trùng khớp trong các lô khác nhau.

- Tính giá trị Anderson-Darling của mẫu thử k:

$$ADK = \frac{n-1}{n^2(k-1)}\sum_{i=1}^{k}\left[\frac{1}{n_i}\sum_{j=1}^{L} h_j \frac{\left(nF_{ij} - n_i H_j\right)^2}{H_j\left(n - H_j\right) - nh_j/h}\right] \quad (5)$$

Trong đó:

h_j là số lần xuất hiện của giá trị thu được trong mẫu gộp bằng với z(j);

H_j là số lần xuất hiện của giá trị thu được trong mẫu gộp nhỏ hơn với z(j) cộng với 1 nửa số lần xuất hiện trong mẫu gộp của giá trị bằng với z(j);

F_{ij} là số lần xuất hiện của giá trị trong lô thứ i mà giá trị này nhỏ hơn với z(j) cộng với 1 nửa số lần xuất hiện trong lô này của giá trị bằng với z(j).

- Xác định giá trị giới hạn theo công thức sau:

$$ADC = 1 + \sigma_n\left[1.645 + \frac{0,678}{\sqrt{k-1}} - \frac{0,362}{k-1}\right] \quad (6)$$

Trong đó các hệ số: k là số lô được thử nghiệm, n là số mẫu trong một lô.

$$\sigma_n^2 = Var(ADK) = \frac{an^3 + bn^2 + cn + d}{(n-1)(n-2)(n-3)(k-1)^2}$$

$$a = (4g-6)(k-1) + (10-6g)S$$

$$b = (2g-4)k^2 + 8Tk + 2(2g - 14T - 4)S - 8T + 4g - 6$$

$$c = (6T + 2g - 2)k^2 + (4T - 4g + 6)k + (2T - 6)S + 4T$$

$$d = (2T + 6)k^2 - 4Tk$$

$$S = \sum_{i=1}^{k}\frac{1}{n_i}$$

$$T = \sum_{i=1}^{n-1} \frac{1}{i}$$

$$g = \sum_{i=1}^{n-2} \sum_{j=i+1}^{n-1} \frac{1}{(n-i)\, j}$$

- Kiểm tra giá trị tính toán *ADK<ADC* thì lô đó có thể nhóm vào số liệu chung.

Bước 3. Kiểm tra và loại bỏ giá trị ngoại lai trên mẫu gộp

Thực hiện như ở bước 1

Bước 4: Kiểm tra độ phù hợp của dữ liệu so với phân bố Weibull

- Tính hai hệ số $\hat{\alpha}, \hat{\beta}$:

Tính $\hat{\alpha}$ theo $\hat{\beta}$:

$$\overline{x}_G = exp\left[\frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} ln(x_i)\right] \tag{7}$$

$$\hat{\alpha} = \overline{x}_G \left[\frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n}\left(\frac{x_i}{\overline{x}_G}\right)^{\hat{\beta}}\right]^{\frac{1}{\hat{\beta}}} \tag{8}$$

Thay vào công thức sau:

$$G(\hat{\beta}) = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} ln(x_i)\left(\left[\frac{x_i}{\hat{\alpha}}\right]^{\hat{\beta}} - 1\right) - \frac{1}{\hat{\beta}} \tag{9}$$

Giải $G(\hat{\beta}) = 0$ xác định được $\hat{\beta}$ sau đó tính được $\hat{\alpha}$

- Kiểm tra độ phù hợp của dữ liệu so với phân bố Weibull theo tiêu chuẩn Anderson-Darling:

$$AD = \sum_{i=1}^{n} \frac{1-2i}{n}\left[ln\left[1-exp(-z_{(i)})\right] - z_{(n+1-i)}\right] - n \tag{10}$$

$$AD^* = \left(1 + \frac{0,2}{\sqrt{n}}\right) AD$$

$$OSL = \frac{1}{1 + exp\left[-0,10 + 1,24 ln\left(AD^*\right) + 4,48 AD^*\right]}$$

Nếu OSL > 0,05, số liệu phù hợp với phân bố Weibull (với sai số 5%);

Nếu OSL ≤ 0,05, số liệu thu được không có phân bố Weibull (với sai số 5%).

Bước 5. Tính giá trị A, B:

- Tính giá trị B:

$$\hat{q} = \hat{\alpha}(0,10536)^{\frac{1}{\hat{\beta}}}; \qquad B = \hat{q} exp\left\{\frac{-V_B}{\hat{\beta}\sqrt{n}}\right\} \tag{11}$$

Giá trị V_B theo giá trị của số mẫu n theo Bảng 8.5.8 [6].

- Tính giá trị A:

$$\hat{q} = \hat{\alpha}(0{,}10536)^{\frac{1}{\hat{\beta}}}; \qquad A = \hat{q}exp\left\{\frac{-V_A}{\hat{\beta}\sqrt{n}}\right\} \tag{12}$$

Giá trị V_A theo giá trị của số mẫu n theo Bảng 8.5.9 [6].

2.2. Xác định giá trị cơ sở theo phân bố chuẩn

Bước 1. Kiểm tra và loại bỏ các số liệu ngoại lai trong từng lô

Xem ở phân bố Weibull

Bước 2. Thực hiện gộp các lô thành một bộ số liệu chung

Xem ở phân bố Weibull

Bước 3. Kiểm tra và loại bỏ số liệu ngoại lai trên mẫu gộp

Thực hiện như ở bước 1

Bước 4. Kiểm tra mức độ phù hợp so với phân bố Weibull

Theo bước 4 phân bố Weibull, nếu không đạt theo phân bố Weibull thì thực hiện theo bước 5 của phân bố chuẩn.

Bước 5. Kiểm tra mức độ phù hợp so với phân bố chuẩn

- Tính các giá trị: $z_{(i)} = \frac{x_{(i)} - \bar{x}}{s}$ sau đó tính $F_0\left(z_{(i)}\right)$ trong đó $x_{(i)}$ là quan sát mẫu nhỏ nhất thứ i, $\bar{x}$ là trung bình mẫu và s là độ lệch chuẩn mẫu, F_0 là hàm phân phối chuẩn.

- Tính hệ số kiểm tra Anderson-Darling:

$$AD = \sum_{i=1}^{n} \frac{1-2i}{n}\left\{ln\left[F_0\left(z_{(i)}\right)\right] + ln\left[1 - F_0\left(z_{(n+1-i)}\right)\right]\right\} - n \tag{13}$$

$$AD^* = \left[1 + \frac{4}{n} - \frac{25}{n^2}\right]AD$$

$$OSL = \frac{1}{1 + exp\left[-0{,}48 + 0{,}78ln\left(AD^*\right) + 4{,}58AD^*\right]}$$

Nếu OSL > 0,05, số liệu thu được phù hợp với phân bố chuẩn (với sai số 5%).

Nếu OSL ≤ 0,05, số liệu thu được không phù hợp với phân bố chuẩn (với sai số 5%)

Bước 6. Xác định giá trị cơ sở

- Tính giá trị cơ sở B:

$$B = \bar{x} - k_B s \tag{14}$$

trong đó k_B là hệ số giới hạn dung sai một phía tính theo công thức sau:

$$k_B = 1{,}282 + exp\left\{0{,}958 - 0{,}520ln\left(n\right) + \frac{3{,}19}{n}\right\}$$

- Tính giá trị cơ sở A:

$$A = \bar{x} - k_A s \tag{15}$$

trong đó k_A là hệ số giới hạn dung sai một phía tính theo công thức sau:

$$k_A = 2,326 + exp\left\{1,34 - 0,522ln(n) + \frac{3,87}{n}\right\}$$

3. Xử lý số liệu, xác định giá trị cơ sở

Trong phần này của bài báo, thực hiện xử lý trên số liệu thực nghiệm thu được từ các thí nghiệm kéo 8 mẫu vật liệu composite 6 lớp prepreg CDB400 có hướng sợi -45º/45º theo tiêu chuẩn đo ASTM D3039. Kết quả thử nghiệm mẫu được thể hiện ở bảng 1.

Bảng 1. Kết quả thử nghiệm kéo mẫu

TT	Kí hiệu	Bài thử	Vật liệu	Kích thước mẫu			Khối lượng (g)	Lực (kN)	Độ bền (MPa)	Mô đun đàn hồi (GPa)
				Dài (mm)	Rộng (mm)	Dày (mm)				
1	1,1	Kéo	6-CDB400	249,5	25,05	2,43	21,45	11,96	196,5	14,67
2	1,4	Kéo	6-CDB400	250,5	25,07	2,38	21,15	10,22	171,34	12,75
3	1,5	Kéo	6-CDB400	249,5	24,92	2,32	20,88	10,64	184,08	13,58
4	1,6	Kéo	6-CDB400	250	25,02	2,37	21,06	11,86	196,89	15,66
5	1,7	Kéo	6-CDB400	250,5	24,99	2,31	21,09	11,17	193,49	16,31
6	1,8	Kéo	6-CDB400	250	25,19	2,26	21,12	11,51	202,24	16,54
7	1,9	Kéo	6-CDB400	249	24,97	2,4	20,98	10,17	169,71	13,86
8	1,1	Kéo	6-CDB400	249,5	25,1	2,29	20,86	10,66	185,38	14,31

Kích thước mẫu đo và giá trị xác định được tính theo phương pháp trung bình cộng được cho ở bảng 2.

Bảng 2. Kết quả xác định các thông số theo phương pháp trung bình cộng

Tham số	Giá trị đo
Độ dày (mm)	2,345
Khối lượng (g)	21,074
Tỷ lệ khối lượng sợi (%)	71,235
Lực phá hủy (kN)	11,024
Độ bền (MPa)	187,454
Mô-đun đàn hồi (GPa)	14,710
Độ cứng theo phương x (N/m)	0,864

Xác định giá trị cơ sở theo phân bố Weibull

Bước 1. Kiểm tra và loại bỏ các số liệu ngoại lai trong từng lô

Giá trị trung bình của 8 mẫu thử:

$$\bar{X} = \frac{x_1 + x_2 + ... + x_n}{n} = 187,45$$

Kết quả tính toán phương sai mẫu, MNR của dữ liệu thu được ở bảng 3. Tra cứu với số lượng muẫ thử n=8 thì C=2,127. So sánh giá trị MNR thu được với giá trị giới hạn ta thấy MNR<C nên không có giá trị ngoại lai trong toàn bộ lô thử.

Bảng 3. Kết quả xác định giá trị MNR

TT mẫu	Độ bền (MPa)	Giá trị trung bình	Độ lệch	Bình phương độ lệch	Phương sai mẫu	rᵢ	MNR
1	196,5	187,454	9,046	81,835	145,161	0,751	1,473
2	171,34	187,454	-16,114	259,653	145,161	1,337	1,473
3	184,08	187,454	-3,374	11,382	145,161	0,280	1,473
4	196,89	187,454	9,436	89,043	145,161	0,783	1,473
5	193,49	187,454	6,036	36,436	145,161	0,501	1,473
6	202,24	187,454	14,786	218,633	145,161	1,227	1,473
7	169,71	187,454	-17,744	314,841	145,161	1,473	1,473
8	185,38	187,454	-2,074	4,300	145,161	0,172	1,473

Bước 2: Thực hiện gộp số liệu các lô mẫu thành một bộ số liệu chung

Bước 3. Kiểm tra và loại bỏ giá trị ngoại lai trên mẫu gộp

Do số liệu chỉ có một mẫu thử nên bước 2 và bước 3 không cần thực hiện.

Bước 4: Kiểm tra độ phù hợp của dữ liệu so với phân bố Weibull

- Tính hai hệ số $\hat{\alpha}, \hat{\beta}$:

Tính $\hat{\alpha}$ theo $\hat{\beta}$:

$$\bar{x}_G = exp\left[\frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} ln(x_i)\right] = 187,108$$

$$\hat{\alpha} = \bar{x}_G \left[\frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n}\left(\frac{x_i}{\bar{x}_G}\right)^{\hat{\beta}}\right]^{\frac{1}{\hat{\beta}}} = 187,108\left[\frac{1}{8}\sum_{i=1}^{8}\left(\frac{x_i}{\bar{x}_G}\right)^{\hat{\beta}}\right]^{\frac{1}{\hat{\beta}}}$$

Thay vào công thức sau:

$$G(\hat{\beta}) = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} ln(x_i)\left(\left[\frac{x_i}{\hat{\alpha}}\right]^{\hat{\beta}} - 1\right) - \frac{1}{\hat{\beta}}$$

Giải $G(\hat{\beta}) = 0$ xác định được $\hat{\beta}$ sau đó tính được $\hat{\alpha}$. Thực hiện giải phương trình trên bằng phần mềm Matlab ta thu được giá trị $\hat{\beta} = 20,857; \hat{\alpha} = 192,567$

- Kiểm tra độ phù hợp của dữ liệu so với phân bố Weibull theo tiêu chuẩn Anderson-Darling:

$$AD = \sum_{i=1}^{8} \frac{1-2i}{8}\left[ln\left[1 - exp(-z_{(i)})\right] - z_{(9-i)} \right] - 8$$

$$AD^* = \left(1 + \frac{0,2}{\sqrt{8}}\right) AD$$

$$OSL = \frac{1}{1 + exp\left[-0,10 + 1,24ln\left(AD^*\right) + 4,48AD^*\right]}$$

Thực hiện tính toán thu được các giá trị $AD^* = 0,3435$; $OSL = 0,4715$. Do $OSL > 0,05$, số liệu phù hợp với phân bố Weibull (với sai số 5%);

Bước 5. Tính giá trị A, B:

- Tính giá trị B:

Giá trị $V_B = 8,0473$ theo giá trị của số mẫu n theo Bảng 8.5.8 [6].

$$\hat{q} = \hat{\alpha}(0,10536)^{\frac{1}{\hat{\beta}}} = 172,8715$$

$$B = \hat{q} * exp\left\{\frac{-V_B}{\hat{\beta}\sqrt{n}}\right\} = 172,8715 * exp\left\{\frac{-8,0473}{20,857\sqrt{8}}\right\} = 150,8275$$

- Tính giá trị A:

Giá trị $V_A = 14,4263$ theo giá trị của số mẫu n theo Bảng 8.5.9 [6].

$$A = \hat{q} * exp\left\{\frac{-V_A}{\hat{\beta}\sqrt{n}}\right\} = 172,8715 * exp\left\{\frac{-14,4263}{20,857\sqrt{8}}\right\} = 135,3691$$

Nhận xét:

- Số liệu thử nghiệm phù hợp với phân bố Weibull, chỉ có một lô thử nghiệm và không có số liệu ngoại lai nên nhiều bước tính toán được giảm bớt.

- Giá trị cơ sở A = 135, 3691 MPa thấp hơn 27,8% so với giá trị độ bền trung bình 187,4537 MPa. Giá trị cơ sở B = 150,8275 MPa thấp hơn 19,5% so với giá trị độ bền trung bình 187,4537 MPa. Như vậy giá trị cho phép sử dụng để thiết kế theo tiêu chuẩn sẽ thấp hơn nhiều so với giá trị trung bình cộng được tính một cách thông thường.

Trong trường hợp đang xét, nếu sử dụng giá trị trung bình cộng để tính toán thì cần đưa thêm hệ số an toàn 1,38 với các chi tiết quan trọng và 1,25 với các chi tiết thông thường.

- Quá trình tính toán gồm nhiều bước tính, có nhiều bước tính toán phức tạp, ví dụ như giải phương trình bằng phương pháp lặp do đó cần ứng dụng tin học trong tính toán để giảm thời gian, giảm thiểu sai số.

- Công thức tính các hệ số đều chứa và tỷ lệ nghịch với số lượng mẫu thử nghiệm *n* do đó để tăng giá trị A, B nghĩa là tận dụng được tối đa khả năng vật liệu thì số lượng mẫu thử nghiệm càng lớn càng tốt. Tuy nhiên chi phí thử nghiệm sẽ tăng lên, cần có phương pháp quy hoạch thực nghiệm, thực nghiệm mô phỏng để giảm chi phí.

4. Kết luận

Bài báo đã thực hiện giới thiệu quy trình xác định giá trị cơ sở A, B theo quy trình được quy định trong tiêu chuẩn thiết kế UAV, phương tiện bay nói chung. Bài báo cũng đã thực hiện tính toán xử lý số liệu thử nghiệm thu được, kết quả tính toán cho thấy sai số của giá trị cơ sở A, B được tính toán theo tiêu chuẩn thấp hơn nhiều so với giá trị trung bình cộng. Một số kết luận có thể rút ra như sau:

- Thiết kế UAV theo tiêu chuẩn là yêu cầu mang tính bắt buộc được quy định ở các nước, Việt Nam cũng không nằm ngoài xu hướng do đó các cơ sở thiết kế, chế tạo UAV cần nắm vững tiêu chuẩn. Trong đó xác định giá trị cơ sở A, B là nội dung quan trọng.

- Quy trình xác định giá trị cơ sở A, B tương đối phức tạp do đó cần ứng dụng công nghệ thông tin để giảm thời gian, nâng cao độ chính xác.

- Để tận dụng được tối đa khả năng của vật liệu trong quá trình thiết kế, kết quả đủ tin cậy thì cần thực hiện số lượng mẫu đủ lớn, quá trình chế tạo mẫu thử nghiệm cần tuân thủ theo quy trình thử mẫu được quy định.

Tài liệu tham khảo

1. Alan T Nettles, (2004). Allowables for structural composites. in *International Conference on Composites Engineering*.pp.
2. Paul R Spendley, (2012), Design allowables for composite aerospace structures, University of Surrey Surrey, UK.
3. Roberta Cumbo, Antonio Baroni, Alfredo Ricciardi, and Stefano %J Journal of Composite Materials Corvaglia, (2022). Design allowables of composite laminates: A review, 56, pp. 3617-3634.
4. NATO, (2014). STANAG 4703, Light Unmanned Aircraft Systems Airworthiness Requirements. NATO STANDARDIZATION AGENCY (NSA), pp.
5. NATO, STANAG 4738, Unmanned Aerial Vehicle (UAV) Systems Airworthiness Requirements (USAR) for Light Vertical Take Off and Landing (VTOL) Aircraft. NATO STANDARDIZATION AGENCY (NSA), pp.
6. DEPARTMENT OF DEFENSE, (2002). *CMH-17, The Composite Material Handbook - MIL 17*.

Study on determine the allowable design values of composite materials for the design and manufacturing of unmanned aerial vehicles according to standards

Abstract: *The allowable design values of materials are crucial data points, forming the basis for the design calculations of aircraft. Design, manufacturing, and licensing standards for aircraft in the US and NATO, such as FAR 23, STANAG 4703, and STANAG 4738, all require the provision of A-basis and B-basis allowable values, determined from standardized tests and data processing procedures. Domestically, standards for the design and manufacturing of unmanned aerial vehicles (UAVs) are also being compiled and issued, requiring that designs using composite materials provide and rely on allowable A and B values. This study aims to determine the allowable values of composite materials from prototype test data for the design and manufacturing of UAVs according to standards.*

Keyword: A-Basis allowable, B-Basis allowable, UAV, composites, standard

❑

Ảnh hưởng của yếu tố mất cân bằng động đến động lực học của đạn pháo 85m

Đàm Việt Phương[1], Nguyễn Quang Dũng[2]

[1] Khoa HKVT-Học viện KTQS; [2]Học viện KTQS
Email: damphuong@gmail.com; Tel:0915570122

Tóm tắt

Bài báo này trình bày một phương pháp xây dựng và giải hệ phương trình chuyển động tổng quát trong không gian 3 chiều cho đầu đạn pháo trong đó có kể đến sự ảnh hưởng của yếu tố mất cân bằng động và hiệu ứng con quay do đạn quay quanh trục đối xứng với tốc độ cao đến động lực học của nó. Yếu tố mất cân bằng động bao gồm độ lệch của khối tâm so với trục đối xứng của đầu đạn làm ảnh hưởng tới vận tốc chuyển động, giá trị góc tấn, vị trí tương đối của đầu đạn so với dòng khí… dẫn tới sự thay đổi của lực khí động tác dụng lên đầu đạn. Hệ phương trình 6 bậc tự do tổng quát mô tả chuyển động của đầu đạn pháo trong đó có chứa tham số thể hiện yếu tố mất cân bằng động được phát triển trong nghiên cứu này. Dữ liệu mô phỏng được tính toán cho mẫu đạn pháo 85 mm với quy luật tải khí động giả định dựa trên tính toán CFD.

Từ khóa: *động lực học 6 bậc tự do; đạn quay*

1. Mở đầu

Nghiên cứu về chuyển động của đạn pháo trong không khí là một bài toán cơ học phức tạp, đóng vai trò then chốt trong việc nâng cao độ chính xác và hiệu quả tác chiến của các hệ thống vũ khí. Đối với các loại đạn pháo có rãnh xoắn, việc tạo ra chuyển động tự quay quanh trục là phương thức chính để ổn định đường bay nhờ hiệu ứng con quay hồi chuyển. Tuy nhiên, trong thực tế, các yếu tố về sai số chế tạo và lắp ráp luôn tồn tại, dẫn đến một hiện tượng cơ học phổ biến nhưng có ảnh hưởng lớn đến độ ổn định của đường đạn, đó là mất cân bằng động. Mất cân bằng động xảy ra khi trục hình học của đạn không trùng với trục quán tính chính, thường do khối tâm bị lệch khỏi trục đối xứng hoặc do trục quán tính bị nghiêng một góc so với trục cơ học. Ngay cả những sai lệch nhỏ ở cấp độ phần chục milimét cũng có thể gây ra những hệ quả lớn khi đạn đạt vận tốc góc rất lớn (hàng chục nghìn vòng/phút). Lực quán tính ly tâm sinh ra từ sự mất cân bằng này tạo ra các mô-men cưỡng bức, dẫn đến dao động lắc của đầu đạn, gia tăng biên độ dao động quanh khối tâm, lệch quỹ đạo gây sai số tản mát lớn. Ngoài ra có thể xảy ra hiện tượng cộng hưởng cơ học dẫn đến rung động mạnh, có thể phá hủy kết cấu đạn hoặc làm hỏng các bộ phận điện tử bên trong (chẳng hạn ngòi nổ …). Mặc dù lý thuyết động lực học cổ điển đã cung cấp các mô hình cơ bản về đường đạn, nhưng việc tích hợp các tham số mất cân bằng động vào hệ phương trình vi phân chuyển động 6 bậc tự do vẫn là một thách thức.

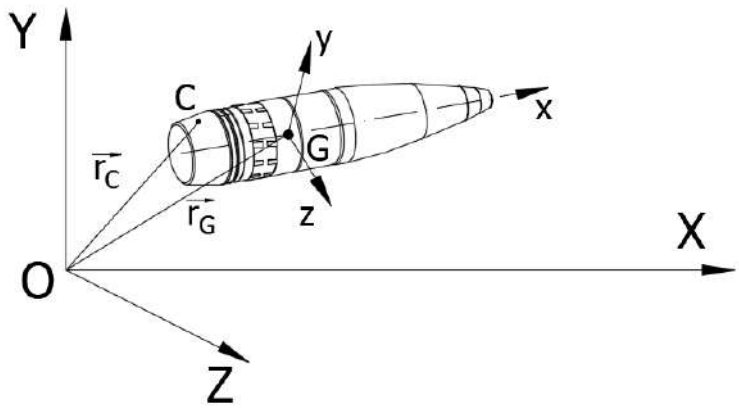
Trong [1], các tác giả thực hiện phân tích độ ổn định bay khi phóng đạn và thiết lập mô hình tham số nhiễu loạn ban đầu dựa trên phương pháp phân tích tương đương. Mô hình tham số nhiễu loạn ban đầu được kết hợp với mô hình quỹ đạo vật rắn của đạn có điều khiển. Trong [2], các tác giả nghiên cứu thực hiện phân tích khí động học siêu vượt âm của một cấu hình đạn phóng từ súng điện từ nhằm cải thiện các đặc tính khí động học cơ bản so với sơ đồ bố trí đạn thông thường. Các mô hình phân tích dự trữ ổn định tĩnh và chuyển động lắc đã được áp dụng để đánh giá độ ổn định bay của cấu hình đầu đạn

mới. Trong [3], các tác giả đã giới thiệu ba mô hình toán học khác nhau về chuyển động của đạn pháo thông thường ổn định bằng phương pháp tự quay. Các hệ phương trình vi phân chuyển động sáu bậc tự do dạng vectơ là phiên bản cập nhật từ các nghiên cứu đã công bố của Lieske và McCoy, đồng thời thống nhất với tiêu chuẩn STANAG 4355. Các mô hình toán học này đã được sử dụng để phát triển phần mềm mô phỏng quá trình bay của dòng đạn pháo Denel 155mm Assegai M2000, cũng như để tiến hành nghiên cứu toàn diện về ảnh hưởng của mô hình áp dụng và bước tích phân đến độ chính xác cũng như thời gian tính toán quỹ đạo đạn. Trong [4], các tác giả trình bày kết quả nghiên cứu số về ảnh hưởng của độ xoắn, vận tốc đầu nòng, mô-men Magnus và các nhiễu loạn khi bắn có gió ngang và gió dọc đến độ ổn định bay của đạn pháo. Trong [5], các tác giả đã đề xuất một mô hình phi tuyến sáu bậc tự do để dự báo chính xác quỹ đạo tầm ngắn và tầm xa của các loại đạn ổn định bằng tự quay tốc độ cao và thấp khi bay qua khí quyển. Mô hình này bao gồm cả ảnh hưởng từ sự tự quay và hình dạng hình elipsoid của Trái Đất, hiệu ứng Magnus và gió khí quyển. Trong [6], các tác giả đưa ra một cái nhìn tổng quan về độ ổn định của đạn hai phần quay (dual-spin) và một số công nghệ liên quan đến chúng. Nghiên cứu mô tả cách thức các hệ số ổn định truyền thống từ lý thuyết đạn tuyến tính được điều chỉnh để mô tả chính xác hơn một loại đạn hai phần quay có điều khiển.

Các nghiên cứu hiện nay đòi hỏi sự chính xác cao hơn trong việc mô tả sự tương tác giữa lực khí động học và các thành phần lực quán tính không đối xứng. Nghiên cứu này tập trung vào việc xây dựng mô hình toán học và tính toán động lực học cho đạn pháo quay có xét đến yếu tố mất cân bằng động, bao gồm: thiết lập hệ phương trình chuyển động, bổ sung các thành phần sai lệch khối tâm vào mô hình động lực học vật rắn, phân tích sự biến thiên của các tham số trạng thái (vận tốc, góc tà, góc hướng) dưới tác động của độ lệch tâm từ đó có thể xác định ngưỡng sai số chế tạo cho phép để đảm bảo độ chính xác của đạn pháo trong các điều kiện tác chiến thực tế, tính toán bảng bắn cho các loại đạn cụ thể. Kết quả của nghiên cứu sẽ cung cấp cơ sở lý thuyết quan trọng cho việc tối ưu hóa quy trình chế tạo và kiểm soát chất lượng đạn pháo, đồng thời hỗ trợ hiệu chỉnh các thuật toán điều khiển cho các dòng đạn dẫn đường thông minh.

2. Hệ phương trình chuyển động của đạn ổn định quay trong không gian

2.1. Hệ toạ độ và cơ hệ



Hình 1. Hệ toạ độ

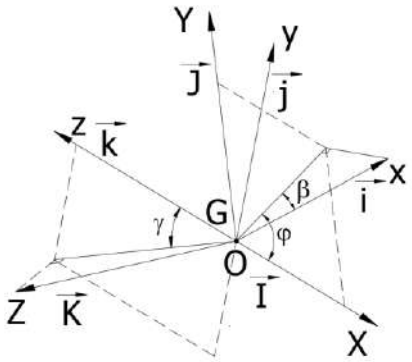
Để thuận lợi cho việc nghiên cứu, ta xác định hai hệ thống tọa độ sau:

Hệ tọa độ tuyệt đối OXYZ gắn liền với Trái đất, các vec-tơ đơn vị tương ứng với các trục OX,OY,OZ lần lượt là $\vec{I}$, $\vec{J}$, $\vec{K}$. Gốc tọa độ O đặt tại vị trí đầu nòng pháo.

Hệ tọa độ liên kết *Gxyz* gắn liền với đầu đạn, gốc tọa độ *G* gắn với trọng tâm của đầu đạn, gắn chặt vào đầu đạn, trục *Gx* song song với trục đối xứng danh nghĩa dọc theo đầu đạn, trục *Gy*, trục *Gz* cùng với trục *Gx* tạo thành hệ toạ độ trực chuẩn. Các vec tơ đơn vị tương ứng với các trục Gx, Gy, Gz lần lượt là $\vec{i}$, $\vec{j}$, $\vec{k}$.

Góc φ được tạo bởi hình chiếu của vectơ $\vec{i}$ lên mặt phẳng (OXY) và vectơ $\vec{I}$. Góc β được tạo bởi vectơ $\vec{i}$ và mặt phẳng (OXY), thể hiện hướng lệch ngang của đạn. Góc γ được tạo bởi vec tơ $\vec{k}$ và hình chiếu của $\vec{K}$ lên mặt phẳng (*Gyz*) thể hiện chuyển động quay quanh trục *Gx* (quay quanh vectơ $\vec{i}$). Mối quan hệ giữa 2 hệ tọa độ OXYZ và *Gxyz* thông qua ma trận chuyển tọa độ $[\mathrm{A}]$.

$$[\mathrm{A}]=\begin{bmatrix} \cos\varphi\cos\beta & \sin\varphi\cos\beta & \sin\beta \\ -\sin\varphi\cos\gamma-\cos\varphi\sin\beta\sin\gamma & \cos\varphi\cos\gamma-\sin\varphi\sin\beta\sin\gamma & \cos\beta\sin\gamma \\ \sin\varphi\sin\gamma-\cos\varphi\sin\beta\cos\gamma & -\cos\varphi\sin\gamma-\sin\varphi\sin\beta\cos\gamma & \cos\beta\cos\gamma \end{bmatrix}$$



Hình 2. Các góc φ, β, γ

2.2. Tính toán các đại lượng đặc trưng động lực học của cơ hệ

2.2.1. Động năng của đầu đạn

Xét phân tố có vị trí tại điểm C bất kỳ trên đầu đạn có toạ độ (x, y, z) trong hệ toạ độ liên kết, vận tốc tuyệt đối của điểm C và động năng của đầu đạn được xác định như sau:

$$T_{Bullet}=\frac{1}{2}\int_{(\text{bullet body})}\rho\vec{V}_C^2\,dV$$

Do gốc toạ độ G đặt tại khối tâm của đầu đạn nên:

$$T_{Bullet}=\frac{1}{2}\begin{pmatrix} m\left[\dot{X}_G\ \dot{Y}_G\ \dot{Z}_G\right]\left[\dot{X}_G\ \dot{Y}_G\ \dot{Z}_G\right]^T \\ +\int\rho\left[x\ \ y\ \ z\right]\left[\dot{A}\right]\left[\dot{A}\right]^T\left[x\ \ y\ \ z\right]^T\mathrm{dV} \end{pmatrix} \quad (1)$$

Khai triển (1) ta nhận được:

$$T_{bullet}=\frac{1}{2}m(\dot{X}_G^2+\dot{Y}_G^2+\dot{Z}_G^2)+\frac{1}{2}\left\{\begin{array}{l}\dot{\varphi}^2\left(\begin{array}{l}J_{xx}\cos^2\beta+J_{yy}\left(1-\sin^2\gamma\cos^2\beta\right)+J_{zz}\left(1-\cos^2\beta\cos^2\gamma\right)\\-2J_{xy}\sin\beta\cos\beta\sin\gamma-2J_{yz}\cos^2\beta\cos\gamma\sin\gamma-2J_{zx}\sin\beta\cos\beta\cos\gamma\end{array}\right)\\+\dot{\beta}^2\left(J_{xx}+J_{yy}\sin^2\gamma+J_{zz}\cos^2\gamma+2J_{yz}\cos\gamma\sin\gamma\right)\\+\dot{\gamma}^2\left(J_{yy}+J_{zz}\right)+2\dot{\varphi}\dot{\gamma}\left(J_{zz}\sin\beta+J_{yy}\sin\beta-J_{xy}\cos\beta\sin\gamma-J_{zx}\cos\beta\cos\gamma\right)\\+2\dot{\varphi}\dot{\beta}\left(\begin{array}{l}J_{yy}\cos\beta\cos\gamma\sin\gamma-J_{zz}\cos\beta\cos\gamma\sin\gamma+J_{xy}\cos\gamma\sin\beta\\-J_{yz}\cos\beta\left(1-2\cos^2\gamma\right)-J_{zx}\sin\beta\sin\gamma\end{array}\right)\\+2\dot{\beta}\dot{\gamma}\left(J_{xy}\cos\gamma-J_{zx}\sin\gamma\right)\end{array}\right\}\quad(2)$$

2.2.2. Hệ phương trình chuyển động 6 bậc tự do của đầu đạn

Chọn hệ toạ độ suy rộng gồm: $X_G, Y_G, Z_G, \varphi, \beta, \gamma$

Áp dụng phương trình Lagrange cho đầu đạn:

$$\frac{d}{d\tau}\frac{\partial T}{\partial \dot{q}_i}-\frac{\partial T}{\partial q_i}=Q_{q_i}\qquad(4)$$

Khai triển (3) và (4), thu được hệ phương trình:

$$m\ddot{X}_G=\sum F_X$$

$$m\ddot{Y}_G=\sum F_Y$$

$$m\ddot{Z}_G=\sum F_Z$$

$$\ddot{\varphi}\left(\begin{array}{l}J_{xx}\cos^2\beta+J_{yy}\sin^2\beta+J_{yy}\cos^2\beta\cos^2\gamma+J_{zz}-J_{zz}\cos^2\beta\cos^2\gamma\\-2J_{xy}\sin\beta\cos\beta\sin\gamma-2J_{yz}\cos^2\beta\sin\gamma\cos\gamma-2J_{zx}\sin\beta\cos\beta\cos\gamma\end{array}\right)$$
$$+\ddot{\beta}\left(J_{yy}\cos\beta\sin\gamma\cos\gamma-J_{zz}\cos\beta\sin\gamma\cos\gamma+J_{xy}\sin\beta\cos\gamma+J_{yz}\cos\beta\cos2\gamma-J_{zx}\sin\beta\sin\gamma\right)$$
$$+\ddot{\gamma}\left(J_{yy}\sin\beta+J_{zz}\sin\beta-J_{xy}\cos\beta\sin\gamma-J_{zx}\cos\beta\cos\gamma\right)$$
$$+\dot{\beta}^2\left(-J_{yy}\sin\beta\sin\gamma\cos\gamma+J_{zz}\sin\beta\sin\gamma\cos\gamma+J_{xy}\cos\beta\cos\gamma-J_{yz}\sin\beta\cos2\gamma-J_{zx}\cos\beta\sin\gamma\right)$$
$$+\dot{\gamma}^2\left(J_{zx}\cos\beta\sin\gamma-J_{xy}\cos\beta\cos\gamma\right)$$
$$-\dot{\varphi}\dot{\beta}\left(J_{xx}\sin2\beta-J_{yy}\sin2\beta\sin^2\gamma-J_{zz}\sin2\beta\cos^2\gamma+2J_{xy}\cos2\beta\sin\gamma-J_{yz}\sin2\beta\sin2\gamma+2J_{zx}\cos2\beta\cos\gamma\right)$$
$$+2\dot{\beta}\dot{\gamma}\left(J_{yy}\cos\beta\cos^2\gamma+J_{zz}\cos\beta\sin^2\gamma-J_{yz}\cos\beta\sin2\gamma\right)$$
$$-\dot{\varphi}\dot{\gamma}\left(J_{yy}\cos^2\beta\sin2\gamma-J_{zz}\cos^2\beta\sin2\gamma+J_{xy}\sin2\beta\cos\gamma+2J_{yz}\cos^2\beta\cos2\gamma-J_{zx}\sin2\beta\sin\gamma\right)$$
$$=M_x\sin\beta+M_y\cos\beta\sin\gamma+M_z\cos\beta\cos\gamma$$

$$\ddot{\varphi}\left(J_{yy}\cos\beta\sin\gamma\cos\gamma-J_{zz}\cos\beta\sin\gamma\cos\gamma+J_{xy}\sin\beta\cos\gamma+J_{yz}\cos\beta\cos2\gamma-J_{zx}\sin\beta\sin\gamma\right)$$
$$+\ddot{\beta}\left(J_{xx}+J_{yy}\sin^2\gamma+J_{zz}\cos^2\gamma+J_{yz}\sin2\gamma\right)+\ddot{\gamma}\left(J_{xy}\cos\gamma-J_{yz}\sin\gamma\right)$$
$$+\frac{1}{2}\dot{\varphi}^2\left(J_{xx}\sin2\beta-J_{yy}\sin2\beta\sin^2\gamma-J_{zz}\sin2\beta\cos^2\gamma+2J_{xy}\sin\gamma\cos2\beta-J_{yz}\sin2\beta\sin2\gamma+2J_{zx}\cos2\beta\cos\gamma\right)$$
$$-\dot{\gamma}^2\left(J_{xy}\sin\gamma+J_{zx}\cos\gamma\right)+\dot{\beta}\dot{\gamma}\left(J_{yy}\sin2\gamma-J_{zz}\sin2\gamma+2J_{yz}\cos2\gamma\right)$$
$$-2\dot{\varphi}\dot{\gamma}\left(J_{yy}\cos\beta\sin^2\gamma+J_{zz}\cos\beta\cos^2\gamma+J_{xy}\sin\beta\sin\gamma+J_{yz}\cos\beta\sin2\gamma+J_{zx}\sin\beta\cos\gamma\right)$$
$$=M_z\sin\gamma-M_y\cos\gamma$$

$$\ddot{\varphi}\left(J_{yy}\sin\beta+J_{zz}\sin\beta-J_{xy}\cos\beta\sin\gamma-J_{zx}\cos\beta\cos\gamma\right)$$
$$+\ddot{\beta}\left(J_{xy}\cos\gamma-J_{zx}\sin\gamma\right)+\ddot{\gamma}\left(J_{yy}+J_{zz}\right)$$
$$+\dot{\varphi}^2\begin{pmatrix}J_{yy}\cos^2\beta\sin\gamma\cos\gamma-J_{zz}\cos^2\beta\sin\gamma\cos\gamma\\+J_{xy}\sin\beta\cos\beta\cos\gamma+J_{yz}\cos^2\beta\cos 2\gamma-J_{zx}\sin\beta\cos\beta\sin\gamma\end{pmatrix}$$
$$-\dot{\beta}^2\left(J_{yz}\cos 2\gamma+\frac{1}{2}J_{yy}\sin 2\gamma+\frac{1}{2}J_{zz}\sin 2\gamma\right)$$
$$+2\dot{\varphi}\dot{\beta}\begin{pmatrix}J_{yy}\cos\beta\sin^2\gamma+J_{zz}\cos\beta\cos^2\gamma\\+J_{xy}\sin\beta\sin\gamma+J_{yz}\cos\beta\sin 2\gamma+J_{zx}\sin\beta\cos\gamma\end{pmatrix}$$
$$=M_x$$

3. Mô hình tải khí động tác dụng lên đạn

- Lực khí động gồm: Lực cản khí động $\overrightarrow{F_D}$, lực nâng khí động $\overrightarrow{F_L}$, lực Magnus $\vec{F}_{Mag}$. Trong hệ tọa độ OXYZ, các lực trên được biểu diễn bởi các thành phần:

$$\overrightarrow{F_D}=\left(F_D^X,F_D^Y,F_D^Z\right);\overrightarrow{F_L}=\left(F_L^X,F_L^Y,F_L^Z\right);\overrightarrow{F_{Mag}}=\left(F_{Mag}^X,F_{Mag}^Y,F_{Mag}^Z\right)$$

- Mô men lực khí động do mô men của các lực khí động và lực Magnus gây ra, tính đối với khối tâm G.

Trong quá trình chuyển động trong không gian, đầu đạn thực hiện cả chuyển động tịnh tiến của khối tâm và các chuyển động quay, do đó trong thực tế lực khí động tác dụng lên đầu đạn rất phức tạp vì vận tốc tương đối của các điểm trên bề mặt của đầu đạn so với không khí khác nhau. Dữ liệu lực khí động được xác định trong nhiều trường hợp bằng cách thay đổi giá trị của vận tốc gió và góc tấn. Lực Magnus cũng được xác định tương tự bằng cách xác định khoảng vận tốc góc dự kiến của đầu đạn.

Các lực khí động được biểu diễn dưới dạng phổ biến như sau:

$$F_D=\frac{1}{2}C_D\delta_{air}V^2S;\ F_L=\frac{1}{2}C_L\delta_{air}V^2S;\ M=\frac{1}{2}C_M\delta_{air}V^2S;\ F_{Mag}=\frac{1}{2}C_{Mag}\delta_{air}S\omega V_G\sin\alpha$$

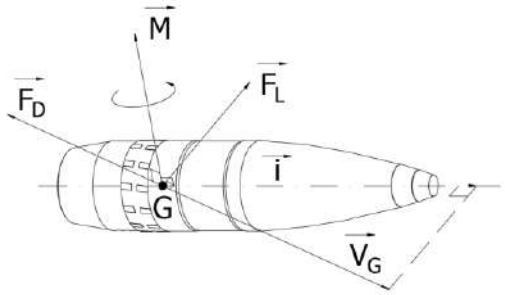
Các hệ số C_D, C_L, C_M, C_{Mag} được xác định bằng phương pháp thử nghiệm khí động trong hầm gió ảo, phụ thuộc vào vận tốc gió, góc tấn, vận tốc quay của đầu đạn.

Các lực thành phần theo các trục toạ độ tuyệt đối OX,OY,OZ được tính theo các lực $\overrightarrow{F_L},\overrightarrow{F_D},\overrightarrow{F_{Mag}}$ và trọng lực $\vec{P}$ theo công thức sau:

$$\sum F_X=F_L^X+F_D^X+F_{Mag}^X+P^X$$
$$\sum F_Y=F_L^Y+F_D^Y+F_{Mag}^Y+P^Y$$
$$\sum F_Z=F_L^Z+F_D^Z+F_{Mag}^Z+P^Z$$

Với: $F_L^X,F_D^X,F_{Mag}^X,P^X,F_L^Y,F_D^Y,F_{Mag}^Y,P^Y,F_L^Z,F_D^Z,F_{Mag}^Z,P^Z$ là hình chiếu của $\overrightarrow{F_L},\overrightarrow{F_D},\overrightarrow{F_{Mag}},\vec{P}$ lên các trục toạ độ tương ứng trong hệ OXYZ.

Khai triển các lực khí động và trọng lực theo các tọa độ suy rộng như sau:



Hình 3. Các lực và mô men lực khí động

- Lực cản khí động:

$$F_D^X = -|F_D|\frac{\dot{X}_G}{\sqrt{\dot{X}_G^2+\dot{Y}_G^2+\dot{Z}_G^2}}; F_D^Y = -|F_D|\frac{\dot{Y}_G}{\sqrt{\dot{X}_G^2+\dot{Y}_G^2+\dot{Z}_G^2}}; F_D^Z = -|F_D|\frac{\dot{Z}_G}{\sqrt{\dot{X}_G^2+\dot{Y}_G^2+\dot{Z}_G^2}}$$

- Lực nâng khí động:

Do đó, khi $\alpha \neq 0$, các thành phần lực nâng khí động được biểu diễn như sau:

$$F_L^X = \frac{F_L}{|\sin\alpha|}\frac{\left(\left(\dot{Z}_G^2+\dot{Y}_G^2\right)\cos\varphi\cos\beta - \dot{X}_G\dot{Z}_G\sin\beta - \dot{X}_G\dot{Y}_G\sin\varphi\cos\beta\right)}{\left(\dot{X}_G^2+\dot{Y}_G^2+\dot{Z}_G^2\right)}$$

$$F_L^Y = \frac{F_L}{|\sin\alpha|}\frac{\left(\left(\dot{X}_G^2+\dot{Z}_G^2\right)\sin\varphi\cos\beta - \dot{X}_G\dot{Y}_G\cos\varphi\cos\beta - \dot{Y}_G\dot{Z}_G\sin\beta\right)}{\left(\dot{X}_G^2+\dot{Y}_G^2+\dot{Z}_G^2\right)}$$

$$F_L^Z = \frac{F_L}{|\sin\alpha|}\frac{\left(\left(\dot{Y}_G^2+\dot{X}_G^2\right)\sin\beta - \dot{Y}_G\dot{Z}_G\sin\varphi\cos\beta - \dot{Z}_G\dot{X}_G\cos\varphi\cos\beta\right)}{\left(\dot{X}_G^2+\dot{Y}_G^2+\dot{Z}_G^2\right)}$$

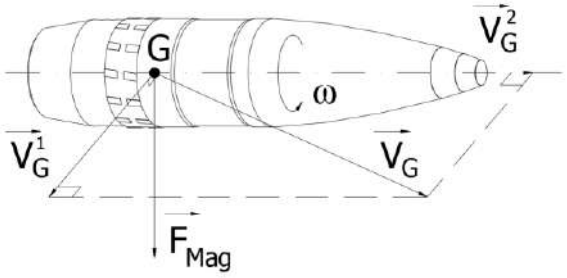
- Mômen lực khí động:

Mômen lực khí động đối với trục qua khối tâm gồm mômen do lực cản, lực nâng và lực Magnus gây ra. Do mômen lực do lực Magnus sinh ra nhỏ hơn nhiều so với mô men lực do lực cản, lực nâng khí động sinh ra nên được bỏ qua trong nghiên cứu này.

Mômen lực khí động có thể biểu diễn dưới dạng vectơ như sau:

$$\overrightarrow{M} = \frac{1}{2|\sin\alpha|}C_M\delta_{air}S\left|\overrightarrow{V_G}\right|\overrightarrow{V_G}\times\vec{i}$$

- Lực Magnus:



Hình 4. Lực Magnus

Do đầu đạn quay với vận tốc lớn nên lực Magnus ảnh hưởng đáng kể đến chuyển động của đầu đạn. Lực Magnus có hướng vuông góc với cả vectơ vận tốc góc (biểu diễn chuyển động quay của viên đạn) và vectơ vận tốc tương đối của dòng khí với viên đạn, sinh ra chủ yếu do hiệu ứng quay quanh trục đối xứng và chuyển động dạt ngang của đầu đạn. Thực tế, vận tốc quay quanh trục đối xứng của đầu đạn lớn hơn rất nhiều so với vận tốc quay quanh các trục khác và độ lớn vận tốc của dòng khí tới được coi gần đúng bằng với vận tốc khối tâm của đầu đạn, nên lực Magnus được biểu diễn dưới dạng:

$$F_{Mag}^{X} = \frac{1}{2} C_{Mag} \delta_{air} S \dot{\gamma} \left(\dot{Z}_G \sin\varphi \cos\beta - \dot{Y}_G \sin\beta \right)$$

$$F_{Mag}^{Y} = \frac{1}{2} C_{Mag} \delta_{air} S \dot{\gamma} \left(\dot{X}_G \sin\beta - \dot{Z}_G \cos\varphi \cos\beta \right)$$

$$F_{Mag}^{Z} = \frac{1}{2} C_{Mag} \delta_{air} S \dot{\gamma} \left(\dot{Y}_G \cos\varphi \cos\beta - \dot{X}_G \sin\varphi \cos\beta \right)$$

Bỏ qua các sai số gia công, giả thiết hình dạng bao ngoài của đầu đạn có dạng tròn xoay, đối xứng.

Các hệ số C_D, C_L, C_M phụ thuộc vào vị trí và vận tốc tương đối của dòng khí so với đầu đạn.

Trong trường hợp của đầu đạn trong nghiên cứu này, các hệ số lực khí động được coi gần đúng là phụ thuộc vận tốc của khối tâm đầu đạn và góc tấn, các giá trị này được xác định bằng phương pháp CFD, tính toán sơ bộ thấy rằng khi đạn chuyển động ở dải vận tốc từ 400m/s đến 800m/s góc tấn thay đổi trong khoảng 0 -1.5^0, khi đạn chuyển động ở dải vận tốc từ 150m/s - 400m/s góc tấn thay đổi trong khoảng 1.5^0-8^0 , do đó chỉ cần tính toán giá trị hệ số lực khí động trong các trường hợp sau và dùng phương pháp nội suy để xác định hệ số lực khí động trong dải tính toán.

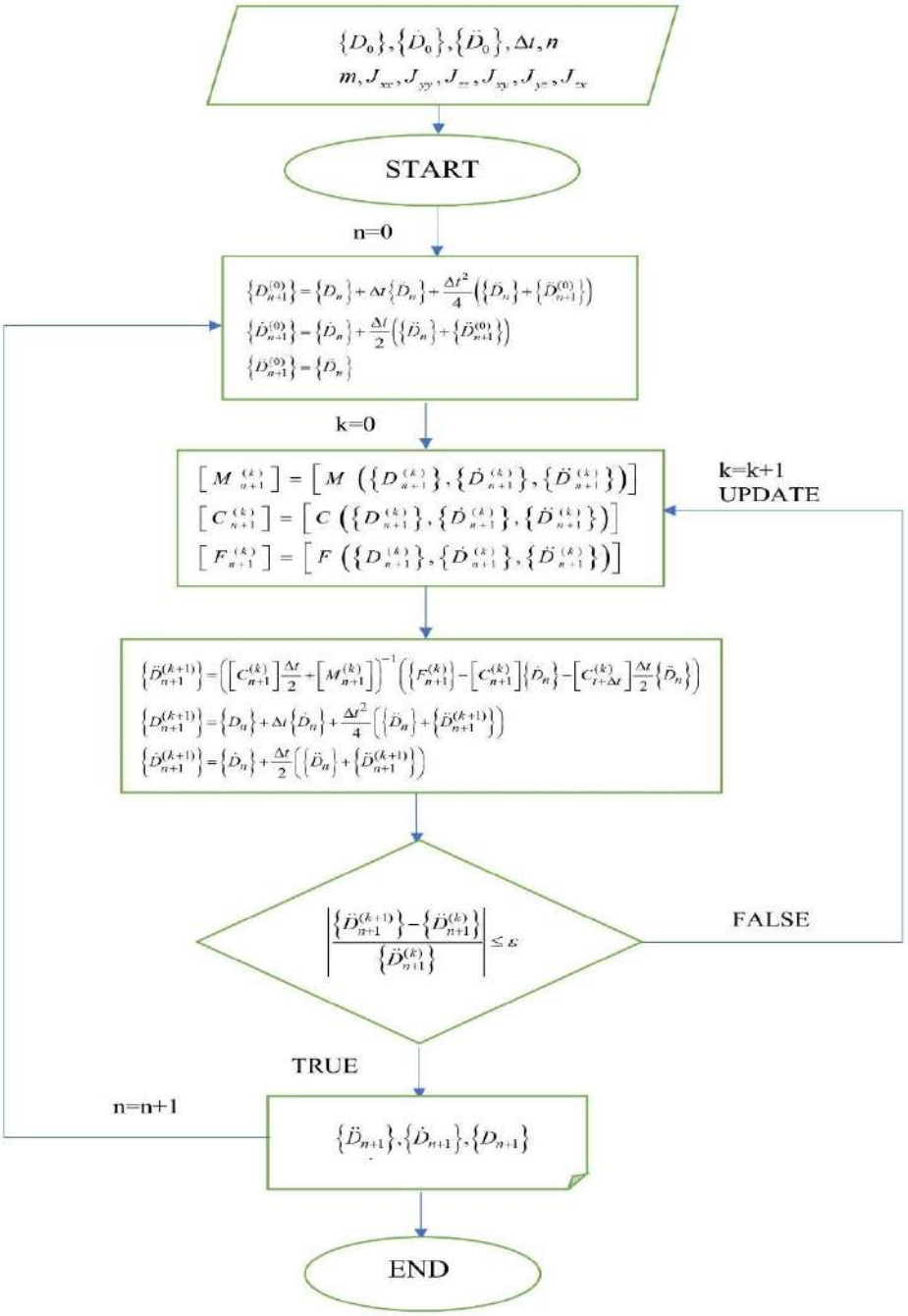
4. Tính toán và khảo sát động lực học của đạn ổn định quay

4.1. Giải thuật giải hệ phương trình chuyển động của đạn

Viết lại hệ phương trình chuyển động của đầu đạn ổn định quay trong không gian dưới dạng ma trận:

$$[C]\{\dot{D}\} + [M]\{\ddot{D}\} = \{F\}$$

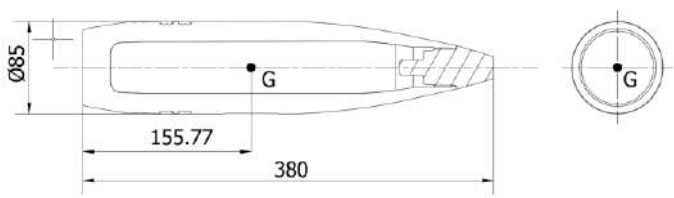
Các ma trận $[C], [M], \{F\}$ là các ma trận phụ thuộc $\{D\}, \{\dot{D}\}, \{\ddot{D}\}$, được xây dựng từ hệ phương trình chuyển động của đầu đạn bên trên. Sử dụng phương pháp xấp xỉ Newmark kết hợp với phép lặp Newton- Raphson để giải theo sơ đồ giải thuật sau đây:



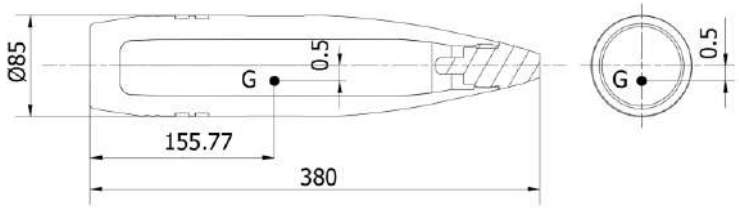
4.2. Khảo sát động lực học của đạn ổn định quay

Trong nghiên cứu này, 2 trường hợp đạn được khảo sát:

- Đạn có hình dạng, cấu trúc và được lắp ráp hoàn hảo như thiết kế
- Đạn có lỗi chế tạo dẫn tới khối tâm bị lệch so với trục đối xứng



Hình 5. Đạn chế tạo chính xác



Hình 6. Đạn chế tạo lỗi

Các tham số động lực học của đạn trong 2 trường hợp thể hiện trong bảng sau:

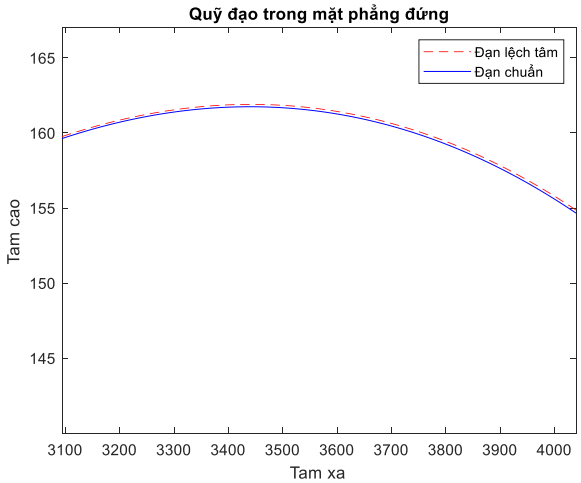
Đạn chế tạo chính xác	Đạn chế tạo lỗi
$m = 9.727kg; J_{xx} = 9154.671\text{x}10^{-6} kg.m^2;$ $J_{yy} = 93644.693\text{x}10^{-6} kg.m^2;$ $J_{zz} = 93644.693\text{x}10^{-6} kg.m^2$ $J_{xy} = 0\ kg.m^2; J_{yz} = 0\ kg.m^2;$ $J_{zx} = 0\ kg.m^2$	$m = 9.727kg; J_{xx} = 9144.289\text{x}10^{-6} kg.m^2;$ $J_{yy} = 93632.136\text{x}10^{-6} kg.m^2;$ $J_{zz} = 93621.817\text{x}10^{-6} kg.m^2$ $J_{xy} = -117.188\text{x}10^{-6} kg.m^2;$ $J_{yz} = 0\ kg.m^2; J_{zx} = 0\ kg.m^2$

Giá trị của các tham số trên được tính toán dựa trên dữ liệu CAD 3D.

Với đạn chế tạo lỗi, động lực học của đạn khi ra khỏi nòng còn phụ thuộc vào vị trí tương đối của đầu đạn với nòng pháo, dẫn đến độ tản mát của đầu đạn sẽ tăng lên.

Kết quả sai khác rõ nhất thể hiện khi so sánh giá trị của các tham số sau:

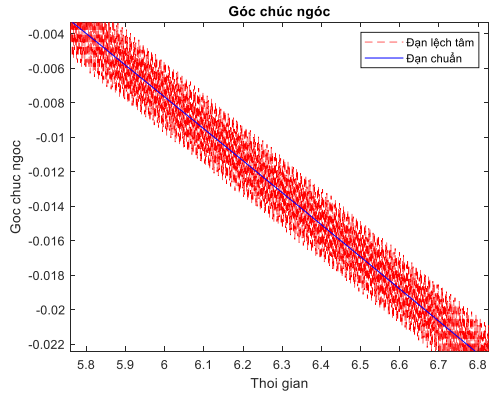
Qũy đạo đầu đạn trong mặt phẳng thẳng đứng:



Hình 7. Qũy đạo khối tâm đầu đạn

Nhìn đồ thị ta thấy trong trường hợp đạn chế tạo lỗi, quỹ đạo của khối tâm đạn cao hơn so với trường hợp đạn được chế tạo chính xác, điều đó có nghĩa là tầm xa sẽ lớn hơn một chút.

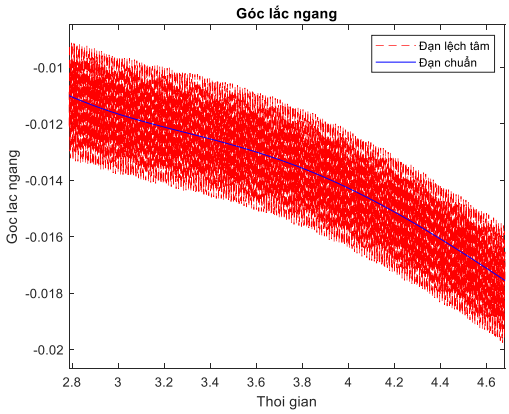
Giá trị góc chúc ngóc:



Hình 8. Biến thiên góc chúc ngóc theo thời gian

Nhìn đồ thị ta thấy trong trường hợp đạn bị chế tạo lỗi, góc chúc ngóc dao động xung quanh giá trị cân bằng, nghĩa là độ ổn định chuyển động của đạn kém hơn.

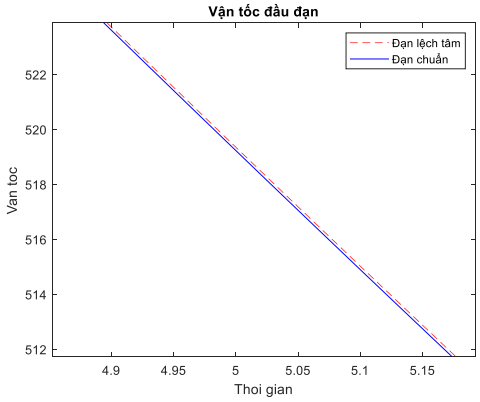
Giá trị góc lắc ngang:



Hình 9. Biến thiên góc lắc ngang theo thời gian

Tương tự như góc chúc ngóc, trong trường hợp đạn bị chế tạo lỗi, góc lắc ngang dao động xung quanh giá trị cân bằng.

Giá trị vận tốc khối tâm đầu đạn:



Hình 10. Biến thiên vận tốc khối tâm đầu đạn

Vận tốc khối tâm của đầu đạn chế tạo lỗi lớn hơn vận tốc khối tâm của đầu đạn chuẩn.

5. Kết luận

Bài báo này đã xây dựng hệ phương trình chuyển động của dầu đạn quay 6 bậc tự do đầy đủ trong đó có chứa các tham số biểu diễn đặc tính mất cân bằng động của đầu đạn. Nếu đạn được chế tạo chính xác, không bị mất cân bằng động thì chuyển động của đạn không bị lắc quanh trục đối xứng. Khi đạn bị sai số và bị mất cân bằng động thì chuyển động của đạn sẽ bị lắc quanh trục đối xứng dẫn đến độ tản mát của đạn lớn hơn.

Kết quả của nghiên cứu này có thể làm cơ sở để xây dựng các tiêu chí yêu cầu kỹ thuật chế tạo đạn, đồng thời xây dựng bảng bắn.

Tài liệu tham khảo

1. Long Zhang, Yan Zhang, Rui Li and Hai Wang. (2020). Flight stability for the anti-aircraft guided projectile firing on the move. *The 2020 Spring International Conference on Defence Technology*, p.1-6.
2. Jian Shen, Shao-bo Fan, Ya-xin Ji, Qing-yu Zhu, Ji Duan (2020). Aerodynamics analysis of a hypersonic electromagnetic gun launched projectile. *Defence Technology 16*, p. 753-761.
3. L. Baranowski. (2013). Effect of the mathematical model and integration step on the accuracy of the results of computation of artillery projectile flight parameters, *Bulletin of the polish academy of sciences technical sciences, vol. 61, no. 2*, p475-484.
4. L. Baranowski. (2013). Numerical testing of flight stability of spin-stabilized artillery projectiles, *Journal of theoretical and applied mechanics 51*, p375-385
5. A. Elsaadany, YI Wen-jun. (2014). Accurate Trajectory Prediction for Typical Artillery Projectile, *Proceedings of the 33rd Chinese Control Conference July 28-30, 2014, Nanjing, China*, p6368-6374
6. James Norris, Amer Hameed, John Economou, Simon Parker. (2020). A review of dual-spin projectile stability. Defence Technology, p1-9

Influence of dynamic imbalance on the dynamics of projectiles

Abstract: *This paper presents a method for formulating and solving the general equations of motion in three-dimensional space for an artillery projectile, accounting for the influence of dynamic imbalance and gyroscopic effects induced by high-speed axial rotation on its flight dynamics. The dynamic imbalance-specifically the eccentricity of the center of mass relative to the projectile's longitudinal axis of symmetry-affects the translational velocity, angle of attack, and the projectile's orientation relative to the airflow, thereby altering the resultant aerodynamic forces. A general six-degree-of-freedom (6-DOF) system of equations incorporating parameters for dynamic imbalance is developed in this study. Numerical simulations are conducted for an 85 mm artillery shell, utilizing assumed aerodynamic load profiles derived from Computational Fluid Dynamics (CFD) calculations.*

Keywords: Six-degree-of-freedom dynamics, Spinning projectile

Thiết kế, chế tạo giá mô phỏng tư thế UAV theo mô hình tay máy song song kiểu Stewart–Gough Platform

Lê Vũ Đan Thanh[1*], Tạ Đức Hải[1], Đỗ Trung Chiến[2], Nông Trường Giang[2]

[1]Khoa Hàng không Vũ trụ, Học viện Kỹ thuật Quân sự; [2]Học viện Kỹ thuật Quân sự

[*] Email: danthanh@lqdtu.edu.vn; SĐT: 0384051187

Tóm tắt

Bài báo trình bày quá trình thiết kế và chế tạo giá mô phỏng tư thế UAV dựa trên cơ cấu tay máy song song kiểu Stewart–Gough. Mô hình động lực học của hệ được xây dựng, từ đó tính toán các góc lệch của các servo theo các góc Euler nhằm mô phỏng tư thế bay của UAV dạng cánh bằng. Các chi tiết cơ khí của giá được thiết kế và chế tạo bằng công nghệ in 3D để bảo đảm độ chính xác và khả năng lắp ráp. Hệ thống servo được kết nối và hiệu chỉnh, cho phép kiểm tra khả năng tái tạo chuyển động theo tín hiệu điều khiển đặt trước. Kết quả cho thấy mô hình Stewart–Gough có thể mô phỏng tư thế UAV với độ linh hoạt và độ chính xác phù hợp. Trong hướng phát triển tiếp theo, giá mô phỏng sẽ được tích hợp với phần mềm mô phỏng bay nhằm xây dựng mô hình mô phỏng bán tự nhiên cho UAV, phục vụ nghiên cứu và đào tạo tại đơn vị.

Từ khóa: *Cơ điện tử; mô phỏng UAV; Stewart – Gough Platform; tay máy song song.*

1. Đặt vấn đề

Hiện nay, việc phát triển các thuật toán điều khiển cho thiết bị bay không người lái (UAV) đòi hỏi quy trình kiểm tra và thử nghiệm nghiêm ngặt để đảm bảo an toàn và hiệu quả trước khi bay thực địa. Các phương pháp mô phỏng trên máy tính (Software-in-the-Loop) tuy linh hoạt nhưng thường bỏ qua các yếu tố phi tuyến của phần cứng thực tế như ma sát, độ trễ động cơ và rung động. Để khắc phục hạn chế này, mô hình mô phỏng bán tự nhiên (Hardware-in-the-Loop) tích hợp giá thử nghiệm vật lý là một giải pháp tuyệt vời và đang trở thành xu hướng nghiên cứu quan trọng. Trong các cơ cấu mô phỏng chuyển động, cơ cấu robot song song Stewart-Gough (hay còn gọi là Hexapod) được lựa chọn nhờ độ cứng vững cơ khí cao, khả năng chịu tải trọng lớn, khả năng thay đổi vị trí, định hướng linh hoạt và triệt tiêu sai số vị trí tích lũy. Cấu trúc này cung cấp 6 bậc tự do bao gồm ba chuyển động tịnh tiến và ba chuyển động quay, cho phép tái tạo chính xác các rung động tần số cao và tư thế bay phức tạp của UAV.

Đã có nhiều nghiên cứu sử dụng cơ cấu Stewart–Gough như một bàn chuyển động 6 bậc tự do để mô phỏng và tái tạo các chuyển động phục vụ nghiên cứu–thử nghiệm UAV trong điều kiện an toàn và có kiểm soát. Drozd và cộng sự [1] đã đề xuất một mô hình mô phỏng cho hệ đo tự động, trong đó UAV được đặt trên cơ cấu Stewart. Hệ thống này tích hợp bộ tạo quỹ đạo, bộ điều khiển tự động, mô hình động học của cơ cấu và khối quyết định tư thế, cho phép đánh giá các tham số của bộ điều khiển PID đối với các góc định hướng, đồng thời hỗ trợ sinh mã phục vụ tự động hóa quá trình thử nghiệm. Mukherjee và cộng sự [2] thiết kế giá Stewart sử dụng sáu cơ cấu chấp hành tuyến tính, với chiều dài từng cơ cấu được xác định thông qua bài toán động học ngược. Dữ liệu IMU thu thập từ nhiều cấu hình UAV khác nhau (bay hoặc treo trong nhà, có và không có nhiễu) được tiền xử lý bằng biến đổi Fourier nhanh và dùng làm tín hiệu vào cho cơ cấu Stewart nhằm tái tạo quỹ đạo chuyển động. Cách tiếp cận này cho phép tăng tần suất khai thác khả năng bay của UAV trong khi vẫn đảm bảo mức độ an toàn cao.

Sergei Osadchy và cộng sự [3] nghiên cứu luật điều khiển tối ưu cho cơ cấu Stewart trong bài toán cất–hạ cánh UAV trên boong tàu biển động, nhằm duy trì sai lệch nhỏ trong mặt phẳng ngang dưới ảnh hưởng của các nhiễu ngẫu nhiên từ sóng và gió.

Ở trong nước, UAV đang là một lĩnh vực phát triển mạnh mẽ trong cả quân sự lẫn dân sự, kéo theo nhu cầu về các giá mô phỏng phục vụ thiết kế, chế tạo, hiệu chỉnh và giảng dạy. Trên thực tế, đã có một số giá mô phỏng động học cho UAV đa cánh quạt, tuy nhiên các hệ tương tự dành cho UAV cánh bằng vẫn còn thiếu. Từ các hướng nghiên cứu đã nêu, có thể thấy việc ứng dụng cơ cấu Stewart để tái tạo ngược tư thế UAV từ dữ liệu IMU thực tế, qua đó kiểm chứng các thuật toán điều khiển UAV cánh bằng, là một hướng nghiên cứu tiềm năng, có ý nghĩa khoa học rõ ràng và giá trị thực tiễn cao.

Bài báo này trình bày quá trình thiết kế, chế tạo và xây dựng mô hình điều khiển cho một giá mô phỏng tư thế UAV sử dụng cơ cấu robot song song Stewart-Gough. Hệ thống được thiết kế để tái tạo các góc Euler (góc chúc ngóc, góc liệng, và góc hướng) từ tín hiệu điều khiển, qua đó phục vụ trực tiếp cho công tác nghiên cứu và đào tạo. Phần còn lại của bài báo được trình bày như sau: Phần 2 trình bày tổng quan về cơ cấu Stewart và mô hình toán của hệ thống. Phần 3 mô tả quá trình thiết kế, chế tạo cơ khí và tích hợp hệ thống điều khiển. Phần 4 thảo luận về phương pháp đánh giá sai số giữa tín hiệu đặt và đáp ứng thực tế. Trong phần kết luận, các tác giả tóm tắt những kết quả chính đạt được và đề xuất hướng phát triển trong tương lai.

2. Thực nghiệm

2.1. Tổng quan về cơ cấu Stewart

Cơ cấu Stewart hoạt động dựa trên nguyên lý của robot song song. Cơ cấu Stewart (Hình 1) bao gồm một mặt phẳng nền và một tấm chuyển động được kết nối thông qua sáu chuỗi động học khép kín độc lập, cung cấp cho tấm chuyển động đủ 6 bậc tự do trong không gian, bao gồm ba chuyển động tịnh tiến và ba chuyển động quay, phục vụ tốt trong ứng dụng mô phỏng bay, cho phép hệ thống tái tạo chính xác các tư thế và các dạng cơ động cơ bản của UAV, tạo điều kiện thuận lợi cho việc kiểm thử bán tự nhiên.



Hình 1. Mặt phẳng nền và tấm chuyển động của cơ cấu Stewart

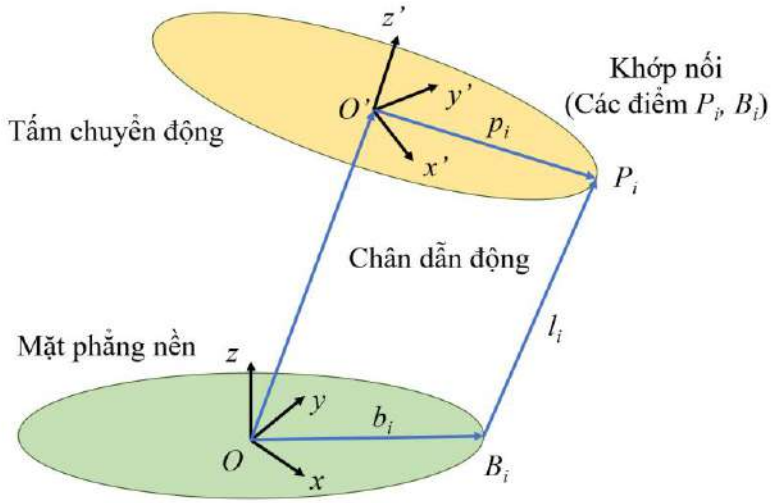
2.2. Mô hình toán học của cơ cấu Stewart

Quá trình mô hình hóa hệ thống tập trung vào bài toán động học ngược để xác định thông số điều khiển cho các cơ cấu chấp hành từ tư thế mong muốn của UAV. Cơ cấu Stewart-Gough được cấu tạo từ sáu cơ cấu chấp hành tuyến tính, trong đó các đầu mút tạo thành hai tam giác đều lệch nhau 180º. Các tam giác này tạo thành các mặt phẳng sử dụng cho mặt phẳng nền và tấm chuyển động. Hệ thống toạ độ được thiết lập bao gồm hệ toạ độ cố định O gắn tại tâm mặt phẳng nền và hệ toạ độ động P gắn tại tâm tấm chuyển động (Hình 2). Các điểm khớp nối trên mặt phẳng nền B_i và tấm chuyển động P_i được xác định dựa trên bán kính mặt phẳng nền r_b và bán kính tấm chuyển động r_b và các góc phân bố lệch pha tương ứng để tối ưu hóa không gian làm việc.

Ta xác định ma trận quay ${}^{P}R_{B}$ là ma trận chuyển đổi từ hệ toạ độ động sang hệ toạ độ cố định, được xác định thông qua ba góc Euler: φ (roll), θ (pitch), ψ (yaw) quay quanh các trục toạ độ: x, y, z, có dạng:

$$ {}^{P}R_{B} = \begin{pmatrix} \cos\psi\cos\theta & -\sin\psi\cos\varphi+\cos\psi\sin\theta\sin\varphi & \sin\psi\sin\varphi+\cos\psi\sin\theta\cos\varphi \\ \sin\psi\cos\theta & \cos\psi\cos\varphi+\sin\psi\sin\theta\sin\varphi & -\cos\psi\sin\varphi+\sin\psi\sin\theta\cos\varphi \\ -\sin\theta & \cos\theta\sin\varphi & \cos\theta\cos\varphi \end{pmatrix} \quad (1) $$

Xét trên mô hình cơ cấu Stewart:



Hình 2. Mô hình cơ cấu Stewart

Phương trình toạ độ điểm P_i so với hệ trục toạ độ của mặt phẳng nền:

$$ \boldsymbol{q_i} = \boldsymbol{T} + {}^{P}R_{B}.\boldsymbol{p_i} \quad (2) $$

Trong đó: $\boldsymbol{T}$ là vector tịnh tiến biểu thị độ dịch chuyển vị trí tuyến tính của gốc toạ độ tấm chuyển động so với hệ trục toạ độ của mặt phẳng nền; $\boldsymbol{p_i}$ là vector của điểm P_i so với gốc toạ độ tấm chuyển động.

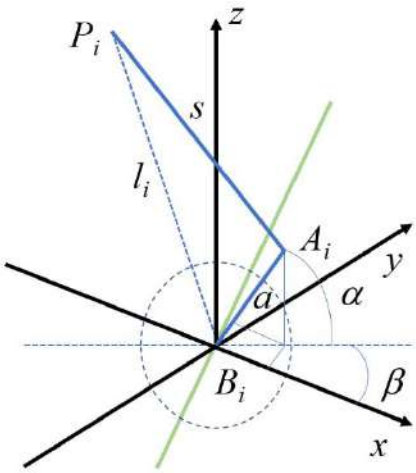
Phương trình xác định chiều dài của chân thứ i:

$$ \boldsymbol{l_i} = \boldsymbol{T} + {}^{P}R_{B}.\boldsymbol{p_i} - \boldsymbol{b_i} \quad (3) $$

Trong đó: $\boldsymbol{b_i}$ là vector của điểm B_i so với gốc toạ độ mặt phẳng nền.

Do sử dụng servo quay với chiều dài tay quay a (Hình 3), từ quá trình nghiên cứu nhóm tác giả sử dụng phương trình liên hệ giữa chiều dài chân thứ i với góc quay của servo:

$$\alpha = sin^{-1}\left(\frac{L}{\sqrt{M^2+N^2}}\right) - tan^{-1}\left(\frac{N}{M}\right) \quad (4)$$



Hình 3. Mô hình trục toạ độ của servo quay trong mặt phẳng xy

Các tham số và hệ số trong phương trình:

Tham số ràng buộc chiều dài, đại diện cho mối quan hệ giữa chiều dài hiệu dụng cần thiết của chân và độ dài cơ khí cố định của phần cứng:

$$L = l^2 - (s^2 - a^2) \quad (5)$$

Hệ số chiếu theo phương đứng, với z_b là toạ độ Z của điểm khớp trên mặt phẳng nền, z_p là toạ độ Z của điểm khớp trên tấm chuyển động:

$$M = 2a(z_p - z_b) \quad (6)$$

Hệ số chiếu theo phương ngang, với β là góc định vị của tay servo so với trục x; x_b, y_b là toạ độ của điểm khớp trên mặt phẳng nền, x_p, y_p là toạ độ của điểm khớp trên tấm chuyển động:

$$N = 2a[cos\beta(x_p - x_b) + sin\beta(y_p - y_b)] \quad (7)$$

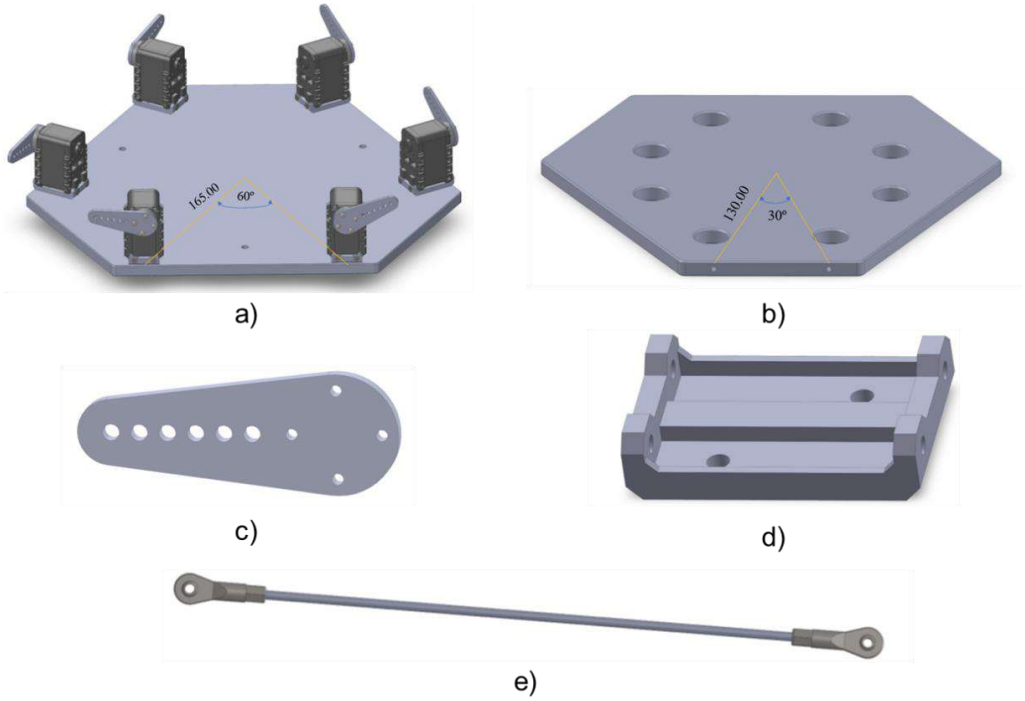
Các nghiệm của phương trình trên là cơ sở để bộ điều khiển trung tâm xuất tín hiệu vị trí chính xác xuống các động cơ servo, đảm bảo đầu thanh truyền khớp đúng với toạ độ yêu cầu trong không gian.

2.3. Mô hình thực tế của cơ cấu Stewart

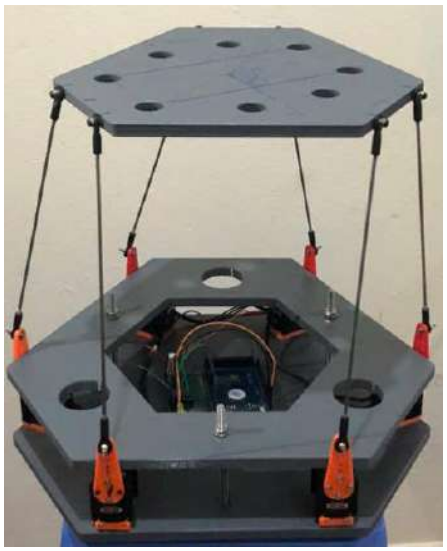
Để gia công các chi tiết chính như mặt phẳng nền, tấm chuyển động và các gá đỡ servo, nhóm tác giả lựa chọn gia công bằng công nghệ in 3D (FDM) sử dụng vật liệu nhựa kỹ thuật PETG, đáp ứng tốt yêu cầu về độ bền, khả năng chịu va đập và giảm thiểu khối lượng quán tính cho hệ thống.

Chọn kích thước bán kính bàn đế $r_b = 165mm$, bán kính tấm chuyển động $r_p = 130mm$. Để đảm bảo tính ổn định của tam giác lực và không gian di chuyển, các cụm servo trên mặt phẳng nền được bố trí thành ba cặp lệch nhau 60 độ, trong khi các điểm kết nối trên tấm chuyển động lệch nhau 30 độ. Cơ cấu dẫn động sử dụng tay quay servo dài 40mm kết nối với thanh

truyền dài 200mm, sử dụng các khớp cầu ổ bi mắt trâu. Trên hình 5 thể hiện các mô hình 3D nhóm tác giả thiết kế; hình 6 thể hiện hình ảnh mô hình thực tế của sản phẩm.



Hình 4. Mô hình 3D của các chi tiết: a) mặt phẳng nền, b) tấm chuyển động, c) tay quay servo, d) đồ gá servo, e) thanh truyền



Hình 5. Hình ảnh thực tế của sản phẩm sau khi lắp ráp

2.4. Mô hình hệ thống điện

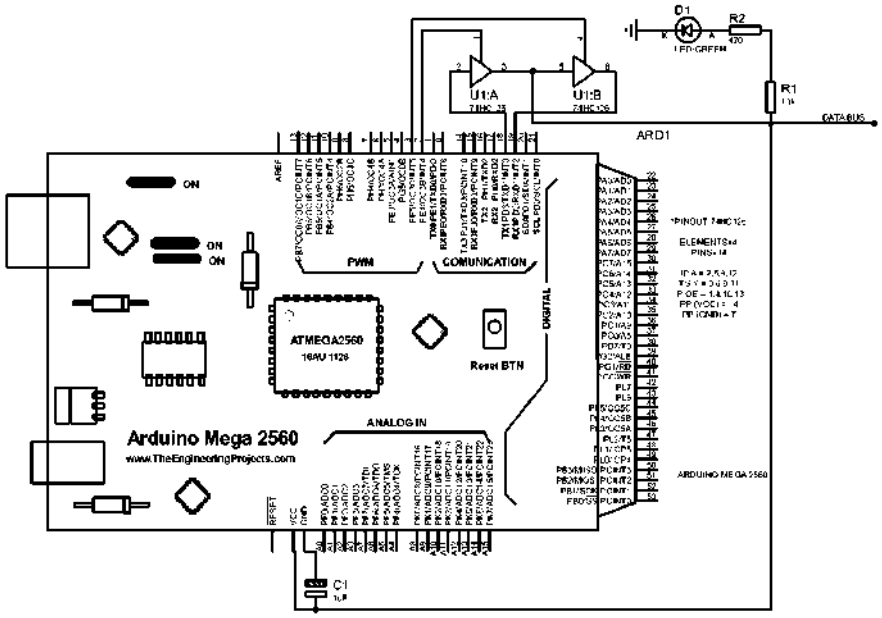
Để giải quyết bài toán phối hợp đồng bộ và chính xác giữa các động cơ servo, nhóm tác giả lựa chọn hệ thống điện gồm vi điều khiển, IC giải mã và động cơ servo (Hình 6).

Về vi điều khiển, nhóm tác giả sử dụng Arduino Mega 2560 nhờ sở hữu dung lượng bộ nhớ Flash và SRRAM lớn (256KB và 8KB) để chứa thuật toán, có 4 cổng giao tiếp phần cứng độc lập phục vụ quá trình mô phỏng ổn định hơn.

Về động cơ servo, sử dụng servo Dynamixel AX-12A – một loại servo kỹ thuật số tích hợp sẵn driver motor, bộ giải mã vị trí và giao thức mạng. Ưu điểm của loại servo này là độ

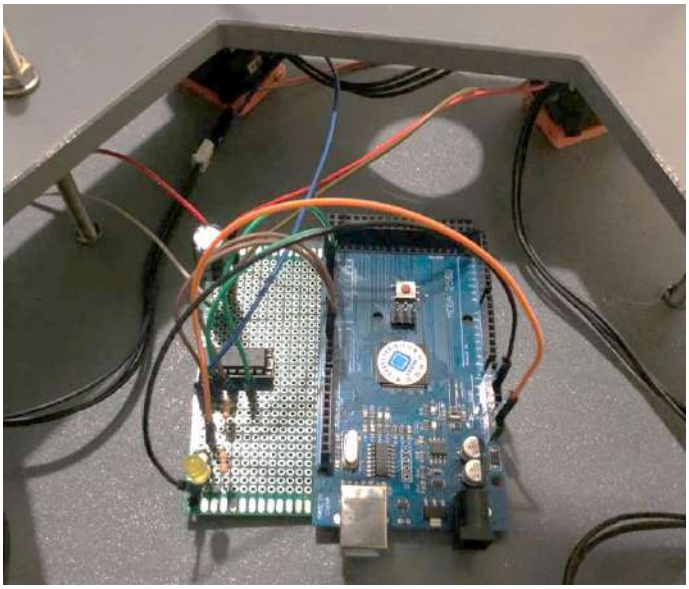
chính xác cao; khả năng quay độc lập nhưng quản lý tập trung (Daisy Chain) khi điều khiển nhiều servo cùng lúc bằng cách điều khiển ID gán với mỗi servo; khả năng đồng bộ hoá chuyển động bằng cách điều khiển tốc độ quay của servo; và khả năng gửi lại tín hiệu phản hồi về vị trí thực tế, điện áp, nhiệt độ và tải trọng, giúp phát hiện giới hạn cơ khí và bảo vệ hệ thống.

Tuy nhiên do tín hiệu truyền của Arduino là dạng Full-Duplex (TX và RX riêng biệt), tín hiệu nhận của servo AX-12A là dạng Half-Duplex (sử dụng 1 dây Data truyền dữ liệu chung), muốn giao tiếp giữa 2 phần tử này cần sử dụng một IC giải mã (IC 74HC126) để giải mã 2 dạng dữ liệu này và truyền đúng dạng dữ liệu cho từng phần tử.



Hình 6. Sơ đồ đấu nối vi điều khiển và IC giải mã với đầu vào động cơ servo

Nhóm tác giả đã hiện thực hoá phần mạch điều khiển sử dụng vi điều khiển Arduino Mega 2560, IC 74HC126 và hệ thống các servo, tận dụng khoảng trống ở mặt phẳng đế để bố trí gọn gàng hệ thống điện (Hình 7).

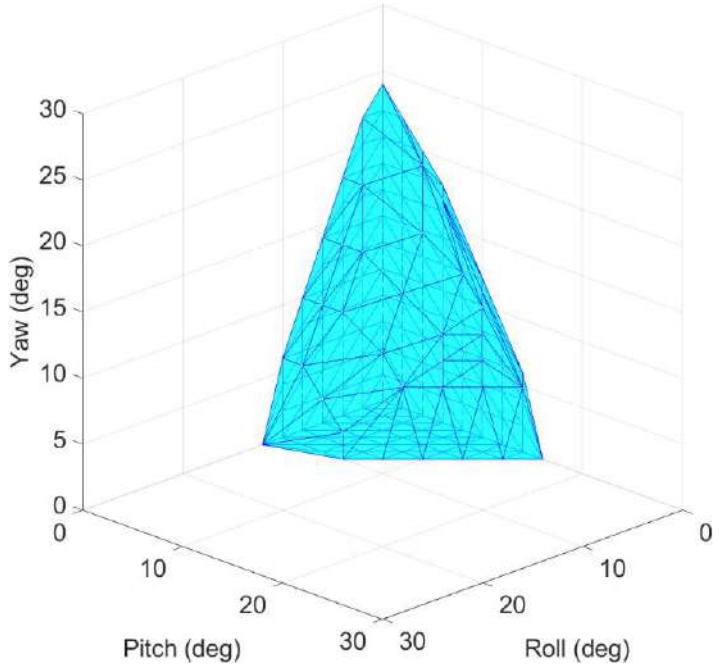


Hình 7. Hình ảnh thực tế của hệ thống điện

3. Kết quả và thảo luận

Để phân tích động học giới hạn trên mô hình giữa mặt phẳng nền và tấm chuyển động, xét hành trình dọc trục tối đa mà một chân có thể di chuyển:

$$\Delta Z = 2.a = 2.40 = 80mm \quad (8)$$



Hình 8. Mô phỏng vùng làm việc của tấm chuyển động

Góc nghiêng giới hạn được tính xấp xỉ dựa trên 1 bên tấm chuyển động nâng lên tối đa và bên đối xứng hạ xuống tối đa:

$$sin(\theta_{max}) \approx \frac{\Delta Z_{max}}{2.r_p} = \frac{80}{2.130} \approx 0,3077 => \theta_{max} = arcsin(0,3077) \approx 17,9° \quad (9)$$

Vùng làm việc mô phỏng được thể hiện trên hình 8. Kết quả cho thấy góc nghiêng tối đa đạt xấp xỉ 17,9º. Đối chiếu với yêu cầu thực tế của các thuật toán điều khiển bay, biên độ góc này hoàn toàn phù hợp cho việc kiểm thử các chế độ bay tương đối ổn định của UAV, vốn thường hoạt động trong dải nghiêng dưới 15º.

4. Kết luận

Nghiên cứu bước đầu đã thiết kế và chế tạo thành công hệ thống mô phỏng tư thế UAV dựa trên nền tảng cơ cấu song song Stewart-Gough, sử dụng công nghệ in 3D vật liệu PETG, đảm bảo yêu cầu kỹ thuật. Về mặt điều khiển, việc xây dựng và giải quyết bài toán động học ngược đã cho phép chuyển đổi chính xác các trạng thái góc Euler sang không gian khớp của hệ dẫn động servo kỹ thuật số Dynamixel AX-12A. Mô hình có thể được sử dụng làm mô hình học cụ phục vụ giảng dạy hoặc để hiệu chỉnh, thử nghiệm các thuật toán điều khiển UAV. Hướng nghiên cứu tiếp theo là kết hợp giá thử nghiệm này với phần mềm mô phỏng bay để tạo thành một tổ hợp mô phỏng bay UAV hoàn chỉnh.

Tài liệu tham khảo

1. Oleg Drozd, Pavel Avlasko, Semen Bordyugov, Denis Kapulin, "An Automated Measuring Complex for Research Parameters of Unmanned Aerial Vehicle", Smart Innovation, Systems and Technologies, vol. 220, pp. 419-430, 2021.

2. Anurag Mukherjee, Irfan Khan, William Turner, Peter Sullivan, Chris Mahony, Oliver Gilbert, "Dynamic UAV Flight Simulator Utilizing a Stewart Platform", 2024 7th Iberian Robotics Conference (ROBOT), Nov. 2024, DOI:10.1109/ROBOT61475.2024.10796889.
3. Sergei Osadchyi, Valerii Zozulya, Iryna Bereziuk, "Information Technology and Algorithm for Maximizing Accuracy of Angular Position of Platform for Vertical Takeoff and Landing of the UAV", 2023 IEEE 7th International Conference on Methods and Systems of Navigation and Motion Control (MSNMC), Oct. 2023, DOI:10.1109/MSNMC61017.2023.10329260.

Design and Fabrication of a UAV Attitude Simulator using a Stewart-Gough Parallel Manipulator

Abstract: *This paper presents the design and fabrication of a UAV attitude simulator utilizing a Stewart-Gough parallel manipulator. A mathematical model of the system is established to compute the required servo angles corresponding to Euler angles (pitch, roll, and yaw), thereby replicating UAV flight attitudes. Mechanical components were fabricated using 3D printing technology to ensure dimensional precision and ease of assembly. The servo actuation system was integrated and calibrated to validate the platform's motion tracking capabilities against reference control signals. Experimental results demonstrate that the Stewart-Gough platform effectively simulates UAV attitudes with satisfactory dexterity and precision. Future work will focus on integrating the platform with flight simulation software to establish a Hardware-in-the-Loop (HIL) simulation environment, facilitating research and training activities at the institution.*

Keywords: Mechatronics; UAV; Stewart-Gough platform; Flight simulator; Parallel manipulator.

❑

Xây dựng mô hình tính toán và thiết kế hệ thống thu hồi mẫu UAV cỡ nhỏ

Nguyễn Anh Tuấn*, Nguyễn Hải Nam, Đàm Việt Phương, Nguyễn Ngọc Hòa

Khoa Hàng không vũ trụ, Học viện Kỹ thuật Quân sự

Email: atnguyen@lqdtu.edu.vn; Tel: 0888 000 438

Tóm tắt

Bài báo trình bày việc xây dựng mô hình tính toán và thiết kế hệ thống thu hồi UAV cỡ nhỏ bằng lưới trên cơ sở phân tích động lực học va chạm và hấp thụ năng lượng. Lưới thu hồi được mô hình hóa dưới dạng hệ nhiều vật - lò xo phi tuyến, bảo đảm tương đương về phân bố khối lượng và độ cứng, đồng thời xét đến hiện tượng mất ổn định khi nén và đứt dây khi vượt quá giới hạn bền. Mô hình lực va chạm và thành phần giảm chấn được tích hợp nhằm mô tả quá trình truyền và tiêu tán động năng của UAV trong thời gian tương tác ngắn. Trên cơ sở mô phỏng trong môi trường MSC Adams, phương án thiết kế lưới cho UAV 14 kg bay với vận tốc 12 m/s được đề xuất. Kết quả cho thấy quá tải không vượt quá 5G và vận tốc giảm an toàn sau va chạm, đáp ứng yêu cầu khai thác.

Từ khóa: *UAV cỡ nhỏ; hệ thống thu hồi bằng lưới; động lực học va chạm; mô hình động lực phi tuyến; hấp thụ năng lượng; mô phỏng cơ hệ nhiều vật.*

1. Đặt vấn đề

Sự phát triển mạnh mẽ của các hệ thống UAV cỡ nhỏ đã mở rộng đáng kể khả năng triển khai trong các nhiệm vụ quan trắc môi trường, giám sát tầm thấp, thu thập mẫu và tìm kiếm cứu nạn. Với ưu điểm về tính linh hoạt, chi phí vận hành thấp và khả năng hoạt động tại địa hình phức tạp, UAV cỡ nhỏ (trọng lưới dưới 25 kg [1-2]) ngày càng được sử dụng trong các khu vực không có hạ tầng đường băng hoặc không gian hạ cánh chuyên dụng. Trong bối cảnh đó, vấn đề thu hồi phương tiện sau nhiệm vụ trở thành một nội dung kỹ thuật quan trọng, ảnh hưởng trực tiếp đến độ bền kết cấu, tính toàn vẹn của mẫu thu thập và khả năng tái sử dụng hệ thống.

Thu hồi bằng lưới là một giải pháp phù hợp đối với UAV cỡ nhỏ khi yêu cầu kiểm soát chính xác vị trí bắt giữ, giảm thiểu phụ thuộc vào điều kiện gió và không làm tăng khối lượng của UAV. Tuy nhiên, khác với phương án giảm tốc dần trước khi tiếp đất, thu hồi bằng lưới là một quá trình tương tác động diễn ra trong thời gian ngắn, đặc trưng bởi hiện tượng va chạm và biến dạng nhanh của hệ kết cấu linh hoạt. Trong giai đoạn này, toàn bộ động năng của UAV phải được chuyển hóa thành năng lượng biến dạng của lưới và năng lượng tiêu tán thông qua cơ chế giảm chấn của vật liệu và khung đỡ. Nếu sự phân bổ năng lượng không hợp lý, lực xung kích truyền vào thân UAV có thể gây quá tải cục bộ, hư hỏng kết cấu hoặc ảnh hưởng đến mẫu mang theo.

Mặc dù đã có một số nghiên cứu liên quan đến thu hồi UAV bằng lưới, phần lớn tập trung vào bài toán điều khiển tiếp cận chính xác đến vị trí lưới [3-4]. Các nghiên cứu chuyên sâu về cơ chế phân bố lực, đáp ứng động và hấp thụ năng lượng của hệ lưới trong quá trình va chạm còn tương đối hạn chế, đặc biệt đối với UAV cỡ nhỏ mang tải trọng nhạy cảm. Abu [5] đã nghiên cứu xây dựng mô hình đàn hồi và phân tích ứng suất của lưới thu hồi UAV bằng phần mềm ANSYS. Tuy nhiên, việc

*Email: atnguyen@lqdtu.edu.vn

sử dụng mô hình dầm tuyến tính cho các phần tử lưới khiến kết quả nghiên cứu khá hạn chế, giới hạn đối với trường hợp biến dạng nhỏ; do đó, không đặc tả hết được đặc trưng động lực học phi tuyến của hệ thống.

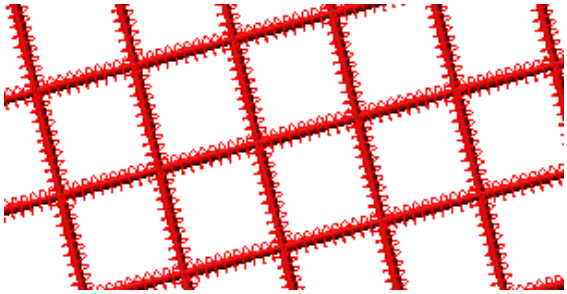
Xuất phát từ yêu cầu thực tiễn đó, bài báo này tập trung xây dựng mô hình tính toán động lực học cho hệ thống thu hồi UAV cỡ nhỏ bằng lưới đảm bảo có thể mô tả được các tính chất cơ học của vật liệu và động lực học phi tuyến của hệ thống. Mô hình cho phép dự đoán đáp ứng gia tốc, vận tốc và biến dạng khi xảy ra va chạm. Trên cơ sở mô hình tính toán mô phỏng được xây dựng, nghiên cứu đưa ra đề xuất thiết kế lưới thu hồi cho một mẫu UAV cỡ nhỏ. Kết quả nghiên cứu đã chỉ ra rằng các tham số gia tốc, vận tốc của hệ khi va chạm là phù hợp theo yêu cầu thiết kế.

2. Phương pháp xây dựng mô hình

Từ góc độ cơ học kết cấu, hệ thống thu hồi bằng lưới là một hệ đàn hồi - giảm chấn phi tuyến, trong đó độ cứng hiệu dụng không cố định mà thay đổi theo mức độ biến dạng và trạng thái căng của dây lưới. Quá trình tiếp xúc giữa UAV và lưới không chỉ phụ thuộc vào vận tốc tiếp cận mà còn chịu ảnh hưởng của hình học bố trí lưới, điều kiện neo giữ, đặc tính cơ học của vật liệu và khả năng phân tán lực trong mặt phẳng lưới. Do đó, việc thiết kế hệ thống thu hồi không thể chỉ dựa trên kinh nghiệm thực nghiệm, mà cần được xây dựng trên cơ sở mô hình hóa động lực học va chạm và phân tích hấp thụ năng lượng.

Một thách thức quan trọng là xác định mối quan hệ giữa các tham số thiết kế của lưới (bao gồm kích thước mắt lưới, độ cứng dây, hệ số giảm chấn và cấu trúc khung đỡ) với đáp ứng động của UAV trong quá trình bắt giữ. Hệ lưới quá cứng có thể làm gia tăng lực xung kích và gia tốc cực đại, trong khi hệ lưới quá mềm có thể dẫn đến hành trình võng lớn và nguy cơ va chạm thứ cấp với khung đỡ hoặc mặt đất phía sau. Bài toán thiết kế vì vậy mang tính tối ưu đa mục tiêu, trong đó cần cân bằng giữa giới hạn tải trọng cho phép của UAV, khối lượng bổ sung của hệ thống thu hồi và yêu cầu an toàn khai thác.

Lưới thu hồi được mô hình hóa dưới dạng cơ hệ vật - lò xo với điều kiện đảm bảo tương đương về phân bố khối lượng và độ cứng đàn hồi. Trong Hình 1 các dây lưới được mô hình hoá bằng các lò xo giãn; vật nặng được đặt tại các điểm nút.



Hình 1. Mô hình hoá lưới dưới dạng hệ vật lò xo

Ở đây, mô hình sử dụng lò xo phi tuyến với độ cứng thay đổi như trong Hình 2. Về cơ bản, trong giai đoạn giãn, lò xo có độ cứng không đổi và được xác định theo công thức:

$$k = \frac{ESn}{l} \quad (1)$$

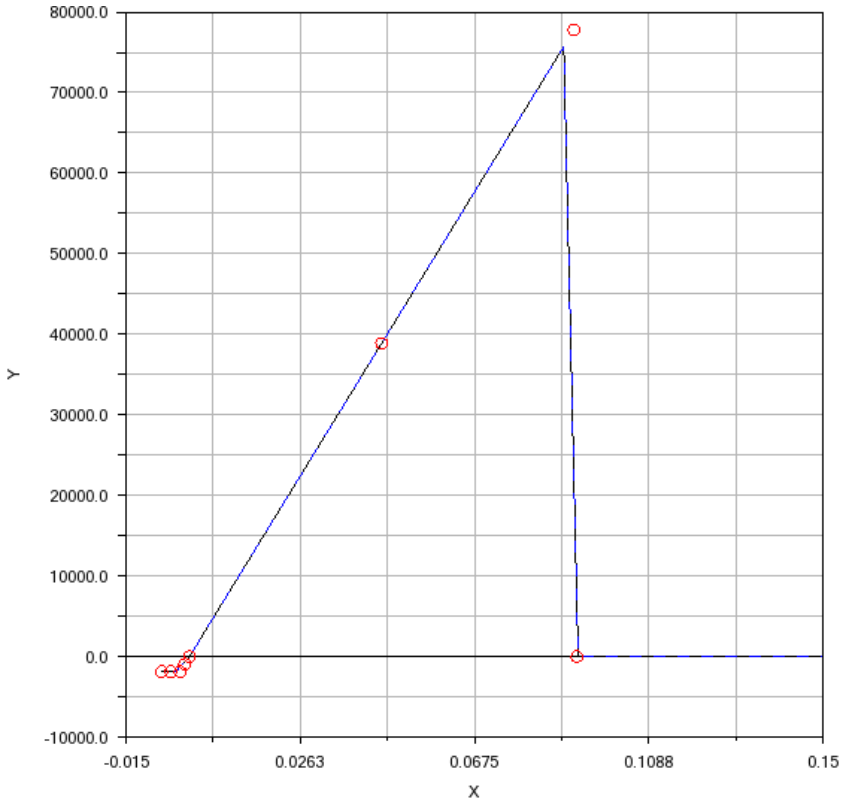
Trong đó E là mô-đun đàn hồi của vật liệu làm lưới theo phương dọc; S là diện tích thiết diện dây lưới; l là chiều dài của lò xo trong Hình 1; n là hệ số tăng kích thước mắt lưới khi mô hình hoá. Hệ số n được sử dụng để giảm số mắt lưới trong mô hình, do đó giảm số bậc tự do của hệ.

Khi giá trị biến dạng của lưới đủ lớn, hệ số k giảm đột ngột về 0, tương ứng với trường hợp dây lưới bị đứt. Đối với độ giãn âm (lò xo bị nén), xuất hiện hiện tượng mất ổn định tại giá trị lực nén tới hạn như sau:

$$F_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{nl^2} \quad (2)$$

I là mô-men quán tính hình học của thiết diện dây lưới.

Khi xuất hiện mất ổn định, giá trị lực nén của lò xo được giả sử không đổi (Hình 2).



Hình 2. Mối liên hệ giữa độ giãn của lò xo (trục X) và lực đàn hồi (trục Y)

Khi xảy ra va chạm giữa UAV và lưới, lực va chạm được xác định như sau:

$$F_{imp} = k_{imp} g^e \quad (3)$$

Trong đó, e có thể được lựa chọn bằng 1, tương ứng với mô hình lực va chạm tuyến tính; k_{imp} là độ cứng va chạm và được xác định theo công thức:

$$k_{imp} = E_t ln \quad (4)$$

E_t là mô-đun đàn hồi cạnh của vật liệu làm lưới.

Mô hình sử dụng trong nghiên cứu này đều có thành phần cản đối với lò xo và va chạm; hệ số cản được lựa chọn để phù hợp với kết quả thực nghiệm.

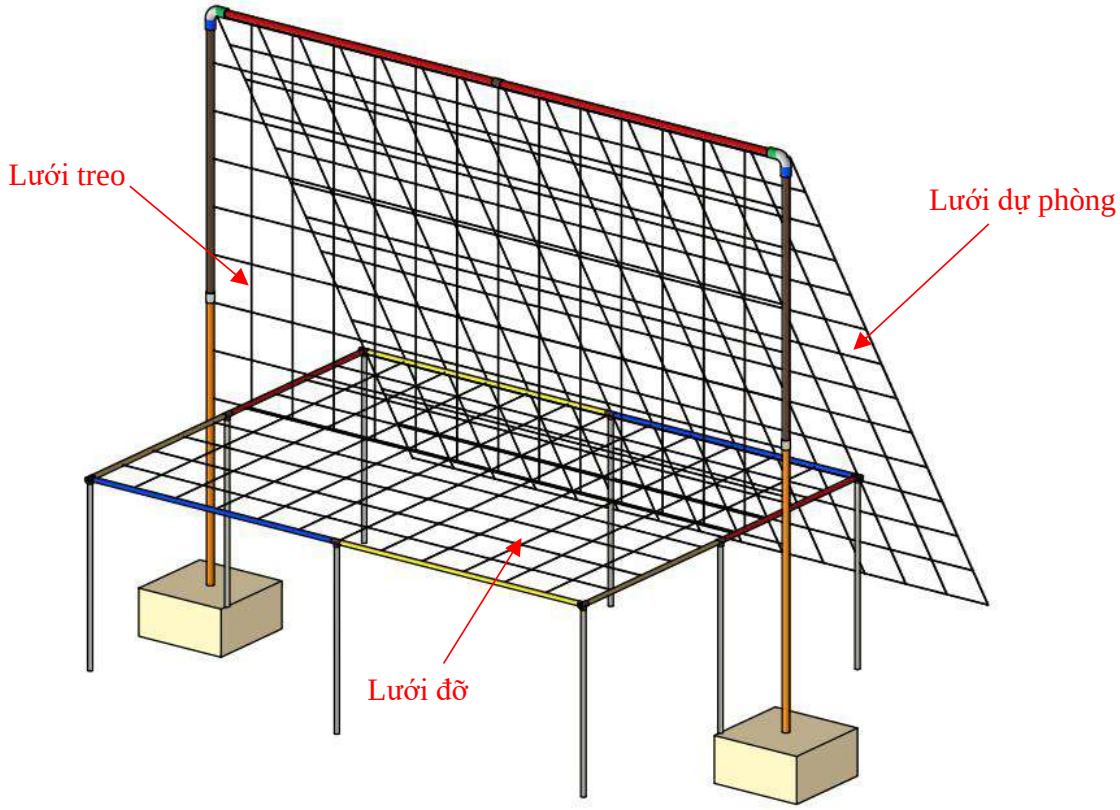
Hệ động lực học nhiều vật được xây dựng trong phần mềm MSC Adams, sử dụng bộ giải GSTIFF với bước thời gian tính toán được điều chỉnh phù hợp với độ hội tụ cho trước [6]. Hệ phương trình động lực học có thể biểu diễn một cách tổng quát như sau:

$$\begin{aligned} &\mathbf{Q}\ddot{\mathbf{q}} + \boldsymbol{\eta}_q^T \boldsymbol{\lambda} - \mathbf{P}^T \mathbf{G}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) = 0 \\ &\boldsymbol{\eta}(\mathbf{q}, t) = 0 \end{aligned} . \qquad (13)$$

Trong đó. $\mathbf{Q}$ là ma trận khối lượng; $\mathbf{q}$ là véc-tơ tọa độ chuyển vị; $\boldsymbol{\eta}$ là ma trận thể hiện điều kiện ràng buộc; $\boldsymbol{\lambda}$ là véc-tơ của nhân tử Lagrange; $\mathbf{G}$ có chứa các thành phần ngoại lực, lực quán tính và lực con quay; $\mathbf{P}^T$ là ma trận dùng để chiếu các thành phần lực theo hướng $\mathbf{q}$.

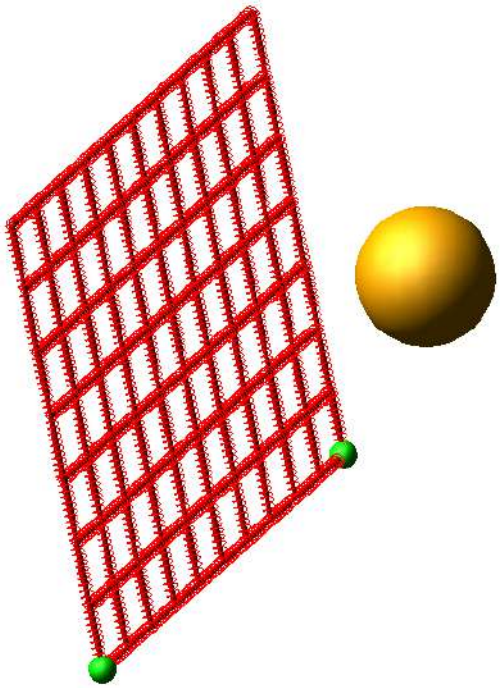
3. Thiết kế hệ thống thu hồi UAV cỡ nhỏ

Sử dụng mô hình trình bày ở trên cho hệ thống lưới thu hồi UAV cỡ nhỏ với khối lượng 14 kg, tốc độ 12 m/s, nhóm nghiên cứu đề xuất phương án như trong Hình 3. Hệ thống bao gồm lưới treo kích thước 7 m × 5 m, treo ở độ cao 7 m, ba cạnh còn lại được để tự do; lưới đỡ nằm ngang cách mặt đất 2 m; lưới dự phòng được ghim cố định vào đất. Hai đầu dưới của lưới treo có buộc vật nặng khối lượng 10 kg để đảm bảo độ căng của lưới trong quá trình va chạm. Lưới được làm bằng vật liệu Polyethylene với kích thước mắt lưới 7 cm × 7 cm.



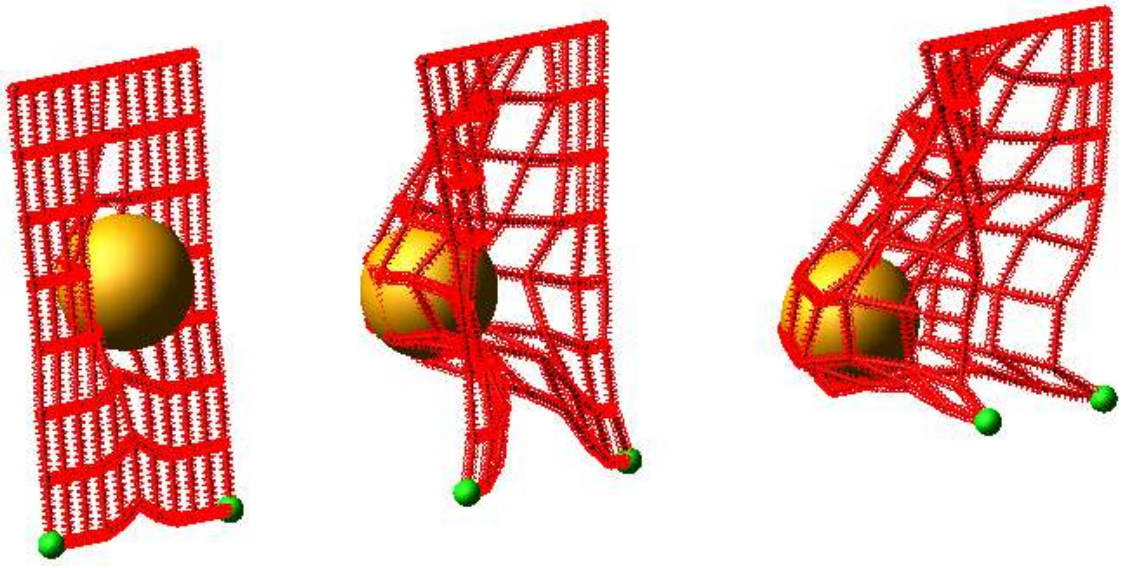
Hình 3. Thiết kế lưới thu hồi UAV cỡ nhỏ

Do quá trình va chạm chủ yếu xảy ra ở lưới treo nên ta chỉ cần xây dựng mô hình động lực học cho lưới này (Hình 4). Để đơn giản hoá, UAV được thay thế bằng vật hình cầu với khối lượng và kích thước tương đương.



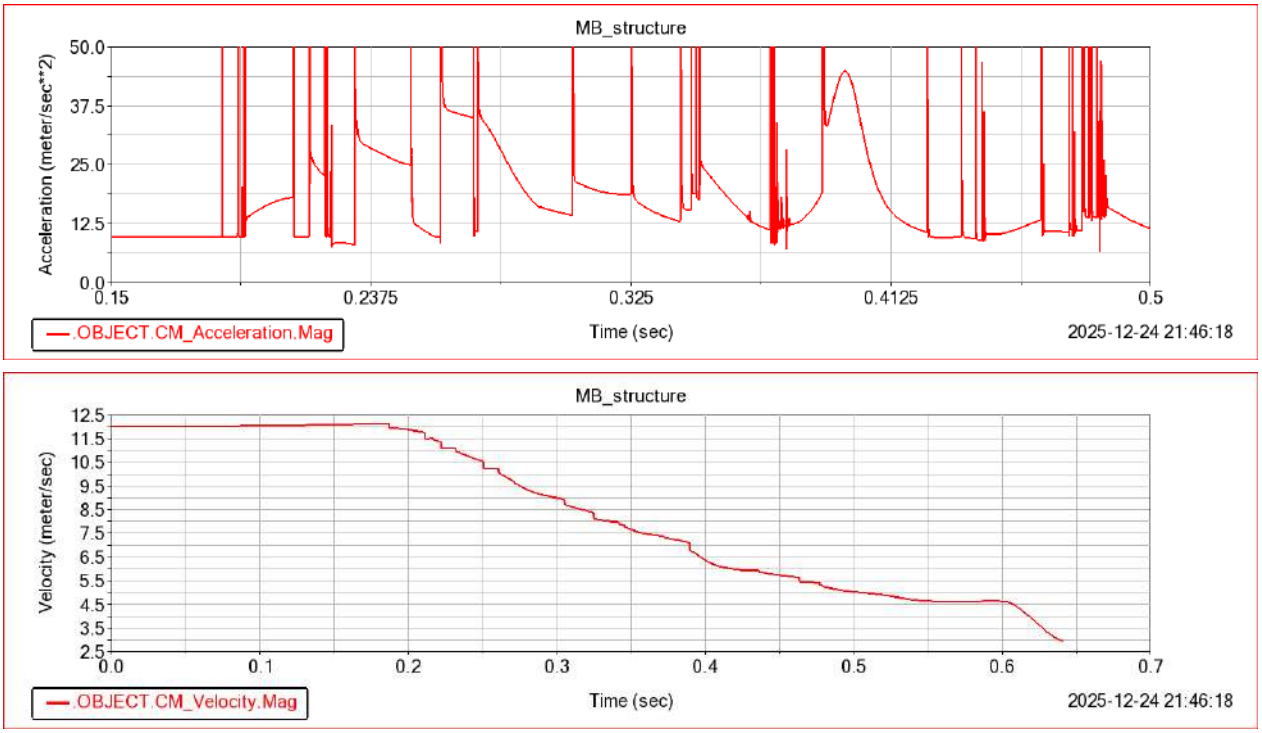
Hình 4. Mô hình hoá lưới treo với vật nặng buộc tại hai đầu dưới và UAV

Hệ bắt đầu va chạm tại thời điểm 0,19 giây; Hình 5 biểu diễn kết quả mô phỏng tại các thời điểm khác nhau.



Hình 5. Mô phỏng va chạm giữa UAV và lưới treo

Sự thay đổi của gia tốc và tốc độ của UAV theo thời gian được thể hiện trong Hình 6. Có thể thấy sau va chạm, UAV liên tục giảm tốc, tại thời điểm 0,65 giây, tốc độ UAV chỉ còn khoảng 3 m/s. Quá tải trong quá trình va chạm không vượt quá 5G; giá trị này nằm trong giới hạn cho phép của kết cấu và khả năng chịu tải của thiết bị trên khoang.



Hình 6. Gia tốc và tốc độ của UAV trong quá trình va chạm

4. Kết luận

Bài báo đã xây dựng được một mô hình tính toán động lực học cho hệ thống thu hồi UAV cỡ nhỏ bằng lưới trên cơ sở tiếp cận cơ học kết cấu và động lực học va chạm. Lưới thu hồi được mô hình hóa dưới dạng hệ nhiều vật – lò xo phi tuyến, trong đó các phần tử lò xo được thiết lập tương đương về khối lượng và độ cứng với dây lưới thực tế, đồng thời xét đến hiện tượng mất ổn định khi chịu nén và khả năng đứt khi vượt quá giới hạn bền. Mô hình lực va chạm và thành phần cản được tích hợp nhằm phản ánh quá trình truyền và tiêu tán năng lượng trong giai đoạn tương tác ngắn giữa UAV và lưới.

Trên cơ sở mô hình đã xây dựng, nhóm nghiên cứu đã đề xuất phương án thiết kế hệ thống thu hồi cho UAV cỡ nhỏ khối lượng 14 kg, vận tốc tiếp cận 12 m/s, với cấu hình lưới treo kích thước 7 m × 5 m, bố trí vật nặng căng lưới ở hai đầu dưới và kết hợp lưới đỡ – lưới dự phòng nhằm bảo đảm an toàn khai thác. Kết quả mô phỏng động lực học cho thấy quá trình va chạm diễn ra ổn định, UAV được giảm tốc liên tục sau khi tiếp xúc với lưới; tại thời điểm khoảng 0,5 s sau va chạm, vận tốc giảm xuống còn xấp xỉ 3 m/s. Giá trị quá tải cực đại không vượt quá 5G, nằm trong giới hạn cho phép của kết cấu và thiết bị mang theo, cho thấy phương án thiết kế đáp ứng yêu cầu về độ bền và an toàn.

Kết quả nghiên cứu khẳng định rằng việc mô hình hóa phi tuyến quá trình va chạm – biến dạng là cần thiết để đánh giá chính xác đáp ứng gia tốc và lực xung kích của UAV trong quá trình thu hồi. Cách tiếp cận này cho phép thiết lập mối quan hệ định lượng giữa các tham số thiết kế của lưới (độ cứng dây, kích thước mắt lưới, điều kiện neo giữ, hệ số giảm chấn) và các chỉ tiêu động lực học quan trọng như gia tốc cực đại, hành trình võng và thời gian dừng. Nhờ đó, bài toán thiết kế có thể được định hướng theo hướng tối ưu hóa hấp thụ năng lượng thay vì chỉ dựa trên kinh nghiệm thực nghiệm.

Trong các nghiên cứu tiếp theo, cần tiến hành thực nghiệm va chạm để hiệu chỉnh các tham số vật liệu và hệ số cản của mô hình, đồng thời mở rộng mô phỏng sang trường hợp UAV có hình dạng khí động thực thay vì mô hình khối cầu tương đương. Việc xem xét ảnh hưởng của góc tiếp cận, sai lệch vị trí bắt giữ và điều kiện gió cũng là những hướng nghiên cứu cần thiết nhằm hoàn thiện cơ sở khoa học cho thiết kế hệ thống thu hồi UAV cỡ nhỏ bằng lưới trong điều kiện khai thác thực tế.

Tài liệu tham khảo

1. Bộ Quốc phòng. (2025). *Tiêu chuẩn quốc gia Phương tiện bay không người lái – Phần 2: Phân loại (TCVN/QS 2251-2:2025).*
2. Federal Aviation Administration. (2016). *Operation and certification of small unmanned aircraft systems (14 CFR Part 107).* Code of Federal Regulations, Title 14, Aeronautics and Space. Washington, DC, USA.
3. Skulstad, R., Syversen, C. L., Merz, M., Sokolova, N., Fossen, T. I., & Johansen, T. A. (2015). Autonomous net recovery of fixed-wing UAV with single-frequency carrier-phase differential GNSS. *IEEE Aerospace and Electronic Systems Magazine, 30*(12), 18–27.
4. Wei, X., Wei, D., Sui, X., Cao, L., & Su, Q. (2022). Design and simulation study of shipboard UAV net recovery device. *Journal of Physics: Conference Series, 2403*, 012038. https://doi.org/10.1088/1742-6596/2403/1/012038
5. Abu, F. H. B. (2013). *Design and analysis of recovery net landing for UAV ALUDRA MR-01* (Bachelor's dissertation). Universiti Teknologi PETRONAS, Malaysia.
6. Hexagon Manufacturing Intelligence. (2023). *Adams View user's guide* (Version 2023.2). Hexagon MI Documentation Center.

Development of a Computational Model and Design of a Small UAV Net Recovery System

Abstract: *This paper presents the development of a computational model and the design of a net-based recovery system for small unmanned aerial vehicles (UAVs), based on impact dynamics and energy absorption analysis. The recovery net is modeled as a nonlinear multi-body spring–mass system, ensuring equivalence in mass distribution and elastic stiffness, while accounting for buckling under compression and rope failure under excessive tensile strain. An impact force model and damping components are incorporated to describe the transfer and dissipation of the UAV's kinetic energy during the short-duration interaction process. Based on dynamic simulations conducted in MSC Adams, a recovery net configuration for a 14 kg UAV approaching at 12 m/s is proposed. Simulation results show that the peak overload does*

not exceed 5G and that the velocity is safely reduced after impact, satisfying structural and operational safety requirements.

Keywords: Small UAV; Net-based recovery system; Impact dynamics; Nonlinear dynamic modeling; Energy absorption mechanism; Multi-body dynamics.

Nghiên cứu nguyên lý hoạt động của hệ thống tạo dao động trên mặt đất (GVT) cho kết cấu tên lửa

Nguyễn Thành Lợi, Hoàng Minh Quang, Ông Thanh Hoàng Thọ
Nguyễn Anh Tuấn*, Nguyễn Hải Nam
Khoa Hàng không vũ trụ, Học viện Kỹ thuật Quân sự
Email: atnguyen@lqdtu.edu.vn; Tel: 0888 000 438

Tóm tắt

Bài báo trình bày quy trình nghiên cứu, xây dựng và mô phỏng nguyên lý hoạt động của hệ thống thử nghiệm rung động mặt đất (GVT) áp dụng cho kết cấu tên lửa. Trọng tâm nghiên cứu là mô hình hóa động lực học máy tạo rung điện động và thiết lập cấu hình hệ ba shaker tác động lên mô hình thân tên lửa dạng ống trụ. Kỹ thuật mô phỏng đồng thời giữa MSC Adams và Matlab/Simulink được sử dụng nhằm tái hiện tương tác cơ–điện của toàn hệ thống trong điều kiện làm việc thực tế. Các hàm truyền từ điện áp điều khiển đến lực kích động được xác định thông qua phương pháp nhận dạng hệ thống, cho phép mô tả chính xác đặc tính động lực học của hệ thử nghiệm. Kết quả so sánh giữa mô hình, dữ liệu mô phỏng và tài liệu thực nghiệm cho thấy sai số nhỏ, khẳng định độ tin cậy của phương pháp đề xuất. Nghiên cứu tạo cơ sở cho việc phát triển hệ thống GVT trong nước phục vụ đánh giá độ bền và đặc tính dao động của kết cấu tên lửa.

Từ khóa: *Thử nghiệm rung động mặt đất (GVT), máy tạo rung, MSC Adams, Matlab/Simulink.*

1. Đặt vấn đề

Trong lĩnh vực kỹ thuật hàng không vũ trụ, việc đánh giá độ bền cơ học và đặc tính động lực học của kết cấu thiết bị bay trước khi cất cánh là một yêu cầu bắt buộc nhằm đảm bảo an toàn vận hành [1]. Hiện nay, phương pháp thực nghiệm chính xác nhất là sử dụng hệ thống ống thổi khí động (hầm gió) quy mô lớn. Tuy nhiên, chi phí đầu tư và vận hành cực kỳ tốn kém, đặc biệt cho các thiết bị bay và tên lửa siêu âm, khiến phương pháp này chỉ phổ biến tại một số quốc gia phát triển. Do đó, việc ứng dụng phương pháp thử nghiệm dao động mặt đất (Ground Vibration Testing - GVT) được xem là giải pháp tối ưu về mặt chi phí và công nghệ để xác định các đặc tính động lực học của kết cấu thiết bị bay [2]. Hệ thống thử nghiệm GVT thường sử dụng các máy tạo rung điện động (electrodynamic shaker) để giả lập lực khí động học và môi trường rung xóc trong thực tế [1], [3].

Trên thế giới, các nghiên cứu và thử nghiệm liên quan đến nội dung này đã đạt được nhiều bước tiến quan trọng. Cụ thể, các hệ thống thử nghiệm kiểm soát lực máy tạo rung theo cấu hình MIMO (Multi-Input Multi-Output) đã được triển khai để tạo ra các tác động lực chính xác lên kết cấu, điển hình là nghiên cứu về điều khiển hệ thống hai máy tạo rung (double-shaker) trong các thử nghiệm kiểm soát lực [4]. Bên cạnh đó, các phương pháp thử nghiệm khí động đàn hồi mặt đất thời gian thực (Real-time Ground Aeroservoelastic Test) cho tên lửa cũng đã được phát triển dựa trên kỹ thuật đặt tải lực khí động học siêu âm theo mô hình giảm bậc, giúp mô phỏng hiệu quả tương tác giữa kết cấu và dòng khí trong điều kiện thực tế [2].

Tuy nhiên, ở Việt Nam, hướng nghiên cứu này vẫn chưa thực sự được chú trọng do việc nghiên cứu các thiết bị bay siêu âm là một lĩnh vực khá mới, dẫn đến các thử nghiệm liên quan chưa được nhận được nhiều sự quan tâm và chưa có những nghiên cứu chuyên sâu. Bên cạnh việc phát triển hệ thống phần cứng phục vụ thử nghiệm, việc xây dựng các mô hình mô phỏng nguyên lý hoạt động cũng đóng vai trò quan trọng nhằm đánh giá tính khả thi của hệ thống trước khi tiến hành đầu tư mua sắm phần cứng. Do tương tác vật lý giữa shaker và kết cấu rất phức tạp, việc ứng dụng kỹ thuật mô phỏng đồng thời (co-simulation) là bước đi cần thiết. Bài

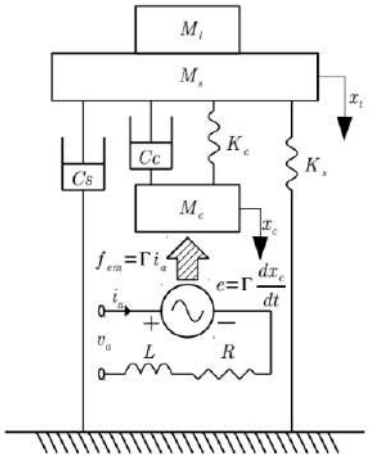
* Email: atnguyen@lqdtu.edu.vn

báo này nghiên cứu và trình bày cơ sở lý thuyết nguyên lý ban đầu về tạo giả lực khí động bằng thiết bị tạo rung cho thiết bị bay trên âm và tên lửa.

2. Phương pháp

2.1. Xây dựng mô hình động lực học cho shaker

Để tiến hành thí nghiệm ta xây dựng các mô hình động lực học của các hệ thống shaker trên Hình 1 và tiến hành mô phỏng trên các phần mềm MSC Adams và phần mềm MATLAB để hiểu cách chúng hoạt động và kiểm tra tính xác thực của mô hình shaker. Trước hết ta mô hình hóa shaker trên phần mềm MATLAB Simulink theo Hình 1.



- M_c: Khối lượng cuộn dây (kg)
- M_s: Khối lượng bàn đỡ (kg)
- M_l: Khối lượng tải (kg)
- K_c: Độ cứng của lò xo (N/m)
- K_s: Độ cứng hệ thống treo Shaker (N/m)
- C_c: Hệ số nhớt giảm chấn của cuộn dây
- C_s: Hệ số nhớt giảm chấn của shaker
- f: lực từ [N]
- i_a: cường độ dòng điện [A]
- L: là chiều dài của cuộn dây [m]
- B: cảm ứng từ [T]
- $\Gamma = BL$ [N/A]
- x_t: Chuyển vị của bàn đỡ so với mặt sàn (m)
- x_c: Chuyển vị của cuộn dây so với mặt sàn (m)

Hình 1. Mô hình cơ điện của shaker

Xem xét định luật Hooke cho lò xo tuyến tính, lực đẩy được tạo ra bởi một lò xo nén có thể được viết là:

$$f_{dh} = -Kx \tag{2.1}$$

Lực ma sát của giảm chấn tỷ lệ thuận với vận tốc nên có thể viết:

$$f_{ms} = -\mathrm{C}\frac{dx(t)}{dt} \tag{2.2}$$

Tổng lực tác dụng theo hướng trục lên khối cuộn dây được xác định bằng biểu thức:

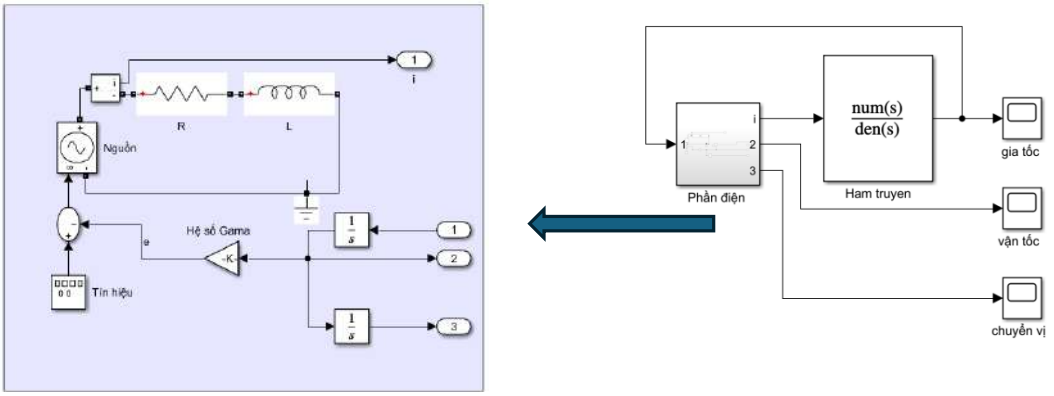
$$f = \Gamma i_a = M_c \frac{d^2x_c(t)}{dt^2} + C_c\left(\frac{dx_c(t)}{dt} - \frac{dx_t(t)}{dt}\right) + K_c(x_c - x_t) \tag{2.3}$$

Do đó

$$C_c\left(\frac{dx_c(t)}{dt} - \frac{dx_t(t)}{dt}\right) + K_c(x_c - x_t) = (M_l + M_s)\frac{d^2x_t(t)}{dt^2} + C_s\frac{dx_t(t)}{dt} + K_s x_t \tag{2.4}$$

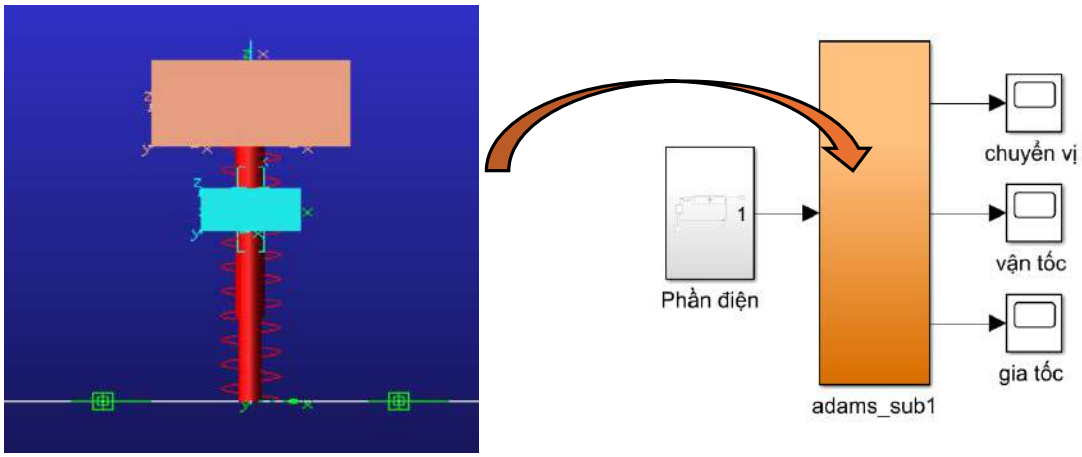
Kết hợp hai phương trình trên và áp dụng phép biến đổi Laplace, hàm truyền từ cường độ dòng điện trong cuộn dây tới gia tốc bàn đỡ của shaker có thể được biểu diễn dưới dạng:

$$W(s) = \frac{a(s)}{i(s)} = \frac{\Gamma(C_c s + K_c)s^2}{M_c(M_l + M_s)s^4 + (M_c C_s + C_c M)s^3 + (M_c K_s + C_c C_s + K_c M)s^2 + (C_c K_s + K_c C_s)s + K_s C_s} \tag{2.5}$$



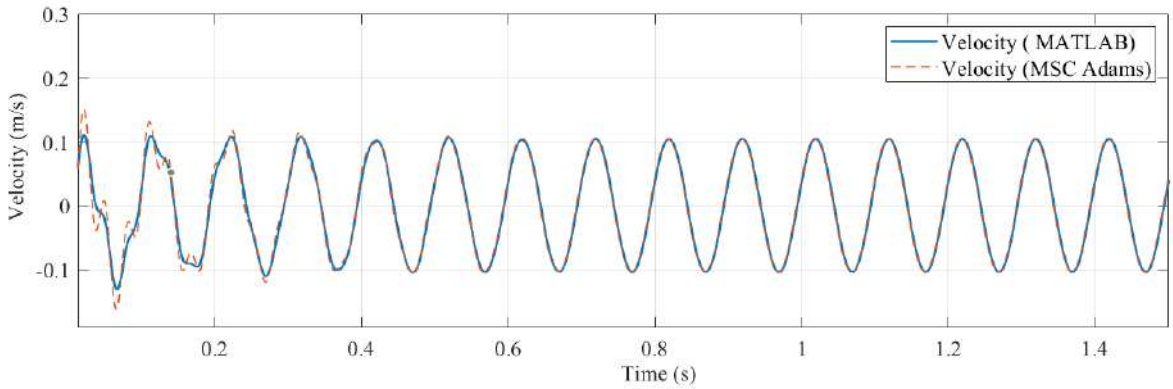
Hình 2. Mô hình shaker xây dựng trên Matlab Simulink

Hình 2 biểu diễn mô hình hóa shaker trên phần mềm MATLAB Simulink. Hàm truyền cơ học trong mô hình trên có thể thay thế bằng mô hình shaker trong MSC Adams [5] và mô hình này được kết nối với khối điện trong Simulink (Hình 3).



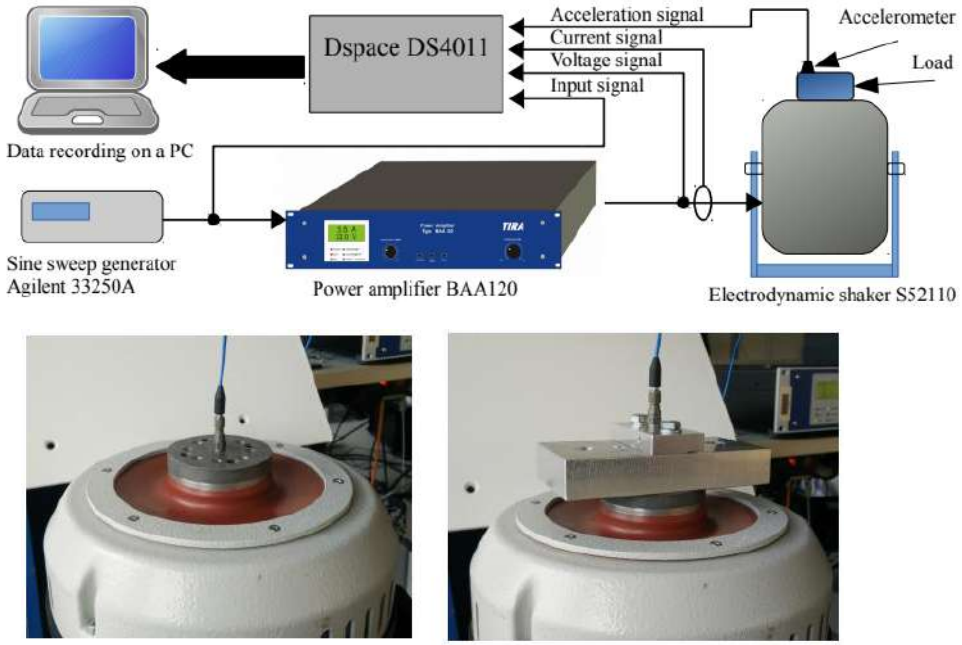
Hình 3. Hệ thống shaker xây dựng theo phương pháp kết hợp phần mềm MATLAB Simulink và MSC Adams

Khi khởi chạy mô phỏng trong Simulink, quá trình co-simulation diễn ra, cụ thể như sau: Simulink gửi tín hiệu điều khiển sang mô hình Adams, sau đó Adams tính toán chuyển động của hệ cơ khí và gửi ngược lại các tín hiệu phản hồi. Chu trình trao đổi này lặp lại liên tục theo từng bước thời gian, tạo ra kết quả mô phỏng phản ánh tương tác của hệ thống cơ điện tử trong điều kiện vận hành thực tế.



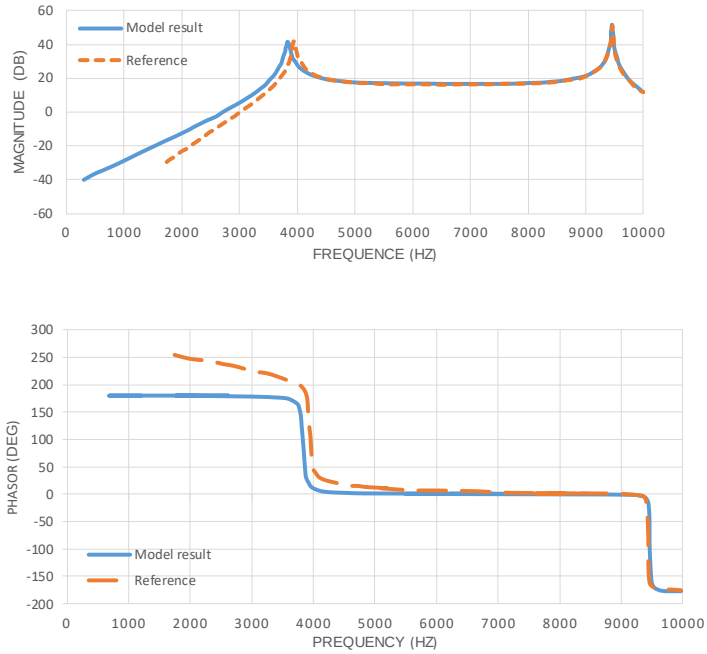
Hình 4. So sánh kết quả hai mô hình shaker trên 2 phần mềm

Hình 4 biểu diễn kết quả so sánh vận tốc của mẫu shaker S52110 từ TIRA [4] trong trường hợp điện áp 100V ở chế độ thử nghiệm không tải (Hình 5) theo các mô hình mô phỏng MATLAB Simulink (Hình 2) và MSC Adams (Hình 3). Kết quả cho thấy sự thống nhất giữa hai mô hình, từ đó khẳng định được độ tin cậy của kết quả.



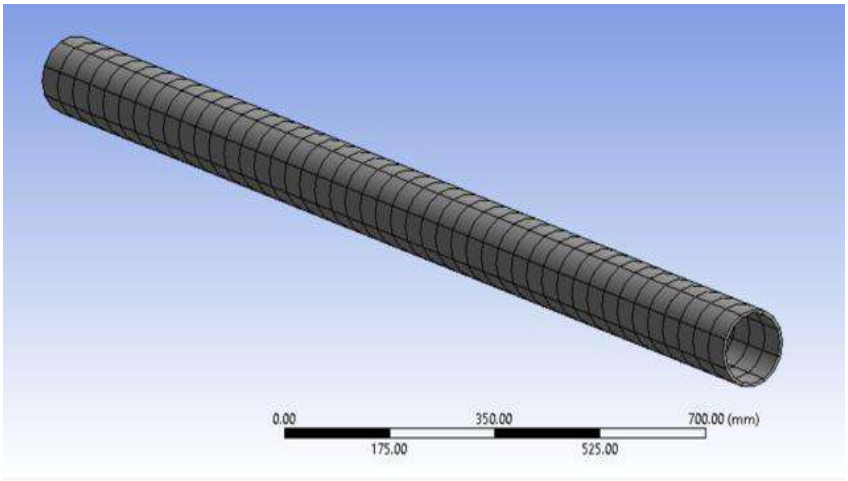
Hình 5. Phương án bố trí thử nghiệm đối với trường hợp có tải và không tải của shaker [4]

Hình 6 biểu diễn kết quả so sánh giữa mô hình và thực nghiệm [4] về đáp ứng biên độ, pha của gia tốc shaker theo cường độ dòng điện cuộn dây trong miền tần số. Dựa trên kết quả so sánh, một lần nữa có thể khẳng định độ tin cậy của mô hình. Mặc dù có một số sai số ở tần số thấp chủ yếu do ảnh hưởng của điều kiện gá lắp, độ mềm của liên kết, trong khi mô hình thường giả thiết liên kết lý tưởng nên không phản ánh đầy đủ các hiệu ứng này. Ngoài ra, nhiễu đo và sai lệch trong điều khiển kích thích cũng tác động mạnh ở dải thấp. Ngược lại, ở tần số cao, đáp ứng bị chi phối bởi các mode riêng của kết cấu nên mô hình mô tả tốt hơn và kết quả phù hợp với thực nghiệm.



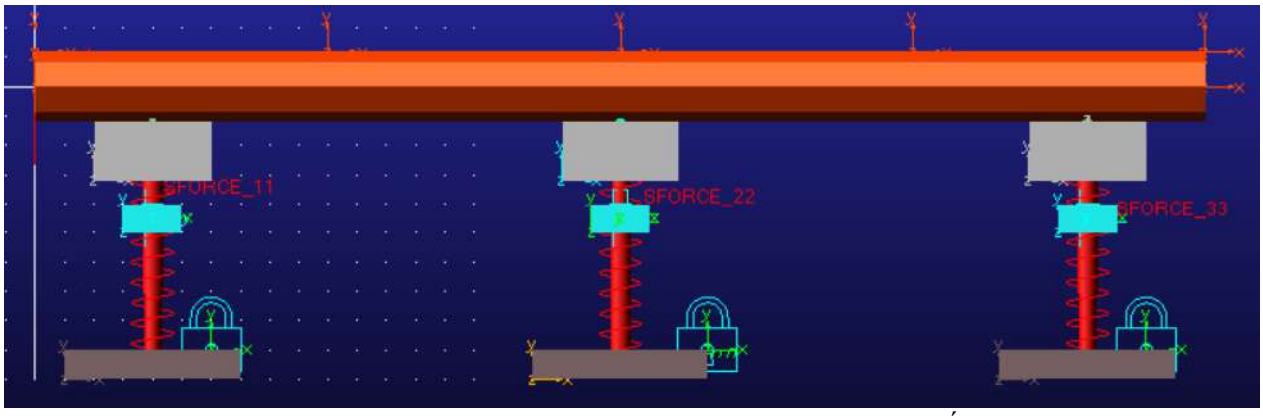
Hình 6. So sánh đáp ứng biên độ và tần số giữa thực nghiệm và mô hình

2.2. Xây dựng hệ thống thử nghiệm dao động



Hình 7. Mô hình đơn giản quả tên lửa

Trong nghiên cứu này, để đơn giản hóa mô hình, ta sử dụng kết cấu ống trụ thay thế cho kết cấu thân tên lửa với các kích thước đường kính ống 120 mm, chiều dài 2000 mm, bề dày thành ống 5 mm. Vật liệu Nhôm 6061 được sử dụng khi xây dựng mô hình. Mô hình phần tử kết cấu được xây dựng trong ANSYS Workbench (Hình 7); các dữ liệu hình học, lưới và dạng, tần số dao động riêng sau đó được đưa vào trong MSC Adams để thiết lập mô hình hệ thống thử nghiệm rung động mặt đất với 3 shaker (Hình 8). Trên thực tế, các shaker cũng phải kết nối với các bộ thu thập xử lý dữ liệu như Dspace DS4011 như trong Hình 5.



Hình 8. Mô hình mô phỏng thử nghiệm dao động tại mặt đất

Để xây dựng bộ điều khiển để hệ 3 shaker tạo các lực tương tự lực khí động tác dụng lên kết cấu thân tên lửa khi bay, trước hết ta cần xác định được hàm truyền từ các điện áp u_i trên cuộn dây tới lực f_i tại các shaker:

$$\begin{Bmatrix} f_1 \\ f_2 \\ f_3 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} H_{11} & H_{12} & H_{13} \\ H_{21} & H_{22} & H_{23} \\ H_{31} & H_{32} & H_{33} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \end{Bmatrix} \tag{2.6}$$

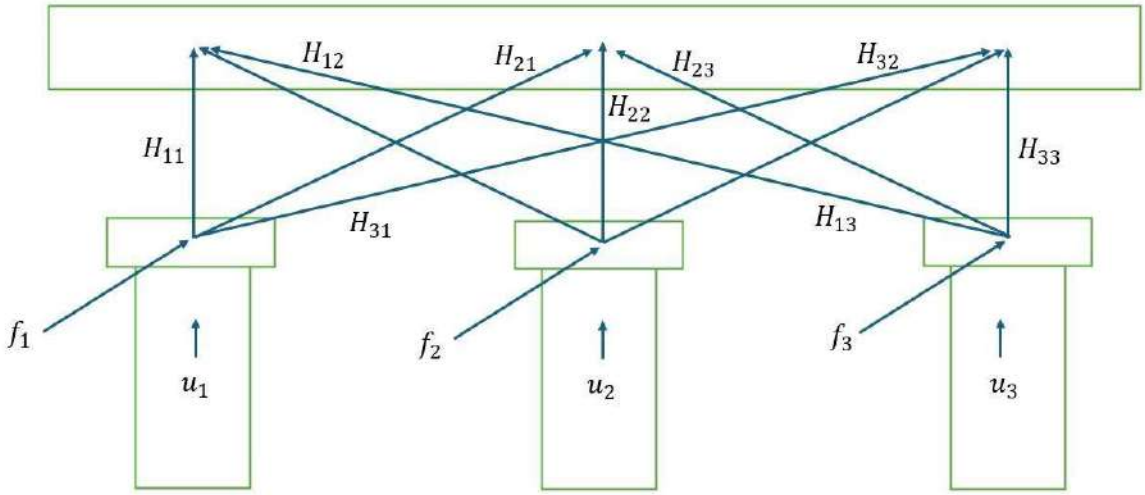
Trong đó:

— u_j: tín hiệu điều khiển (điện áp cuộn dây của shaker thứ i).

— f_i: lực đo được tại shaker thứ i.

— H_{ij}: hàm truyền từ điện áp đầu vào j đến lực đầu ra i.

Các phần tử H_{ij} được xác định bằng phương pháp kích thích riêng lẻ từng shaker và đo đáp lực tại các vị trí 1–3. Các hàm truyền của hệ thống được nhận dạng từ dữ liệu vào–ra từ thực nghiệm (Hình 9), kết hợp sử dụng công cụ MATLAB System Identification Toolbox.



Hình 9. Sơ đồ xác định hàm truyền

Để xác định các hàm truyền, ta sử dụng tín hiệu điện áp dưới dạng hàm bậc thang $U(x)$ với $\begin{cases} u = 0, nếu\ t < 6 \\ u = 100, nếu\ t \geq 6 \end{cases}$.

u_1	H_{11}	$G(s) = \frac{0{,}08584s^3 + 18{,}75s^2 + 108s + 2{,}014.10^4}{s^3 + 30{,}83s^2 + 1659s + 4{,}738.10^4}$
	H_{21}	$G(s) = \frac{-0{,}6284s^2 - 64{,}06s - 9841}{s^3 + 30{,}21s^2 + 1658s + 4{,}638.10^4}$
	H_{31}	$G(s) = \frac{67{,}05s - 9868}{s^3 + 30{,}2s^2 + 1658s + 4{,}638.10^4}$

u_2	H_{12}	$G(s) = \frac{66{,}57s - 9858}{s^3 + 30{,}21s^2 + 1658s + 4{,}638.10^4}$
	H_{22}	$G(s) = \frac{0{,}08619s^3 + 18{,}79s^2 + 108{,}6s + 2{,}014.10^4}{s^3 + 30{,}83s^2 + 1659s + 4{,}738.10^4}$
	H_{32}	$G(s) = \frac{-0{,}627s^2 - 63{,}83s - 9858}{s^3 + 30{,}21s^2 + 1658s + 4{,}638.10^4}$

u_3	H_{13}	$G(s) = \frac{-0{,}6292s^2 - 63{,}79s - 9868}{s^3 + 30{,}2.10^4 + 1658s + 4{,}638.10^4}$
	H_{23}	$G(s) = \frac{66{,}63s - 9841}{s^3 + 30{,}21s^2 + 1658s + 4{,}638.10^4}$
	H_{33}	$G(s) = \frac{0{,}08584s^3 + 18{,}75s^2 + 108s + 2{,}014.10^4}{s^3 + 30{,}83s^2 + 1659s + 4{,}738.10^4}$

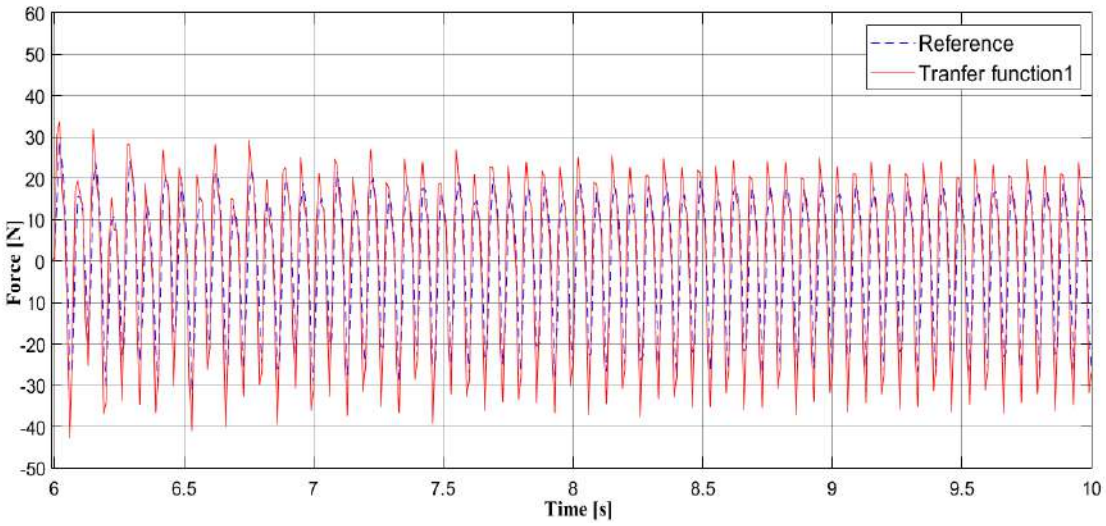
Kiểm tra độ chính xác của hàm truyền tìm được bằng cách so sánh tín hiệu mô phỏng và tín hiệu dự đoán từ hàm truyền khi cho điện áp đầu vào tại shaker 1 như sau:

$$\left\{ \begin{array}{c} u = 0, nếu\ t < 6 \\ u = 80.sin(2.\pi.30.(t-6)) + 120.sin(2\pi.15.(t-6)),\ nếu\ t \geq 6 \end{array} \right\}.$$

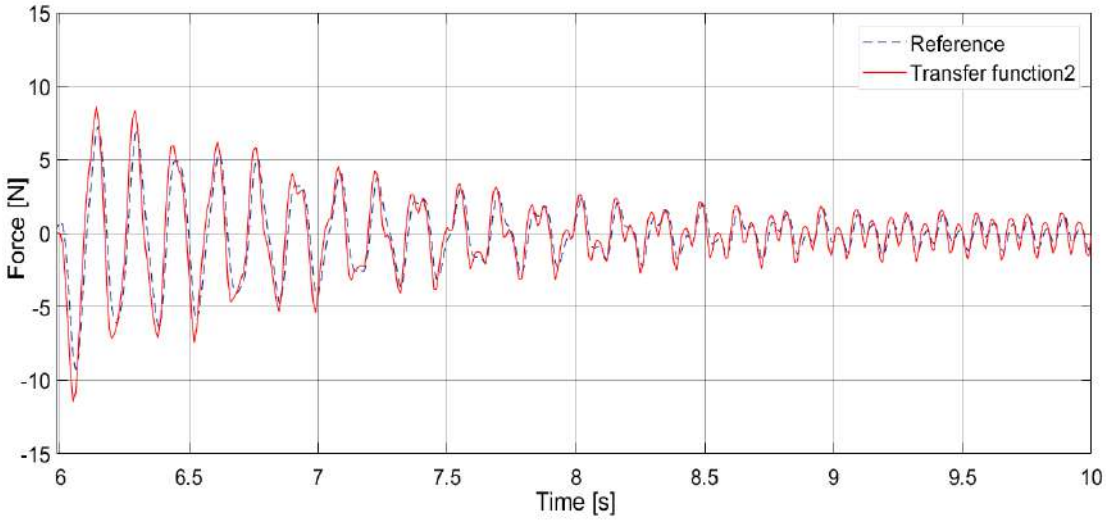
3. Kết luận

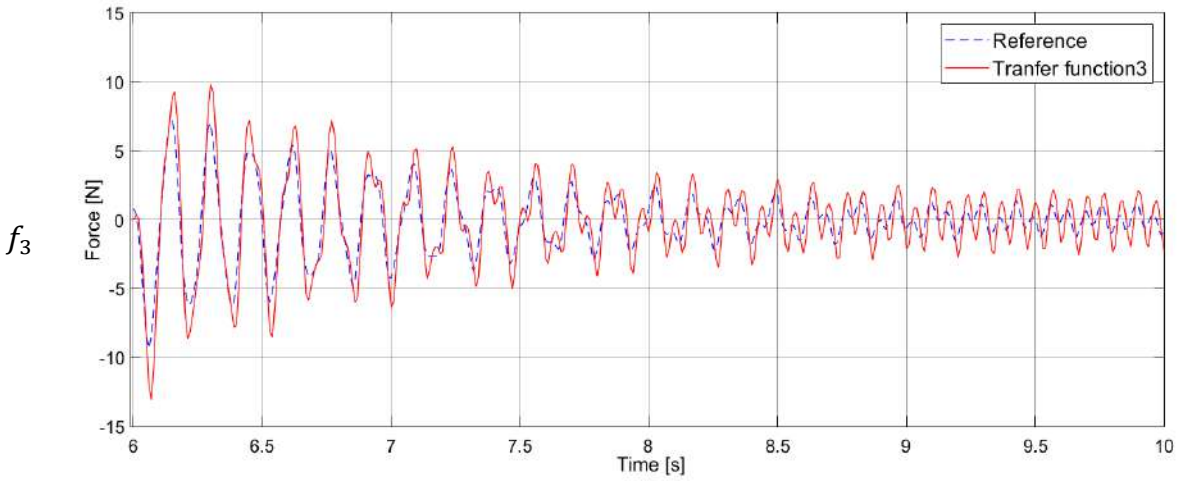
Bài báo đã trình bày một cách hệ thống quy trình thiết lập và triển khai phương pháp thử nghiệm dao động mặt đất (Ground Vibration Testing - GVT) áp dụng cho kết cấu thân tên lửa dạng ống trụ đơn giản. Bằng việc ứng dụng thành công kỹ thuật mô phỏng đồng thời (co-simulation) giữa nền tảng phân tích động lực học đa vật MSC Adams và môi trường điều khiển Matlab/Simulink, các đặc tính động lực học của máy tạo rung điện động cũng như cơ chế tương tác phức tạp lên kết cấu thiết bị bay đã được xác định với độ chính xác cao. Trong giai đoạn phát triển tiếp theo, nhóm tác giả sẽ tập trung hoàn thiện mô hình kết cấu tên lửa và nghiên cứu sâu hơn về thuật toán điều khiển điện áp cấp cho hệ thống shaker. Mục tiêu trọng tâm là tạo giả chính xác các thành phần lực khí động học tương ứng với các kịch bản bay trong vùng bay siêu âm của tên lửa, từ đó nâng cao khả năng dự báo và đánh giá độ bền của kết cấu khí cụ bay trong những điều kiện vận hành khắc nghiệt.

f_1



f_2





Hình 10. So sánh kết quả mô phỏng và dự đoán từ hàm truyền

Tài liệu tham khảo

1. Yun, J. M., Kim, H. Y., & Han, J. H. (2020). Development of ground vibration test based flutter emulation technique. *The Aeronautical Journal*, 124(1279), 1361-1386.
2. Yu, C., Wu, Z., & Yang, C. (2024). Real-Time Ground Aeroservoelastic Test for Slender Vehicles Based on Condensed Aerodynamic Force Loading. *Aerospace*, 11(2), 105.
3. Lang, G. F., & Snyder, D. (2001). Understanding the physics of electrodynamic shaker performance. *Sound and Vibration*, 35(10), 1-10.
4. Martini, L. (2016). *Real-time control of an electrodynamic shaker* (Master's thesis). University of Bologna, Italy.
5. LDS-Dactron. (2004). *Shaker Control User Guide (Rev. 6.3)*. Middleton, WI: LDS Test and Measurement.
6. MSC Software. (2013). *Adams Tutorial Kit for Mechanical Engineering Courses: In Reference to the Textbook Design of Machinery by Robert L. Norton*. Newport Beach, CA: MSC Software Corporation.

Research of the operating principle of the Ground Vibration Test (GVT) system for rocket structures

Abstract: *This paper presents the research process, development, and simulation of the operating principle of a Ground Vibration Testing (GVT) system applied to rocket structures. The study focuses on dynamic modeling of an electrodynamic shaker and the establishment of a three-shaker configuration acting on a simplified cylindrical rocket body model. A co-simulation technique integrating MSC Adams and MATLAB/Simulink is employed to capture the electromechanical interaction of the overall system under realistic operating conditions. The transfer functions from input voltages to excitation forces are identified using system identification methods, enabling accurate characterization of the system's dynamic behavior. Comparisons between simulation results and reference experimental data demonstrate minimal discrepancies, confirming the reliability of the proposed modeling approach. The research provides a technical foundation for the development of domestic GVT systems aimed at structural integrity assessment and dynamic characterization of rocket structures.*

Keywords: *Ground Vibration testing, shaker, MSC Adams, Matlab/Simulink.*

Ứng dụng phương pháp Craig-Bampton trong phân tích dao động của kết cấu dạng khung dầm

Nguyễn Văn Huy*, Nguyễn Anh Tuấn

Học viện Kỹ thuật Quân sự

Email: nguyenvanhuy@lqdtu.edu.vn; Tel: 0386077728

Tóm tắt

Phương pháp Craig–Bampton là một kỹ thuật tổng hợp dao động thành phần (Component Mode Synthesis - CMS) được sử dụng rộng rãi nhằm giảm bậc mô hình phần tử hữu hạn trong phân tích dao động kết cấu. Phương pháp dựa trên việc chia kết cấu thành các kết cấu con và mô tả mỗi kết cấu con bằng tổ hợp của mode cố định biên (fixed-interface normal modes) và mode ràng buộc (constraint modes). Bài báo này trình bày cơ sở lý thuyết của phương pháp Craig–Bampton, đồng thời minh họa ứng dụng của phương pháp trong phân tích dao động kết cấu dạng khung dầm. Kết quả tính toán từ phương pháp Craig–Bampton được so sánh với kết quả mô phỏng thông qua tần số riêng, dạng dao động và chuyển vị khi chịu tải tĩnh, cho thấy kết quả phù hợp tốt.

Từ khóa: *Phương pháp Craig-Bampton; Component Mode Synthesis; phân tích dao động; kết cấu dạng khung dầm.*

1. Đặt vấn đề

Trong hơn nửa thế kỷ qua, phương pháp tổng hợp dao động thành phần (Component Mode Synthesis - CMS) [1], [2], [3], [4] đã được sử dụng rộng rãi như một công cụ hiệu quả và mạnh mẽ trong phân tích động lực học kết cấu của các mô hình phần tử hữu hạn (PTHH) lớn với chi phí tính toán nhỏ.

Khái niệm cốt lõi của phương pháp CMS là phân chia kết cấu tổng thể thành các kết cấu con theo các biên tiếp xúc. Chính vì vậy, CMS thường được gọi là phương pháp động lực học kết cấu con [5], [6], [7]. Phương pháp CMS đầu tiên được đề xuất bởi Hurty vào năm 1965 [1]. Dựa trên ý tưởng của Hurty, Craig và Bampton đã đề xuất một phương pháp CMS được gọi là phương pháp Craig-Bampton (C-B) [2] Kể từ đó, nhiều nghiên cứu liên quan đã được thực hiện nhằm phát triển các phương pháp CMS mới có độ chính xác cao hơn [3], [4], [5], [6], [7]. Tuy nhiên, phương pháp C-B vẫn là phương pháp CMS được sử dụng phổ biến nhất nhờ tính đơn giản và độ tin cậy của nó.

Trong phương pháp C-B, đối với mỗi kết cấu con sẽ có hai loại mode được tính toán là mode cố định biên (fixed-interface normal mode) và mode ràng buộc (constraint mode). Một số mode cố định biên có tần số thấp nhất được giữ lại – chỉ một phần rất nhỏ trong tổng số các mode cố định biên. Sau đó, các mode ràng buộc cũng được tính để mô tả biến dạng tĩnh bên trong mỗi kết cấu con khi có chuyển vị tại biên tiếp xúc. Cuối cùng, một mô hình giảm bậc được xây dựng dựa trên các mode cố định biên được giữ lại và các mode ràng buộc.

Nhờ thay thế mô hình lớn ban đầu bằng mô hình giảm bậc, phương pháp C-B giúp giảm đáng kể chi phí tính toán [4]. Các mô hình giảm bậc được xấp xỉ chính xác này đặc biệt hữu ích trong thiết kế hệ kết cấu, cũng như xây dựng và kiểm chứng thực nghiệm các mô hình động lực học.

* nguyenvanhuy@lqdtu.edu.vn

2. Phương pháp

Mode ràng buộc mô tả biến dạng tĩnh của kết cấu con khi áp dụng một chuyển vị đơn vị lần lượt cho từng bậc tự do trên biên, trong khi các bậc tự do biên khác được giữ cố định. Các mode này mô tả cách kết cấu con truyền tải chuyển vị từ biên vào bên trong và đảm bảo chính xác tương thích chuyển vị tại ranh giới giữa các kết cấu con khi ghép nối. Vì là đáp ứng tĩnh nên các mode này có tần số bằng không.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{K}_{ii} & \mathbf{K}_{ib} \\ \mathbf{K}_{bi} & \mathbf{K}_{bb} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \boldsymbol{\psi}_{ib} \\ \mathbf{I}_{bb} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{0}_{ib} \\ \mathbf{R}_{bb} \end{bmatrix}$$

$$\boldsymbol{\psi}_c = \begin{bmatrix} \boldsymbol{\psi}_{ib} \\ \mathbf{I}_{bb} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\mathbf{K}_{ii}^{-1}\mathbf{K}_{ib} \\ \mathbf{I}_{bb} \end{bmatrix}$$

trong đó, các chỉ số i và b lần lượt tương ứng với nội bộ (interior) và biên (boundary).

Mode cố định biên là các mode dao động đàn hồi tự do của kết cấu con khi các nút biên được cố định hoàn toàn. Các mode này có tần số khác không, mô tả biến dạng đàn hồi bên trong kết cấu con. Các mode có tần số thấp nhất được giữ lại, đại diện cho hành vi động lực học quan trọng.

$$\left[\mathbf{K}_{ii} - \omega_j^2 \mathbf{M}_{ii}\right]\left\{\boldsymbol{\Phi}_i\right\}_j = 0 \qquad i, j = 1, 2, \ldots n_{\text{interior dof}}$$

Tính chất trực giao của các vector hình dạng mode

$$\boldsymbol{\Phi}_{ii}^T \mathbf{M}_{ii} \boldsymbol{\Phi}_{ii} = \mathbf{I}_{ii}, \qquad \boldsymbol{\Phi}_{ii}^T \mathbf{K}_{ii} \boldsymbol{\Phi}_{ii} = \boldsymbol{\Lambda}_{ii} = \operatorname{diag}\left(\omega_j^2\right) \tag{1}$$

Từ trên, ma trận giảm bậc Craig-Bampton cho kết cấu con thứ (s) là:

$$\boldsymbol{\Psi}_{CB}^{(s)} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{\Phi}_{ik} & \boldsymbol{\psi}_{ib} \\ \mathbf{0} & \mathbf{I}_{bb} \end{bmatrix}$$

trong đó, chỉ số k là số lượng mode cố định biên được giữ lại. Ma trận giảm bậc $\boldsymbol{\Psi}_{CB}^{(s)}$ đóng vai trò là ma trận chuyển cơ sở từ không gian vật lý sang không gian mode:

$$\mathbf{u}^{(s)} = \begin{Bmatrix} \mathbf{u}_i^{(s)} \\ \mathbf{u}_b^{(s)} \end{Bmatrix} = \boldsymbol{\Psi}_{CB}^{(s)} \begin{Bmatrix} \mathbf{p}_k^{(s)} \\ \mathbf{p}_b^{(s)} \end{Bmatrix} = \boldsymbol{\Psi}_{CB}^{(s)} \mathbf{p}^{(s)}$$

trong đó $\mathbf{u}^{(s)}$ là các bậc tự do trong không gian vật lý, $\mathbf{p}^{(s)}$ là các bậc tự do trong không gian mode.

Ma trận khối lượng và ma trận độ cứng của phần tử thứ (s) trong không gian mode là

$$\begin{aligned} \mathbf{M}_{CB}^{(s)} &= \left(\boldsymbol{\psi}_{CB}^{(s)}\right)^{\mathrm{T}} \mathbf{M}^{(s)} \boldsymbol{\psi}_{CB}^{(s)} \\ \mathbf{K}_{CB}^{(s)} &= \left(\boldsymbol{\psi}_{CB}^{(s)}\right)^{\mathrm{T}} \mathbf{K}^{(s)} \boldsymbol{\psi}_{CB}^{(s)} \end{aligned} \tag{2}$$

Kết hợp với tính chất từ (1), ma trận $\mathbf{M}_{CB}^{(s)}$ và $\mathbf{K}_{CB}^{(s)}$ tính từ (2) có dạng:

$$\mathbf{M}_{CB}^{(s)} = \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{kk}^{(s)} & \hat{\mathbf{M}}_{kb}^{(s)} \\ \hat{\mathbf{M}}_{bk}^{(s)} & \hat{\mathbf{M}}_{bb}^{(s)} \end{bmatrix} \qquad \mathbf{K}_{CB}^{(s)} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{\Lambda}_{kk}^{(s)} & \mathbf{0}_{kb}^{(s)} \\ \mathbf{0}_{bk}^{(s)} & \hat{\mathbf{K}}_{bb}^{(s)} \end{bmatrix}$$

trong đó, k là số lượng mode cố định biên được giữ lại của kết cấu con thứ (s). Từ các ma trận $\mathbf{M}_{CB}^{(s)}$ và $\mathbf{K}_{CB}^{(s)}$, tiến hành lắp ghép để thu được ma trận khối lượng và ma trận độ cứng của toàn hệ gồm N kết cấu con trong không gian mode như sau:

$$\mathbf{M}_{CB}=\begin{bmatrix}\mathbf{I}_{k_1k_1} & \mathbf{0}_{k_1k_2} & \cdots & \hat{\mathbf{M}}_{k_1b}^{(1)}\\ \mathbf{0}_{k_2k_1} & \mathbf{I}_{k_2k_2} & \cdots & \hat{\mathbf{M}}_{k_2b}^{(2)}\\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots\\ \hat{\mathbf{M}}_{bk_1}^{(1)} & \hat{\mathbf{M}}_{bk_2}^{(2)} & \cdots & \hat{\mathbf{M}}_{bb}\end{bmatrix} \qquad \mathbf{K}_{CB}=\begin{bmatrix}\mathbf{\Lambda}_{k_1k_1} & \mathbf{0}_{k_1k_2} & \cdots & \mathbf{0}_{k_1b}\\ \mathbf{0}_{k_2k_1} & \mathbf{\Lambda}_{k_2k_2} & \cdots & \mathbf{0}_{k_2b}\\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots\\ \mathbf{0}_{bk_1} & \mathbf{0}_{bk_2} & \cdots & \hat{\mathbf{K}}_{bb}\end{bmatrix}$$

với, k_1, k_2, … lần lượt là số lượng mode cố định biên được giữ lại, các ma trận $\hat{\mathbf{M}}_{bb}$ và $\hat{\mathbf{K}}_{bb}$:

$$\hat{\mathbf{M}}_{bb}=\hat{\mathbf{M}}_{bb}^{(1)}+\hat{\mathbf{M}}_{bb}^{(2)}+\ldots+\hat{\mathbf{M}}_{bb}^{(N)}$$
$$\hat{\mathbf{K}}_{bb}=\hat{\mathbf{K}}_{bb}^{(1)}+\hat{\mathbf{K}}_{bb}^{(2)}+\ldots+\hat{\mathbf{K}}_{bb}^{(N)}$$

Hai ma trận này có kích thước là $k_1+k_2+\ldots+k_N+n_{dof/node}n_{b_node}$, với $n_{dof/node}$ là số bậc tự do của một node và n_{b_node} là số lượng node biên tiếp xúc. Kích thước này thường nhỏ hơn nhiều so với kích thước ma trận độ cứng và khối lượng nếu giải theo phương pháp phần tử hữu hạn.

Từ các ma trận $\mathbf{M}_{CB}$ và $\mathbf{K}_{CB}$, ta tìm được tần số dao động ω qua phương trình:

$$\mathbf{K}_{CB}\mathbf{p}=\omega^2\mathbf{M}_{CB}\mathbf{p}$$

với $\mathbf{p}$ là vec-tơ dạng dao động riêng.

Phương pháp C-B cũng có thể được áp dụng để tính toán phản ứng của một kết cấu khi chịu tác dụng của ngoại lực. Đối với phần tử thứ (s), ngoại lực trong không gian vật lý được biến đổi sang không gian mode theo ma trận $\left(\mathbf{\Psi}_{CB}^{(s)}\right)^{\mathrm{T}}$:

$$\mathbf{F}_{CB}^{(s)}=\begin{Bmatrix}\mathbf{F}_k^{(s)}\\ \mathbf{F}_b^{(s)}\end{Bmatrix}=\left(\mathbf{\Psi}_{CB}^{(s)}\right)^{\mathrm{T}}\begin{Bmatrix}\mathbf{F}_i^{(s)}\\ \mathbf{F}_b^{(s)}\end{Bmatrix}$$

trong đó, $\mathbf{F}_i$, $\mathbf{F}_b$ lần lượt là ngoại lực tác dụng lên các node nội bộ và node biên của kết cấu con thứ (s). Lắp ghép vector lực của các kết cấu con lại, ta thu được vector lực của cả kết cấu như sau:

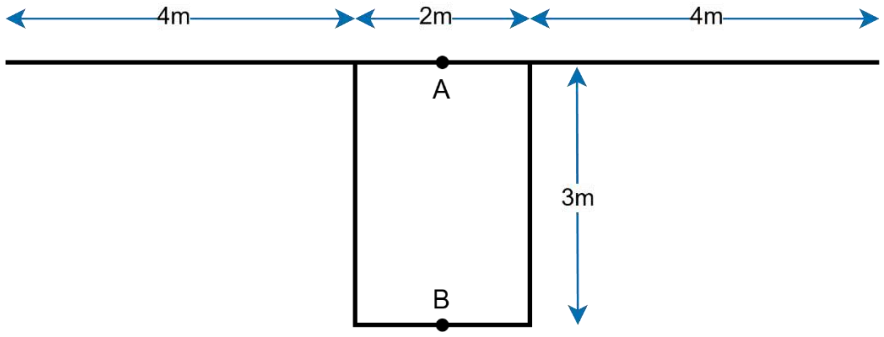
$$\mathbf{F}_{CB}=\begin{bmatrix}\mathbf{F}_{k_1} & \cdots & \mathbf{F}_{k_N} & \sum_{i=1}^{N}\mathbf{F}_{b_i}\end{bmatrix}^{\mathrm{T}}$$

Từ vec-tơ ngoại lực và ma trận độ cứng trong không gian mode, có thể tính được chuyển vị của các phần tử trong không gian mode, sau đó thông qua ma trận chuyển cơ sở sẽ thu được chuyển vị trong không gian vật lý.

3. Ví dụ áp dụng

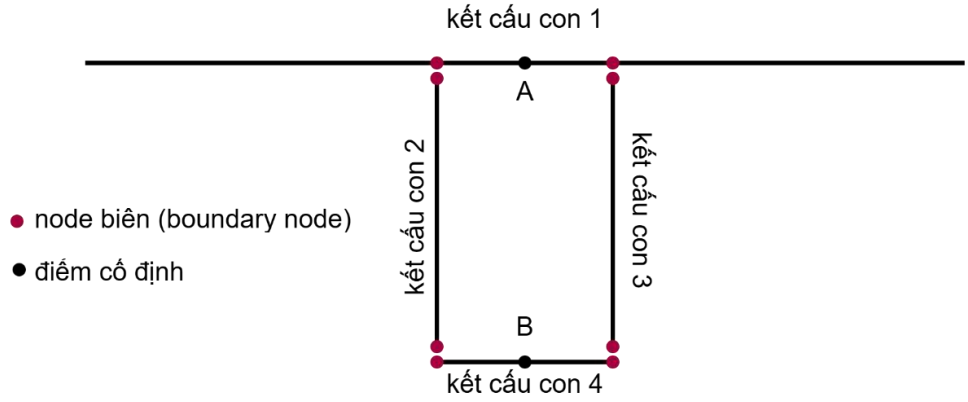
Trong phần này, nhóm tác giả so sánh hiệu quả của phương pháp Craig-Bampton với phương pháp mô phỏng số bằng phần mềm ANSYS. Các kết quả được so sánh bao gồm tần số dao động riêng, chuyển vị khi có tải tĩnh tác dụng. Kết cấu được sử dụng để so sánh có dạng khung dầm như

trên Hình 1. Kết cấu này bao gồm các thanh dầm có diện tích mặt cắt ngang là 0,01 m^2, làm từ vật liệu đẳng hướng có mô-đun đàn hồi E là 200 GPa, mô-đun cắt G là 7,69 GPa, khối lượng riêng ρ là 7850 kg/m^3. Khung dầm được gắn cố định tại điểm A và B. Sử dụng các phần tử dầm gồm 2 node, mỗi node có 6 bậc tự do.



Hình 1. Mô hình hình học của khung dầm

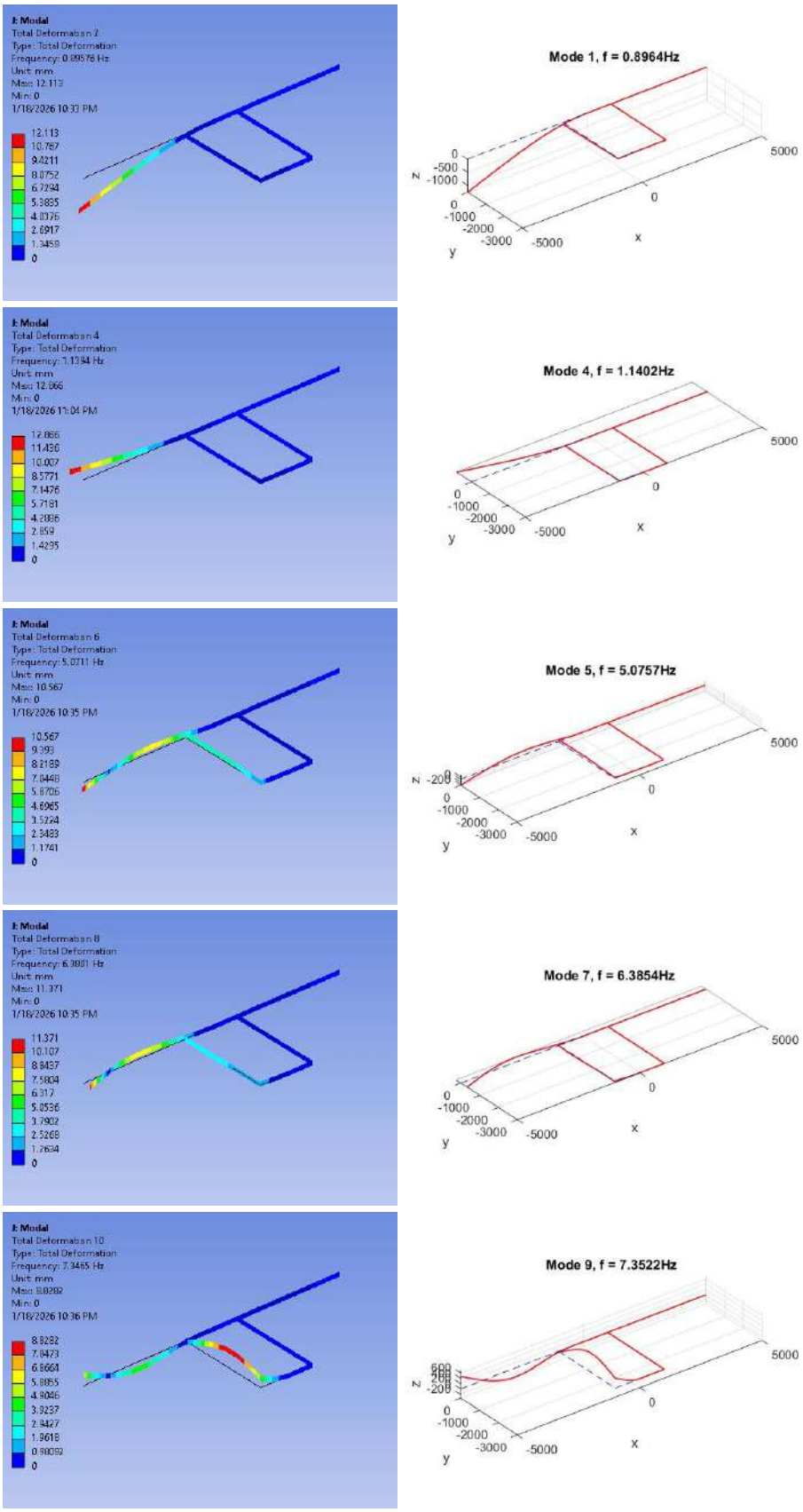
Để áp dụng phương pháp C-B, khung dầm được chia làm 04 kết cấu con thông qua 04 node biên như trên Hình 2. Số lượng mode cố định biên được giữ lại là 8, 4, 8 và 8 lần lượt cho các kết cấu 1, 2, 3 và 4. Các kết cấu con được chia thành các phần tử dầm, mỗi phần tử có kích thước 0,5 m, có hai node, mỗi node có sáu bậc tự do: ba bậc tự do chuyển động tịnh tiến theo ba phương x, y, z và ba bậc tự do quay quanh ba trục x, y, z. Tổng cả hệ có 36 phần tử. Như vậy, thông qua phương pháp C-B, kích thước ma trận độ cứng $\hat{\mathbf{K}}_{bb}$ và ma trận khối lượng $\hat{\mathbf{M}}_{bb}$ của hệ thành 52×52 phần tử, thấp hơn nhiều so với 216×216 phần tử (36×6=216), qua đó rút ngắn thời gian tính toán.



Hình 2. Các kết cấu con của khung dầm

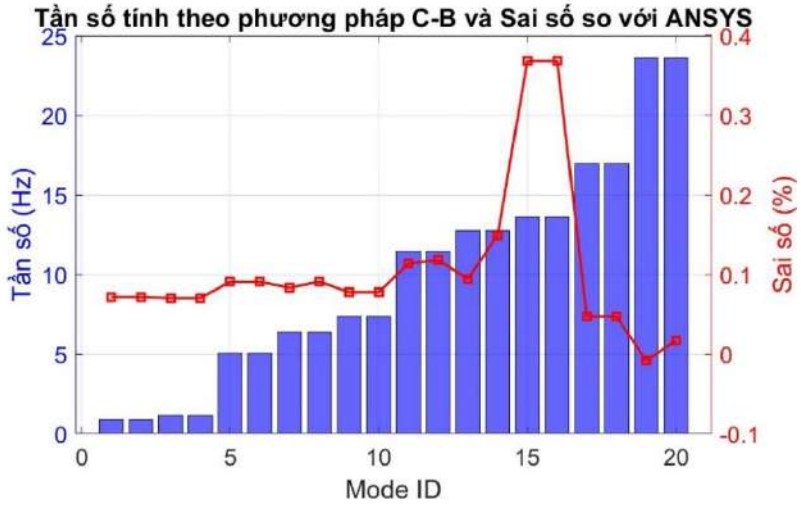
Điểm kiểm nghiệm độ chính xác của phương pháp C-B, nhóm tác giả cũng tiến hành mô phỏng trên phần mềm ANSYS. Phần tử được sử dụng là BEAM188. Kích thước lưới sử dụng là 50 cm và có tổng tất cả 36 phần tử.

Kết quả mode dao động của năm tần số đầu tiên thu được từ hai phương pháp được thể hiện trên Hình 3. Trong đó các hình phía bên trái là kết quả thu được từ ANSYS còn các hình phía bên phải là kết quả thu được từ phương pháp C-B. Do mỗi tần số có hai mode có hình dạng đối xứng, nên để giảm số lượng hình ảnh minh họa, nhóm tác giả chỉ đưa ra một mode cho mỗi tần số. Hình 3 cho thấy kết quả thu được theo hai phương pháp phù hợp tốt về cả tần số và hình dạng mode.



Hình 3. So sánh hình dạng mode của một số mode dao động đầu tiên

Tần số và sai số tần số của 20 mode dao động đầu tiên tính theo phương pháp C-B so với kết quả tương ứng từ mô phỏng ANSYS được thể hiện trên Hình 4. Nhìn chung, phương pháp C-B cho kết quả phù hợp tốt với mô phỏng, sai số về tần số của 20 mode đầu tiên dưới 0,4%.

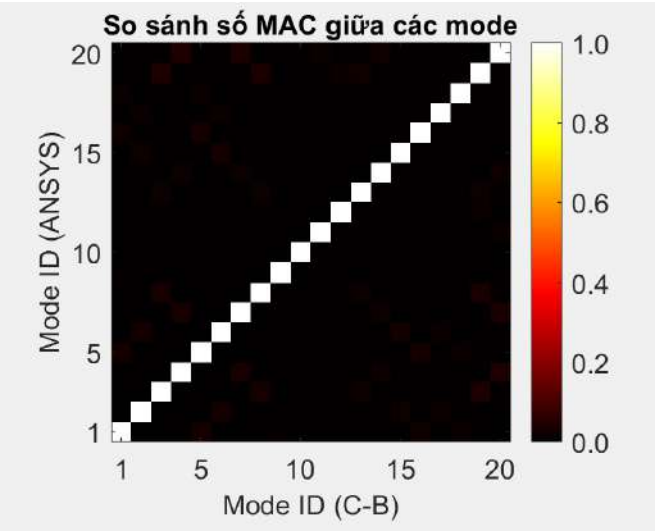


Hình 4. Sai số tần số của 20 mode đầu tiên từ phương pháp C-B so với mô phỏng ANSYS

Số MAC (Modal Assurance Criterion) là một chỉ số định lượng mức độ "giống nhau" giữa hai dạng dao động. Chỉ số này có giá trị nằm trong khoảng 0 và 1, MAC = 1 là hai mode có độ tương đồng cao trong khi MAC = 0 là hai mode hoàn toàn khác nhau [8]. Số MAC được tính theo công thức:

$$\mathrm{MAC}(i,j)=\frac{\left|\boldsymbol{\Phi}^{\mathrm{T}}_{\mathrm{C\text{-}B}(i)} * \boldsymbol{\Phi}_{\mathrm{ANSYS}(j)}\right|}{\left\{\boldsymbol{\Phi}^{\mathrm{T}}_{\mathrm{C\text{-}B}(i)}\boldsymbol{\Phi}_{\mathrm{C\text{-}B}(i)}\right\}\left\{\boldsymbol{\Phi}^{\mathrm{T}}_{\mathrm{ANSYS}(j)}\boldsymbol{\Phi}_{\mathrm{ANSYS}(j)}\right\}}$$

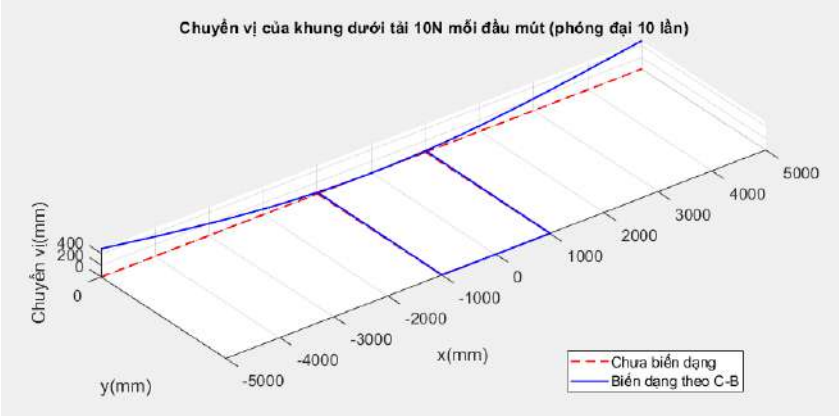
trong đó, $\boldsymbol{\Phi}_{\mathrm{C\text{-}B}(i)}$ là vector hình dạng mode thứ i thu được từ phương pháp C-B, $\boldsymbol{\Phi}_{\mathrm{ANSYS}(j)}$ là vector hình dạng mode thứ j thu được từ mô phỏng ANSYS.



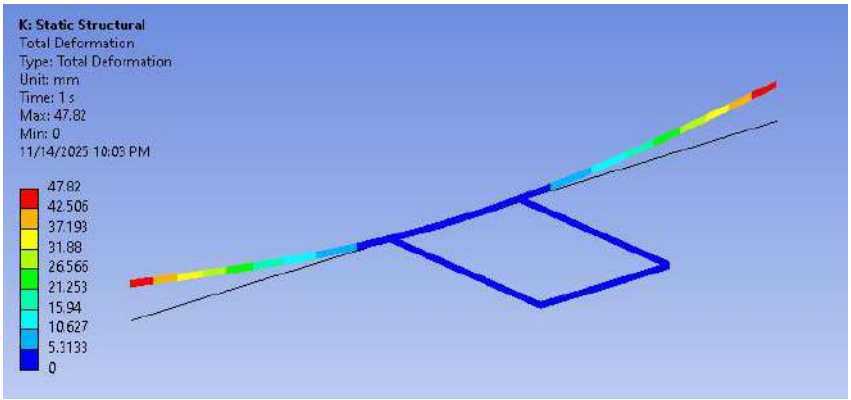
Hình 5. So sánh số MAC giữa các mode

So sánh dựa trên số MAC của 20 mode dao động đầu tiên thu được từ hai phương pháp được thể hiện trên Hình 5. Quan sát hình này, ta thấy các phần tử trên đường chéo chính có giá trị gần bằng 1 (màu trắng), điều này chứng tỏ sự tương đồng rất tốt giữa các cặp mode dao động tương ứng từ hai phương pháp. Trong khi đó, các phần tử ngoài đường chéo có giá trị rất thấp (xấp xỉ bằng không, thể hiện qua các phần tử này đều có màu đen) cho thấy sự tách biệt tốt giữa các mode khác nhau. Các kết quả này phản ánh độ chính xác cao của chương trình tính toán trong phân tích dao động so với mô phỏng phần tử hữu hạn.

Để phân tích phản ứng tĩnh, hai lực có độ lớn 10N được đặt vào hai đầu mút của khung. Kết quả phân tích phản ứng tĩnh thu được như trên Hình 6 và Hình 7. Hai hình trên cho thấy, chuyển vị của khung dầm thu được theo hai phương pháp có độ tương đồng cao, chuyển vị lớn nhất theo phương pháp CB là 47,70 mm, thấp hơn 0,2% so với 47,82 mm thu được từ mô phỏng ANSYS.



Hình 6. Biến dạng của khung dầm theo phương pháp C-B



Hình 7. Biến dạng của khung dầm thu được từ mô phỏng ANSYS

4. Kết luận

Bài báo đã giới thiệu và trình bày cơ sở lý thuyết của phương pháp Craig-Bampton, đồng thời minh họa ứng dụng của phương pháp trong phân tích dao động của kết cấu dạng khung dầm. Kết quả tính toán từ phương pháp Craig–Bampton được so sánh với kết quả mô phỏng từ phần mềm ANSYS thông qua tần số riêng, dạng dao động và chuyển vị khi chịu tải tĩnh, cho thấy hiệu quả của phương pháp trong các bài toán kết cấu dạng khung dầm. Hướng phát triển tiếp theo, nhóm

tác giả sẽ áp dụng phương pháp này để phân tích dao động kết cấu UAV làm bằng vật liệu composite.

Tài liệu tham khảo

1 W. C. Hurty. (1965). Dynamic analysis of structural systems using component modes. *AIAA Journal*, vol. 3, no. 4, pp. 678–685.

2 R. R. Craig and M. C. C. Bampton. (1968). Coupling of substructures for dynamic analyses. *AIAA Journal*, vol. 6, no. 7, pp. 1313–1319.

3 D. J. Rixen. (2004). A dual Craig–Bampton method for dynamic substructuring. *J. Comput. Appl. Math.*, vol. 168, no. 1–2, pp. 383–391.

4 S. H. Boo, J. H. Kim, and P. S. Lee. (2018). Towards improving the enhanced Craig-Bampton method. *Comput. Struct.*, vol. 196, pp. 63–75.

5 Y. Leung. (1979). An accurate method of dynamic substructuring with simplified computation. *Int. J. Numer. Methods Eng.*, vol. 14, no. 8, pp. 1241–1256.

6 D. de Klerk, D. J. Rixen, and S. N. Voormeeren. (2008). General Framework for Dynamic Substructuring: History, Review and Classification of Techniques. *AIAA Journal*, vol. 46, no. 5, pp. 1169–1181.

7 C. Soize and S. Mziou. (2003). Dynamic Substructuring in the Medium-Frequency Range. *AIAA Journal*, vol. 41, no. 6, pp. 1113–1118.

8 M. Pastor, M. Binda, and T. Harčarik. (2012). Modal Assurance Criterion. *Procedia Eng.*, vol. 48, pp. 543–548.

Application of Craig-Bampton to vibration analysis of beam-frame structure

Abstract: *The Craig–Bampton method is a Component Mode Synthesis (CMS) technique widely used for reducing the order of finite element models in structural vibration analysis. The method is based on partitioning the structure into substructures, where each substructure is represented by a combination of fixed-interface normal modes and constraint modes. This paper presents the theoretical foundation of the Craig–Bampton method and demonstrates its application in the vibration analysis of beam-frame structures. The results obtained using the Craig–Bampton method are compared with simulation results in terms of natural frequencies, mode shapes, and displacements under static loading, showing good agreement.*

Keywords: Craig-Bampton Method; Component Mode Synthesis; modal analysis; beam-frame structure.

Nghiên cứu xác định diện tích phản xạ radar cho UAV cánh bằng

Đỗ Xuân Thành[1], Lê Hải[2], Đặng Ngọc Thanh[2], Phạm Thành Đồng[2*]
[1]*Viện Thiết kế tàu quân sự/Tổng cục Công nghiệp quốc phòng;*
[2]*Học viện Kỹ thuật quân sự*
Email: pham.thanh-dong@lqdtu.edu.vn;
Tel:0943835239

Tóm tắt

Bài báo trình bày nghiên cứu xây dựng mô hình tính toán diện tích phản xạ radar (Radar Cross Section – RCS) cho UAV cánh bằng dựa trên mô hình hình học ba chiều dạng lưới tam giác và phương pháp gần đúng Physical Optics (PO). Bài toán tán xạ điện từ đơn tĩnh được xây dựng dưới dạng tích phân bề mặt và được rời rạc hóa trên lưới tam giác của mô hình UAV. Thuật toán tính toán được tối ưu hóa bằng xử lý song song nhằm giảm thời gian tính cho toàn miền góc quét. Kết quả tính toán RCS theo mặt phẳng đứng và mặt phẳng ngang được biểu diễn dưới dạng đồ thị cực và được phân tích về đặc trưng phản xạ theo hướng. Kết quả cho thấy mô hình PO cho phép ước lượng nhanh phân bố RCS của UAV cánh bằng trong giai đoạn thiết kế sơ bộ.

Từ khóa: *RCS; UAV cánh bằng; Physical Optics; Tán xạ điện từ; Mô hình số; Lưới tam giác*

1. Đặt vấn đề

Sự phát triển nhanh của UAV dân dụng và quân sự cỡ nhỏ đang hình thành các mối đe dọa hiện đại đối với cơ sở hạ tầng, trang thiết bị và con người [1, 2, 3, 4]. Do đó, trong những năm gần đây đã xuất hiện các hệ thống radar chuyên dụng nhằm nhận dạng các drone dạng này, đặt ra yêu cầu cấp thiết về khả năng phát hiện – phân loại chính xác đối tượng của hệ thống. Nhiều nghiên cứu khảo sát các đặc trưng tín hiệu radar cho thấy phần lớn các công trình khoa học tập trung vào phương tiện bay đa rotor [5, 6, 7, 8, 9]; tồn tại một khoảng trống đáng kể liên quan đến UAV cánh bằng kích thước nhỏ, chưa được khảo sát đầy đủ. Điều này là do kích thước của UAV cánh bằng có sự phân tán rộng, thiết kế khí động đa dạng (truyền thống, delta, flying wing, BWB…).

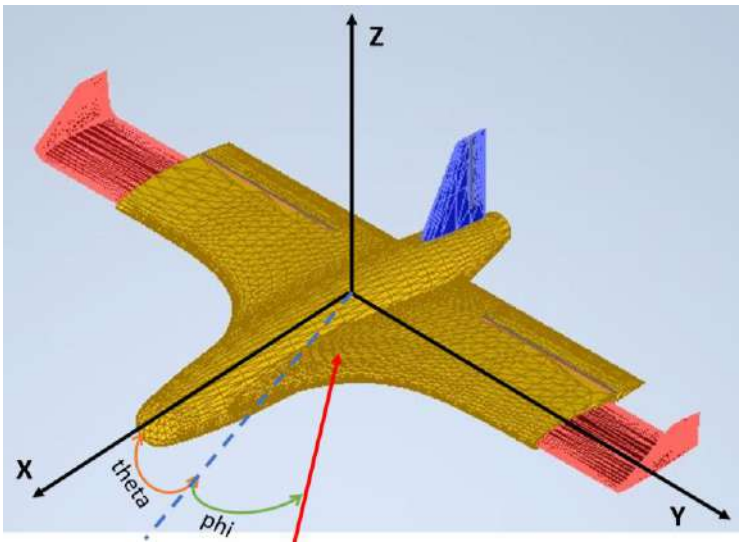
Diện tích phản xạ radar (Radar Cross Section - RCS) [10] là một trong các tham số quan trọng đặc trưng cho khả năng bị phát hiện của phương tiện bay. Đối với UAV cánh bằng cỡ nhỏ, việc dự đoán RCS ngay từ giai đoạn thiết kế có ý nghĩa quan trọng trong việc tối ưu hóa hình dạng khí động và đặc trưng tàng hình. Các phương pháp tính RCS phổ biến gồm: phương pháp phần tử hữu hạn (FEM), phương pháp mô men (MoM), phương pháp tích phân biên và phương pháp gần đúng Physical Optics (PO). Đối với mục tiêu kích thước lớn hơn bước sóng và yêu cầu tính nhanh trên miền góc rộng, phương pháp PO là lựa chọn phù hợp nhờ độ phức tạp tính toán thấp hơn so với phương pháp toàn sóng.

Xuất phát từ nguyên tắc đảm bảo an ninh, nhóm tác giả thực hiện nghiên cứu tính toán diện tích phản xạ radar đối với UAV tự phát triển dạng cánh bằng CX24v1, có sải cánh 2 m. Mục tiêu của nghiên cứu là từng bước thu hẹp khoảng trống liên quan đến đặc trưng RCS, từ đó tiến tới xác định khoảng cách nhận dạng các UAV cánh bằng khác có cùng dải kích cỡ bằng phương pháp PO.

2. Cơ sở lý thuyết

2.1. Hệ trục tọa độ và quy ước góc

Hệ trục tọa độ và quy ước góc được thiết lập phù hợp với cấu hình khí động của UAV: trục X theo hướng mũi, trục Y theo cánh trái, trục Z hướng lên trên. Góc phương vị φ được định nghĩa trong mặt phẳng ngang XY và góc chúc ngóc θ trong mặt phẳng đứng XZ. Cụ thể, hệ trục được xác định như sau: Trục X: hướng mũi UAV, trục Y: hướng cánh trái, trục Z: hướng lên trên. Các góc được định nghĩa: Góc chúc ngóc θ: quét trong mặt phẳng XZ, từ 0° đến 180°, với 0° tại chiều dương trục Z, 90° tại chiều dương trục X và 180° tại chiều âm trục Z. Góc phương vị φ: quét trong mặt phẳng XY, từ 0° đến 360°, với 0° tại chiều dương trục X và chiều tăng ngược chiều kim đồng hồ (hình 1).



Hình 1. Trục tọa độ và các góc quy ước

Vector sóng tới được xác định trong hệ tọa độ có biểu thức tính là:

$$\hat{k} = \begin{bmatrix} \sin\theta\cos\phi \\ \sin\theta\sin\phi \\ \cos\theta \end{bmatrix} \quad (1)$$

2.2. Diện tích phản xạ radar

Diện tích phản xạ radar (Radar Cross Section – RCS) là đại lượng biểu thị khả năng phản xạ năng lượng điện từ của một mục tiêu khi bị chiếu bởi sóng radar. RCS phụ thuộc vào kích thước, hình dạng, vật liệu cấu tạo của mục tiêu, cũng như tần số và góc chiếu của sóng tới [10].

RCS được ký hiệu là σ và được định nghĩa bởi phương trình:

$$\sigma = \lim_{R\to\infty} 4\pi R^2 \frac{|E_s|^2}{|E_i|^2} \quad (2)$$

trong đó:

E_s là biên độ điện trường tán xạ,

E_i là biên độ điện trường tới,

R là khoảng cách từ mục tiêu đến radar.

Đơn vị của RCS là mét vuông (m²), thường được biểu diễn ở dạng dBsm: $\sigma_{dBsm} = 10\log_{10}(\sigma)$

Giá trị RCS thay đổi theo góc quan sát và tần số làm việc của radar.

Cường độ điện trường sóng phẳng tới:

$$\mathbf{E}_i(\mathbf{r}) = \mathbf{E}_{i0} e^{-jk\hat{k}\cdot\mathbf{r}} \tag{3}$$

với: $k = \frac{2\pi}{\lambda}$ là số sóng, r là véc tơ vị trí UAV, λ - là bước sóng.

Các hệ thống radar chống drone được thiết kế để phát hiện các mục tiêu có RCS rất nhỏ, thường nhỏ hơn 0.1 m² [11]. Các hệ thống này hoạt động trong nhiều dải tần khác nhau, phổ biến nhất là dải X-band. Trong nghiên cứu này, hệ thống radar giả định hoạt động trong dải 8.7–9.65 GHz.

2.3. Phương pháp Physical Optics

PO là phương pháp xấp xỉ cao tần dựa trên nguyên lý Huygens, nguyên lý tương đương bề mặt và các giả thiết về vật dẫn hoàn hảo [12].

Trên bề mặt dẫn điện lý tưởng, mật độ dòng bề mặt:

$\mathbf{J}_s = 2\hat{n}\times\mathbf{H}_i$, trong đó $\mathbf{H}_i$ là từ trường tới, $\hat{n}$ là vector pháp tuyến đơn vị.

Đối với vật thể 3D, mật độ dòng chỉ xét phần bề mặt được chiếu sáng: $\hat{n}\cdot\hat{k} < 0$.

Vector thế từ:

$$\mathbf{A}(\mathbf{r}) = \frac{\mu}{4\pi}\int_S \mathbf{J}_{\mathbf{PO}}(\mathbf{r}')\frac{e^{-jkR}}{R}dS' \tag{4}$$

Trong đó: μ - Từ thẩm môi trường; ***r*** – vị trí điểm quan sát; ***r'*** – vị trí điểm trên bề mặt; S là diện tích bề mặt tán xạ

Đối với trường xa:

$$\begin{aligned} R &\approx r - \hat{r}\cdot\mathbf{r}' \\ \frac{e^{-jkR}}{R} &\approx \frac{e^{-jkr}}{r}e^{jk\hat{r}\cdot\mathbf{r}'} \end{aligned} \tag{5}$$

Khi đó trường điện tán xạ xa trường được xác định như sau:

$$\mathbf{E}_s(\mathbf{r}) = j\omega\mu\frac{e^{-jkr}}{4\pi r}\left[\hat{r}\times\left(\hat{r}\times\int_S \mathbf{J}_{\mathbf{PO}}(\mathbf{r}')e^{jk\hat{r}\cdot\mathbf{r}'}dS'\right)\right] \tag{6}$$

Thay biểu thức (3) và (6) vào biểu thức (2), tiến hành rút gọn cho bài toán monostatic, biểu thức RCS đơn tĩnh có dạng là:

$$2\sigma(\theta,\phi) = \frac{k^2}{4\pi}\left|\int_{S_{lit}}(\hat{n}\cdot\hat{k})e^{-j2k\hat{k}\cdot\mathbf{r}}dS\right|^2 \tag{7}$$

Với mô hình 3D của UAV được chia lưới tam giác với số phần tử là N:

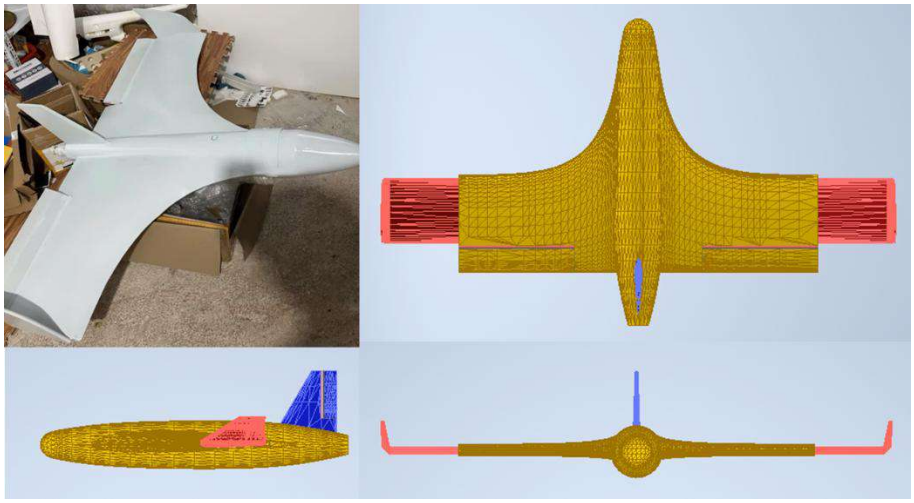
$$2\sigma(\theta,\phi)=\frac{k^2}{4\pi}\left|\sum_{i=1}^{N}A_i(\hat{n}_i\cdot\hat{k})e^{-j2k\hat{k}\cdot\mathbf{r}_i}\right|^2 \quad (8)$$

trong đó: A_i là diện tích tam giác i, $\hat{n}_i$: pháp tuyến đơn vị, $\mathbf{r}_i$: tâm hình học

3. Trường hợp tính toán, kết quả và bàn luận

3.1 Mô hình UAV và điều kiện tính toán

UAV CX24v1 được thiết kế 3D (hình 2), nghiên cứu tính toán khí động, tính toán kết cấu và chế tạo thử nghiệm phục vụ mục đích làm mục tiêu bay có thể thay đổi hình dạng cánh cho các loại pháo phòng không chống UAV. CX24v1 có sải cánh thay đổi từ 1.4 ÷ 2 m, bay ở vận tốc lớn nhất là 125 km/h, vận tốc hành trình 80 km/h và có thể bay liên tục trong 30 phút.



Hình 2. Mô hình 3D và UAV CX24v1

Góc nâng ra -đa θ hoạt động trong dải từ 0° → 180°, với bước chia 2°. Góc phương vị φ quét từ 0° → 360° theo chiều ngược chiều kim đồng hồ với bước quét là 2°.

Chương trình tính toán được xây dựng trong MATLAB dựa trên các biểu thức tính toán RCS theo phương pháp PO được thể hiện ở trên. Sơ đồ tính toán thể hiện trong hình 3.



Hình 3. Sơ đồ tính toán xác định RCS UAV

3.2. Kết quả và thảo luận

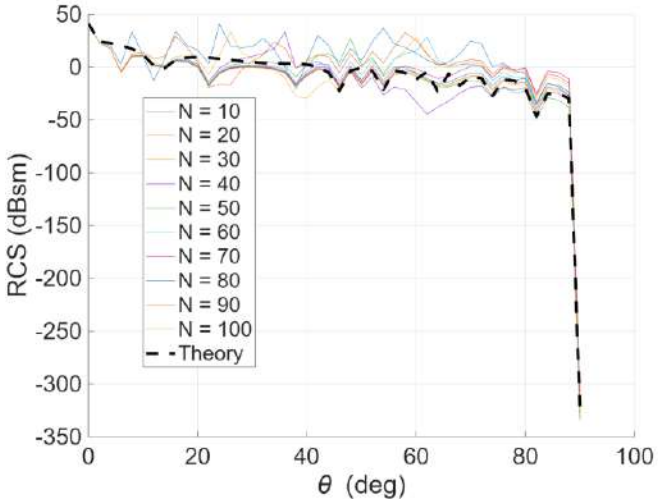
a) Kiểm chứng mô hình

Nghiên cứu kiểm chứng mô hình tính toán với trường hợp tính toán RCS của tấm kim loại kích thước 1 × 1 m². Sóng radar chiếu ở mặt phẳng đứng dọc (φ = 0°), góc chúc ngóc θ quét trong dải góc từ 0° đến 90°.

Với trường hợp tấm phẳng kim loại 1 m², theo lý thuyết: $\sigma(\theta) = \frac{4\pi A^2}{\lambda^2} \cdot \cos^2(\theta) \cdot \left[\frac{\sin\left(\frac{kL}{2}\sin\theta\right)}{\frac{kL}{2}\sin\theta} \right]^2$

, với L là chiều dài cạnh tấm phẳng, A là diện tích tấm phẳng.

Trong mô hình tính toán theo phương pháp PO, tấm phẳng được chia thành N facets. Kết quả tính toán RCS theo phương pháp lý thuyết và phương pháp PO được thể hiện trên Hình 4. Theo đó, khi tăng số facet trên bề mặt tấm phẳng, kết quả tính toán RCS cho tấm phẳng theo PO tiến gần đường RCS theo phương pháp lý thuyết. Ở giá trị $N = 80$ facet, đường RCS(PO) hội tụ và không thay đổi đáng kể khi tiếp tục tăng N. Điều này cho thấy chương trình tính toán theo phương pháp PO do nhóm tác giả xây dựng cho kết quả khá tương đồng với phương pháp lý thuyết, là cơ sở khoa học đáng tin cậy để sử dụng trong các tính toán tiếp theo.



Hình 4. Khảo sát độ hội tụ lưới theo PO và theo phương pháp lý thuyết

Kết quả tính toán diện tích phản xạ radar (RCS) của UAV CX24v1 được biểu diễn dưới dạng đồ thị tọa độ cực theo hai mặt phẳng đặc trưng: (i) mặt phẳng đứng (φ = 0°) và (ii) mặt phẳng ngang (θ = 90°). Ngoài ra, sự biến thiên RCS theo góc chúc ngóc θ và góc phương vị φ được khảo sát trên toàn miền quét với bước 1°. Các phân tích dưới đây tập trung làm rõ bản chất điện từ của các đỉnh phản xạ, cơ chế giao thoa pha và mối liên hệ giữa đặc trưng hình học – khí động với phân bố RCS.



a) mặt phẳng φ = 0° b) mặt phẳng φ = 90° c) mặt phẳng θ = 90°

Hình 5. Đồ thị tọa độ cực RCS (m^2) của UAV CX24v1 theo các hình chiếu

Trong mặt phẳng đứng dọc (hình 5a, φ = 0°), UAV CX24v1 có góc nhìn từ mũi, góc chúc ngóc θ thay đổi từ 0° đến 180°. Kết quả cho thấy RCS có giá trị tương đối thấp, biến thiên theo θ và xuất hiện các đỉnh rõ rệt trong vùng lân cận với góc θ ≈ 45° và 135°.

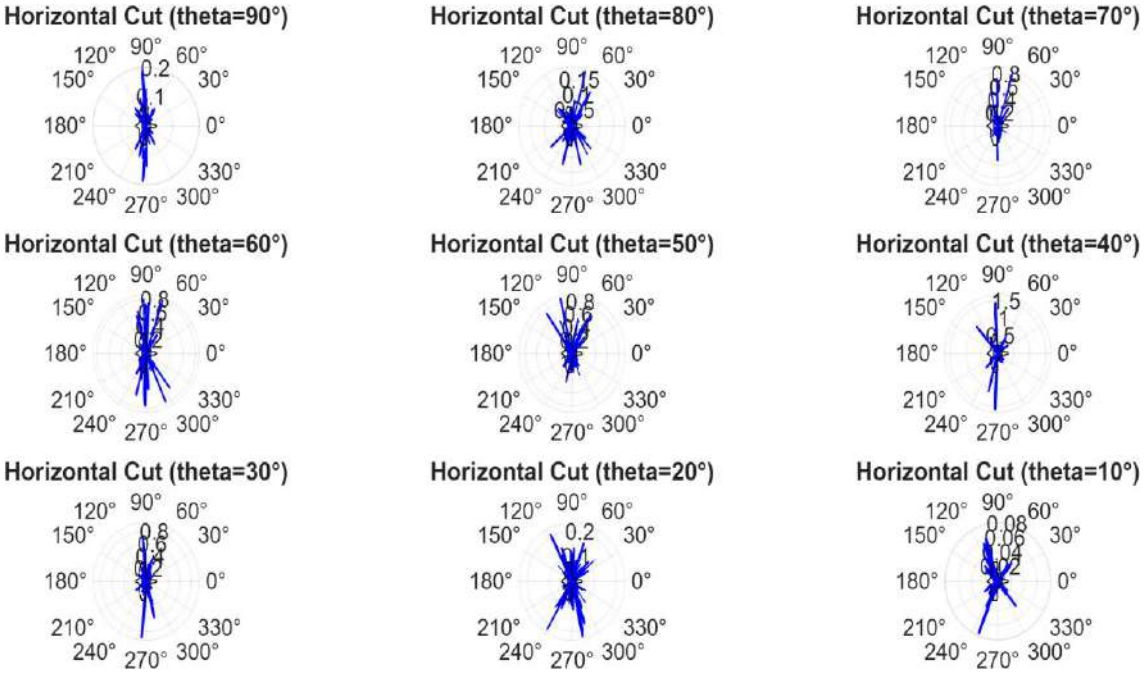
Ở mặt phẳng đứng ngang (hình 5b, φ = 90°), UAV CX24v1 có góc nhìn từ phía cạnh bên, góc chúc ngóc θ thay đổi từ 0° đến 180°. Giá trị RCS của UAV tăng mạnh, đặc biệt tại các góc θ lân cận 60° và 120°; sóng tới gần như song song với mặt phẳng cánh chính. Khi đó, diện tích chiếu hiệu dụng của cánh đạt cực đại, thành phần mật độ dòng bề mặt theo PO đạt giá trị lớn do vector pháp tuyến của cánh gần vuông góc với sóng tới. Pha tán xạ từ các phần tử tam giác trên cánh có xu hướng đồng pha theo hướng phản xạ gương. Theo biểu thức RCS đơn tĩnh (8), tại vùng phản xạ gương, các số hạng trong tổng có pha gần nhau, dẫn đến giao thoa tăng cường, làm xuất hiện đỉnh RCS. Ngược lại, tại các góc θ ≈ 0° (chiếu từ trên xuống) hoặc θ ≈ 180° (chiếu từ dưới lên), diện tích chiếu hiệu dụng nhỏ, các phần tử bề mặt có pha tán xạ và xuất hiện giao thoa triệt tiêu từng phần. Do đó, RCS giảm đáng kể so với vùng θ ≈ 60°–120°. Đặc trưng này phù hợp với lý thuyết tán xạ của mục tiêu dạng thân mảnh và tấm phẳng hữu hạn trong miền cao tần.

Tại mặt phẳng ngang (hình 5c, θ = 90°), góc phương vị φ từ 0° đến 360°, kết quả cho thấy: RCS nhỏ tại hướng trực diện (φ ≈ 0°), tăng mạnh tại hướng sườn (φ ≈ 90° và 270°), giảm trở lại tại hướng đuôi (φ ≈ 180°). Cơ chế vật lý có thể được giải thích như sau: Ở hướng trực diện, tiết diện phản xạ chủ yếu đến từ mũi thân và một phần mép trước của cánh. Diện tích chiếu nhỏ và phân bố pha không đồng nhất dẫn đến RCS thấp. Ở hướng sườn, toàn bộ cánh chính, thân và cánh đuôi tham gia tán xạ, xuất hiện phản xạ gương mạnh từ bề mặt cánh; các cạnh dài song song với sóng tới làm tăng hiệu ứng nhiễu xạ cạnh.

Giá trị RCS tại hướng sườn lớn hơn nhiều lần so với hướng mũi, thể hiện tính dị hướng đặc trưng của cấu hình cánh bằng truyền thống. Đặc biệt, các thùy phản xạ hẹp cho thấy UAV hoạt động trong miền cao tần với điều kiện $ka \gg 1$. Với sải cánh của CX24v1 $a \approx 2$ m và bước sóng $\lambda \approx 0.03$ m (X-band), giá trị $ka \approx \frac{2\pi}{\lambda} a \approx 209 \gg 1$ tạo ra cấu trúc búp sóng tán xạ xuất hiện nhiều thùy phụ, phù hợp với mô hình PO. Sóng radar nhìn thấy UAV như một vật thể lớn và bám bề mặt UAV theo kiểu quang học hình học, với trường tán xạ chủ yếu do phản xạ gương và dòng bề mặt cảm ứng. Điều kiện $ka \gg 1$ đảm bảo kích thước UAV lớn hơn nhiều so với bước sóng, và sóng cư xử như quang học hình học, phù hợp với các giả thiết của PO.

Phân tích các đồ thị trên hình 6 tại θ = 10°, 20°, 30°, 40°, 50°, 60°, 70°, 80°, 90° cho thấy:

- Từ θ = 10° đến 45°, RCS tăng nhanh và đạt giá trị lớn nhất trong khoảng θ từ 40° đến 45°;
- Từ θ > 60°, RCS đạt giá trị tương đối ổn định và giảm dần tại vùng gần 90°.

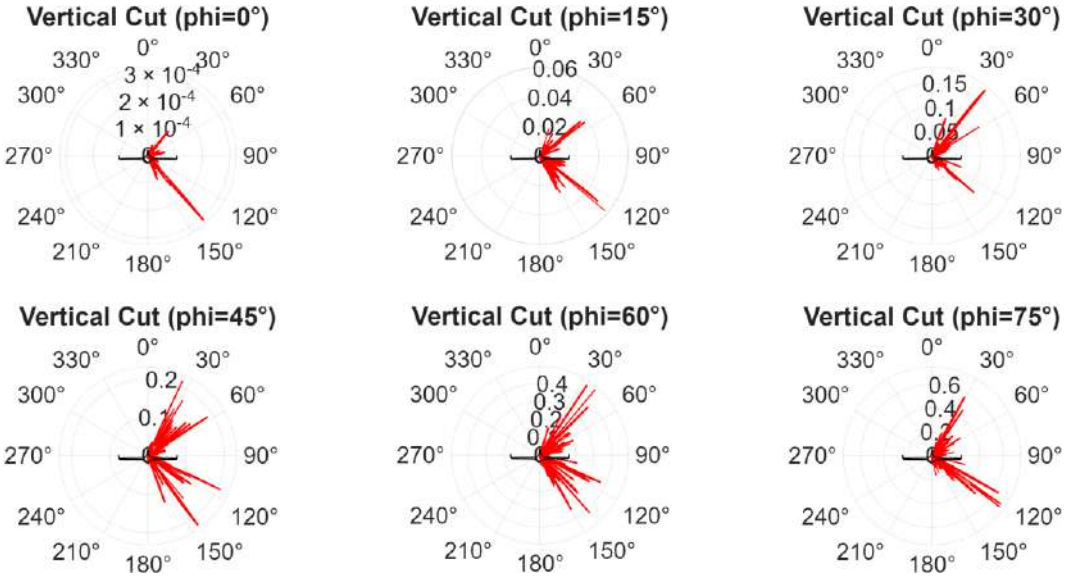


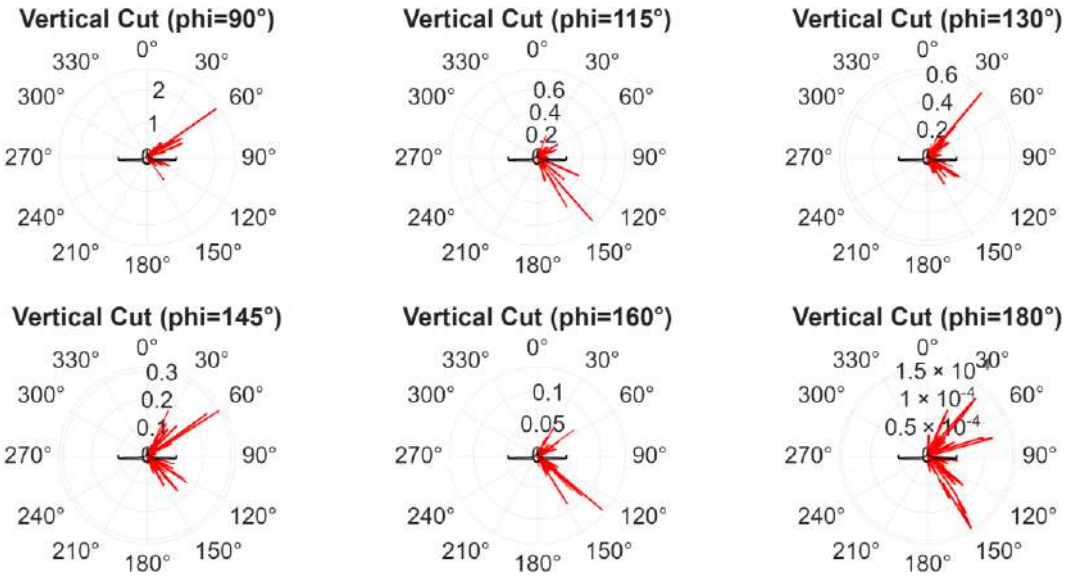
Hình 6. Đồ thị tọa độ cực RCS (m^2) của UAV CX24v1 theo góc theta (θ)

Xu hướng này có thể được lý giải thông qua diện tích chiếu hiệu dụng: $A_{proj} = A\cos(\alpha)$. Với α là góc giữa pháp tuyến bề mặt và hướng sóng tới. Khi θ tiến gần 90°, α giảm, làm tăng diện tích chiếu và do đó tăng dòng cảm ứng bề mặt.

Giá trị RCS của UAV CX24v1 biến thiên trong khoảng rộng từ 0.01 m² đến 1–2 m² tùy theo hướng phản xạ gương, trong đó, tại hướng trực diện, giá trị nhỏ hơn đáng kể (Hình 7).

Tuy nhiên, theo phương trình radar đơn tĩnh: $R_{max} \propto \sigma^{1/4}$, việc tăng RCS lên 16 lần chỉ làm tăng tầm phát hiện gấp 2 lần. Điều này cho thấy các đỉnh RCS cục bộ không quyết định hoàn toàn khả năng phát hiện. Ngược lại, giá trị RCS trung bình theo góc mới phản ánh chính xác hơn khả năng bị radar phát hiện.





Hình 7. Đồ thị tọa độ cực RCS (m^2) của UAV CX24v1 theo góc phi (φ)

Với điều kiện ka ≫ 1, phương pháp PO là phù hợp cho tính toán phản xạ gương chiếm ưu thế. Tuy PO không mô tả đầy đủ nhiễu xạ cạnh, không xét đến tán xạ đa bậc và che khuất phức tạp, giả thiết vật dẫn hoàn hảo có thể làm tăng nhẹ giá trị RCS so với vật liệu composite thực tế. Mô hình theo PO không phù hợp với UAV kích thước nhỏ (drone mini, nano), radar tần số thấp (bước sóng dài), mô hình UAV có nhiều chi tiết cạnh sắc...

Mặc dù vậy, trong giai đoạn thiết kế sơ bộ, PO cho phép tính nhanh trên miền góc rộng, phân tích xu hướng thay đổi RCS theo hình dạng và hỗ trợ tối ưu hóa cấu hình khí động theo tiêu chí giảm RCS.

4. Kết luận

Bài báo đã xây dựng thành công mô hình tính toán RCS cho UAV cánh bằng dựa trên phương pháp Physical Optics và mô hình 3D. Thuật toán cho phép xác định nhanh giá trị RCS trên miền góc rộng, dễ dàng tích hợp trong giai đoạn thiết kế, có thể mở rộng cho nghiên cứu đa tần số, phát triển tính RCS đa tĩnh, nghiên cứu ảnh hưởng của vật liệu.

Các kết quả thu được cho thấy UAV CX24v1 có đặc trưng tán xạ dị hướng mạnh, với RCS phụ thuộc đáng kể vào hướng chiếu. Hướng trực diện cho giá trị thấp nhất, trong khi hướng sườn và phản xạ gương tạo ra các đỉnh RCS lớn.

Mô hình PO chứng minh tính hiệu quả và phù hợp đối với mục tiêu kích thước lớn hơn bước sóng trong dải X-band, đồng thời cung cấp cơ sở định lượng để ước lượng khoảng cách phát hiện, so sánh các cấu hình khí động và hỗ trợ nghiên cứu giảm RCS trong tương lai.

Tài liệu tham khảo

1. Kardasz, P.; Doskocz, J. Drones and Possibilities of Their Using. J. Civ. Env. Eng, 6, 1–7. [CrossRef]
2. Rohling, H. (Ed.) (2017) 18th International Radar Symposium (IRS): 28–30 June 2017; Cuvillier Verlag: Göttingen, Germany; ISBN 978-1-5090-4312-5.

3. Wild, G.; Murray, J.; Baxter, G (2026). Exploring Civil Drone Accidents and Incidents to Help Prevent Potential Air Disasters. Aerospace 2016, 3, 22. [CrossRef]
4. Shvetsova, S.; Shvetsov, A (2021). Safety When Flying Unmanned Aerial Vehicles at Transport Infrastructure Facilities. Transp. Res. Procedia 2021, 54, 397–403.
5. Guo, M.; Lin, Y.; Sun, Z.; Fu, Y. (2018). Research on Monostatic Radar Cross Section Simulation of Small Unmanned Aerial Vehicles. In Proceedings of the 2018 International Conference on Microwave and MillimeterWave Technology (ICMMT2018), Chengdu, China, 7–11 May 2018.
6. Schneebeli, M.; Leuenberger, A.; Wabeke, L.; Kloke, K.; Kitching, C.; Siegenthaler, U.; Wellig, P. Drone Detection with a Multistatic C-Band Radar. In Proceedings of the 2021 21st International Radar Symposium (IRS), Berlin, Germany, 21 June 2021; pp. 1–10.
7. Ezuma, M.; Anjinappa, C.K.; Semkin, V.; Guvenc, I. Comparative Analysis of Radar Cross Section Based UAV Classification Techniques. arXiv **2021**, arXiv:2112.09774.
8. Ezuma, M.; Anjinappa, C.K.; Funderburk, M.; Guvenc, I. Radar Cross Section Based Statistical Recognition of UAVs at Microwave Frequencies. IEEE Trans. Aerosp. Electron. Syst. **2022**, 58, 27–46. [CrossRef]
9. Cai, K.-C.; Liao, C.-T.; Chen, C.-H.; Chen, H.-M. Study on Radar Cross-Section Characteristics of Quadrocopter Group Flight. In Proceedings of the 2021 International Symposium on Antennas and Propagation (ISAP), Taipei, Taiwan, 19 October 2021; pp. 1–2.
10. Knott, E. F., Shaeffer, J. F., & Tuley, M. T. (1988). Radar cross-section. In *Aspects of modern radar* (pp. 444-448). Norwood: Artech House.
11. Balanis, C. A. (2016). *Antenna theory: analysis and design*. John wiley & sons.
12. Kapoulas, I. K., Hatziefremidis, A., Baldoukas, A. K., Valamontes, E. S., & Statharas, J. C. (2023). Small fixed-wing UAV radar cross-section signature investigation and detection, and classification of distance estimation using realistic parameters of a commercial anti-drone system. *Drones*, *7*(1), 39.

Numerical Modeling of Radar Cross Section for a Fixed-Wing UAV

Abstract: *This paper presents a numerical modeling approach for the radar cross section (RCS) of a fixed-wing unmanned aerial vehicle (UAV) based on a three-dimensional triangular mesh geometry (.stl) and the Physical Optics (PO) approximation. The monostatic scattering problem is formulated as a surface integral and discretized over triangular facets. A parallelized computational algorithm is implemented in MATLAB to accelerate the evaluation over a wide angular domain. The obtained RCS results are presented in polar form for both vertical and horizontal cuts. The results demonstrate that the PO method provides an efficient and sufficiently accurate estimation of the RCS distribution for preliminary UAV design analysis.*

Keywords: Radar Cross Section; Physical Optics; Fixed-wing UAV; Electromagnetic scattering; Numerical modeling.

Mô hình tính toán, thiết kế của động cơ tên lửa nhiên liệu rắn lực đẩy nhỏ

Vũ Hồng Phúc[1*], Nguyễn Văn Dương[1], Bùi Đình Ngọc Thanh[1], Nguyễn Thế Dũng[2], Đặng Ngọc Thanh[2]

[1] Lớp Thiết kế chế tạo tên lửa 58, Tiểu đoàn 2, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Khoa Hàng không vũ trụ, Học viện Kỹ thuật quân sự

Tóm tắt

Nghiên cứu thiết kế chế tạo động cơ tên lửa nhiên liệu rắn lực đẩy nhỏ nhằm phát triển và hoàn thiện các loại động cơ lớn và hiện đại đáp ứng nhu cầu thực tiễn. Bản thân loại động cơ này cũng được sử dụng rộng rãi trong các hệ thống điều khiển đặc biệt. Việc xây dựng mô hình tính toán thiết kế động cơ trên cơ sở các quan hệ nhiệt động và khí động của quá trình cháy trong buồng đốt và dòng khí qua loa phụt là cơ sở để xác định quy luật biến thiên áp suất, lưu lượng sinh khí và lực đẩy theo thời gian. Trên cơ sở tính toán này các thông số hình học của buồng đốt, liều nhiên liệu và loa phụt sẽ được lựa chọn để đáp ứng yêu cầu lực đẩy đặt ra. Nghiên cứu này cho phép dự đoán các đặc trưng làm việc của động cơ và và là cơ sở cho thiết kế và tối ưu hóa động cơ tên lửa nhiên liệu rắn nói chung và động cơ tên lửa nhiên liệu rắn lực đẩy nhỏ nói riêng đáp ứng nhu cầu sử dụng trong thực tiễn.

Từ khoá: *tên lửa, động cơ tên lửa, nhiên liệu rắn.*

1. Đặt vấn đề

Động cơ tên lửa nhiên liệu rắn lực đẩy nhỏ giữ vai trò quan trọng trong nghiên cứu, đào tạo và các ứng dụng kỹ thuật đặc thù nhờ kết cấu đơn giản, độ tin cậy cao và khả năng đáp ứng nhanh. Tuy nhiên, việc thiết kế loại động cơ này đòi hỏi phải xác định chính xác các đặc trưng làm việc như áp suất buồng đốt, quy luật sinh khí và lực đẩy theo thời gian, đồng thời bảo đảm điều kiện ổn định cháy và phù hợp với yêu cầu kết cấu.

Trong thực tiễn, các quá trình nhiệt - khí động diễn ra trong buồng đốt và loa phụt có tính chất phức tạp, chịu ảnh hưởng đồng thời của đặc tính thuốc phóng, dạng hình học của liều thuốc và kích thước tiết diện tới hạn. Vì vậy, việc xây dựng một mô hình tính toán phù hợp làm cơ sở cho thiết kế và phân tích đặc trưng làm việc của động cơ là cần thiết, góp phần nâng cao độ chính xác và hiệu quả trong quá trình thiết kế.

2. Thiết lập phương trình thuật phóng trong và xác lập bài toán thiết kế động cơ

2.1. Thiết lập phương trình thuật phóng trong

Tính toán thuật phóng trong của động cơ nhằm xác định quy luật biến đổi của áp suất, nhiệt độ trong buồng đốt theo thời gian *p(t), T(t)* là cơ sở để tính toán lực đẩy, xung lượng toàn phần, xung lượng riêng của lực đẩy và các đặc trưng khác của động cơ. Hệ phương trình thuật phóng trong được xây dựng dựa trên các định luật bảo toàn khối lượng, năng lượng, kết hợp với quy luật cháy của thuốc phóng và các quan hệ khí động học của dòng chảy qua loa phụt. Trong đó, cân bằng giữa tốc độ sinh khí và lưu lượng thoát quyết định áp suất buồng đốt; năng lượng hóa học chuyển thành nội năng và động năng có xét tổn thất nhiệt. Hệ phương trình vi phân phi tuyến cho phép xác định áp suất, nhiệt độ và lực đẩy theo thời gian. Các số liệu ban đầu là kích thước bên trong buồng đốt và loa phụt; các đặc trưng kích thước, hình dạng của liều phóng; các tính chất của thuốc phóng và của sản phẩm cháy.

Hệ phương trình vi phân mô tả thuật phóng của động cơ mẫu mô tả giai đoạn từ khi thuốc

* Email: vuhongphuc0605@gmail.com

phóng cháy đến khi thuốc phóng cháy hết. Thời gian trong hệ phương trình tính từ thời điểm thuốc phóng cháy đến thời điểm thuốc phóng cháy hết $t = [0, t_k]$.

Hệ phương trình vi phân giải bài toán thuật phóng trong của động cơ tên lửa nhiên liệu rắn có dạng hệ phương trình [1]:

$$\begin{cases} \dfrac{d\psi}{dt} = \dfrac{Su\rho_t}{\omega} \\ \dfrac{d\chi_n}{dt} = \dfrac{ab}{(1+b\psi)^2}\dfrac{d\psi}{dt} \\ \dfrac{dp}{dt} = -\dfrac{1}{V}\left[\left(\varphi_2 K_0(k) F_{th}\sqrt{\chi_n f_0} + Su - V\chi_1\right)p - Su\chi_n f_0\rho_T\right] \end{cases} \quad (1)$$

Các điều kiện ban đầu: $t = t_0; \psi = \psi(t_0); p = p(t_0) = p_{moi}; \chi_n = \chi_n(t_0)$

Trong đó:

$\dfrac{d\psi}{dt} = \dfrac{Su\rho_t}{\omega}$ - Quy luật thay đổi của lượng thuốc phóng cháy tương đối;

$\dfrac{d\chi_n}{dt} = \dfrac{d}{dt}\left(1 - \dfrac{a}{1+b\psi}\right) = -\dfrac{-a\dfrac{d}{dt}(1+b\psi)}{(1+b\psi)^2} = \dfrac{ab}{(1+b\psi)^2}\dfrac{d\psi}{dt}$ - Quy luật thay đổi của tổn thất nhiệt trong buồng đốt;

$\dfrac{dp}{dt} = -\dfrac{1}{V}\left[\left(\varphi_2 K_0(k) F_{th}\sqrt{\chi_n f_0} + Su - V\chi_1\right)p - Su\chi_n f_0\rho_T\right]$ - Quy luật thay đổi của áp suất theo thời gian;

$K_0(k)$ - hàm của chỉ số mũ đoạn nhiệt:

$$K_0(k) = \left(\frac{2}{k+1}\right)^{\frac{1}{k-1}}\sqrt{\frac{2k}{k+1}} \quad (2)$$

F_{th} - diện tích tiết diện tới hạn của loa phụt:

$$F_{th} = \pi\frac{d_{th}^2}{4} \quad (3)$$

2.2. Xác lập bài toán thiết kế động cơ

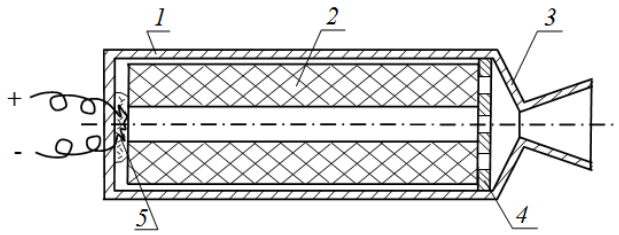
Trong bài báo này, mô hình thuật phóng trong được ứng dụng để thiết kế động cơ tên lửa nhiên liệu rắn phục vụ tên lửa mô hình dùng trong nghiên cứu và đào tạo. Miền lực đẩy P = 200 ÷1000 N được lựa chọn trên cơ sở yêu cầu động lực học nhằm bảo đảm gia tốc phóng đủ lớn, đồng thời phù hợp với giới hạn bền kết cấu và đặc tính thuốc phóng RSI-12M.

Tương ứng với miền lực đẩy đã lựa chọn, thông qua các quan hệ khí động học của dòng chảy qua loa phụt, áp suất buồng đốt được xác định trong khoảng (khoảng 6 ÷ 10 MPa) nhằm bảo đảm lưu lượng khí cần thiết để tạo lực đẩy yêu cầu. Trong khoảng thời gian làm việc t = 0,5 ÷ 1s

động cơ hoạt động ở chế độ xung ngắn, hạn chế được dao động áp suất kéo dài. Miền áp suất lựa chọn đồng thời bảo đảm điều kiện cháy ổn định và không xảy ra hiện tượng cháy xói mòn theo tiêu chuẩn Pôbiedonoscew, khi tham số dòng khí nhỏ hơn giá trị tới hạn phụ thuộc vào đặc trưng thuốc phóng và hình học kênh cháy [1,2].

Trên cơ sở các ràng buộc về động lực học, đặc tính nhiên liệu và khả năng công nghệ chế tạo, cấu hình động cơ có lực đẩy trung bình khoảng 600N được lựa chọn làm phương án điển hình để kiểm chứng mô hình và quy trình thiết kế.

Sơ đồ kết cấu của động cơ có dạng như trên hình 1:



Hình 1. Sơ đồ kết cấu của động cơ mẫu

1. Buồng đốt; 2. Liều thuốc phóng; 3. Khối loa phụt; 4. Đế chắn thuốc; 5. Thiết bị mồi

Động cơ mẫu sử dụng thuốc phóng RSI-12M sản xuất trong nước với thành phần hóa học và các đặc trưng vật lý - thuật phóng được thể hiện trong Bảng 1 và Bảng 2 [3]:

Bảng 1. Thành phần hóa học của thuốc phóng RSI-12M

STT	Tên gọi	Công thức hóa học	Tỷ lệ
1	Nitroxenlulo (N=13,15%)	$C_{22,74}H_{29,33}O_{36,08}N_{8,57}$	56,0 ± 1,0
2	Nitroglyxerin	$C_3H_5O_9N_3$	26,7 ± 0,7
3	Dinitrotoluen	$C_7H_6O_4N_2$	10,5 ± 1,0
4	Xentralit	$C_{15}H_{16}N_2O$	3,0 ± 0,3
5	Vazoli	$C_{20}H_{42}$	1,2 ± 0,4
6	Oxit chì	PbO	0,9 ± 0,3
7	Canxi cacbonat	$CaCO_3$	1,7 ± 0,3
8	Độ ẩm (Nước), %	H_2O	≤0,7

Bảng 2. Các đặc trưng vật lý - thuật phóng của thuốc phóng RSI-12M

STT	Tên	Kí hiệu	Số liệu	Đơn vị
1	Mật độ thuốc phóng	ρ_T	1580	kg/m^3
2	Chỉ số mũ của quy luật tốc độ cháy	ν	0,3456	
3	Hệ số của quy luật tốc độ cháy	u_1	$43,44\times10^{-6}$	*m/s/Mpa*
4	Số mũ đoạn nhiệt	k	1.25	
5	Lực thuốc phóng đẳng áp	f_0	850000	*J/kg*

6	Áp suất mồi	p_0	40×10^5	*Pa*
7	Hệ số hàm sói mòn	k_w	$0,06\times10^{-4}$	
8	Các hệ số trong tổn thất nhiệt		$a=0.3; b=5$	

Xác định kích thước liều nhiên liệu trong buồng đốt.

Kết cấu của liều nhiên liệu dựa trên thuốc phóng keo RSI-12M hình ống, có đường kính ngoài D_n = 35 mm, đường kính lỗ d_{tr} = 15 mm.

Lựa chọn chiều dài liều phóng trong buồng đốt L_{Lp} = 100 mm.

Như vậy, kích thước chi tiết của liều nhiên liệu trong buồng đốt như sau:

D_n = 35 mm; d_{tr} = 15m; L_{Lp} = 100 mm

Xác định các kích thước cơ bản của buồng đốt và loa phụt động cơ.

Xét buồng đốt động cơ với thanh thuốc phóng hình trụ có các kích thước như sau:

D_k, D_n, d_{tr}, L_{Lp} lần lượt là đường kính trong buồng đốt, đường kính ngoài của thanh thuốc phóng, đường kính trong của thanh thuốc phóng, chiều dài thanh thuốc phóng.

Đường kính trong của buồng đốt được xác định từ điều kiện đồng nhất các thông số bên trong rãnh và bên mặt ngoài thanh thuốc phóng [2]:

$$\chi_{tr} = \chi_{ng} \tag{4}$$

χ_{tr}, χ_{ng} - tương ứng là các tham số đặc trưng cho hiện tượng cháy xói mòn (tham số Pôbiedonoscew) trong lỗ và trên bề mặt ngoài của thanh thuốc phóng.

Biểu thức xác định các tham số χ_{tr} và χ_{ng} có dạng:

$$\chi_{tr} = \frac{\pi d_{tr} L_{Lp}}{\frac{\pi}{4} d_{tr}^2} = \frac{4L_{Lp}}{d_{tr}} \tag{5}$$

$$\chi_n = \frac{\pi D_n L_{Lp}}{\frac{\pi}{4}(D_k^2 - D_n^2)} = \frac{4D_n L_{Lp}}{D_k^2 - D_n^2} \tag{6}$$

$$D_k = \sqrt{D_n(D_n + d_{tr})} \tag{7}$$

Áp dụng biểu thức cho buồng đốt của động cơ, xác định đường kính trong buồng đốt.

D_k = 41 mm; Lựa chọn đường kính trong của buồng đốt D_k = 40 mm

Lựa chọn chiều dài buồng đốt động cơ L_k = 110 mm

Đường kính tiết diện tới hạn của loa phụt của động cơ được xác định từ điều kiện không xảy ra hiện tượng cháy xói mòn như sau [2]:

$$\chi \le \chi_{gh} \tag{8}$$

Trong đó:

χ_{gh} - Thông số Pôbiedônôscew giới hạn.

$$\chi_{gh} = \frac{w_{gh}}{a} \tag{9}$$

Với a là ký hiệu của biểu thức:

$$a = \frac{\varphi_2 K_0^2(k) F_{th} C^*}{S_0} \tag{10}$$

w_{gh} - Tốc độ giới hạn của sản phẩm cháy, w_{gh} = 100 m/s

S_0 - Diện tích bề mặt cháy ban đầu,

$$S_0 = \pi(D_n + d_{tr})L_{Lp} + \frac{\pi}{2}(D_n^2 - d_{tr}^2) \tag{11}$$

Trong đó các giá trị: C^* - Xung lượng riêng của áp suất; k - hệ số mũ đoạn nhiệt

Đối với nhiên liệu RSI-12M [3,4]: k =1,25; C^* = 1271 m/s

Thấy rằng giá trị χ_{gh} chỉ phụ thuộc vào đường kính tới hạn d_{th} khi các tham số khác đã biết: d_{th} càng lớn thì χ_{gh} càng nhỏ. Mặc khác, từ điều kiện $\chi_{tr} < \chi_{gh} và \chi_n < \chi_{gh}$ với χ_{tr}, χ_n được tính, hoàn toàn xác định được đường kính tiết diện tới hạn lớn nhất của động cơ thõa mãn điều kiện cháy xói mòn.

Cho d_{th} một giá trị, tính χ_{gh} so sánh χ_{gh} với χ_{tr}, χ_n sẽ tìm được d_{th} lớn nhất.

Lựa chọn d_{th} = 8 mm, khi đó các giá trị của tham số Pôbiedônôscew như sau:

χ_{gh} = 63,73 ; χ_{tr} = 26,6 ; χ_n = 37,3

Rõ ràng $\chi_{tr} < \chi_{gh} và \chi_n < \chi_{gh}$, điều kiện về cháy xói mòn được thõa mãn.

Các đặc trưng kết cấu của động cơ và liều nhiên liệu cụ thể như trong Bảng 3:

Bảng 3. Các đặc trưng kết cấu của động cơ và liều nhiên liệu

STT	Tên	Kí hiệu	Số liệu	Đơn vị
1	Chiều dài buồng đốt	L_k	0,11	*m*
2	Đường kính trong của buồng đốt	D_k	0,04	*m*
3	Chiều dài của thỏi thuốc phóng	L_{Lp}	0,1	*m*
4	Đường kính ngoài của liều phóng	D_n	0,035	*m*

STT	Tên	Kí hiệu	Số liệu	Đơn vị
5	Đường kính trong của liều phóng	d_{tr}	0,015	m
6	Mác của thuốc phóng	RSI-12M		
7	Đường kính tới hạn của loa phụt	d_{th}	0,008	m

2.3. Phương pháp giải

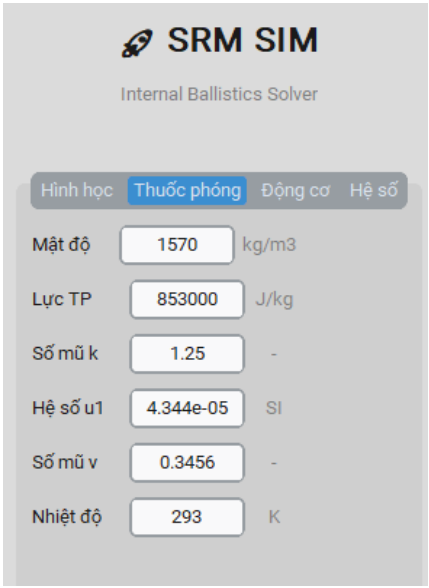
Hệ phương trình được giải bằng phương pháp số để thu được các tham số nhiệt động của sản phẩm cháy bằng cách sử dụng phương pháp Runge-Kutta bậc 4. Đây là một trong những phương pháp phổ biến, cho lời giải số tin cậy, dùng để tìm nghiệm của các phương trình vi phân thường cấp một trong các bài toán phân tích số.

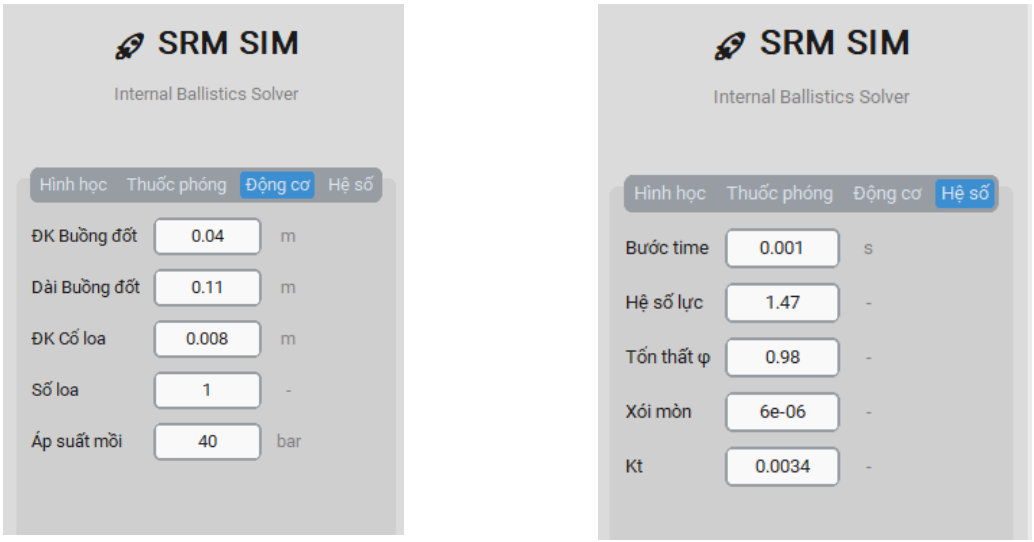
Khi giải bài toán cơ bản thuật phóng trong của ĐTR người ta đưa ra những giả thiết sau:

- Thuốc mồi cháy tức thời, áp suất khí thuốc trong buồng đốt tại thời điểm $t = 0$ bằng áp suất mồi.
- Thuốc phóng cháy theo qui luật cháy hình học.
- Áp suất tĩnh p không thay đổi dọc theo chiều dài của buồng đốt và bằng áp suất hãm tại cửa vào của loa phụt.
- Nhiệt độ của khí thuốc T_0 trong buồng đốt không thay đổi và có giá trị bằng $T_0 = T_1/k$.
- Các tổn thất nhiệt trong buồng đốt được kể đến bởi hệ số χ_n phụ thuộc vào lượng thuốc phóng cháy tương đối ψ.
- Bỏ qua thể tích của phần tử khí.

Nhằm phục vụ quá trình khảo sát và đánh giá đặc tính làm việc của động cơ, phần mềm tính toán thuật phóng trong SRM SIM đã được nhóm tác giả xây dựng trên nền tảng MATLAB dựa theo mô hình lý thuyết. Chương trình cho phép nhập trực tiếp các thông số đầu vào của bài toán, tự động giải hệ phương trình vi phân và đưa ra các đồ thị đặc trưng của lực đẩy và áp suất theo thời gian [6].

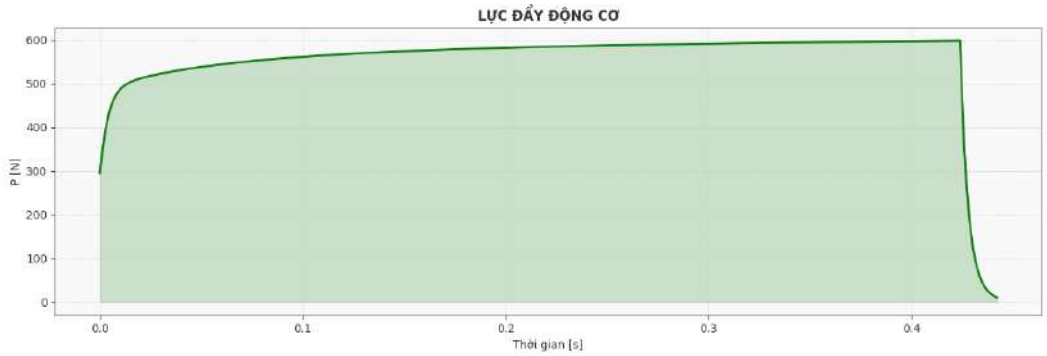






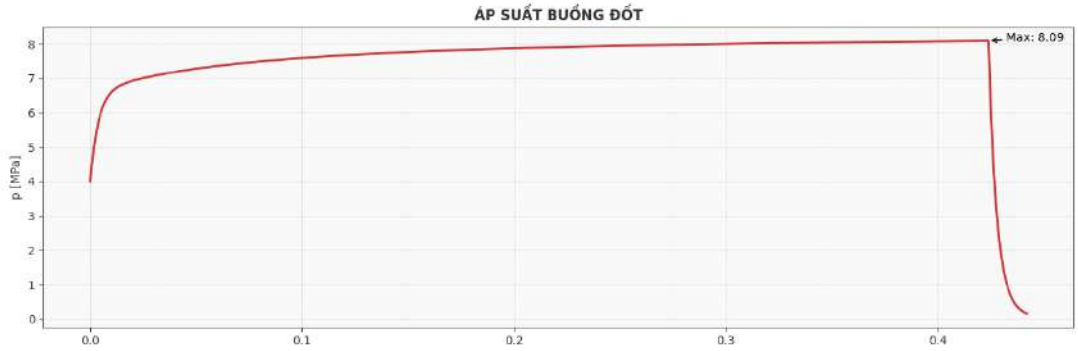
Hình 2. Các thông số đầu vào được nhập vào phần mềm tính toán SRM SIM

Sau khi chạy chương trình tính toán thuật phóng trong bằng phần mềm tính toán, thu được đồ thị sự biến thiên của áp suất và lực đẩy theo thời gian như sau:



Hình 3. Đồ thị biến thiên lực đẩy theo thời gian

Kết quả tính toán trong trường hợp này cho thấy lực đẩy động cơ tương đối ổn định, giá trị lực đẩy trung bình của động cơ là 600 N, thời gian cháy 0,45 s.



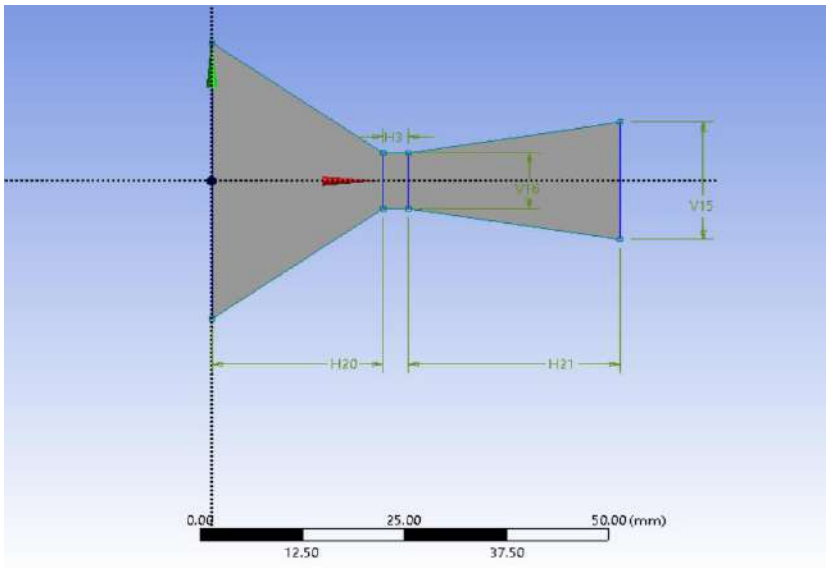
Hình 4. Đồ thị biến thiên áp suất theo thời gian

Kết quả tính toán trong trường hợp này cho thấy lực đẩy động cơ và áp suất trong buồng đốt tương đối ổn định, cụ thể giá trị lực đẩy trung bình của động cơ 600 N, áp suất trung bình trong buồng đốt 8 Mpa, thời gian cháy 0,45 s.

3. Mô phỏng khối loa phụt của động cơ tên lửa bằng phần mềm ANSYS FLUENT

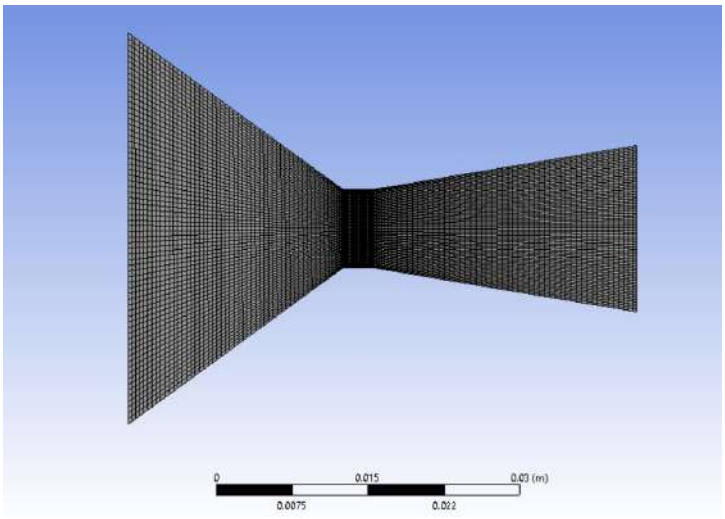
Mô phỏng khối loa phụt bằng ANSYS Fluent được thực hiện nhằm xác định phân bố số Mach và áp suất của dòng khí qua loa phụt. Trên cơ sở trường áp suất và vận tốc thu được, lực đẩy được tính toán theo quan hệ động lượng và áp suất tại mặt cắt cửa ra. Kết quả này được sử dụng để so sánh và kiểm chứng các giá trị lực đẩy thu được từ mô hình tính toán thuật phóng trong, qua đó đánh giá độ tin cậy của phương pháp tính đã xây dựng [5].

Trong phần Hình học (Geometry) mô hình 2D của khối loa phụt động cơ tên lửa mô hình được thiết kế theo kích thước đã tính toán.



Hình 5. Mô hình 2D của khối loa phụt động cơ tên lửa mẫu

Trong phần chia lưới, mô hình 2D được chia thành 9870 nút và 9660 phần tử bằng phương pháp chia lưới Edge Sizing và Face Meshing.



Hình 6. Mô hình khối loa phụt động cơ tên lửa sau khi được chia lưới

Điều kiện biên được xác định thông qua điều kiện đầu vào và đầu ra của loa phụt được thể hiện lần lượt ở Bảng 4,5,6:

Bảng 4. Cài đặt phương pháp

Slover type	Pressure-Based
Energy	On
Viscous	SST k-omega

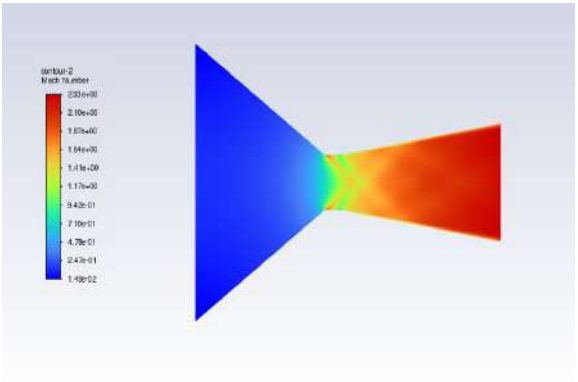
Bảng 5. Thông số đầu vào của loa phụt (Inlet)

Gause Total Pressure	8MPa
Initial Gause Pressure	8MPa
Total Temperature	2731K

Bảng 6. Thông số đầu ra loa phụt (Outlet)

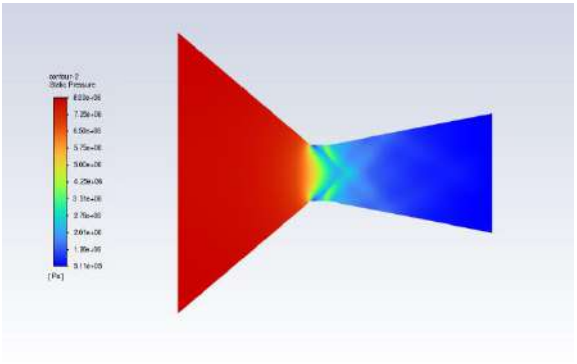
Gauge Pressure	101325Pa
Pressure Profile Multiplier	1
Backflow Total Temperature	300K

Mô hình phân sau khi phân tích chạy với số vòng lặp là 1000 thu được kết quả [5]:



Hình 7. Mach Number Contour

- Kết quả thu đươc dòng khí đạt Mach 1 tại tiết diện tới hạn và Mach ≈ 2,33 tại cửa ra



Hình 8. Static Pressure Contour

- Kết quả áp suất trung bình buồng đốt xấp xỉ 8 MPa

Lực đẩy ở cửa ra loa phụt được tính theo công thức [1]:

$$P = \dot{m}w_a + A_a(p_a - p_n) \tag{12}$$

Trong đó P, $\dot{m}$, w_a, A_a, p_a, p_n là lực đẩy cửa ra của loa phụt, lưu lượng khối thuốc phóng, vận tốc tại cửa ra loa phụt, diện tích cửa ra loa phụt, áp suất tại cửa ra loa phụt.

Theo kết quả mô phỏng ANSYS Fluent ta có các giá trị:

p_a =510712,1 *Pa*; p_n = 101325 *Pa*; w_a = 1692,503 *m/s*

$$\dot{m} \approx \frac{m}{t} = \frac{\pi(D_n^{\ 2} - d_{tr}^{\ 2})}{4t} L_{Lp}\rho \tag{13}$$

$$A_a = \pi \frac{d_a^{\,2}}{4} \tag{14}$$

Lực đẩy của động cơ:

$$P = \dot{m} w_a + A_a (p_a - p_n) = \frac{\pi (D_n^{\,2} - d_{tr}^{\,2})}{4t} L_{Lp} \rho w_a + \pi \frac{d_a^{\,2}}{4} (p_a - p_n)$$

$$= \frac{\pi (0,035^2 - 0,015^2)}{4.0,45}.0,1.1580.1692,503 + \pi \frac{0,017^2}{4}.(510712,1 - 101325) = 559,65N$$

Kết quả tính toán lực đẩy bằng ANSYS Fluent và SRM SIM cho thấy sự tương đồng tốt, với sai số khoảng 6,7% (Fluent thấp hơn). Mức sai lệch này chấp nhận được do khác biệt phương pháp và điều kiện mô phỏng, qua đó khẳng định phần mềm tính toán SRM SIM có độ tin cậy và phù hợp cho tính toán sơ bộ.

4. Kết luận

Bài báo đã thực hiện nghiên cứu mô hình tính toán, thiết kế động cơ tên lửa nhiên liệu rắn lực đẩy nhỏ trên cơ sở áp dụng mô hình thuật phóng trong đã được công bố trong các tài liệu chuyên ngành. Trên nền tảng đó, nghiên cứu đã xây dựng quy trình tính toán và lựa chọn các tham số hình học chủ yếu của động cơ, bao gồm buồng đốt, liều thuốc phóng và loa phụt, phù hợp với điều kiện làm việc và đặc tính của nhiên liệu sử dụng.

Việc kết hợp tính toán thuật phóng trong bằng phần mềm SRM SIM với mô phỏng bằng ANSYS Fluent cho phép đánh giá đặc trưng dòng khí trong loa phụt, qua đó kiểm chứng tính phù hợp của phương pháp tính. Kết quả nghiên cứu góp phần khẳng định khả năng áp dụng phương pháp trong thiết kế và đánh giá các động cơ tên lửa nhiên liệu rắn lực đẩy nhỏ phục vụ nghiên cứu và đào tạo.

Tài liệu tham khảo

1 Phạm Thế Phiệt (1995). *Lý thuyết động cơ tên lửa.* Học viện Kỹ thuật quân sự.

2 Phạm Thế Phiệt, Đặng Ngọc Thanh (2014). *Cơ sở tính toán và thiết kế động cơ tên lửa nhiên liệu rắn.* Học viện Kỹ thuật quân sự.

3 Ngô Văn Giao (2005). *Tính chất thuốc phóng và nhiên liệu tên lửa.* NXB Quân đội nhân dân.

4 Phan Đức Nhân (2023). *Tính chất thuốc phóng và nhiên liệu tên lửa rắn*. NXB Quân đội nhân dân.

5 *ANSYS Fluent Tutorial Guide* (2020).

6 Michal Málek (2019). *Design and characterization of small solid-propellant rocket engine.*

Numerical Modeling and Design of a Low-Thrust Solid Rocket Motor

Abstract: *The design and development of a small-thrust solid propellant rocket engine aim to support the advancement and refinement of larger and more advanced rocket systems for practical applications. Such rocket engines are also widely used in specialized control systems. A computational design model based on thermodynamic and gas-dynamic relations governing the combustion process in the chamber and the gas flow through the nozzle is established to determine the time-dependent variation of chamber pressure, gas generation rate, and thrust. Based on these calculations, the geometric parameters of the combustion chamber, propellant grain, and nozzle are selected to meet the required thrust performance. This study enables the prediction of rocket engine operating characteristics and provides a basis for the design and optimization of solid propellant rocket engines, particularly small-thrust systems for practical use.*

Keywords: rocket, rocket engine, solid propellant.

Thiết kế và mô phỏng bộ điều khiển PID cho bài toán hạ cánh tự động của UAV quadrotor

Ngô Quang Thiện[1], Lê Bá Huy[1], Phan Văn Đạt[3], Hoàng Trung Kiên[2], Nguyễn Đức Anh[1], Hoàng Quang Chính[1*]

[1]*Khoa Hàng không vũ trụ, Học viện Kỹ thuật quân sự*

[2]*Khoa Vô tuyến điện tử, Học viện Kỹ thuật quân sự*

[3]*Viện Hàng không Vũ trụ Viettel*

Email: chinhhq@lqdtu.edu.vn; tel: 0982991410

Tóm tắt

Bài báo này trình bày việc thiết kế và triển khai bộ điều khiển PID (Proportional-Integral-Derivative) cho bài toán hạ cánh tự động của máy bay không người lái bốn cánh quạt (quadrotor UAV). Bộ điều khiển được thiết kế theo cấu trúc phân tầng với vòng ngoài điều khiển vị trí và vòng trong điều khiển góc nghiêng. Quỹ đạo tham chiếu được lập kế hoạch theo 5 giai đoạn dựa trên khoảng cách ngang đến điểm hạ cánh. Mô hình động lực học của UAV 6 bậc tự do có tính đến các lực cản và nhiễu được xây dựng. Phương pháp điều chỉnh hệ thống dựa trên Ziegler-Nichols và tinh chỉnh thủ công được phát triển. Các kỹ thuật PID nâng cao bao gồm vi phân có bộ lọc, cơ chế chống bão hòa tích phân được triển khai. Kết quả mô phỏng cho thấy bộ điều khiển PID đạt thời gian hạ cánh 14 giây với sai số vị trí cuối cùng dưới 0.1m trong điều kiện không có nhiễu. Tuy nhiên, hiệu năng giảm đáng kể khi có nhiễu loạn mạnh (>1N), cho thấy hạn chế của phương pháp PID truyền thống và nhu cầu sử dụng các thuật toán điều khiển bền vững hơn cho ứng dụng thực tế.

Từ khóa: *UAV Quadrotor, Hạ cánh tự động, Điều khiển PID, Điều khiển phân tầng, Động lực học Newton-Euler, Lập kế hoạch quỹ đạo, Ổn định Lyapunov*

1. Giới thiệu

1.1. Đặt vấn đề

Máy bay không người lái bốn cánh quạt (quadrotor UAV) đã trở thành nền tảng nghiên cứu và ứng dụng phổ biến trong nhiều lĩnh vực như giám sát, vận chuyển hàng hóa, nông nghiệp chính xác, và tìm kiếm cứu nạn [1]. Trong các nhiệm vụ này, khả năng hạ cánh tự động chính xác và an toàn là yêu cầu thiết yếu, đặc biệt khi quadrotor cần tiếp đất tại các vị trí xác định trước hoặc trên các nền tảng di động [2].

Bài toán hạ cánh tự động đặt ra nhiều thách thức về mặt điều khiển do tính chất phi tuyến mạnh của động học quadrotor, sự coupling giữa các kênh điều khiển, và ảnh hưởng của nhiễu loạn môi trường như gió [3]. Việc thiết kế bộ điều khiển phù hợp đóng vai trò quyết định đến hiệu năng và độ an toàn của quá trình hạ cánh.

Bộ điều khiển PID (Proportional-Integral-Derivative) là một trong những thuật toán điều khiển phản hồi được sử dụng rộng rãi nhất trong công nghiệp nhờ cấu trúc đơn giản, dễ triển khai và chi phí tính toán thấp [4]. Mặc dù được phát triển từ những năm 1920, PID vẫn chiếm hơn 90% các ứng dụng điều khiển công nghiệp hiện nay [5].

Đối với quadrotor, điều khiển PID thường được áp dụng theo cấu trúc phân tầng (cascaded) với vòng ngoài điều khiển vị trí và vòng trong điều khiển attitude [6]. Cách tiếp cận này tận dụng sự khác biệt về thang thời gian giữa động học tịnh tiến (chậm) và động học quay

* Email: chinhhq@lqdtu.edu.vn

(nhanh) của quadrotor.

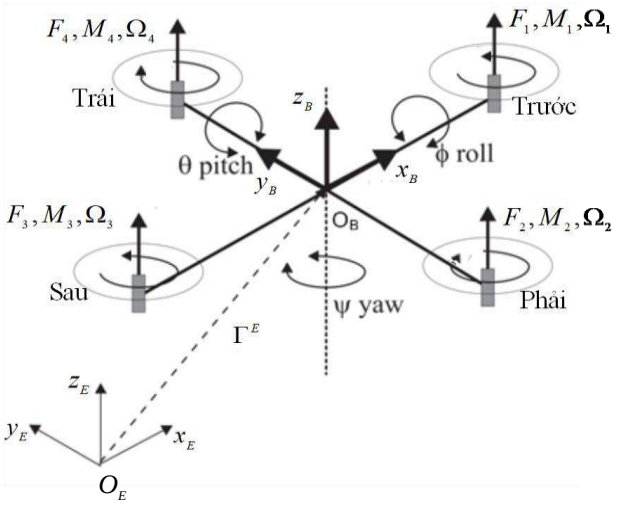
Các đóng góp chính của bài báo: (i) Xây dựng mô hình động lực học Newton-Euler phi tuyến đầy đủ bao gồm hiệu ứng con quay hồi chuyển, Coriolis, lực cản khí động và động lực học rotor; (ii) Thiết kế bộ điều khiển PID phân tầng với vi phân có lọc, chống bão hòa tích phân và phương pháp điều chỉnh hệ thống; (iii) Chiến lược lập kế hoạch quỹ đạo thích nghi; (iv) Phân tích ổn định Lyapunov và biên độ ổn định miền tần số; (v) Mô phỏng toàn diện.1.4. Cấu trúc bài báo.

Phần 2 trình bày mô hình động lực học quadrotor. Phần 3 mô tả thiết kế bộ điều khiển PID phân tầng. Phần 4 trình bày chiến lược quỹ đạo. Phần 5 phân tích ổn định. Phần 6 kết quả mô phỏng. Phần 7 thảo luận và Phần 8 kết luận.

2. Mô hình động học quadrotor

Mô hình cấu trúc của quadrotor được trình bày trên Hình 1. Trong đó sử dụng hai hệ tọa độ:

- Hệ tọa độ quán tính $\{O_E\}$: Cố định với mặt đất, gốc tại điểm hạ cánh, trục Z hướng lên trên;
- Hệ tọa độ gắn với UAV $\{O_B\}$: Gắn với quadrotor, gốc tại tâm khối lượng, các trục theo hướng của thân UAV (Như trên Hình 1).



Hình 1. Mô hình cấu trúc của quadrotor

Với UAV quadrotor, vector trạng thái được định nghĩa như sau:

$$\mathbf{x} = [x, y, z, \phi, \theta, \psi, \dot{x}, \dot{y}, \dot{z}, p, q, r]^T \quad (1)$$

Trong đó:

- $P=[x, y, z]^T$: Vị trí tâm khối lượng trong hệ tọa độ quán tính [m];
- $\Phi = [\phi, \theta, \psi]^T$: Các góc Euler (roll, pitch, yaw) [rad];
- $\nu = [\dot{x}, \dot{y}, \dot{z}]^T$: Vận tốc tịnh tiến [m/s];
- $\boldsymbol{\omega} = [p, q, r]^T$: Vận tốc góc trong hệ tọa độ $\{O_B\}$ [rad/s]

Véc tơ điều khiển: $u = [T, \tau_\phi, \tau_\theta, \tau_\psi]^T$

2.1. Phương trình động học tịnh tiến của UAV quadrotor

Áp dụng $\mathbf{F} = \mathbf{ma}$ trong hệ tọa độ quán tính (inertial frame):

$$m\ddot{\mathbf{P}} = \mathbf{F} + \mathbf{F}_g + \mathbf{F}_{drag} + \mathbf{F}_n \quad (2)$$

Trong đó:

- m là khối lượng quadrotor;

- **F** là véc tơ lực đẩy theo hệ tọa độ $\{O_E\}$, được xác định thông qua lực đẩy T sinh ra dọc theo trục Z_B của hệ tọa độ $\{O_B\}$ được xác định như sau: $\mathbf{F} = \mathbf{R}\begin{bmatrix}0 & 0 & F\end{bmatrix}^T$;

- Trọng lực $\mathbf{F}_g = -\begin{bmatrix}0 & 0 & mg\end{bmatrix}^T$;

- $\mathbf{F} = \begin{bmatrix}K_{dx}\dot{x} & K_{dy}\dot{y} & K_{dz}\dot{z}\end{bmatrix}^T$ là lực cản khí động với K_{dx}, K_{dy}, K_{dz} là hệ số cản khí động;

- $\mathbf{F_n}$ là là lực nhiễu bên ngoài (ví dụ gió giật);

- Ma trận quay $\mathbf{R} = \begin{bmatrix} c_\psi c_\theta & -s_\psi c_\varphi + c_\psi s_\theta s_\varphi & s_\psi s_\varphi + c_\psi s_\theta c_\varphi \\ s_\psi c_\theta & c_\psi c_\varphi + s_\psi s_\theta s_\varphi & -c_\psi s_\varphi + s_\psi s_\theta c_\varphi \\ -s_\theta & c_\theta s_\varphi & c_\theta c_\varphi \end{bmatrix}$ với $c_n=cos(n)$, $s_n=sin(n)$

Do đó, phương trình động học tịnh tiến của UAV quadrotor được viết dưới dạng từng trục được thể hiện trong phương trình (3) sau:

$$\begin{cases} m\ddot{x} = T(\cos\psi\sin\theta\cos\phi + \sin\psi\sin\phi) - K_{dx}\dot{x} - F_{nx} \\ m\ddot{y} = T(\sin\psi\sin\theta\cos\phi - \cos\psi\sin\phi) - K_{dy}\dot{y} - F_{ny} \\ m\ddot{z} = T\cos\theta\cos\phi - mg - K_{dz}\dot{z} - F_{nz} \end{cases} \quad (3)$$

2.2. Phương trình động học chuyển động quay của UAV quadrotor

Phương trình động học cho chuyển động quay của UAV quadrotor được xác định bởi phương trình (4) dưới đây:

$$\begin{cases} I_{xx}\dot{p} = (I_{yy} - I_{zz})qr + J_r q\Omega_r + \tau_\phi + \tau_{d\phi} \\ I_{yy}\dot{q} = (I_{zz} - I_{xx})pr - J_r p\Omega_r + \tau_\theta + \tau_{d\theta} \\ I_{zz}\dot{r} = (I_{xx} - I_{yy})pq + \tau_\psi + \tau_{d\psi} \end{cases} \quad (4)$$

Trong đó: $(I_{yy}-I_{zz})qr$, $(I_{zz}-I_{xx})pr$, $(I_{xx}-I_{yy})pq$ là thành phần lực Coriolis và lực ly tâm; Jr là mômen quán tính rotor; $\Omega_r = \Omega_1-\Omega_2+\Omega_3-\Omega_4$ là tổng vận tốc góc rotor; $J_r q.\Omega_r$ và $-J_r p\Omega_r$ là hiệu ứng tiến động con quay hồi chuyển; (I_{xx}, I_{yy}, I_{zz}) là mô men quán tính; ($\tau_{d\phi}$, $\tau_{d\theta}$, $\tau_{d\psi}$) là mô men nhiễu loạn.

2.3. Động lực học rotor và sinh lực đẩy/mômen

Lực được tạo ra bởi các cánh quạt i_{th} của quadrotor được cho bởi biểu thức sau:

$$F_i = K_T\Omega_i^2 \quad (5)$$

Trong đó hệ số $K_T = C_T\rho AR^2$ với mật độ không khí ρ; C_T là hệ số lực đẩy không thứ nguyên (~0.1–0.15 tùy hình học cánh); R là bán kính cánh quạt; Diện tích đĩa quét A.

Mô men cản của khí động lực học, gây ra bởi lực cản tại các cánh quạt i_{th} được xác định như sau:

$$M_i = K_Q\Omega_i^2 \quad (6)$$

Trong đó hệ số $K_Q = C_Q\rho AR^3$ với C_Q là hệ số mô men.

Với cấu hình quadrotor dạng "+" hoặc "×", 4 rotor tạo ra vector lực/mômen tổng hợp tác dụng lên thân UAV được xác định bởi phương trình sau:

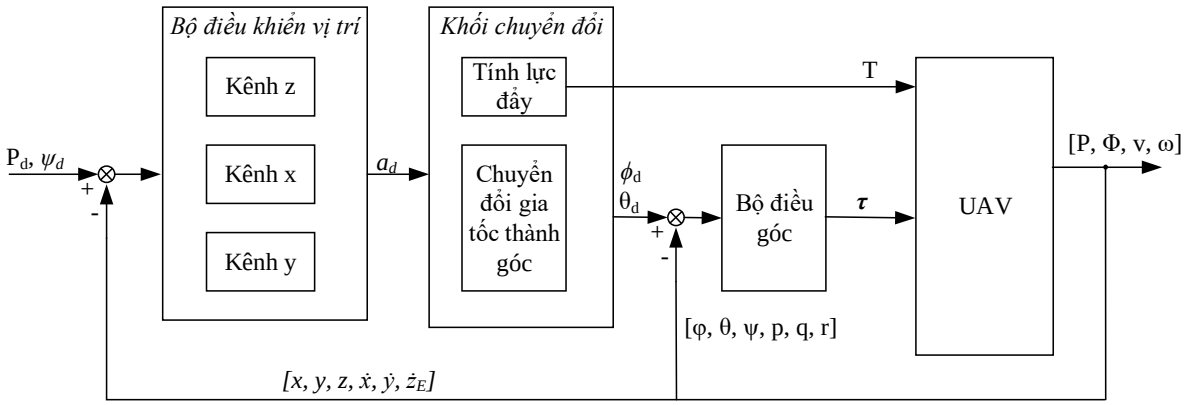
$$\begin{bmatrix} T \\ \tau_\phi \\ \tau_\theta \\ \tau_\psi \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_T & K_T & K_T & K_T \\ K_T l & -K_T l & -K_T l & K_T l \\ K_T l & -K_T l & -K_T l & -K_T l \\ K_Q & -K_Q & K_Q & -K_Q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Omega_1^2 \\ \Omega_2^2 \\ \Omega_3^2 \\ \Omega_4^2 \end{bmatrix} \quad (7)$$

3. Thiết kế bộ điều khiển PID nhiều vòng cho UAV quadrotor

Sơ đồ cấu trúc của bộ điều khiển PID cho UAV được trình bày trên Hình 2. Trong đó gồm hai vòng điều khiển:

- Vòng ngoài: Điều khiển vị trí, tạo ra các góc nghiêng mong muốn (φ_d, θ_d) và lực đẩy T
- Vòng trong: Điều khiển độ cao, tạo ra các mô men điều khiển $\tau_\phi,\ \tau_\theta,\ \tau_\psi$

Cách tiếp cận này dựa trên giả thiết rằng động học quay nhanh hơn nhiều so với động học tịnh tiến, cho phép thiết kế hai vòng điều khiển độc lập.



Hình 2. Mô hình cấu trúc sơ đồ điều khiển hạ cánh của quadrotor

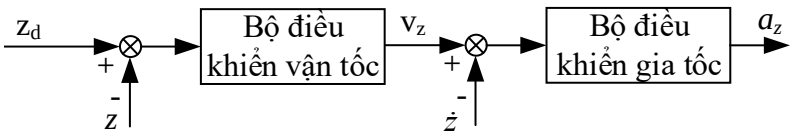
3.1. Thiết kế vòng điều khiển vị trí

3.1.1. Thiết kế bộ điều khiển kênh độ cao

Từ phương trình tịnh tiến của UAV quadrotor (8):

$$m\ddot{z} = T\cos\theta\cos\phi - mg - F_{nz} \quad (8)$$

Nhiễu F_{nz} sẽ gây ra các sai số tĩnh sẽ được khử bởi thành phần tích phân của luật điều khiển và chúng ta bỏ qua trong quá trình thiết kế bộ điều khiển.



Hình 3. Sơ đồ điều khiển kênh độ cao

Sơ đồ cấu trúc bộ điều khiển kênh độ cao được trình bày chi tiết trên Hình 3, trong đó vòng ngoài là vòng tốc độ hạ cánh sử dụng bộ điều khiển PI, vòng trong là vòng gia tốc sử dụng bộ điều khiển loại D. Việc sử dụng hai vòng này vì do lực đẩy T tác động trực tiếp lên gia tốc, do đó nếu phản hồi nhanh sẽ gây ra dao động, do đó chúng ta sử dụng thêm vòng vận tốc trung gian để phanh mềm quá trình thay đổi nhanh đó. Các phương trình điều khiển được trình bày chi tiết sau:

$$v_{zd} = K_{pz}(z_d - z) + K_{iz}\int (z_d - z)dt \quad (9)$$

$$a_{zd} = K_{dz}(v_{zd} - \dot{z}) \tag{10}$$

Với yêu cầu tốc độ $v_{zd} \in [-1.0, 1.5]$ m/s để đảm bảo hạ cách êm.

Từ phương trình động lực học của kênh Z, tính lực đẩy của UAV theo phương trình sau:

$$T = \frac{m(g + a_{zd})}{\cos\phi\cos\theta} \tag{11}$$

3.1.2. Thiết kế bộ điều khiển kênh ngang X và Y

Do UAV quadrotor chuyển động ngang thông qua các góc nghiêng và việc xác định các góc nghiêng này có thể thông qua các gia tốc, do đó bộ điều khiển cho các kênh X và Y là các bộ điều khiển PID cho các gia tốc mong muốn theo phương ngang như sau:

$$a_{xd} = K_{pxy}(x_d - x) + K_{ixy}\int(x_d - x)dt + D_{fx} \tag{12}$$

$$a_{yd} = K_{pxy}(y_d - y) + K_{ixy}\int(y_d - y)dt + D_{fy} \tag{13}$$

Trong đó thành phần D_{fx} và D_{fy} là các thành phần vận tốc được đưa qua bộ lọc thông thấp thay cho việc tính đạo hàm của vận tốc, vì trong thực tế, tín hiệu vận tốc hoặc đạo hàm của vị trí thường chứa nhiễu tần số cao (do cảm biến IMU hoặc nhiễu từ dòng khí). Nếu nhân trực tiếp với hệ số khuếch đại, nhiễu này sẽ bị khuếch đại lên rất lớn, gây rung mô-tơ. Do đó, các thành phần D_{fx} và D_{fy} được xác định như sau:

$$D_{fx}(k) = (1-\alpha_f)D_{fx}(k-1) + \alpha_f(-K_{dxy}\dot{x}) \tag{14}$$

$$D_{fy}(k) = (1-\alpha_f)D_{fy}(k-1) + \alpha_f(-K_{dxy}\dot{y}) \tag{15}$$

Trong đó $\alpha_f = \frac{\Delta t.N}{1+\Delta t.N}$ với N là hằng số (tần số cắt).

Đối với các phương trình (x) và (y) yêu cầu các gia tốc phải được hạn chế theo điều kiện sau: $|a_{dx}|, |ady| \leq 1.5$ m/s².

Góc nghiêng mong muốn được tính từ gia tốc theo các phương trình sau:

$$\theta_d = \frac{a_{dx}\cos\psi + a_{dy}\sin\psi}{g} \tag{16}$$

$$\phi_d = \frac{a_{dx}\sin\psi - a_{dx}\cos\psi}{g} \tag{17}$$

3.2. Thiết kế vòng điều khiển góc

Đối với góc roll, từ phương trình thứ nhất của hệ phương trình động lực học (4) khi bỏ qua lực cản và lực hồi chuyển ta có:

$$I_{xx}\dot{p} = \tau_\phi \tag{18}$$

Suy ra:

$$\dot{p} = \frac{\tau_\phi}{I_{xx}} \tag{19}$$

Lựa chọn luật điều khiển:

$$\dot{p} = K_{patt}(\phi_d - \phi) + K_{datt}p) \tag{20}$$

Thay (20) và (18) ta có:

$$\tau_{\phi} = I_{xx}\left(K_{patt}(\phi_d - \phi) + K_{datt}\,p\right) \tag{21}$$

Tương tự cho các kênh còn lại ta có:

$$\tau_{\theta} = I_{yy}\left(K_{patt}(\theta_d - \theta) + K_{datt}\,q\right) \tag{22}$$

$$\tau_{\psi} = I_{zz}\left(K_{patt}(\psi_d - \psi) + K_{datt}\,r\right) \tag{23}$$

3.3. Giới hạn và bão hòa

Để đảm bảo an toàn và khả thi vật lý, các tín hiệu điều khiển được giới hạn:

- Góc nghiêng tối đa: $|\varphi|, |\theta| \le 15°$
- Lực đẩy: $T_min \le T \le T_max$ (30% đến 200% trọng lượng)
- Mô men điều khiển: $|\tau| \le 0.5$ Nm
- Chống tích phân bão hòa (Anti-windup): $|\int e\,dt| \le 3$

3.4. Phương pháp chỉnh định tham số bộ điều khiển

Trong bài báo này sử dụng 5 bước xác định tham số bộ điều khiển PID với phương pháp Ziegler-Nichols [10] cùng phân tích miền tần số:

- Bước 1: Hệ số tỉ lệ vòng trong: tăng dần K_{patt} cho đến khi hệ dao động, sau đó đặt bằng 60% hệ số tới hạn;

- Bước 2: Hệ số vi phân vòng trong: tăng dần K_{datt} để đạt đáp ứng giảm chấn tới hạn ($\zeta \approx 0.8$–1.0);

- Bước 3: Vòng điều khiển độ cao: chỉnh định K_{pz}, K_{iz}, K_{dz} với băng thông chậm hơn vòng điều khiển góc từ 3–5 lần;

- Bước 4: Vòng điều khiển ngang: chọn K_{pxy}, K_{dxy} theo hướng đảm bảo băng thông không vượt quá vòng điều khiển độ cao;

- Bước 5: Tinh chỉnh ảnh hưởng chéo giữa các vòng. Kiểm tra: thời gian ổn định góc < 0.5 giây, thời gian ổn định vị trí < 5 giây.

Thực hiện theo các bước trên, các hệ số của các bộ điều khiển các vòng được xác định và trình bày trong Bảng 1 dưới đây.

Bảng 1. Các hệ số của các bộ điều khiển

Thông số	Ký hiệu	Giá trị
Hệ số tỷ lệ bộ điều khiển kênh X-Y	K_{pxy}	0.20
Hệ số vi phân bộ điều khiển kênh X-Y	K_{dxy}	0.80
Hệ số tích phân bộ điều khiển kênh X-Y	K_{ixy}	0.01
Hệ số tỷ lệ bộ điều khiển kênh Z	K_{pz}	3.00
Hệ số vi phân bộ điều khiển kênh Z	K_{dz}	2.50
Hệ số tích phân bộ điều khiển kênh Z	K_{iz}	0.30
Hệ số tỷ lệ bộ điều khiển kênh ϕ, θ	K_{patt}	5.00
Hệ số vi phân bộ điều khiển kênh ϕ, θ	K_{datt}	2.00
Hệ số tỷ lệ bộ điều khiển kênh ψ	$K_{p\psi}$	2.00
Hệ số vi phân bộ điều khiển kênh ψ	$K_{d\psi}$	1.00
Hằng số bộ lọc	N	20
Giới hạn tích phân	I_max	3.0

4. Lập kế hoạch quỹ đạo

4.1. Chiến lược hạ cánh

Bay thẳng đến mục tiêu hạ cánh sẽ dẫn đến việc hạ độ cao sớm trước khi đạt được vị trí ngang thích hợp, gây ra hiện tượng bay vòng tròn gần mặt đất và tiềm ẩn nguy cơ hạ cánh thất bại. Do đó, quá trình hạ cánh được chia thành 5 giai đoạn dựa trên khoảng cách ngang đến điểm đích. Cách tiếp cận này đảm bảo quadrotor tiếp cận điểm hạ cánh theo chiều ngang trước, sau đó mới giảm độ cao để hạ cánh an toàn. Các gian đoạn được trình bày chi tiết trong bảng 2.

Bảng 2. Các giai đoạn lập kế hoạch quỹ đạo

Giai đoạn	Khoảng cách ngang	Độ cao mục tiêu	Mô tả
1	> 4 m	8 m	Bay cao, tiếp cận ngang
2	2 - 4 m	5 m	Bắt đầu hạ độ cao
3	0.5 - 2 m	2 m	Hạ cánh giai đoạn 1
4	0.2 - 0.5 m	0.5 m	Hạ cánh giai đoạn 2
5	< 0.2 m	0 m	Hạ cánh cuối cùng

Dựa trên thông tin bảng 3, thuật toán lập kế hoạch quỹ đạo được mô tả như sau:

- Bước 1: Tính khoảng cách ngang $d_h = \sqrt{(x - x_{target})^2 + (y - y_{target})^2}$
- Bước 2: Xác định giai đoạn dựa trên d_h
- Bước 3: Đặt độ cao mục tiêu z_{target} theo giai đoạn
- Bước 4: Vị trí mục tiêu tức thời: $p_d = [x_{target}, y_{target}, z_{target}]^T$

4.2. Điều kiện hạ cánh

Quadrotor được xác định là đã hạ cánh thành công khi:

- Độ cao $z \leq 0.05$ m
- Sai số ngang $\sqrt{x^2 + y^2} < 0.3$ m
- Vận tốc gần bằng 0

5. Kết quả mô phỏng

5.1. Thông số quadrotor

Các thông số vật lý của UAV quadrotor sử dụng trong mô phỏng được trình bày trong Bảng 2 dưới đây.

Bảng 3. Thông số vật lý của quadrotor

Khối lượng	m	kg	1.5
Mô men quán tính X	I_{xx}	kg·m²	4.856×10^{-3}
Mô men quán tính Y	I_{yy}	kg·m²	4.856×10^{-3}
Mô men quán tính Z	I_{zz}	kg·m²	8.801×10^{-3}
Gia tốc trọng trường	G	m/s²	9.81
Mô men quán tính rotor	J_r	kg·m²	6.5×10^{-5}
Chiều dài cánh tay UAV	L	m	0.225
Hệ số lực đẩy	K_T	N·s²	3.13×10^{-5}
Hệ số cản mô men	K_Q	N·m·s²	7.5×10^{-7}
Hệ số cản tịnh tiến	K_{dx},K_{dy}	N·s/m	0.25
Hệ số cản theo phương Z	K_{dz}	N·s/m	0.25
Góc nghiên lớn nhất	φ_{max},θ_{max}	deg	15

Lực đẩy lớn nhất	T_{max}	N	2 mg
Mô men lớn nhất	τ_{max}	N·m	0.5
Hằng số thời gian động cơ	τ_m	s	0.02

5.2. Thiết lập mô phỏng

Toàn bộ mô hình động lực học và các bộ điều khiển được thực hiện bằng chương trình Matlab. Kịch bản mô phỏng trên MATLAB với các điều kiện sau:

- Vị trí ban đầu: (5, 5, 10) m
- Vị trí đích: (0, 0, 0) m
- Bước thời gian: $\Delta t = 0.01$ s
- Thời gian mô phỏng tối đa: 40 s

5.3. Mô hình nhiễu loạn

Nhiễu loạn được mô hình hóa gồm hai thành phần:

- Nhiễu tuần hoàn (mô phỏng gió): $F_n = A \cdot [\sin(2\pi ft), \cos(2\pi ft), 0.3\sin(4\pi ft)]^T$
- Nhiễu ngẫu nhiên: $F_n = 0.2 \cdot A \cdot randn(3,1)$ với A là biên độ nhiễu (0 - 1.5 N) và f = 0.5 Hz.

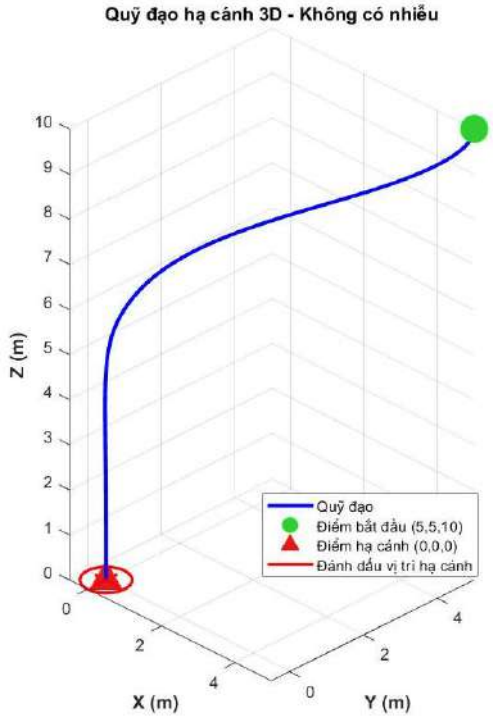
5.4. Kết quả mô phỏng khi không có nhiễu

Khi mô phỏng không có nhiễu, các kết quả được trình bày chi tiết trong bảng 5 dưới đây:

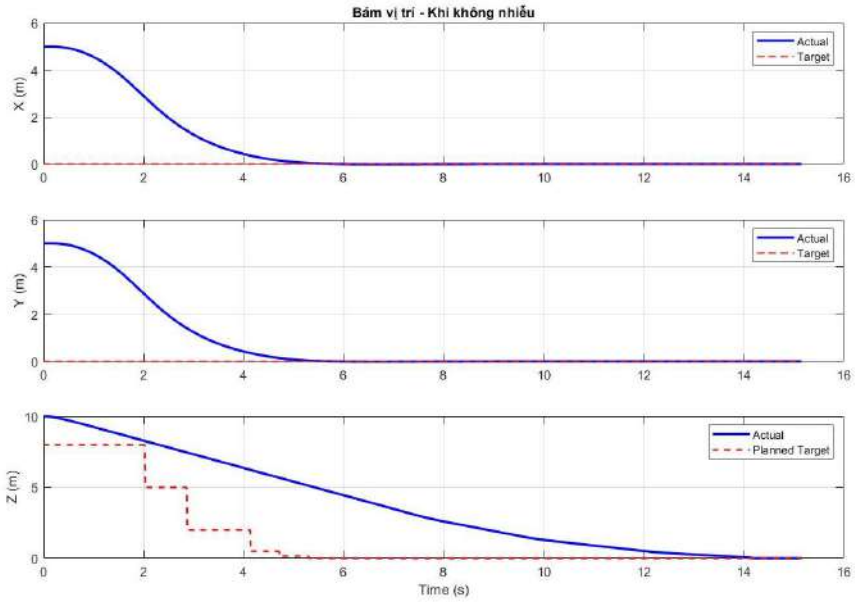
Bảng 4. Kết quả mô phỏng với các mức nhiễu

Tham số	Giá trị
Thời gian hạ cánh	~14 s
Sai số vị trí X-Y	< 0.100 m
Độ quá điều chỉnh lớn nhất	None
Góc nghiên lớn nhất	< 12°
Tốc độ hạ cánh lớn nhất	< 1.0 m/s
Quỹ đạo hạ cánh	Smooth

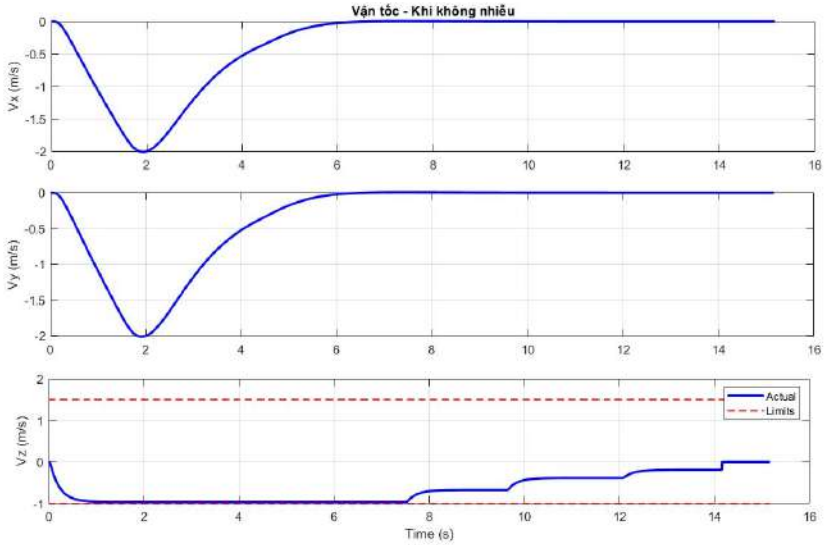
Các kết quả mô phỏng khi không có nhiễu được thể hiện qua các đồ thị trên các hình dưới đây.



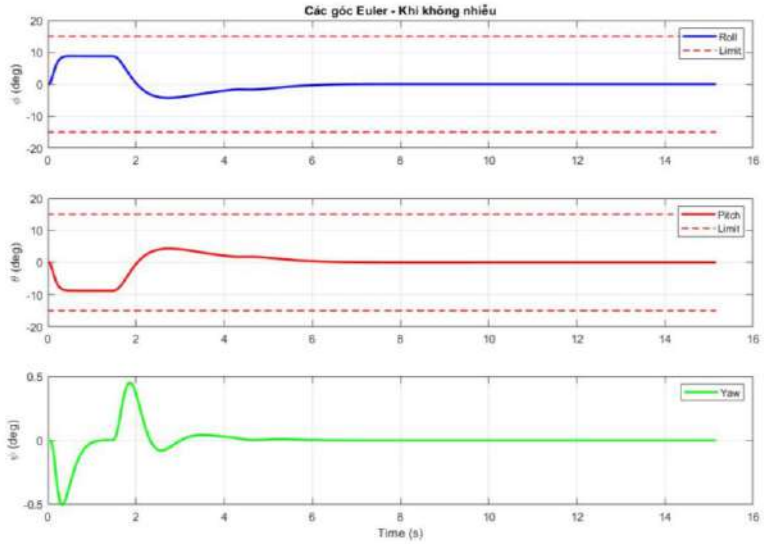
Hình 4. Quỹ đạo 3D UAV quadrotor hạ cánh khi không có nhiễu.



Hình 5. Đồ thị bám vị trí của UAV quadrotor hạ cánh khi không có nhiễu.



Hình 6. Đồ thị vận tốc tịnh tiến của UAV quadrotor hạ cánh khi không có nhiễu.



Hình 7. Đồ thị vận tốc góc của UAV quadrotor hạ cánh khi không có nhiễu.

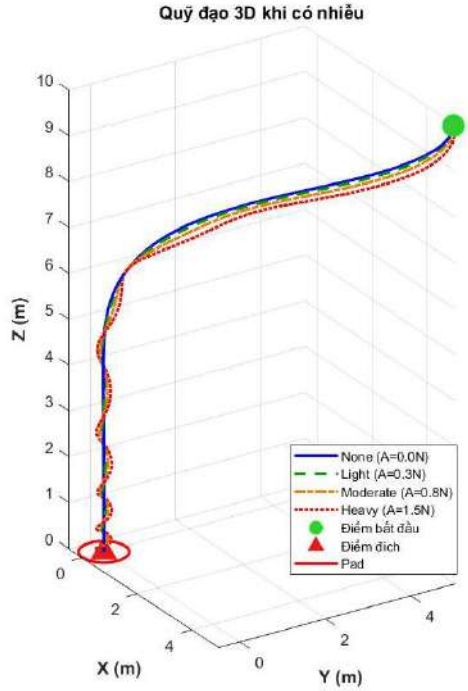
5.5. Kết quả mô phỏng khi có nhiễu

Khi mô phỏng có nhiễu, các kết quả được trình bày chi tiết trong bảng 6 dưới đây:

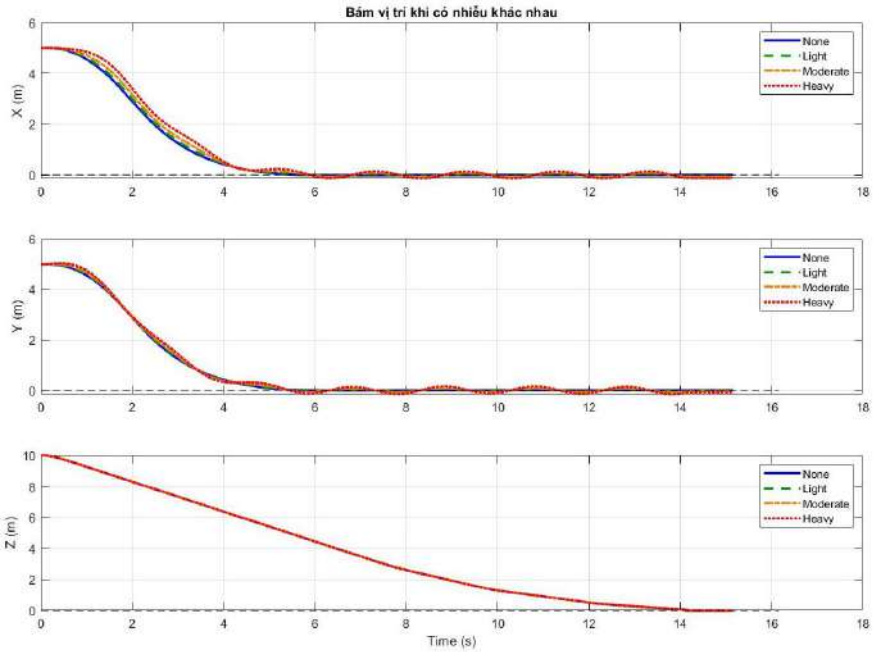
Bảng 4. Kết quả mô phỏng với các mức nhiễu

Mức nhiễu	Biên độ (N)	Thời gian hạ cánh (giây)	Sai số hạ cánh (m)	Vận tốc (m/s)	Góc nghiên (Độ)	Trạng thái
Không nhiễu	0	14.16	0.001	0.192	0.0	Thành công
Nhiễu nhẹ	0.3	14.15	0.031	0.192	0.9	Thành công
Nhiễu vừa	0.8	14.15	0.083	0.134	2.3	Thành công
Nhiễu mạnh	1.5	14.13	0.157	0.142	4.4	Thành công

Các kết quả mô phỏng khi có nhiễu được thể hiện qua các đồ thị trên các hình dưới đây.



Hình 8. Quỹ đạo 3D UAV quadrotor hạ cánh khi có nhiễu.



Hình 9. Đồ thị bám vị trí của UAV quadrotor hạ cánh khi có nhiễu.

5.6. Phân tích kết quả

5.6.1. Trường hợp không có nhiễu

Trong điều kiện lý tưởng (không có nhiễu), bộ điều khiển PID hoạt động tốt với:

- Thời gian hạ cánh: 14 s
- Sai số vị trí cuối: 0.01 m
- Quỹ đạo mượt, không có dao động lớn
- Góc nghiêng trong giới hạn cho phép

5.6.2. Trường hợp có nhiễu vừa (0.8 N)

Khi có nhiễu ở mức trung bình:

- Thời gian hạ cánh thay đổi nhỏ
- Sai số vị trí cuối tăng (từ 0.01 m lên 0.031 m)
- Quadrotor vẫn hạ cánh thành công quỹ đạo vẫn mượn, tuy có thay đổi nhỏ

5.4.3. Trường hợp nhiễu mạnh (1.5 N)

Khi nhiễu vượt quá 1 N:

- Thời gian hạ cánh thay đổi nhỏ
- Sai số vị trí cuối tăng lên 0.157 m)
- Quadrotor vẫn hạ cánh thành công nhưng quỹ đạo dao động nhiều hơn

7. Kết luận

Bài báo đã trình bày việc thiết kế và đánh giá bộ điều khiển PID cho bài toán hạ cánh tự động của quadrotor UAV. Các kết quả chính bao gồm:

-Xây dựng thành công mô hình động học 6-DOF cho quadrotor và triển khai bộ điều khiển PID phân tầng.

- Đề xuất thuật toán lập kế hoạch quỹ đạo 5 giai đoạn cho quá trình hạ cánh.

- Đạt thời gian hạ cánh khoảng 14 s với sai số dưới 0.1 m trong điều kiện không có nhiễu.

- Xác định giới hạn tính ổn định của PID, bài báo đã sử dụng mô phỏng khi nhiễu nhiễu đến 1.5 N, UAV quadrotor vẫn hạ cánh thành công, tuy nhiên khi nhiễu bằng 1.5 N thì quỹ đạo hạ cánh xuất hiện các dao động.

Kết quả nghiên cứu cho thấy PID mà bài báo xây dựng đảm bảo được cho các bài toán hạ cánh trong nhà hoặc điều kiện môi trường nhiễu không quá lớn. Để đáp ứng được các yêu cầu nhiễu lớn hơn, cần sử dụng các thuật toán điều khiển bền vững hơn như SMC, ADRC hoặc các phương pháp điều khiển thích nghi.

Hướng nghiên cứu tiếp theo bao gồm triển khai thực nghiệm trên phần cứng, tích hợp hệ thống vision-based landing, và phát triển các thuật toán điều khiển hybrid kết hợp ưu điểm của PID và các phương pháp nâng cao.

Tài liệu tham khảo (References)

1. Mahony, R., Kumar, V., & Corke, P. (2012). Multirotor aerial vehicles: Modeling, estimation, and control of quadrotor. IEEE Robotics & Automation Magazine, 19(3), 20-32.
2. Kendoul, F. (2012). Survey of advances in guidance, navigation, and control of unmanned rotorcraft systems. Journal of Field Robotics, 29(2), 315-378.
3. Pounds, P., Mahony, R., & Corke, P. (2010). Modelling and control of a large quadrotor robot. Control Engineering Practice, 18(7), 691-699.

4. Nascimento, T. P., & Saska, M. (2019). Position and attitude control of multi-rotor aerial vehicles: A survey. Annual Reviews in Control, 48, 129-146.
5. Bouabdallah, S., Noth, A., & Siegwart, R. (2004). PID vs LQ control techniques applied to an indoor micro quadrotor. IEEE/RSJ IROS, 2451-2456.
6. Hoffmann, G. M., et al. (2007). Quadrotor helicopter flight dynamics and control. AIAA GNC Conference.
7. Li, Y., & Li, C. (2014). Research on cascaded PID control for quadrotor UAV. Applied Mechanics and Materials, 511-512, 953-956.
8. Lange, S., et al. (2009). Vision based onboard approach for landing of an autonomous multirotor UAV. ICAR, 1-6.
9. Falanga, D., et al. (2017). Vision-based autonomous quadrotor landing on a moving platform. SSRR, 200-207.
10. Ziegler, J. G., & Nichols, N. B. (1942). Optimum settings for automatic controllers. Trans. ASME, 64(11), 759-768.
11. Åström, K. J., & Hägglund, T. (1995). PID Controllers: Theory, Design, and Tuning (2nd ed.). ISA.
12. Skogestad, S. (2003). Simple analytic rules for model reduction and PID controller tuning. J. Process Control, 13(4), 291-309.
13. Khalil, H. K. (2002). Nonlinear Systems (3rd ed.). Prentice Hall.
14. Bouabdallah, S., & Siegwart, R. (2007). Full control of a quadrotor. IEEE/RSJ IROS, 153-158.
15. Lee, T., Leok, M., & McClamroch, N. H. (2010). Geometric tracking control of a quadrotor UAV on SE(3). IEEE CDC, 5420-5425.

Design and Simulation of a PID Controller for the Autonomous Landing Problem of a Quadrotor UAV

Abstract: *This paper presents the design and implementation of a Proportional-Integral-Derivative (PID) controller for the autonomous landing problem of a quadrotor unmanned aerial vehicle (UAV). The controller is designed with a cascaded architecture comprising an outer loop for position control and an inner loop for attitude control. The reference trajectory is planned across five phases based on the horizontal distance to the landing point. A six-degree-of-freedom (6-DOF) UAV dynamic model incorporating aerodynamic drag forces and external disturbances is formulated. A tuning methodology based on the Ziegler–Nichols method combined with manual refinement is developed. Advanced PID techniques, including derivative filtering and anti-windup mechanisms, are implemented. Simulation results demonstrate that the proposed PID controller achieves a landing time of 14 seconds with a final position error of less than 0.1 m under disturbance-free conditions. However, control performance degrades significantly under strong disturbances (>1 N), highlighting the limitations of conventional PID approaches and the necessity of adopting more robust control algorithms for real-world applications.*

Keywords: Quadrotor UAV; Autonomous Landing; PID Control; Cascaded Control; Newton–Euler Dynamics; Trajectory Planning; Lyapunov Stability

Phân tích tĩnh tấm chữ nhật: Nghiên cứu so sánh giữa lý thuyết cổ điển, lý thuyết biến dạng cắt bậc ba đầy đủ và phương pháp phần tử hữu hạn 3D

Nguyễn Tùng Lâm[1], Trần Ngọc Đoàn[2*], Trần Linh Khương[3]

[1]*Lớp TBBKNL K58, Học viện Kỹ thuật quân sự;*

[2]*Khoa Hàng không vũ trụ, Học viện Kỹ thuật quân sự;*

[3]*Phòng Hậu cần - Kỹ thuật, Học viện Kỹ thuật quân sự*

Email: tranngocdoan@lqdtu.edu.vn; Tel:0978691411

Tóm tắt

Kết cấu tấm mỏng đóng vai trò quan trọng trong nhiều lĩnh vực kỹ thuật hiện đại, đòi hỏi độ chính xác cao khi tính toán trạng thái ứng suất - biến dạng. Trong khi lý thuyết tấm cổ điển và bậc nhất bộc lộ hạn chế đối với tấm dày do bỏ qua hoặc phải xấp xỉ biến dạng cắt ngang, lý thuyết biến dạng cắt bậc ba khắc phục được nhược điểm này nhưng hiện vẫn thiếu các đánh giá so sánh đồng bộ. Để giải quyết vấn đề đó, bài báo này trình bày nghiên cứu phân tích tĩnh tấm chữ nhật chịu tải trọng tĩnh thông qua việc đánh giá và so sánh chéo ba phương pháp: lý thuyết tấm cổ điển, lý thuyết biến dạng cắt bậc ba đầy đủ và mô phỏng số 3D bằng phương pháp phần tử hữu hạn (Ansys Mechanical). Việc ứng dụng mô hình lý thuyết biến dạng cắt bậc ba đầy đủ trong phân tích tĩnh tấm chữ nhật là một trong những đóng góp quan trọng về mặt lý thuyết của nghiên cứu này.

Từ khóa: *Phân tích tĩnh; Tấm chữ nhật; Lý thuyết biến dạng cắt bậc ba đầy đủ; Lý thuyết tấm cổ điển; Phương pháp phần tử hữu hạn.*

1. Đặt vấn đề

Kết cấu thành mỏng dạng tấm và vỏ đóng vai trò vô cùng quan trọng và được ứng dụng rộng rãi trong nhiều ngành khoa học, kỹ thuật và công nghiệp hiện đại như đóng tàu, xây dựng dân dụng, cơ khí, ô tô và đặc biệt là trong lĩnh vực hàng không vũ trụ. Trong kết cấu máy bay và tên lửa, các tấm mỏng được sử dụng kết hợp với các khung và thanh nẹp để tạo thành hệ kết cấu chịu lực tối ưu, vừa đảm bảo hình dáng khí động học, bảo vệ không gian bên trong, vừa đáp ứng yêu cầu khắt khe về việc giảm thiểu khối lượng nhưng vẫn duy trì độ cứng vững và khả năng chịu tải trọng lớn [1]. Do đó, việc tính toán chính xác trạng thái ứng suất - biến dạng của kết cấu tấm là một bài toán cơ bản nhưng mang tính quan trọng trong khâu thiết kế.

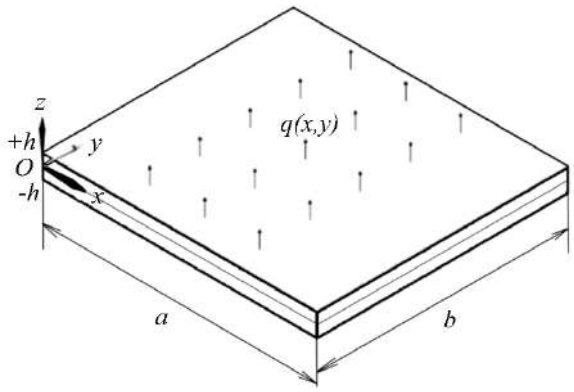
Thông thường, lý thuyết tấm cổ điển dựa trên giả thiết Kirchhoff thường được sử dụng trong tính toán tấm do tính đơn giản của nó [2], [3]. Tuy nhiên, lý thuyết này bỏ qua biến dạng và ứng suất cắt ngang, do đó nó chỉ cho kết quả đáng tin cậy đối với các tấm rất mỏng. Khi độ dày của tấm tăng lên hoặc khi sử dụng các vật liệu composite, việc bỏ qua biến dạng cắt sẽ dẫn đến sai số lớn. Để khắc phục các tồn tại này, lý thuyết biến dạng cắt bậc nhất đã được giới thiệu, nhưng lý thuyết này lại yêu cầu sử dụng các hệ số hiệu chỉnh cắt để bù đắp cho giả thiết phân bố ứng suất cắt không đổi theo chiều dày [3]. Vì vậy, các lý thuyết biến dạng cắt bậc cao, tiêu biểu là lý thuyết biến dạng cắt bậc ba, đã được phát triển [4]–[8]. Lý thuyết biến dạng cắt bậc ba có ưu điểm vượt trội là mô tả tương đối tốt sự phân bố phức tạp của ứng suất cắt ngang theo chiều dày tấm, triệt tiêu được ứng suất cắt tại các mặt biên mà không cần đến hệ số hiệu chỉnh. Để giải bài toán biên nhận được, các tác giả sử dụng phương pháp giải tích trên cơ sở kỹ thuật Navier [3], [6], kết hợp phân tích theo chuỗi lượng giác đơn và biến đổi Laplace [4], [5], phương

pháp Ritz [8], phương pháp phần tử hữu hạn [3], hoặc ứng dụng bộ giải phần tử hữu hạn thuộc các phần mềm thương mại mạnh mẽ như ANSYS [9], [10]. Hiện nay, việc ứng dụng các công cụ tính toán thuộc các phần mềm thương mại như ANSYS, NASTRAN, … để phân tích kết cấu đang là hướng tiếp cận được các kỹ sư áp dụng rộng rãi, nhờ khả năng giải quyết các mô hình hình học phức tạp và điều kiện biên đa dạng của các phần mềm này.

Mặc dù có nhiều bước tiến trong nghiên cứu, nhưng vẫn còn thiếu hụt các đánh giá so sánh mang tính hệ thống và đồng bộ giữa các lý thuyết cổ điển, lý thuyết cải tiến và các mô phỏng số 3D chuyên sâu. Việc chỉ sử dụng một lý thuyết, hoặc phương pháp tính toán duy nhất thường không đem lại cái nhìn toàn diện về các hiệu ứng cục bộ, cũng như không xác định rõ phạm vi áp dụng của các mô hình tính toán khác nhau. Xuất phát từ thực tiễn trên, bài báo này tập trung nghiên cứu phân tích tĩnh tấm chữ nhật chịu tải tĩnh thông qua việc áp dụng và so sánh chéo ba phương pháp tiếp cận khác nhau, bao gồm: tính toán bằng lý thuyết tấm cổ điển, lý thuyết biến dạng cắt bậc 3 đầy đủ và mô phỏng số bằng phương pháp phần tử hữu hạn sử dụng phần mềm Ansys Mechanical. Ngoài ra, so với các nghiên cứu sử dụng lý thuyết biến dạng cắt bậc ba trước đây, điểm nhấn về mặt mô hình tính toán trong bài báo này là sử dụng mô hình lý thuyết biến dạng cắt bậc ba đầy đủ trong tính toán tĩnh tấm chữ nhật.

2. Thiết lập mô hình tính toán

Ta xem xét tấm chữ nhật với tư cách một vật thể không gian nằm trong hệ tọa độ trực giao *Oxyz* (Hình 1). Các trục tọa độ x, y trùng với các hướng chính của mặt trung bình, còn trục z vuông góc với mặt phẳng đó và tạo với các trục x, y một tam diện thuận. Tấm tựa đơn trên cả bốn cạnh và chịu tác dụng của tải trọng $q(x,y)$.



Hình 1. Mô hình tính toán tấm

2.1. Tính toán tấm theo lý thuyết biến dạng cắt bậc ba đầy đủ

Trường chuyển vị được phân tích dưới dạng:

$$\begin{aligned} U_1(x,y,z) &= u_0(x,y)+u_1(x,y)z+u_2(x,y)\frac{z^2}{2}+u_3(x,y)\frac{z^3}{6},\\ U_2(x,y,z) &= v_0(x,y)+v_1(x,y)z+v_2(x,y)\frac{z^2}{2}+v_3(x,y)\frac{z^3}{6},\\ U_3(x,y,z) &= w_0(x,y)+w_1(x,y)z+w_2(x,y)\frac{z^2}{2}+w_3(x,y)\frac{z^3}{6}. \end{aligned} \tag{1}$$

Sự khác biệt về trường chuyển vị so với các nghiên cứu trước đây của nhóm tác giả Trần Ngọc Đoàn và cộng sự [4], [5] nằm ở chỗ tính thêm thành phần $w_3(x,y)$ trong phân tích chuyển vị ngang U_3. Việc tính thêm ảnh hưởng của thành phần $w_3(x,y)$ trong phân tích kết cấu cho độ tin cậy và chính xác tốt hơn khi nghiên cứu kết cấu có độ dày lớn [11].

Biến dạng của tấm được xác định theo công thức sau [3]:

$$\begin{aligned}&\varepsilon_x = \partial U_1/\partial x,\ \ \varepsilon_y = \partial U_2/\partial y,\ \ \gamma_{xy} = \partial U_1/\partial y + \partial U_2/\partial x,\\ &\gamma_{xz} = \partial U_1/\partial z + \partial U_3/\partial x,\ \ \gamma_{yz} = \partial U_2/\partial z + \partial U_3/\partial y,\ \ \varepsilon_z = \partial U_3/\partial z.\end{aligned} \tag{2}$$

Phương trình định luật Hooke liên hệ giữa biến dạng và ứng suất có dạng [3]:

$$\begin{aligned}&\sigma_x = A_{11}\varepsilon_x + A_{12}\varepsilon_y + A_{13}\varepsilon_z,\ \ \sigma_y = A_{21}\varepsilon_x + A_{22}\varepsilon_y + A_{23}\varepsilon_z,\\ &\tau_{xy} = A_{44}\gamma_{xy},\ \sigma_z = A_{31}\varepsilon_x + A_{32}\varepsilon_y + A_{33}\varepsilon_z,\ \ \tau_{xz} = A_{55}\gamma_{xz},\ \ \tau_{yz} = A_{66}\gamma_{yz},\end{aligned} \tag{3}$$

Trong đó, A_{ij} $(i=\overline{1,6},\ j=\overline{1,6})$ là các hằng số đàn hồi của vật liệu làm tấm.

Để xây dựng hệ phương trình chủ đạo tính toán tấm, ta sử dụng nguyên lý biến phân Lagrange. Quy trình xây dựng các phương trình chủ đạo được trình bày chi tiết trong nghiên cứu [4], dưới đây trình bày các phương trình chủ đạo sử dụng trong tính toán tĩnh tấm chữ nhật tựa đơn trên cả bốn cạnh, cụ thể như sau:

Các phương trình cân bằng:

$$\begin{aligned}&\frac{\partial N_x}{\partial x} + \frac{\partial N_{xy}}{\partial y} = 0,\\ &\frac{\partial N_y}{\partial y} + \frac{\partial N_{xy}}{\partial x} = 0,\\ &\frac{\partial Q_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial Q_{yz}}{\partial y} = p_z^0,\\ &\frac{\partial M_x^i}{\partial x} + \frac{\partial M_{xy}^i}{\partial y} - R_{xz}^i = 0,\ \ i=1,\ 2,\ 3,\\ &\frac{\partial M_y^i}{\partial y} + \frac{\partial M_{xy}^i}{\partial x} - R_{yz}^i = 0,\ \ i=1,\ 2,\ 3,\\ &\frac{\partial M_{xz}^i}{\partial x} + \frac{\partial M_{yz}^i}{\partial y} - R_z^i = p_z^i,\ \ i=1,\ 2,\ 3.\end{aligned} \tag{4}$$

Trong (4), ta sử dụng các ký hiệu sau:

$$(N_x, N_y, N_{xy}, Q_{xz}, Q_{yz}) = \int_{-h}^{+h} (\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz})dz,$$

$$(M_x^i, M_y^i, M_{xy}^i, M_{xz}^i, M_{yz}^i) = \int_{-h}^{+h} (\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz})\frac{z^i}{i!}dz,$$

$$(R_{xz}^i, R_{yz}^i, Q_z^i) = \int_{-h}^{+h} (\tau_{xz}, \tau_{yz}, \sigma_z)\frac{z^{i-1}}{(i-1)!}dz,\ \ p_z^i = qh^i/i!.$$

Điều kiện biên tựa đơn trên cả bốn cạnh:

Tại $x = 0$ và $x = a$:

$$N_x = N_{xy} = M_x^i = M_{xy}^i = 0,\ w_0 = w_i = 0,\ i = 0, 1, 2, 3, \tag{5a}$$

Tại $y = 0$ và $y = b$:

$$N_{xy} = N_y = M_{xy}^i = M_y^i = 0,\ w_0 = w_i = 0,\ i = 0, 1, 2, 3. \tag{5b}$$

Trong trường hợp tấm làm từ vật liệu đồng chất, đẳng hướng, hệ phương trình cân bằng được viết lại theo trường chuyển vị dưới dạng:

$$\begin{aligned}
&\sum_{s=0}^{3}\left(B_{1s,0}^i u_s + B_{1s,11}^i \frac{\partial^2}{\partial x^2} u_s + B_{1s,22}^i \frac{\partial^2}{\partial y^2} u_s\right) + \sum_{s=0}^{3} B_{2s,12}^i \frac{\partial^2}{\partial x \partial y} v_s + \sum_{s=0}^{3} B_{3s,1}^i \frac{\partial}{\partial x} w_s = 0,\\
&\sum_{s=0}^{3} C_{1s,12}^i \frac{\partial^2}{\partial x \partial y} u_s + \sum_{s=0}^{3}\left(C_{2s,0}^i v_s + C_{2s,11}^i \frac{\partial^2}{\partial x^2} v_s + C_{2s,22}^i \frac{\partial^2}{\partial y^2} v_s\right) + \sum_{s=0}^{3} C_{3s,2}^i \frac{\partial}{\partial y} w_s = 0,\\
&\sum_{s=0}^{3} D_{1s,1}^i \frac{\partial}{\partial x} u_s + \sum_{s=0}^{3} D_{2s,2}^i \frac{\partial}{\partial y} v_s + \sum_{s=0}^{3}\left(D_{3s,0}^i w_s + D_{3s,11}^i \frac{\partial^2}{\partial x^2} w_s + D_{3s,22}^i \frac{\partial^2}{\partial y^2} w_s\right) = D_{41,0}^i q,\\
&i = 0, 1, 2, 3.
\end{aligned} \tag{6}$$

Trong hệ phương trình (6), các hệ số B, C, D với các chỉ số trên và dưới là những hằng số, chỉ phụ thuộc vào kích thước hình học của tấm, module đàn hồi E, hệ số Poisson ν của vật liệu làm tấm.

Giải hệ phương trình (6) với các điều kiện biên (5), ta thu được các thành phần chuyển vị $u_i,\ v_i,\ w_i,\ i = 0, 1, 2, 3$. Thay thế các biểu thức nghiệm nhận được vào (1), (2) và (3), ta được các thành phần biến dạng và ứng suất của tấm. Việc giải bài toán đối với tấm tựa đơn trên bốn cạnh, chịu tác dụng của tải trọng phân bố đều theo phương pháp Navier được trình bày trong các mục tiếp theo của bài báo.

2.2. Tính toán tấm theo lý thuyết cổ điển

Phương trình chủ đạo tính toán tấm đồng chất, đẳng hướng có dạng [1]:

$$\frac{\partial^4 w_0}{\partial x^4} + 2\frac{\partial^4 w_0}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w_0}{\partial y^4} = \frac{12\left(1-\nu^2\right)}{Eh^3} q. \tag{7}$$

Điều kiện biên tựa đơn trên bốn cạnh:

- Tại $x = 0$ và $x = a$: $w_0 = \dfrac{\partial^2 w_0}{\partial x^2} = 0.$

- Tại $y = 0$ và $y = b$: $w_0 = \dfrac{\partial^2 w_0}{\partial y^2} = 0.$

Chuyển vị mặt xác định theo biểu thức sau [1]:

$$U_1 = -\frac{\partial w_0}{\partial x} z,\ U_2 = -\frac{\partial w_0}{\partial y} z. \tag{8}$$

Các thành phần ứng suất mặt $\sigma_x,\ \sigma_y,\ \tau_{xy}$ tìm được theo công thức sau [1]:

$$\sigma_x = -\frac{Ez}{1-\nu^2}\left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}+\nu\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}\right),\ \sigma_y = -\frac{Ez}{1-\nu^2}\left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}+\nu\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}\right),$$
$$\tau_{xy} = -2Gz\frac{\partial^2 w}{\partial x\partial y}. \tag{9}$$

3. Phương pháp giải

3.1. Phương pháp Navier

Để giải các phương trình (6) và (7) với điều kiện tựa đơn trên bốn cạnh, ta khai triển tải trọng và các thành phần chuyển vị dưới dạng chuỗi lượng giác kép như sau [1], [3]:

$$\begin{aligned}
q(x,y) &= \sum_{m=1}^{S}\sum_{n=1}^{S} q_{mn}\sin\left(\frac{n\pi x}{a}\right)\sin\left(\frac{m\pi y}{b}\right),\\
u_i(x,y) &= \sum_{m=1}^{S}\sum_{n=1}^{S} u_{mn}^{i}\cos\left(\frac{n\pi x}{a}\right)\sin\left(\frac{m\pi y}{b}\right),\\
v_i(x,y) &= \sum_{m=1}^{S}\sum_{n=1}^{S} v_{mn}^{i}\sin\left(\frac{n\pi x}{a}\right)\cos\left(\frac{m\pi y}{b}\right),\\
w_i(x,y) &= \sum_{m=1}^{S}\sum_{n=1}^{S} w_{mn}^{i}\sin\left(\frac{n\pi x}{a}\right)\sin\left(\frac{m\pi y}{b}\right),
\end{aligned} \tag{10}$$

trong đó, S là số lượng số hạng cần tính đến trong khai triển theo chuỗi lượng giác kép. Thông thường, giá trị của S được lựa chọn sao cho khai triển của tải trọng bảo đảm độ chính xác cần thiết khi xấp xỉ tải trọng.

Đối với tải trọng phân bố đều $q_0 = const$, biểu thức xấp xỉ tải trọng có dạng sau:

$$q(x,y) = \sum_{m=1,3,5}^{S}\sum_{n=1,3,5}^{S}\frac{16q_0}{\pi^2 mn}\sin\left(\frac{n\pi x}{a}\right)\sin\left(\frac{m\pi y}{b}\right).$$

Thay thế (10) vào hệ phương trình vi phân (6), ta nhận được hệ phương trình đại số đối với các hệ số khai triển u_{mn}^{i}, v_{mn}^{i}, w_{mn}^{i} như dưới đây:

$$\begin{aligned}
&\sum_{s=0}^{3}\left(B_{1s,0}^{i}u_{mn}^{s} - B_{1s,11}^{i}\left(\frac{n\pi}{a}\right)^2 u_{mn}^{s} - B_{1s,22}^{i}\left(\frac{m\pi}{b}\right)^2 u_{mn}^{s}\right) -\\
&-\sum_{s=0}^{3}B_{2s,12}^{i}\frac{mn\pi^2}{ab}v_{mn}^{s} + \sum_{s=0}^{3}B_{3s,1}^{i}\frac{n\pi}{a}w_{mn}^{s} = 0,\\
&\sum_{s=0}^{3}\left(C_{2s,0}^{i}v_{mn}^{s} - C_{2s,11}^{i}\left(\frac{n\pi}{a}\right)^2 v_{mn}^{s} - C_{2s,22}^{i}\left(\frac{m\pi}{b}\right)^2 v_{mn}^{s}\right) -\\
&-\sum_{s=0}^{3}C_{1s,12}^{i}\frac{mn\pi^2}{ab}u_{mn}^{s} + \sum_{s=0}^{3}C_{3s,2}^{i}\frac{m\pi}{b}w_{mn}^{s} = 0,
\end{aligned} \tag{11}$$

$$\sum_{s=0}^{3}\left(D_{3s,0}^{i}w_{mn}^{s} - D_{3s,11}^{i}\left(\frac{n\pi}{a}\right)^{2} w_{mn}^{s} - D_{3s,22}^{i}\left(\frac{m\pi}{b}\right)^{2} w_{mn}^{s} \right) -$$

$$-\sum_{s=0}^{3} D_{1s,1}^{i}\frac{n\pi}{a}u_{mn}^{s} - \sum_{s=0}^{3} D_{2s,2}^{i}\frac{m\pi}{b}v_{mn}^{s} = D_{41,0}^{i}q_{mn},$$

$i = 0, 1, 2, 3.$

Giải hệ phương trình đại số (11) ta thu được giá trị của các hệ số u_{mn}^{i}, v_{mn}^{i}, w_{mn}^{i}. Sau khi thay thế các giá trị này vào (10), ta nhận được biểu thức xác định các thành phần chuyển vị $u_i(x,y)$, $v_i(x,y)$, $w_i(x,y)$. Thực hiện quy trình nêu tại tiểu mục 2.1, ta sẽ nhận được trường chuyển vị và trạng thái ứng suất của tấm chữ nhật tựa đơn trên bốn cạnh, chịu tác dụng của tải trọng phân bố đều trên bề mặt.

Trong trường hợp áp dụng lý thuyết cổ điển, biểu thức xác định độ võng của tấm chịu tác dụng của tải trọng phân bố đều q_0 trên bề mặt có thể nhận được dưới dạng tương đối đơn giản như sau [1]:

$$w_0 = \frac{192q_0\left(1-\nu^2\right)}{\pi^6 Eh^3}\sum_{m=1,3,5}^{S}\sum_{n=1,3,5}^{S}\frac{1}{mn\left(\frac{n^2}{a^2}+\frac{m^2}{b^2}\right)}\sin\left(\frac{n\pi x}{a}\right)\sin\left(\frac{m\pi y}{b}\right). \qquad (12)$$

3.2. Phương pháp phần tử hữu hạn 3D dựa trên phần mềm ANSYS

Trong nghiên cứu này, phương pháp phần tử hữu hạn (FEM) trên nền tảng phần mềm Ansys Mechanical được sử dụng để phân tích tĩnh tấm chữ nhật chịu tác dụng của tải trọng phân bố đều. Quá trình rời rạc hóa mô hình 3D được thực hiện bằng phần tử khối bậc cao SOLID186 . Với cấu trúc 20 nút (mỗi nút có 3 bậc tự do) và tích hợp các nút giữa cạnh, phần tử này có khả năng mô phỏng tốt đặc tính biến dạng uốn, đồng thời mô tả chính xác sự thay đổi phi tuyến của trường ứng suất xuyên suốt chiều dày tấm. Việc giải bài toán cho phép trích xuất trường chuyển vị, biến dạng, ứng suất và ứng suất tương đương von Mises xuất hiện trong kết cấu.

4. Kết quả tính toán và thảo luận

Để làm ví dụ tính toán, ta xét tấm hình vuông có độ dài cạnh là 1 m, chiều dày h nhận các giá trị khác nhau. Tấm được làm bằng Nhôm 7075 có mô đun đàn hồi $E = 68,9$ GPa, mô đun cắt $G = 25,9$ GPa, hệ số Poisson $\upsilon = 0,33$. Tấm tựa đơn trên cả bốn cạnh và chịu tác dụng của tải trọng phân bố đều $q_0 = 10^3$ N/m^2. Để thuận tiện trong phân tích kết quả tính toán, ta sử dụng các đại lượng không thứ nguyên như sau:

$$\bar{w} = \frac{w}{h}\frac{E}{q_0\left(a/h\right)^4},\ \bar{\sigma}_x = \frac{\sigma_x}{q_0\left(a/h\right)^2},\ \bar{\sigma}_y = \frac{\sigma_y}{q_0\left(a/h\right)^2},\ \bar{\sigma}_{von} = \frac{\sigma_{von}}{q_0\left(a/h\right)^2}.$$

Trong biểu thức trên σ_{von} là ký hiệu ứng suất tương đương von Mises. Kết quả tính toán các đại lượng độ võng và ứng suất không thứ nguyên tại vị trí giữa tấm ($x = a/2$, $y = b/2$, $z = h/2$) theo các lý thuyết khác nhau và tỉ lệ a/h khác nhau được trình bày trong Bảng 1.

Bảng 1. Kết quả tính toán độ võng và ứng suất không thứ nguyên theo các lý thuyết khác nhau.

Mô hình lý thuyết	$\bar{w}$	$\bar{\sigma}_x$	$\bar{\sigma}_y$	$\bar{\sigma}_{von}$
a/h=500				
Lý thuyết cổ điển	-0.0434	-0.2939	-0.2939	0.3000
Lý thuyết bậc ba	-0.0434	-0.3135	-0.3135	0.3006
Ansys Mechanical	-0.0434	-0.2946	-0.2946	0.2939
a/h=200				
Lý thuyết cổ điển	-0.0434	-0.2939	-0.3135	0.3001
Lý thuyết bậc ba	-0.0434	-0.3135	-0.3929	0.3005
Ansys Mechanical	-0.0434	-0.2956	-0.2956	0.2955
a/h=100				
Lý thuyết cổ điển	-0.0434	-0.2939	-0.2939	0.2940
Lý thuyết bậc ba	-0.0434	-0.3135	-0.3135	0.3005
Ansys Mechanical	-0.0434	-0.2971	-0.2971	0.2970
a/h=20				
Lý thuyết cổ điển	-0.0434	-0.2939	-0.2939	0.2939
Lý thuyết bậc ba	-0.0439	-0.3144	-0.3144	0.2984
Ansys Mechanical	-0.0461	-0.3075	-0.3075	0.3050
a/h=10				
Lý thuyết cổ điển	-0.0434	-0.2939	-0.2939	0.2939
Lý thuyết bậc ba	-0.0455	-0.3154	-0.3154	0.2940
Ansys Mechanical	-0.0519	-0.3230	-0.3230	0.3130

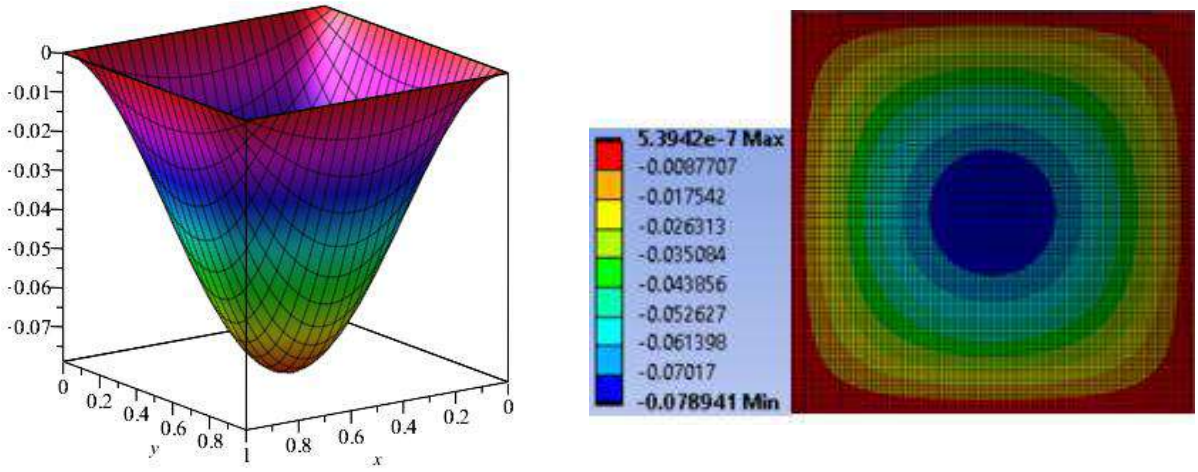
Phân tích kết quả nhận được từ Bảng 1, có thể rút ra kết luận sau đối với kết quả tính toán độ võng và ứng suất tại vị trí giữa tấm:

- Các kết quả tính toán theo các phương án lý thuyết khác nhau đều phù hợp với nhau, đặc biệt là đối với tấm mỏng (tỉ lệ a/h lớn). Điều này khẳng định độ tin cậy của các kết quả tính toán.

- Đối với tấm rất mỏng, kết quả tính toán tại giữa tấm theo lý thuyết cổ điển gần với kết quả tính toán bằng phần mềm Ansys Mechanical. Đây là kết quả khá thú vị, cho thấy hiệu quả của lý thuyết cổ điển trong trường hợp kết cấu mỏng.

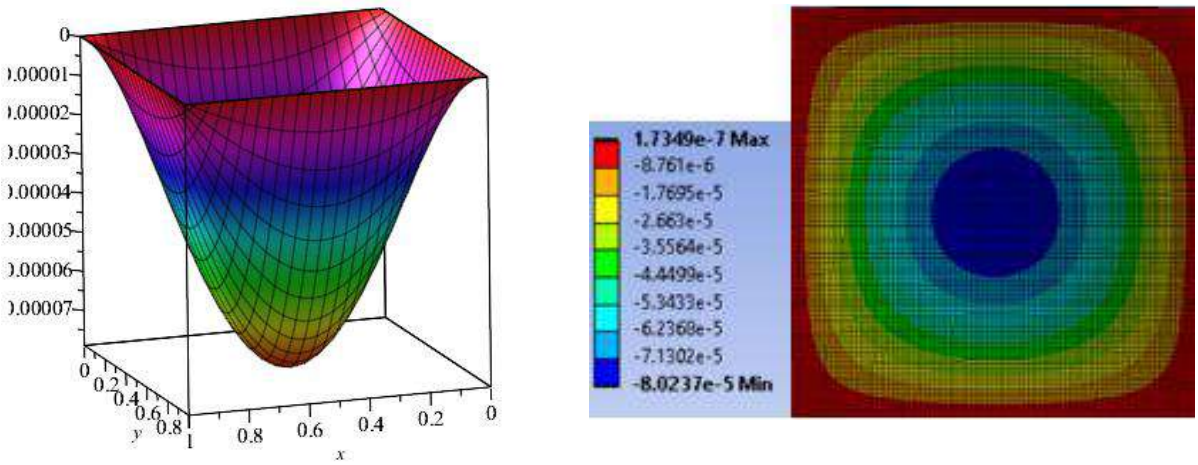
- Đối với tấm dày, kết quả tính toán tại giữa tấm theo lý thuyết biến dạng cắt bậc ba đầy đủ gần với kết quả tính toán bằng phần mềm Ansys Mechanical hơn cả. Do đó, trong tính toán kết cấu có chiều dày lớn, khuyến cáo sử dụng lý thuyết biến dạng cắt bậc cao để bảo đảm độ chính xác tính toán.

Trên các Hình 2 và 3 trình bày phân bố của độ võng trên toàn bộ tấm theo lý thuyết biến dạng cắt bậc ba đầy đủ và Ansys Mechanical đối với trường hợp tấm mỏng và tấm dày.



a) Kết quả theo lý thuyết bậc ba b) Kết quả theo Ansys Mechanical

Hình 2. Độ võng $w(m)$ của tấm mỏng với a/h=200



a) Kết quả theo lý thuyết bậc ba b) Kết quả theo Ansys Mechanical

Hình 3. Độ võng $w(m)$ của tấm dày với a/h=20

Từ đồ thị phân bố của độ võng trên toàn bộ tấm, cho thấy quy luật phân bố nhận được theo cả hai phương pháp tính toán là phù hợp với nhau trong cả trường hợp tấm mỏng và tấm dày.

5. Kết luận

Nghiên cứu đã tiến hành đánh giá và so sánh chéo đáp ứng cơ học của kết cấu tấm chữ nhật dưới tác dụng của tải tĩnh thông qua ba phương pháp: Lý thuyết tấm cổ điển, Lý thuyết biến dạng cắt bậc ba đầy đủ và mô phỏng số 3D bằng phần mềm ANSYS Mechanical. Phân tích cho thấy sự hội tụ và độ tin cậy cao giữa các mô hình, đặc biệt là sự đồng nhất về quy luật phân bố độ võng trên toàn bộ bề mặt kết cấu đối với cả tấm mỏng và tấm dày. Đối với các tấm rất mỏng, lý thuyết cổ điển thể hiện tính hiệu quả cao khi cho kết quả tại vị trí giữa tấm bám sát mô hình mô phỏng số. Ngược lại, đối với kết cấu tấm dày, lý thuyết biến dạng cắt bậc ba đầy đủ thể hiện được ưu

điểm, phản ánh chính xác ảnh hưởng của biến dạng cắt ngang và cho kết quả rất gần với ANSYS Mechanical. Vì vậy, lý thuyết biến dạng cắt bậc cao được khuyến cáo áp dụng để đảm bảo độ chính xác khi tính toán các hệ kết cấu có chiều dày lớn.

Mặc dù đưa ra được những đánh giá mang tính hệ thống, nghiên cứu hiện tại mới chỉ giới hạn ở việc phân tích tĩnh cho kết cấu phẳng chữ nhật đồng nhất chịu tải trọng cơ học cơ bản. Các yếu tố phức tạp ảnh hưởng đến trạng thái ứng suất - biến dạng trong môi trường làm việc thực tế, như tác động của tải trọng cơ - nhiệt, hay các dạng tải trọng động lực học, vẫn chưa được xem xét. Trong các nghiên cứu tiếp theo, mô hình lý thuyết này sẽ được mở rộng để đánh giá các hệ kết cấu làm từ vật liệu composite phân lớp chịu tải trọng cơ - nhiệt. Việc áp dụng các lý thuyết biến dạng cắt bậc cao nhằm tối ưu hóa trọng lượng và độ cứng vững cho các kết cấu thành mỏng sẽ góp phần giải quyết nhiều bài toán thực tiễn khắt khe trong lĩnh vực hàng không vũ trụ.

Tài liệu tham khảo

1 T. H. G. Megson, *Aircraft Structures for Engineering Students*. Elsevier Ltd., 2007.

2 R. D. Mindlin, *An Introduction to the Mathematical Theory of Vibrations of Elastic Plates*. World Scientific Publishing Co. Pte. Ltd., 2006.

3 J. N. Reddy, *Theory and Analysis of Elastic Plates and Shells*. CRC Press, Taylor & Francis Group, 2007.

4 N. D. Tran and V. V. Firsanov, "Investigating of deflected mode of plates by using refined theo- ries including the effects of shear and normal deformation," *Struct. Mech. Eng. Con- structions Build.*, vol. 14, no. 1, pp. 23–32, 2018, doi: 10.22363/1815-5235-2018-14-1-23-32.

5 T. N. Đoàn, "Nghiên cứu trạng thái ứng suất - biến dạng của tấm chữ nhật trên cơ sở lý thuyết biến dạng trượt bậc cao (quasi-3D)," *Tuyển tập công trình Hội nghị khoa học Cơ học Thủy khí toàn quốc lần thứ 20*, pp. 207–213, 2017.

6 G. Shi, "A new simple third-order shear deformation theory of plates," *Int. J. Solids Struct.*, vol. 44, no. 13, pp. 4399–4417, 2007, doi: 10.1016/j.ijsolstr.2006.11.031.

7 J. N. Reddy, "A general non-linear third-order theory of plates with moderate thickness," *Int. J. Non. Linear. Mech.*, vol. 25, no. 6, pp. 677–686, 1990, doi: 10.1016/0020-7462(90)90006-U.

8 N. F. Hanna and A. W. Leissa, "A higher order shear deformation theory for the vibration of thick plates," *Journal of Sound and Vibration*, vol. 170, no. 4. pp. 545–555, 1994. doi: 10.1006/jsvi.1994.1083.

9 A. Hassan, A. Hassan, and N. Kurgan, "Modeling and Buckling Analysis of Rectangular Plates in ANSYS," *Int. J. Eng. Appl. Sci.*, vol. 11, no. 1, pp. 310–329, 2019, doi: 10.24107/ijeas.531011.

10 H. Gharooni, M. Ghannad, and M. Z. Nejad, "Thermo-elastic analysis of clamped-clamped thick FGM cylinders by using third-order shear deformation theory," *Lat. Am. J. Solids Struct.*, vol. 13, no. 4, pp. 750–774, 2016, doi: 10.1590/1679-78252254.

11 N. D. Tran, "Assessment of higher-order shear and normal deformation theory models for the thermoelastic analyses of functionally graded cylindrical shells," *Mech. Res. Commun.*, vol. 150, no. October, p. 104545, 2025, doi: 10.1016/j.mechrescom.2025.104545.

Static analysis of rectangular plates: A comparative study of classical, full third-order shear deformation theories, and 3D FEM

Abstract: *Thin plate structures play a crucial role in various engineering fields, requiring high precision in the calculation of the stress-strain state. While the classical and first-order plate theories exhibit limitations for thick plates by either neglecting or approximating transverse shear deformation, the third-order shear deformation theory overcomes these drawbacks; however, systematic comparative evaluations are still lacking. To address this*

issue, this paper presents a static analysis of rectangular plates subjected to static loading by evaluating and cross-comparing three methods: the Classical Plate Theory (CPT), the full Third-order Shear Deformation Theory (TSDT), and 3D numerical simulation using the Finite Element Method (Ansys Mechanical). The application of the full TSDT model in the static analysis of rectangular plates constitutes one of the theoretical contributions of this study.

Keywords: Static analysis; Rectangular plate; Full third-order shear deformation theory; Classical Plate Theory; Finite Element Method.

Công nghệ thiết bị bay không người lái: Thực trạng, thách thức, xu hướng phát triển và một số định hướng đào tạo nguồn nhân lực

Trần Ngọc Đoàn

Khoa Hàng không vũ trụ, Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: tranngocdoan@lqdtu.edu.vn; Tel: 0978691411

Tóm tắt

Bài báo này trình bày một nghiên cứu tổng quan về công nghệ thiết bị bay không người lái (UAV) trong bối cảnh Công nghiệp 4.0, đồng thời đề xuất hướng đào tạo chuyên sâu về thiết kế và chế tạo. Trước tiên, nghiên cứu hệ thống hóa các công nghệ cốt lõi của UAV như hệ thống điện tử hàng không, điều khiển bay, cảm biến nhận thức, thông tin liên lạc và các giải pháp năng lượng. Bài báo làm rõ tiềm năng ứng dụng thực tiễn cũng như các rào cản kỹ thuật - công nghệ hiện tại về giới hạn thời lượng pin, an toàn bay và quản lý không lưu, ... Xuất phát từ nhu cầu cấp thiết về nguồn nhân lực chất lượng cao để giải quyết các thách thức trên, bài báo đề xuất một mô hình đào tạo kỹ sư mang tính liên ngành. Chương trình đào tạo này giúp người học làm chủ toàn bộ vòng đời phát triển hệ thống UAV, trang bị năng lực thực tiễn để đáp ứng yêu cầu của ngành hàng không tương lai

Từ khóa: *Thiết bị bay không người lái; Công nghệ cốt lõi; Thách thức kỹ thuật-công nghệ; Xu hướng phát triển; Chương trình đào tạo*

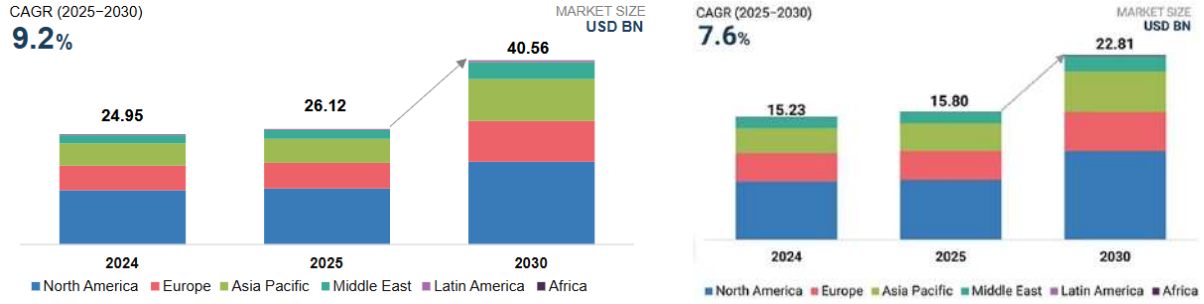
1. Đặt vấn đề

Thiết bị bay không người lái (Unmanned Aerial Vehicles - UAV), hay còn gọi là drone là các thiết bị bay (TBB) không có người điều khiển, thực hiện bay từ xa hoặc bay tự động, mang theo tải trọng sát thương hoặc không sát thương để thực hiện các nhiệm vụ khác nhau. Cùng với sự tiến bộ trong công nghệ chế tạo, dẫn đường, điều khiển từ xa, hệ thống động lực và lưu trữ năng lượng,… đã cho phép phát triển nhiều loại UAV khác nhau, được sử dụng trong những điều kiện phức tạp khi sự hiện diện của con người là khó khăn, bất khả thi hoặc nguy hiểm. Với những đặc điểm nổi trội đó, UAV có tiềm năng rất lớn trong thực hiện các nhiệm vụ khác nhau, bao gồm trinh sát, tuần tra, bảo vệ môi trường, vận tải, khí tượng, thám hiểm hành tinh [1].

Trong những năm gần đây, UAV có sự phát triển vượt bậc cả về kỹ thuật và công nghệ, nên ngày càng được phổ biến rộng rãi trên toàn thế giới. Theo các tài liệu [2], [3], dự báo thị trường UAV thương mại và công nghiệp toàn cầu sẽ tăng từ 26,12 tỷ USD năm 2025 đến 40,56 tỷ USD vào năm 2030; trong lĩnh vực quốc phòng, dự báo tổng doanh số thị trường UAV quân sự toàn cầu tăng từ 15,80 tỷ USD năm 2025 đến 22,81 tỷ USD vào năm 2030. Tốc độ tăng trưởng của thị trường UAV toàn cầu và các khu vực khác nhau trên thế giới theo báo cáo của MarketsandMarkets trình bày trên Hình 1.

Các hệ thống UAV có thể được con người điều khiển từ xa thông qua trạm điều khiển mặt đất hoặc khả năng tự hành hoàn toàn nhờ vào việc tích hợp hệ thống cảm biến, thiết bị đo lường, bộ vi xử lý và trí tuệ nhân tạo (AI). Trong những thập kỷ gần đây, công nghệ UAV đã trải qua sự phát triển vượt bậc và trở nên cực kỳ phổ biến trên toàn cầu. Sự hội tụ mạnh mẽ của các công nghệ tiên tiến như AI, viễn thông thế hệ mới (5G, 6G, …), thị giác máy tính, tự động hóa, vật liệu siêu nhẹ đã nâng tầm UAV, mở ra những tiềm năng mới trong "kinh tế tầm thấp",

hệ thống vận tải hàng không đô thị, làm thay đổi bộ mặt của logistics và ứng phó thảm họa khẩn cấp [4]. Bản chất của một hệ thống UAV tiên tiến không chỉ là một thiết bị bay đơn thuần, mà là một tổ hợp cơ điện tử lai ghép phức tạp, tích hợp sâu sắc giữa thiết kế khí động học, vật liệu tiên tiến, cơ khí hàng không chính xác, hệ thống điện tử hàng không, điều khiển tự động, công nghệ thông tin và điện tử, viễn thông.



a) *(b)*

Hình 1. Tốc độ tăng trưởng của thị trường UAV theo năm [2], [3]

a) Thị trường UAV thương mại và công nghiệp; b) Thị trường UAV quân sự

Lịch sử hình thành và quá trình phát triển của UAV bắt nguồn chủ yếu từ các nhu cầu do thám và mục đích quân sự. Các nguyên mẫu khái niệm sơ khai nhất có thể kể đến việc sử dụng khinh khí cầu vào năm 1860 hay thiết bị chụp ảnh gắn trên chim bồ câu vào năm 1903 để viễn thám [5], sau đó công nghệ này được ứng dụng mạnh mẽ trong Thế chiến I, Thế chiến II và Chiến tranh Lạnh. Từ chỗ chỉ phục vụ các nhiệm vụ quân sự mang tính rủi ro cao, quá trình phát triển của UAV đã bước sang một giai đoạn đột phá nhờ sự thu nhỏ kích thước của các linh kiện điện tử, pin và hệ thống điều khiển, định vị. Ngày nay, hệ sinh thái thiết kế của UAV vô cùng đa dạng, từ UAV cánh bằng, UAV cánh quay truyền thống, cho đến các UAV lai kết hợp tốc độ cao của UAV cánh bằng và khả năng cất/hạ cánh linh hoạt của UAV cánh quạt [6].

Sự phát triển bùng nổ và phức tạp của công nghệ UAV mang lại những tiềm năng to lớn, nhưng đồng thời cũng đặt ra những thách thức lớn về kỹ thuật và công nghệ đa ngành, liên quan đến tối ưu hóa năng lượng, năng lực xử lý tính toán tại biên, an toàn bay, an ninh mạng, tích hợp không lưu và khung pháp lý [7]. Điều này kéo theo một thách thức mang tính hệ thống đối với ngành công nghiệp và giáo dục đại học: sự thiếu hụt nghiêm trọng nguồn nhân lực chất lượng cao mang tư duy liên ngành, có khả năng làm chủ toàn bộ vòng đời phát triển của một hệ thống UAV. Thực tế cho thấy, tốc độ chuyển đổi chương trình giảng dạy tại các cơ sở giáo dục hiện nay vẫn còn chậm so với tốc độ phát triển công nghệ. Hơn nữa, việc đưa UAV vào đào tạo thường gặp rào cản do chi phí cao của các trang thiết bị công nghệ cao, khiến người học chỉ dừng lại ở mức độ vận hành cơ bản và làm quen với trang thiết bị, mà thiếu đi sự tương tác sâu với phần cứng và thuật toán lõi [8].

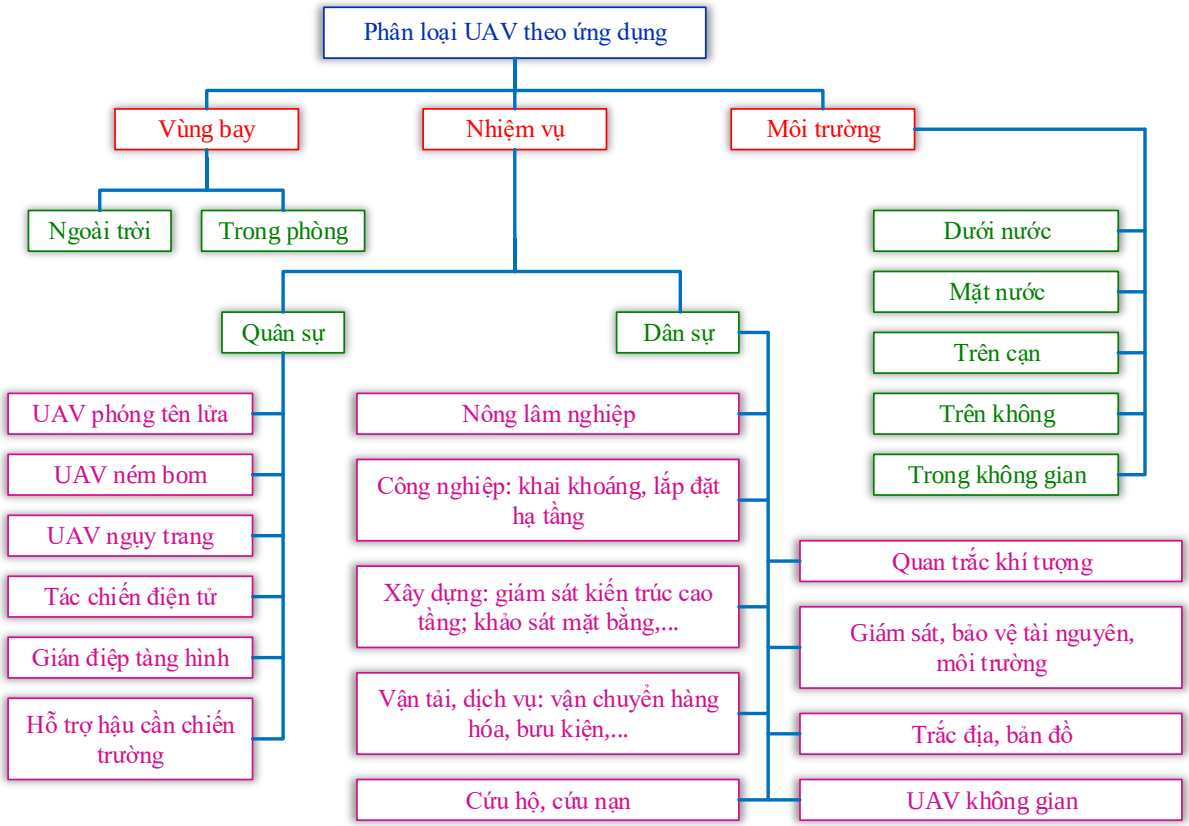
Nhằm thu hẹp khoảng cách này, các nghiên cứu giáo dục gần đây nhấn mạnh sự cần thiết của các phương pháp sư phạm hiện đại như giáo dục STEM (Khoa học, Công nghệ, Kỹ thuật và Toán học), học tập dựa trên thử thách, dự án, … kết hợp với các nền tảng mã nguồn mở, công nghệ mô phỏng. Cách tiếp cận này trao quyền cho người học tự thiết kế, chế tạo và lập trình hệ thống bay thực tế, qua đó chuyển hóa các khái niệm trừu tượng thành kỹ năng giải quyết vấn đề cụ thể. Xuất phát từ bối cảnh đó, bài báo này được thực hiện với hai mục tiêu chính. Thứ nhất,

bài báo cung cấp một nghiên cứu tổng quan về hệ thống phân loại, thực trạng công nghệ UAV, phân tích các rào cản kỹ thuật, công nghệ và dự báo xu hướng tương lai. Thứ hai, trên cơ sở nền tảng công nghệ đã tổng hợp, bài báo đề xuất một số định hướng đào tạo chuyên sâu về thiết kế, chế tạo và vận hành UAV.

2. Phân loại UAV

Việc phân loại UAV theo ứng dụng có thể được thực hiện bằng nhiều cách khác nhau, như dựa trên đặc điểm nhiệm vụ (quân sự/dân sự), tính chất môi trường hoạt động (dưới nước/trên mặt nước/trên mặt đất/trên không/trong không gian), đặc điểm không gian hoạt động (trong phòng/ngoài trời) [1]. Trên Hình 2 trình bày sơ đồ phân loại UAV theo đặc điểm ứng dụng của chúng.

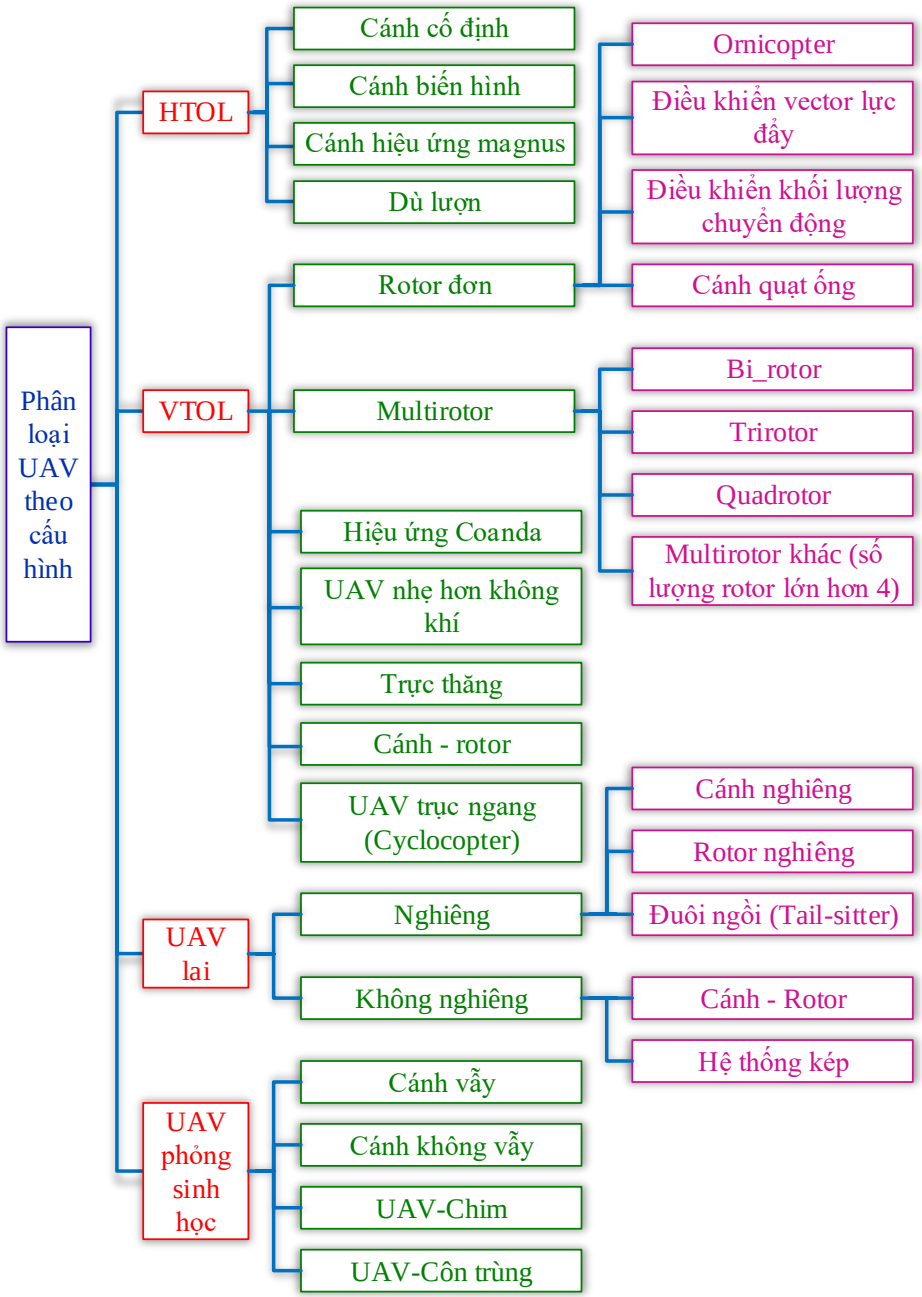
Ngoài ra, việc phân loại UAV còn được thực hiện dựa trên cơ sở cấu hình của chúng. Theo đó, UAV có thể được chia thành 4 loại chính, bao gồm: UAV cất hạ cánh ngang bằng (Horizontal Takeoff and Landing - HTOL), UAV cất hạ cánh thẳng đứng (Vertical Takeoff and Landing - VTOL), UAV lai và UAV phỏng sinh học [5]. Mỗi loại lại được chia thành các nhóm nhỏ như trình bày trên Hình 3.



Hình 2. Phân loại UAV theo ứng dụng

Hiện nay, nền tảng để phát triển UAV chủ yếu dựa vào hai loại: UAV cánh cố định và UAV kiểu cánh quay. Mỗi loại đều có những ưu điểm và những hạn chế nhất định. UAV cánh cố định có ưu điểm về tốc độ bay, khả năng mang tải, tầm xa bay và thời gian hoạt động. Tuy nhiên, để đảm bảo cất hạ cánh, UAV loại này thường yêu cầu phải có đường băng, hoặc thiết bị phóng/thu hồi có thiết kế đặc biệt để cất hạ cánh an toàn. Ngoài ra, UAV cánh cố định không được áp dụng cho các nhiệm vụ có yêu cầu về tốc độ bay cực thấp, hoặc không gian bay hạn

chế, nhiều vật cản. Trong khi đó, UAV cánh quay không có các yêu cầu khắt khe về địa điểm cất hạ cánh. Chúng còn được trang bị tính năng bay treo độc đáo, do đó mang lại tính linh hoạt cao trong việc thực hiện nhiệm vụ. Tuy nhiên, do hạn chế về tốc độ bay và thời gian hoạt động, nên UAV cánh quay bị hạn chế nhiều về khả năng trong thực thi các nhiệm vụ đòi hỏi phạm vi hoạt động rộng, hoặc thời gian thực hiện dài. Vì vậy, xu thế phát triển UAV lai là một hướng nghiên cứu được quan tâm trong những năm gần đây. Thiết kế UAV theo hướng này cho phép kết hợp các ưu điểm của cả hai loại UAV nêu trên, cho phép làm việc trong dải chế độ rộng (cất cánh thẳng đứng, giai đoạn chuyển tiếp, bay hành trình và hạ cánh thẳng đứng), từ đó cho phép mở rộng phạm vi ứng dụng của UAV.



Hình 3. Phân loại UAV theo cấu hình [5]

Gần đây, UAV phỏng sinh học cũng thu hút được sự quan tâm của nhiều nhà nghiên cứu và đã đạt được những thành tựu quan trọng. UAV phỏng sinh học có thể chia ra làm các nhóm

nhỏ, bao gồm: UAV cánh vẫy, UAV cánh không vẫy, UAV-Chim, UAV-Côn trùng,… Tư tưởng thiết kế của hai nhóm đầu xuất phát từ đặc tính hoạt động của các loại sinh vật sống như chim, côn trùng, cá,… Còn đối với hai nhóm UAV sau, chim, côn trùng được điều khiển và sử dụng làm UAV, các vật liệu sinh học được tích hợp vào trong cấu trúc của UAV [1].

3. Tổng quan về các công nghệ chính

3.1. Công nghệ điều khiển, định vị và dẫn đường UAV

Hệ thống điều khiển bay là "bộ não" đảm bảo sự ổn định, định hướng và khả năng di chuyển chính xác của UAV. Các thuật toán điều khiển UAV hiện nay có thể được chia thành bốn nhóm cơ bản: tuyến tính, phi tuyến, thông minh và tích hợp [7]. Trong đó, bộ điều khiển tuyến tính PID được sử dụng phổ biến nhất nhờ thiết kế đơn giản, chi phí thấp và dễ triển khai thực tế. Tuy nhiên, do động học của UAV (đặc biệt là các loại lai VTOL) thường mang tính phi tuyến phức tạp, các phương pháp như LQR hay các bộ điều khiển phi tuyến (Backstepping, Sliding Mode Control) được áp dụng để tăng cường khả năng kháng nhiễu và độ ổn định trong quá trình chuyển đổi trạng thái bay. Gần đây, sự tích hợp của AI, học máy và học tăng cường đang mở ra hướng đi mới, cho phép UAV tự động học hỏi, tối ưu hóa thông số điều khiển và đưa ra quyết định độc lập trong các môi trường chưa biết [7], [9].

Đối với công nghệ định vị, UAV truyền thống phụ thuộc chủ yếu vào sự kết hợp giữa hệ thống vệ tinh dẫn đường toàn cầu (GNSS) và hệ thống dẫn đường quán tính (INS) [4], [7]. GNSS cung cấp vị trí 3D với độ chính xác cao ở không gian mở ngoài trời, nhưng dễ bị nhiễu, suy giảm tín hiệu hoặc mất kết nối hoàn toàn trong môi trường đô thị phức tạp hay trong nhà [10]. Trong khi đó, INS giúp UAV tự đo lường gia tốc và góc quay mà không cần tín hiệu bên ngoài, nhưng lại gặp phải vấn đề sai số tích lũy theo thời gian. Do đó, công nghệ kết hợp cảm biến, điển hình là việc sử dụng các bộ lọc Kalman mở rộng hoặc Unscented Kalman Filter để hợp nhất dữ liệu từ GNSS và INS, trở thành công nghệ tiêu chuẩn giúp bù trừ sai số và liên tục cập nhật trạng thái của UAV một cách tin cậy [1], [10].

Trong lĩnh vực dẫn đường tự hành, đặc biệt khi GNSS bị vô hiệu hóa, công nghệ dẫn đường dựa trên thị giác máy tính đang đóng vai trò then chốt [10]. Bằng cách trang bị các cảm biến quang học (camera đơn, camera stereo, RGB-D), UAV có thể thu thập thông tin kết cấu, màu sắc và chiều sâu của môi trường xung quanh. Các thuật toán như đo lường quãng đường bằng thị giác, tính toán luồng quang học và định vị, lập bản đồ đồng thời cho phép UAV tự động ước tính tư thế, nhận diện chướng ngại vật và xây dựng bản đồ 3D theo thời gian thực. Sự kết hợp chặt chẽ giữa hệ thống thị giác máy tính và INS đã cung cấp một giải pháp dẫn đường hoàn thiện, giúp UAV vận hành an toàn ngay cả trong các điều kiện khắc nghiệt nhất.

3.2. Công nghệ cảm biến và nhận thức môi trường

Khả năng nhận thức môi trường là yếu tố quyết định để UAV đạt được mức độ tự hành cao. Mục tiêu của hệ thống này là xây dựng một mô hình kỹ thuật số nội bộ về không gian xung quanh, cho phép UAV hiểu được các đối tượng, sự kiện, vị trí và động học của môi trường [7]. Do các cảm biến định vị cơ bản như GPS và IMU thường bộc lộ hạn chế (như mất tín hiệu hoặc sai số tích lũy) trong môi trường phức tạp, UAV hiện đại bắt buộc phải trang bị thêm một hệ sinh thái cảm biến đa dạng. Các công nghệ cảm biến môi trường cốt lõi trên UAV hiện nay bao gồm:

Cảm biến quang học: Bao gồm camera đơn sắc, camera stereo, RGB-D và camera hồng ngoại/nhiệt. Hệ thống này thu thập lượng thông tin khổng lồ về màu sắc, kết cấu và hình ảnh trực quan với chi phí thấp, đóng vai trò quan trọng trong việc phát hiện đối tượng. Tuy nhiên, nhược điểm lớn nhất của camera là hiệu suất giảm mạnh trong điều kiện ánh sáng yếu hoặc thời tiết xấu (sương mù, mưa) và khó ước tính độ sâu nếu thiếu kết cấu bề mặt môi trường.

Radar (đặc biệt là Radar sóng milimet): Bù đắp nhược điểm của camera nhờ khả năng xuyên thấu sương mù, mưa và hoạt động tốt trong mọi điều kiện ánh sáng. Radar cũng có thể đo lường trực tiếp khoảng cách và vận tốc tương đối của các vật thể chuyển động thông qua hiệu ứng doppler với tầm hoạt động xa.

LiDAR và cảm biến siêu âm: LiDAR cung cấp bản đồ 3D độ phân giải cực cao và đo khoảng cách với độ chính xác tốt, nhưng hạn chế ở mức tiêu thụ năng lượng và trọng lượng. Trong khi đó, cảm biến siêu âm lại hiệu quả trong việc đo độ cao hoặc tránh chướng ngại vật ở cự ly gần, dù dễ bị nhiễu bởi các bề mặt mềm hấp thụ âm thanh.

Hệ thống phát hiện và tránh va chạm (Detect and Avoid - DAA) là ứng dụng rất quan trọng của các cảm biến này. DAA kết hợp phần cứng cảm biến, thuật toán đánh giá rủi ro và bộ điều khiển để giúp UAV tự động nhận diện mối đe dọa và thay đổi quỹ đạo nhằm ngăn ngừa va chạm trên không.

Do mỗi loại cảm biến đều có những giới hạn vật lý riêng, xu hướng công nghệ hiện tại là dung hợp dữ liệu đa cảm biến. Việc kết hợp dữ liệu từ LiDAR, radar và camera giúp phát huy điểm mạnh của từng loại, nâng cao độ chính xác và giảm thiểu tỷ lệ cảnh báo sai. Cùng với đó, sự phát triển mạnh mẽ của AI, học máy và học sâu - điển hình như mạng nơ-ron tích chập (CNN) hay các mô hình như YOLO đã cho phép UAV không chỉ "nhìn thấy" mà còn thực sự "hiểu" môi trường. AI giúp UAV phân loại mục tiêu, phân vùng ngữ cảnh hình ảnh và nhận diện chướng ngại vật theo thời gian thực, tạo ra bước ngoặt lớn cho các hệ thống bay tự hành an toàn.

3.3. Công nghệ hệ thống thông tin liên lạc và chống tác chiến điện tử

Hệ thống thông tin liên lạc đóng vai trò sống còn, duy trì kết nối giữa UAV, Trạm điều khiển mặt đất (GCS) và không gian mạng. Dữ liệu truyền tải trên UAV được chia thành hai luồng chính: dữ liệu chỉ huy và điều khiển (C2) yêu cầu độ tin cậy tuyệt đối và độ trễ cực thấp nhằm đảm bảo an toàn bay; và dữ liệu phi điều khiển (non-C2) đòi hỏi băng thông lớn để truyền phát video hoặc dữ liệu cảm biến (payload) theo thời gian thực [10]. Để đáp ứng nhu cầu này, nhiều công nghệ viễn thông được áp dụng song song. Đối với các nhiệm vụ trong tầm nhìn thẳng (VLOS), UAV chủ yếu sử dụng sóng vô tuyến (RF) hoặc Wi-Fi băng tần 2.4/5.8 GHz. Để mở rộng tầm hoạt động vượt ngoài tầm nhìn (BVLOS), mạng di động 4G/LTE và đặc biệt là 5G cung cấp băng thông cao, độ trễ thấp và khả năng phủ sóng rộng lớn. Bên cạnh đó, mạng lưới vệ tinh (SATCOM) là giải pháp tối ưu cho vùng sâu vùng xa, trong khi công nghệ mạng tùy biến bay (FANET) cho phép các bầy đàn UAV kết nối đa mạng trực tiếp với nhau mà không cần phụ thuộc hoàn toàn vào hạ tầng mặt đất [11].

Tuy nhiên, do bản chất mở của môi trường truyền dẫn không dây, hệ thống liên lạc và định vị của UAV rất dễ bị tổn thương trước các hoạt động tác chiến điện tử và tấn công mạng. Các rủi ro điển hình bao gồm tấn công chèn ép nhiễu nhằm ngắt kết nối điều khiển, giả mạo tín

hiệu vệ tinh để đánh lừa tọa độ và chiếm quyền điều khiển, cùng hàng loạt các cuộc tấn công mạng, như từ chối dịch vụ (DoS), nghe lén và tấn công trung gian [12], [13].

Để đối phó với các mối đe dọa này, công nghệ chống tác chiến điện tử và bảo mật an toàn thông tin đang trở thành yêu cầu bắt buộc trên các hệ thống UAV hiện đại. Chống nhiễu thường được triển khai thông qua các kỹ thuật nhảy tần linh hoạt, sử dụng ăng-ten định hướng hoặc kết hợp định dạng búp sóng để duy trì kết nối. Nhằm đối phó với tình trạng giả mạo hoặc mất tín hiệu GPS, UAV được trang bị các kiến trúc dự phòng mạnh mẽ kết hợp hệ thống đo lường quán tính và thuật toán dẫn đường dựa trên thị giác máy tính, cho phép duy trì định vị mà không phụ thuộc vào tín hiệu bên ngoài [14].

Về khía cạnh an ninh mạng, các giao thức mã hóa tiêu chuẩn như AES, RSA cùng cơ chế xác thực đa yếu tố đang được áp dụng để bảo mật kênh truyền, đảm bảo tính bảo mật và toàn vẹn của dữ liệu [15]. Gần đây, các hệ thống phát hiện xâm nhập trọng lượng nhẹ, tích hợp AI và học máy, đang được đưa lên khoang để tự động phân tích lưu lượng mạng, nhanh chóng phát hiện và cô lập các hành vi tấn công (như DoS hoặc bất thường trong luồng dữ liệu) theo thời gian thực. Cùng với đó, công nghệ Blockchain cũng đang được khám phá nhằm tạo ra một sổ cái phi tập trung, giúp bảo mật tuyệt đối quá trình chia sẻ thông tin và xác thực danh tính trong mạng lưới bầy đàn UAV.

3.4. Công nghệ năng lượng và lực đẩy

Hệ thống năng lượng và lực đẩy là một trong những yếu tố cốt lõi quyết định trực tiếp đến tải trọng, tầm hoạt động và thời gian bay của UAV. Sự phát triển của các công nghệ này đang chuyển dịch mạnh mẽ nhằm đáp ứng yêu cầu ngày càng cao về tính bền bỉ, hiệu suất và thân thiện với môi trường.

Về công nghệ lực đẩy: UAV cỡ lớn truyền thống thường sử dụng các động cơ đốt trong (như động cơ piston, tuabin khí) nhằm tận dụng mật độ năng lượng cao của nhiên liệu hóa thạch. Tuy nhiên, đối với phần lớn UAV cỡ nhỏ và trung bình hiện nay, hệ thống lực đẩy bằng điện, đặc biệt là động cơ điện một chiều không chổi than, đang chiếm ưu thế tuyệt đối. Động cơ điện không chổi than mang lại ưu điểm vượt trội về hiệu suất, kích thước nhỏ gọn, độ tin cậy cao và tiếng ồn thấp. Một bước tiến mang tính đột phá trong thiết kế các hệ thống VTOL chạy điện là công nghệ lực đẩy điện phân tán. Công nghệ này sử dụng nhiều động cơ điện nhỏ phân bố khắp khung máy bay, giúp tối ưu hóa lực nâng, giảm lực cản khí động học và tăng cường mức độ an toàn thông qua cơ chế dự phòng lỗi.

Về hệ thống lưu trữ năng lượng: Pin Lithium-ion và Lithium-Polymer (Li-Po) hiện là tiêu chuẩn phổ biến nhất cho các UAV chạy điện nhờ khả năng cung cấp mật độ năng lượng và công suất tương đối cao. Mặc dù vậy, giới hạn vật lý về năng lượng của pin truyền thống vẫn là rào cản lớn nhất, khiến UAV thường chỉ bay được trong khoảng vài chục phút. Để vượt qua giới hạn này, các hệ thống năng lượng lai đang được phát triển mạnh mẽ. Hệ thống lai xăng-điện kết hợp một động cơ đốt trong nhỏ làm máy phát điện để cung cấp năng lượng liên tục cho các motor điện, mang lại thời gian bay vượt trội trong khi vẫn duy trì tính linh hoạt của lực đẩy điện. Bên cạnh đó, công nghệ pin nhiên liệu hydro đang nổi lên như một giải pháp đầy hứa hẹn, cung cấp năng lượng sạch với mật độ năng lượng cao hơn đáng kể so với pin Lithium. Ngoài ra,

việc dán các màng pin năng lượng mặt trời siêu nhẹ và linh hoạt lên bề mặt cánh máy bay cũng là một phương pháp hiệu quả để kéo dài thời gian bay vào ban ngày.

Về quản lý và nạp năng lượng: Các hệ thống quản lý pin tiên tiến tích hợp kiểm soát nhiệt độ đang được áp dụng để duy trì hiệu suất và đảm bảo an toàn cho pin trong quá trình xả dòng cao. Nhằm giải quyết bài toán thời gian chết khi sạc, công nghệ truyền tải điện không dây qua cảm ứng từ hoặc sạc tầm xa bằng chùm tia laser đang được nghiên cứu để cho phép UAV sạc điện ngay giữa không trung. Cuối cùng, đối với các nhiệm vụ giám sát cố định đòi hỏi thời gian hoạt động dài, công nghệ UAV dây cáp cung cấp nguồn điện và truyền dữ liệu liên tục từ trạm mặt đất thông qua dây cáp vật lý đang chứng minh được tính hiệu quả và độ tin cậy cao.

4. Các thách thức và rào cản về kỹ thuật - công nghệ

Mặc dù công nghệ UAV đã đạt được những bước tiến vượt bậc, việc tích hợp và thương mại hóa chúng trên quy mô lớn vẫn đang vấp phải những rào cản và nút thắt công nghệ đa chiều. Những thách thức này trải dài từ giới hạn vật lý của phần cứng, sự phức tạp trong điều khiển, đến các lỗ hổng về an ninh mạng và quản lý không lưu. Dưới đây trình bày những thách thức cốt lõi nhất.

4.1. Giới hạn về năng lượng và thời gian bay

Đây được xem là nút thắt lớn nhất cản trở việc ứng dụng UAV rộng rãi. Hầu hết các UAV chạy bằng điện hiện nay sử dụng pin Lithium có mật độ năng lượng thấp, khiến thời gian bay bị giới hạn. Việc tăng dung lượng pin đồng nghĩa với việc tăng trọng lượng cất cánh, làm giảm tải trọng hữu ích và hiệu suất khí động học. Trong khi đó, các giải pháp thay thế như năng lượng hydro hoặc hệ thống lai xăng-điện lại làm tăng độ phức tạp cơ khí, chi phí bảo dưỡng và đòi hỏi các thuật toán quản lý năng lượng lai ghép rất phức tạp.

4.2. Sự phức tạp trong thiết kế khí động học và điều khiển bay

Quá trình thu nhỏ kích thước UAV (như mini UAV hay nano UAV) gặp phải những thách thức lớn về mặt vật lý do bay ở số Reynolds thấp, làm tăng lực cản nhớt và giảm hiệu suất lực nâng. Đối với VTOL, thách thức lớn nhất nằm ở giai đoạn chuyển đổi giữa chế độ bay treo và bay hành trình. Đặc tính động lực học phi tuyến tính và sự thay đổi đột ngột về luồng khí trong giai đoạn này rất dễ gây mất ổn định hoặc thất tốc. Bên cạnh đó, việc xây dựng các kiến trúc điều khiển chịu lỗi để đáp ứng các tiêu chuẩn an toàn khắt khe như hàng không dân dụng vẫn còn nhiều hạn chế.

4.3. Giới hạn trong nhận thức môi trường và năng lực xử lý tính toán

Trong môi trường mất tín hiệu GNSS hoặc khu vực đô thị chật hẹp, UAV phụ thuộc hoàn toàn vào các cảm biến trên khoang (như Camera, LiDAR, Radar) để dẫn đường và tránh chướng ngại vật. Tuy nhiên, các cảm biến này dễ bị ảnh hưởng bởi điều kiện thời tiết (mưa, sương mù), ánh sáng yếu hoặc môi trường thiếu kết cấu bề mặt. Hơn nữa, các thuật toán nhận thức tiên tiến như SLAM hay học sâu đòi hỏi năng lực tính toán cực lớn, điều này mâu thuẫn trực tiếp với giới hạn về kích thước, trọng lượng và nguồn điện trên các vi xử lý của UAV.

4.4. Giới hạn về an toàn thông tin liên lạc và an ninh mạng

Các liên kết dữ liệu vô tuyến của UAV rất dễ bị tổn thương trước các tác động của môi trường, như BLOS, nhiễu điện từ, ... Nghiêm trọng hơn, do sử dụng các kênh truyền không dây

thường thiếu cơ chế mã hóa và xác thực mạnh mẽ, UAV trở thành mục tiêu của nhiều cuộc tấn công mạng nguy hiểm. Các mối đe dọa điển hình bao gồm giả mạo tín hiệu vệ tinh, tấn công từ chối dịch vụ, chèn ép nhiễu và nghe lén, có thể dẫn đến việc mất quyền điều khiển, rò rỉ dữ liệu nhạy cảm hoặc gây tai nạn nghiêm trọng.

4.5. Thách thức trong quản lý không lưu và phối hợp bầy đàn

Khi số lượng UAV hoạt động trong không phận đô thị tăng vọt, việc ngăn ngừa va chạm giữa các UAV và quản lý quỹ đạo bay theo thời gian thực trở thành một bài toán khổng lồ. Đối với hoạt động bầy đàn, cấu trúc mạng truyền thông tập trung thường đối mặt với rủi ro "điểm lỗi duy nhất" (Single Point of Failure), trong khi cấu trúc phi tập trung lại gặp khó khăn trong việc duy trì kết nối ổn định do tính cơ động cao và sự thay đổi liên tục của cấu trúc liên kết mạng.

Việc vượt qua những rào cản này không chỉ đòi hỏi sự đột phá trong khoa học vật liệu, kỹ thuật điện tử và trí tuệ nhân tạo, mà còn cần sự hoàn thiện của các khung pháp lý và cơ sở hạ tầng hàng không thế hệ mới.

5. Hướng phát triển tương lai

Dựa trên sự phát triển vũ bão của công nghệ và nhu cầu thực tiễn ngày càng cao, đặc biệt là sự phát triển ngày càng mạnh mẽ của kinh tế tầm thấp, sự phát triển của hệ thống UAV trong thập kỷ tới sẽ tập trung vào các hướng mũi nhọn sau:

5.1. Tự động hóa hoàn toàn

Mục tiêu quan trọng nhất trong thiết kế UAV là chuyển dịch từ việc điều khiển từ xa hoặc bán tự động (Cấp độ 1 - 3) sang mức độ tự hành hoàn toàn (Cấp độ 4, 5), cho phép thiết bị hoạt động độc lập mà không cần sự can thiệp của con người. Sự tiến bộ của AI, đặc biệt là học sâu và học tăng cường, sẽ trang bị cho UAV khả năng nhận thức môi trường theo thời gian thực, tự động lên kế hoạch quỹ đạo và tránh chướng ngại vật trong các môi trường chưa biết hoặc mất tín hiệu GNSS. Bên cạnh đó, các công nghệ tính toán tại biên và học liên kết sẽ được tích hợp sâu rộng, giúp giảm độ trễ xử lý dữ liệu và tăng cường bảo mật thông tin bằng cách cho phép UAV huấn luyện mô hình học máy mà không cần phải truyền toàn bộ dữ liệu thô về máy chủ trung tâm.

5.2. Quản lý không lưu không người lái và tích hợp không gian U-Space

Để đáp ứng sự gia tăng đột biến của UAV trong môi trường đô thị, hệ thống quản lý không lưu truyền thống sẽ được chuyển đổi hoặc song hành cùng hệ thống quản lý không lưu không người lái và kiến trúc U-Space. U-Space được quy hoạch để triển khai qua 4 giai đoạn (từ U1 đến U4), cung cấp các dịch vụ tự động hóa cao từ đăng ký điện tử, định vị địa lý cho đến tự động phát hiện và giải quyết xung đột. Hệ thống quản lý không lưu không người lái tương lai sẽ hoạt động phi tập trung, ứng dụng các mạng viễn thông tiên tiến như 5G-Advanced/6G để đảm bảo kết nối thông tin, điều hướng và giám sát với độ trễ siêu thấp, hỗ trợ đắc lực cho các chuyến bay an toàn vượt ngoài tầm nhìn.

5.3. Đột phá về công nghệ năng lượng và vật liệu

Nút thắt lớn nhất về thời gian bay sẽ dần được tháo gỡ thông qua các thế hệ năng lượng mới. Các hệ thống động cơ lai, pin nhiên liệu hydro và việc tối ưu hóa mật độ năng lượng của pin Lithium sẽ giúp mở rộng tầm hoạt động của UAV chạy điện (lên mức 150 - 200 km). Công

nghệ truyền năng lượng không dây thông qua chùm tia laser cũng đang được nghiên cứu thử nghiệm để cho phép UAV sạc điện trực tiếp trên không. Về mặt kết cấu, các vật liệu siêu nhẹ như composite cốt sợi carbon, kết hợp với công nghệ in 3D và tối ưu hóa kết cấu sẽ giúp giảm thiểu trọng lượng khung vỏ trong khi vẫn đảm bảo độ bền cơ học. Ngoài ra, thiết kế phỏng sinh học cũng sẽ tiếp tục được tối ưu hóa để cải thiện hiệu suất khí động học.

5.4. Công nghệ bầy đàn (Swarm) và tương tác người - máy

Hệ thống UAV bầy đàn sẽ chuyển từ mô hình điều khiển tập trung sang kiến trúc đa tầng và tự tổ chức, cho phép hàng chục đến hàng trăm UAV hợp tác thực hiện các nhiệm vụ phức tạp như tìm kiếm cứu nạn, lập bản đồ diện rộng hoặc thiết lập mạng viễn thông khẩn cấp. Đồng thời, lĩnh vực tương tác người - máy sẽ có những bước phát triển mới thông qua ứng dụng thực tế ảo/thực tế tăng cường (VR/AR), nhận dạng giọng nói và cử chỉ. Các hệ thống này hướng tới khái niệm "Vận hành phương tiện đơn giản hóa", giúp giảm đáng kể thời gian đào tạo phi công và khiến việc tương tác với UAV trở nên trực quan hơn.

5.5. Công nghệ UAV hoạt động trong đa môi trường

Không giống như các UAV truyền thống hoạt động trong môi trường không khí, UAV đa môi trường có thể tận dụng khả năng cơ động trên không và năng lực vận hành trong các môi trường khác nhau (trên mặt đất, dưới nước) để đa dạng hóa phạm vi hoạt động và linh hoạt trong ứng phó các tình huống khẩn cấp. UAV lưỡng cư không khí - nước có tiềm năng ứng dụng rất lớn trong lĩnh vực quân sự thực hiện tác vụ thâm nhập sâu, trinh sát xuyên môi trường và tấn công cảm tử. Phục vụ phát triển kinh tế - xã hội, các chủng loại UAV lưỡng cư này có nhiều triển vọng trong giám sát môi trường không khí, nước đồng thời, tìm kiếm, cứu hộ, cứu nạn trong các thảm họa thiên nhiên..

5.6. Hoàn thiện cơ sở hạ tầng và khung pháp lý

Sự thành công của mạng lưới di chuyển trên không phụ thuộc rất lớn vào cơ sở hạ tầng. Việc quy hoạch, xây dựng các bãi cất/hạ cánh thẳng đứng và các trạm sạc tự động tại các nút giao thông, nóc tòa nhà sẽ trở thành một phần thiết yếu của các đô thị thông minh. Song song với đó, các cơ quan quản lý hàng không quốc tế (như FAA, EASA) đang khẩn trương hoàn thiện các tiêu chuẩn chứng nhận đủ điều kiện bay dành riêng cho thiết kế UAV chuyên dụng và các thuật toán điều khiển thông minh trên khoang. Cuối cùng, việc giải quyết các mối quan ngại của xã hội về ô nhiễm tiếng ồn, quyền riêng tư, và an ninh mạng sẽ là điều kiện tiên quyết để công nghệ UAV được cộng đồng tin tưởng và chấp nhận rộng rãi.

6. Đề xuất một số định hướng đào tạo thuộc lĩnh vực thiết kế, chế tạo và vận hành UAV

Bản chất của hệ thống UAV là một tổ hợp cơ điện tử lai ghép phức tạp, đòi hỏi sự hội tụ của nhiều lĩnh vực khoa học kỹ thuật. Sự phát triển của hệ thống UAV hiện đại đòi hỏi một lực lượng lao động có kiến thức liên ngành sâu rộng. Để thu hẹp khoảng cách giữa đào tạo học thuật và nhu cầu thực tiễn của nền công nghiệp hàng không thế hệ mới, chương trình đào tạo kỹ sư chuyên ngành UAV cần mang tính liên ngành cao, chuyển dịch từ lý thuyết thuần túy sang các mô hình học tập thực hành thực tiễn.

6.1. Triết lý sư phạm và phương pháp tiếp cận

Chương trình đào tạo UAV cần được xây dựng dựa trên sự kết hợp của các phương pháp sư phạm tiên tiến. Tiếp cận STEM và học tập dựa trên dự án: Đóng vai trò cốt lõi trong việc giúp người học kết nối khoa học, công nghệ, kỹ thuật và toán học thông qua quá trình làm việc nhóm để giải quyết các bài toán thực tế. Học tập dựa trên thử thách và giáo dục dựa trên năng lực, việc thiết kế các khóa học cường độ cao với các thử thách cụ thể (như lập trình drone bay qua sa bàn chướng ngại vật) giúp sinh viên phát triển song song cả năng lực chuyên môn và kỹ năng mềm (tư duy phản biện, làm việc nhóm).

6.2. Nền tảng công cụ: mã nguồn mở và mô phỏng tiên tiến

Thay vì sử dụng các hệ thống thương mại đắt tiền và đóng kín hạn chế sự sáng tạo, khung đào tạo nên ưu tiên hệ sinh thái linh hoạt và tiết kiệm chi phí. Khuyến khích sinh viên sử dụng công nghệ chế tạo tiên tiến như in 3D để tự thiết kế và chế tạo khung vỏ. Kết hợp với các vi điều khiển mã nguồn mở phổ biến như Arduino, ESP32 hay Raspberry Pi để xây dựng hệ thống điều khiển bay. Cách tiếp cận này trao quyền cho người học can thiệp sâu vào cấu trúc phần cứng và mã lệnh. Triển khai sử dụng rộng rãi công nghệ mô phỏng bán tự nhiên. Trước khi bay thực tế, sinh viên cần kiểm thử thuật toán thông qua môi trường ảo. Việc sử dụng các phần mềm như MATLAB/Simulink kết hợp với công nghệ mô phỏng bán tự nhiên cho phép bộ điều khiển phản ứng với dữ liệu mô phỏng như thể đang bay thật. Đặc biệt, trong môi trường trong nhà, tích hợp phòng thí nghiệm với các cảm biến đo lường chính xác giúp thu thập dữ liệu tọa độ 3D với độ chính xác cao để đánh giá và hiệu chỉnh các thuật toán quy hoạch quỹ đạo.

6.3. Các module kiến thức và kỹ năng cốt lõi

Để làm chủ toàn bộ vòng đời phát triển của một hệ thống UAV, nội dung đào tạo cần xoay quanh các nội dung chính sau:

- Thiết kế cơ khí và khí động học: Ứng dụng phần mềm CAD để tạo nguyên mẫu. Khối kiến thức này rèn luyện khả năng tính toán sức bền vật liệu, phân bổ trọng tâm và đánh giá lực đẩy của hệ thống động cơ kết hợp cánh quạt. Việc làm chủ các phần mềm mô phỏng khí động học chuyên dụng giúp sinh viên nắm chắc nguyên lý bay và lựa chọn cấu hình của UAV phù hợp với nhiệm vụ.

- Hệ thống điện - điện tử hàng không: Lắp ráp mạch điện, cấu hình hệ thống phân phối nguồn (pin Li-Po), hiểu rõ nguyên lý hoạt động và hiệu chuẩn các cảm biến hàng không cơ bản (IMU, từ kế, áp kế, GNSS…).

- Lý thuyết điều khiển bay: Chuyển đổi mô hình toán học động lực học bay thành các thuật toán điều khiển. Sinh viên cần thực hành lập trình và tinh chỉnh các bộ điều khiển tuyến tính (như PID) hoặc phi tuyến để duy trì sự ổn định tư thế và độ cao bay và bám quỹ đạo trong điều kiện nhiễu.

- Trí tuệ nhân tạo và nhận thức môi trường: Tích hợp máy tính nhúng/vi xử lý để xử lý dữ liệu cảm biến (camera, siêu âm, LiDAR…) phục vụ nhận thức và tự hành, định vị - dẫn đường, tránh chướng ngại vật, theo dõi/bám mục tiêu và ra quyết định.

- An toàn bay và khung pháp lý: Do các rủi ro về an toàn, sinh viên cần nắm vững các quy định về quản lý không lưu, quy định đăng ký UAV, đánh giá rủi ro và các tiêu chuẩn chứng

nhận phi công. Trong đào tạo, các quy tắc an toàn nghiêm ngặt và tiêu chuẩn vận hành theo kịch bản thử nghiệm phải được áp dụng.

Tất cả các kiến thức trên cần được kết nối thông qua một vòng lặp quy trình thiết kế kỹ thuật hoàn chỉnh: Xác định yêu cầu nhiệm vụ → Thiết kế 3D, tính toán và mô phỏng → Chế tạo/lắp ráp phần cứng và tích hợp phần mềm → Kiểm thử (trên giá hoặc mô phỏng bán tự nhiên) → Phân tích lỗi, hiệu chỉnh và tái thiết kế → Thử nghiệm bay. Cách tiếp cận theo vòng đời giúp người học hình thành năng lực hệ thống, kỹ năng gỡ lỗi và năng lực triển khai giải pháp trong bối cảnh thực tiễn.

7. Kết luận

Bài báo đã cung cấp một bức tranh tổng quan về sự phát triển của hệ thống UAV hiện đại, đã hệ thống hóa các cấu hình UAV, tập trung phân tích các công nghệ cốt lõi từ thuật toán điều khiển bay, nhận thức môi trường đa cảm biến, viễn thông - an ninh mạng, cho đến hệ thống năng lượng và lực đẩy. Đồng thời, nghiên cứu cũng nhận diện rõ những điểm nghẽn công nghệ hiện tại như về giới hạn năng lượng, an toàn bay và năng lực tính toán tại biên. Tương lai của UAV sẽ phụ thuộc lớn vào mức độ hoàn thiện của khả năng tự trị hoàn toàn, vận hành bầy đàn thông minh và các giải pháp năng lượng thân thiện với môi trường.

Đứng trước sự dịch chuyển công nghệ đó, vấn đề cốt lõi đặt ra cho hệ thống giáo dục đại học là sự chuẩn bị nguồn nhân lực chất lượng cao. Đóng góp quan trọng của bài báo không chỉ dừng lại ở việc tổng hợp công nghệ, mà còn đề xuất hướng đào tạo thiết kế, chế tạo và điều khiển UAV mang tính hệ thống. Bằng cách áp dụng triết lý giáo dục STEM, học tập dựa trên thử thách và tận dụng các hệ sinh thái mã nguồn mở, kết hợp cùng công nghệ mô phỏng tiên tiến, chương trình đề xuất trao quyền cho người học trực tiếp giải quyết các bài toán cơ điện tử phức tạp. Nhìn chung, sự đồng bộ giữa việc giải quyết các giới hạn công nghệ tiên phong và đổi mới phương pháp giáo dục kỹ thuật sẽ là nền tảng vững chắc để đưa ngành công nghiệp UAV phát triển bứt phá, sẵn sàng đáp ứng những tiêu chuẩn khắt khe của kỷ nguyên hàng không tự trị thế hệ mới.

Lời cảm ơn

Nghiên cứu này được hỗ trợ bởi Đề tài khoa học ngành Giáo dục đào tạo cấp Bộ Tổng Tham mưu, mã số 2025.100.36.

Tài liệu tham khảo

[1] M. Hassanalian and A. Abdelke, “Classifications, applications, and design challenges of drones: A review,” *Prog. Aerosp. Sci.*, no. April, 2017, doi: 10.1016/j.paerosci.2017.04.003.

[2] MarketsandMarkets, “Drone Market Analysis for Commercial and Industrial Applications,” 2025. https://www.marketsandmarkets.com/Market-Reports/unmanned-aerial-vehicles-uav-market-662.html

[3] MarketsandMarkets, “Military Drone (UAV) Market Size, Share and Trends, 2025 to 2030,” 2025. https://www.marketsandmarkets.com/Market-Reports/military-drone-market-221577711.html

[4] M. Y. Arafat and S. Pan, “Urban Air Mobility Communications and Networking: Recent

Advances, Techniques, and Challenges," *Drones*, vol. 8, p. 702, 2024, doi: 10.3390/drones8120702.

[5] S. Darvishpoor, J. Roshanian, A. Raissi, and M. Hassanalian, "Configurations, flight mechanisms, and applications of unmanned aerial systems: A review," *Prog. Aerosp. Sci.*, vol. 121, no. November 2020, p. 100694, 2021, doi: 10.1016/j.paerosci.2020.100694.

[6] A. S. Saeed, A. Bani, C. Cai, and G. Cai, "A survey of hybrid Unmanned Aerial Vehicles," *Prog. Aerosp. Sci.*, vol. 98, no. March, pp. 91–105, 2018, doi: 10.1016/j.paerosci.2018.03.007.

[7] S. Xiang *et al.*, "Autonomous eVTOL: A summary of researches and challenges," *Green Energy Intell. Transp.*, vol. 3, p. 100140, 2024, doi: 10.1016/j.geits.2023.100140.

[8] A. Chatzopoulos, A. Kantaros, P. Zacharia, T. Ganetsos, and M. Papoutsidakis, "A 3D-Printed, Open-Source, Low-Cost Drone Platform for Mechatronics and STEM Education in an Academic Context," *Drones*, vol. 9, p. 797, 2025, doi: 10.3390/drones9110797.

[9] D. Caballero-Martin, J. M. Lopez-Guede, J. Estevez, and M. Graña, "Artificial Intelligence Applied to Drone Control: A State of the Art," *Drones*, vol. 8, p. 296, 2024, doi: 10.3390/drones8070296.

[10] M. Y. Arafat, M. M. Alam, and S. Moh, "Vision-Based Navigation Techniques for Unmanned Aerial Vehicles: Review and Challenges," *Drones*, vol. 7, p. 89, 2023, doi: 10.3390/drones7020089.

[11] X. Chen, J. Tang, and S. Lao, "Review of Unmanned Aerial Vehicle Swarm Communication Architectures and Routing Protocols," *Appl. Sci.*, vol. 10, p. 3661, 2020, doi: 10.3390/app10103661.

[12] V. Sihag, G. Choudhary, P. Choudhary, and N. Dragoni, "Cyber4Drone: A Systematic Review of Cyber Security and Forensics in Next-Generation Drones," *Def. Technol.*, vol. 7, p. 430, 2023, doi: 10.3390/drones7070430.

[13] J.-P. Yaacoub, H. Noura, O. Salman, and A. Chehab, "Security analysis of drones systems: Attacks, limitations, and recommendations," *Internet of Things*, vol. 11, p. 100218, 2020, doi: 10.1016/j.iot.2020.100218.

[14] A. A. Laghari, A. K. Jumani, R. A. Laghari, and H. Nawaz, "Unmanned aerial vehicles: A review Asif," *Cogn. Robot.*, vol. 3, pp. 8–22, 2023, doi: 10.1016/j.cogr.2022.12.004.

[15] S. A. H. Mohsan, M. A. Khan, F. Noor, I. Ullah, and M. H. Alsharif, "Towards the Unmanned Aerial Vehicles (UAVs): A Comprehensive Review," *Drones*, vol. 6, p. 147, 2022, doi: 10.3390/drones6060147.

Unmanned Aerial Vehicle Technology: State of the Art, Challenges, Development Trends, and Orientations for Workforce Training

Abstract: *This paper presents a review study on unmanned aerial vehicle (UAV) technology in the context of Industry 4.0, and proposes a specialized training direction in design and manufacturing. First, the study systematizes the core UAV technologies, including avionics systems, flight control, perception sensors, communications, and energy solutions. The paper clarifies the potential for practical applications as well as current technical and technological barriers such as limited battery endurance, flight safety, and air traffic management. In response to the urgent demand for high-quality human resources to address these challenges, the paper proposes an interdisciplinary engineer training model. This curriculum enables learners to master the entire UAV system development lifecycle and equips them with practical competencies to meet the requirements of the future aviation industry.*

Keywords: Unmanned aerial vehicle; Key technologies; Technical–technological challenges; Development trends; Training program.

Ứng dụng phần mềm ANSYS Fluent để mô phỏng dòng khí trong loa phụt động cơ tên lửa nhiên liệu rắn

Phạm Hữu Huấn[1], Mai Đức Mạnh[1], Đinh Hoàng Quân[2], Dương Văn Quang[2*]

[1] Lớp Thiết kế chế tạo tên lửa 58, Tiểu đoàn 2, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Khoa Hàng không vũ trụ, Học viện Kỹ thuật quân sự

[*] Email: duongvanquang@lqdtu.edu.vn, Tel: 0979682180

Tóm tắt

Nghiên cứu này khảo sát dòng khí cháy chuyển động trong buồng đốt qua loa phụt của động cơ tên lửa nhiên liệu rắn bằng phần mềm mô phỏng động lực học chất lưu tính toán (CFD) ANSYS Fluent. Nhiệt độ, áp suất buồng đốt được xác định từ bài toán thuật phóng trong. Thực hiện xây dựng mô hình loa phụt, chia lưới tính toán với các mức độ chia khác nhau để kiểm tra độ hội tụ của lưới. Sau đó khảo sát đặc điểm của dòng khí khi chuyển từ vùng vận tốc dưới âm sang vùng vận tốc trên âm khi đi qua loa phụt. Mô hình mô phỏng với mức độ lưới đủ mịn đã cho thấy sự hình thành sóng xung kích và lớp biên của dòng khí cháy khi chuyển động qua loa phụt. Thực hiện khảo sát trường nhiệt độ, áp suất, số Mach trong loa phụt với các áp suất khác nhau trong buồng đốt để đánh giá ảnh hưởng của áp suất đến dòng khí chuyển động qua loa phụt.

Từ khoá: *CFD, loa phụt, động cơ tên lửa, nhiên liệu rắn*

1. Đặt vấn đề

Tổ hợp tên lửa phòng không tầm thấp có nhiều ưu điểm do: tính cơ động cao, dễ thao tác sử dụng, quá trình chuyển trạng thái sẵn sàng chiến đấu nhanh, độ tin cậy cao, giá thành thấp... Với những ưu điểm đó tổ hợp tên lửa phòng không này được trang bị khá rộng rãi trong quân đội của nhiều nước.

Ngoài việc khai thác sử dụng thì tự chủ trong thiết kế, chế tạo các loại tên lửa phòng không tầm thấp cũng là nhiệm vụ hết sức quan trọng. Trong kết cấu các tên lửa phòng không, động cơ hành trình có vai trò quan trọng, quyết định đến khả năng tiêu diệt mục tiêu của tên lửa. Trong động cơ tên lửa, loa phụt là một bộ phận rất quan trọng, tại đây diễn ra quá trình biến đổi nội năng của sản phẩm cháy trong buồng đốt thành lực đẩy của động cơ. Loa phụt có dạng ống Laval có chức năng đưa tốc độ dòng khí từ dưới âm lên vượt âm. Dựa trên cấu tạo, tính chất cơ lý hoá của thuốc phóng, các nghiên cứu đã thực hiện tính toán thuật phóng trong của ĐTR, qua đó đánh giá ảnh hưởng của lớp cách nhiệt [1, 2] và biên dạng tối ưu của loa phụt ĐTR [3, 4]. Các bài toán thiết kế tính toán kết cấu tên lửa chịu tác động của lực khí động, quá tải trong khi bay đồng thời với tác dụng nhiệt độ và áp suất trong buồng đốt là hướng nghiên cứu thu hút được sự quan tâm nghiên cứu của các nhà khoa học trong và ngoài nước [5-9]. Các thử nghiệm thực nghiệm là phương tiện chính để đánh giá hiệu suất khí động học, tuy nhiên, các phương pháp này thường tốn nhiều nguồn lực, tốn thời gian và hạn chế về tính linh hoạt tham số. Để nâng cao độ chính xác và giảm thời gian tính toán thiết kế, giảm chi phí thử nghiệm thì các phần mềm mô phỏng như ANSYS, CATIA, NASTRAN, NX… được sử dụng một cách rộng rãi để tính toán mô phỏng, điều chỉnh, lựa chọn ra phương án thiết kế hợp lí.

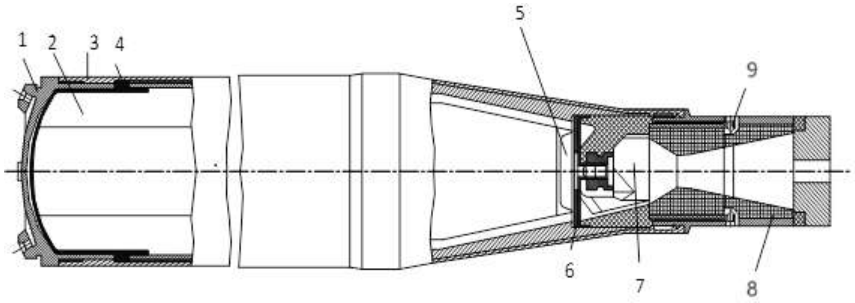
Trong bài báo này, sử dụng phần mềm ANSYS Fluent để xây dựng mô hình tính toán cho loa phụt động cơ tên lửa. Áp suất và nhiệt độ của sản phẩm cháy trong loa phụt động cơ được tính toán thông qua bài toán thuật phóng trong. Kết quả và phương pháp của nghiên cứu có thể được sử dụng trong nhiệm vụ thiết kế, chế tạo động cơ tên lửa nhiên liệu rắn.

2. Xác định áp suất, nhiệt độ khí cháy trong buồng đốt

Trong quá trình khai thác, ĐTR chịu tác dụng của các dạng tải trọng khác nhau, gồm các tải trọng áp suất và nhiệt độ do sản phẩm cháy bên trong buồng đốt.

Bài toán cơ bản thuật phóng trong của động cơ tên lửa là bài toán xác định quy luật thay đổi của áp suất và lực đẩy theo thời gian: *p(t)* và *P(t)*.

Động cơ hành trình gồm: buồng đốt, liều phóng, bộ châm lửa, khối loa phụt và bộ châm lửa tác dụng giữ chậm. Đáy trung gian liên kết động cơ hành trình với phần chiến đấu. Để nhận được chế độ làm việc theo yêu cầu liều phóng được bọc lớp chống cháy xung quanh (chỉ cho cháy một số bề mặt xác định).



Hình 1. Động cơ hành trình

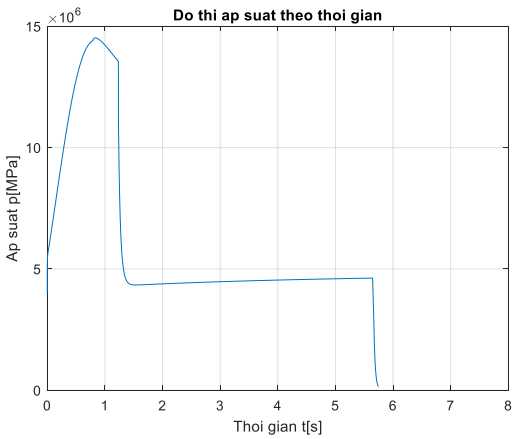
1. Đáy; 2. Dây kim loại; 3. Buồng đốt; 4. Thuốc phóng; 5. Bộ châm lửa; 6. Khối loa phụt; 7. Bộ châm lửa; 8. Nắp bịt kín; 9. Lỗ vít

Từ hình dáng kết cấu chung của các thành phần động cơ tên lửa, có thể thấy các bộ phận đó chủ yếu là các ống hình trụ. Hệ phương trình tính toán nhiệt, áp suất và năng lượng của sản phẩm cháy trong buồng đốt được viết như sau [10]:

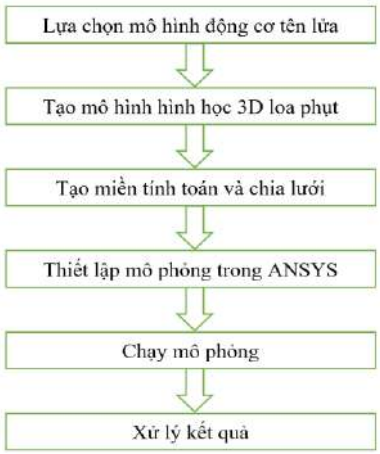
$$\begin{cases} \dfrac{dp}{dt} = -\dfrac{1}{V}\left[\left(\phi_2 K_{0(k)} F_{th}\sqrt{f_0} + SU - V\right)p - SUf_0\rho_T\right] \\ \dfrac{d\psi}{dt} = \dfrac{\rho_T SU}{\omega} \\ \dfrac{dT_k}{dt} = \dfrac{G_{pr}}{\omega}\left[T_1\left(1-K_q\right) - T_K\right]\left(\dfrac{1}{\delta} - \alpha\right)\dfrac{\theta}{R}\cdot p \\ \dfrac{d\dot{E}}{dt} = \dfrac{dU}{dt} + p\dfrac{dW}{dt} + \dfrac{dq_I}{dt} \\ \dfrac{1}{r^2}\dfrac{\partial}{\partial r}\left(r^2\dfrac{\partial T}{\partial r}\right) + \dfrac{\dot{E}_{gen}}{k} = \dfrac{1}{\alpha}\dfrac{\partial T}{\partial t} \end{cases} \quad (1)$$

Trong đó: *p,V, T, E, U* lần lượt là áp suất, thể tích, nhiệt độ, năng lượng cháy.

Thực hiện giải hệ phương trình trên thu được kết quả tính toán nhiệt độ và áp suất trong buồng ĐCHT của tên lửa phòng không tầm thấp thu được ở Hình 2 [2]



Hình 2. Đồ thị áp suất động cơ hành trình



Hình 3. Sơ đồ trình tự tính toán

Từ đồ thị quy luật áp suất theo thời gian cho thấy: quá trình làm việc của động cơ hành trình tên lửa gồm hai giai đoạn. Giai đoạn tăng tốc áp suất tăng nhanh đến giá trị lớn nhất. Giai đoạn hành trình giá trị áp suất và lực đẩy chỉ có sự thay đổi nhỏ.

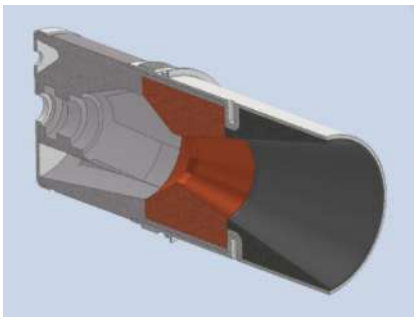
Bảng 1. Kết quả bài toán thuật phóng trong

STT	Tham số	Kí hiệu	Giá trị	Đơn vị
1	Áp suất lớn nhất	p_{max}	14,512	MPa
2	Áp suất trong thời gian hành trình	p	4,5196	MPa
3	Thời gian động cơ làm việc	t	5,942	s
4	Thời gian hành trình	t	4,415	s
5	Nhiệt độ lớn nhất của khí cháy	T	2773	K

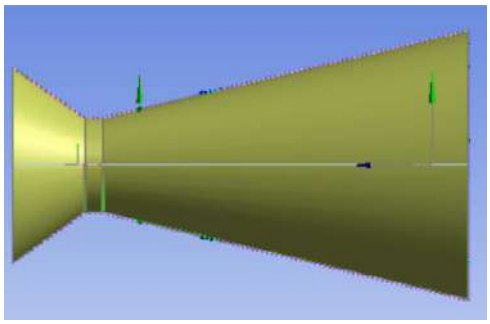
3. Thiết lập mô hình tính toán

Sử dụng ANSYS Fluent 2021 R2 để khảo sát dòng khí trong loa phụt động cơ tên lửa trong điều kiện nhớt, trình tự bao gồm năm bước được thể hiện trong Hình 3.

3.1. Xây dựng mô hình 3D



Hình 4. Cụm loa phụt của động cơ hành trình trên Inventor



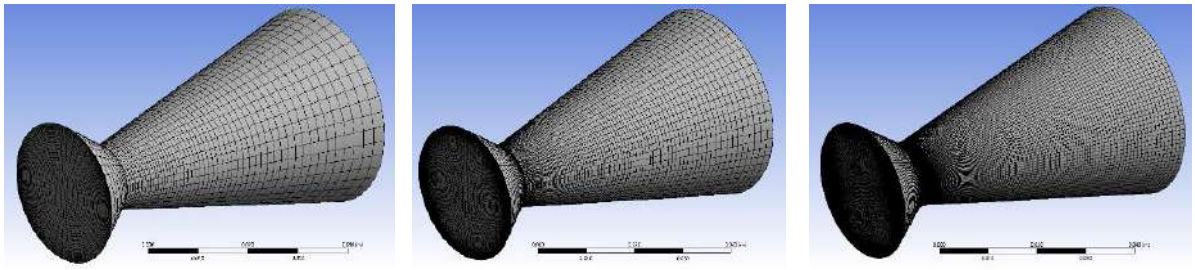
Hình 5. Mô hình hóa loa phụt động cơ tên lửa trong ANSYS

Từ mô hình 3D của loa phụt trong phần mềm Inventor ở Hình 4, xác định miền thể tích

dòng khí chuyển động và thực hiện xây dựng mô hình tính toán 3D trong phần mềm ANSYS Fluent ở Hình 5.

3.2. Chia lưới và kiểm tra độ hội tụ

Việc chia lưới (Meshing) ảnh hưởng lớn đến độ chính xác của kết quả. Trong lĩnh vực kỹ thuật và nghiên cứu, cần có sự phù hợp giữa độ chính xác và thời gian tính toán. Các yếu tố ảnh hưởng đáng kể đến độ chính xác và thời gian tính toán gồm: Phần mềm, loại mô hình (2D/3D), kỹ thuật chia lưới, hình dạng và chất lượng phần tử. Loại phần tử và chất lượng của lưới ảnh hưởng trực tiếp đến độ chính xác, hiệu suất tính toán và khả năng mô phỏng của bài toán. Lưới càng mịn, kết quả càng chính xác, tuy nhiên thời gian tính toán và mức độ phức tạp tăng lên.



a) *b)* *c)*

Hình 6. Chia lưới mô hình

a) Mức lưới thô; b) Mức lưới trung bình; c) Mức lưới mịn

Đối với các chi tiết có dạng hình trụ đối xứng như loa phụt động cơ tên lửa lựa chọn kiểu chia lưới kết hợp phương pháp tứ diện (tetrahedral method) và phương pháp quét (sweep method). Khi đó phần mềm sẽ tự động xác định các vật thể có thể quét và tạo lưới quét trên các vật thể. Phương pháp được dùng là Edge Sizing (điều khiển kích thước trên thân) Face Meshing, MultiZone và Inflation. Mật độ lưới tăng dần ở các bề mặt, điểm liên kết là nơi có sự biến đổi mạnh về tải trọng, chuyển vị, ứng suất. Các mức lưới tăng mật độ một cách có kiểm soát, đặc biệt ở vùng biên, mép nhọn, đường cong và vùng thay đổi lớn (áp suất, vận tốc). Thực hiện chia lưới cấu trúc mô hình loa phụt với 3 mức lưới thô, trung bình và mịn.

3.2.1. Kiểm tra lưới qua ANSYS Mechanical

Số nút và số phần tử khi chia lưới ở mức độ khác nhau được thể hiện ở bảng 2. Các thông số để đánh giá chất lượng của lưới được thể hiện ở hình 3 và bảng 3.

Bảng 2. Số nút và số phần tử thu được của 3 mô hình lưới khác nhau

Lưới	**Số nút**	**Số phần tử**
Thô	86089	83316
Trung bình	493792	485891
Mịn	2334205	2310116

Nhận xét: Từ kết quả của bảng 3 ta thấy Aspect Ratio (tỷ số giữa chiều dài lớn nhất và chiều dài nhỏ nhất của một phần tử) có giá trị lớn nhất 64,382 là chấp nhận được trong bài toán yêu cầu phải tạo lớp lưới mỏng để làm rõ sự xuất hiện của lớp biên; Skewness (mức độ biến

dạng hình học của phần tử lưới) có giá trị lớn nhất là 0,479 (nằm trong khoảng 0,25-0,5) là giá trị chấp nhận được; Orthogonal Quality (chất lượng trực giao) có giá trị nằm trong khoảng 0,75-1 là giá trị rất tốt. Qua các thông số trên có thể đánh giá các mô hình lưới đã đạt điều kiện cho quá trình tính toán.

Bảng 3. Thống kê giá trị lớn nhất và nhỏ nhất các thông số đánh giá chất lượng lưới của 3 mô hình

Giá trị	Lưới	Aspect Ratio	Skewness	Orthogonal Quality
Max	Thô	27.014	0.444	1
	Trung bình	64.382	0.460	1
	Mịn	20.154	0.479	1
Min	Thô	1.022	1.246×10^{-2}	0.783
	Trung bình	1.005	2.386×10^{-6}	0.774
	Mịn	1.003	1.394×10^{-3}	0.740

3.2.2. Kiểm tra lưới qua ANSYS Fluent

Từ kết quả check mesh ở bảng 4 có thể xác định được thể tích nhỏ nhất (minimum volume), thể tích lớn nhất (maximum volume) của một cell, tổng thể tích toàn miền (total volume), diện tích mặt nhỏ nhất (Minimum face area), diện tích mặt lớn nhất (Maximum face area) các thông số trên đều lớn hơn 0 nên không có cell bị lỗi hình học.

Bảng 4. Thống kê kết quả Mesh quality của 3 mô hình lưới

Lưới	Minimum Orthogonal Quality	Maximum Aspect Ratio	Tỉ lệ lưới chất lượng thấp (%)
Thô	0.7834	35.794	0.1000
Trung bình	0.7736	81.211	0.1182
Mịn	0.7397	28.195	0.1008

Nhận xét: Từ bảng 4 ta có thể xác định được Minimum Orthogonal Quality thuộc khoảng 0,75-1 là một giá trị rất tốt cho mô hình lưới, Maximum Aspect Ratio lớn nhất 81.211 là một giá trị có thể chấp nhận được đối với vài toán trên khi cần phải làm rõ sự xuất hiện của lớp biên trên thành động cơ. Số cell chất lượng thấp chiếm khoảng 0,1% đến 0.11% tổng số cell (nhỏ hơn 5%), đây là tỷ lệ rất thấp có thể chấp nhận được. Từ các tham số trên có thể kết luận lưới trên đã đủ điều kiện để đưa vào tính toán và mô phỏng.

3.3. Thiết lập phương pháp, thông số đầu vào và điều kiện biên

Điều kiện biên được xác định qua sự truyền nhiệt từ khí thuốc vào thành động cơ và điều kiện đầu vào của loa phụt được thể hiện lần lượt trong Bảng 5, 6, 7, 8.

Bảng 5. Cài đặt phương pháp

Solver type	***Pressure based***
Energy Equations	***On***
Viscous Model	***SST k-omega (2 eqn)***
Viscosity Detremination	***Sutherland Method***
Scheme	***Coupled***

Bảng 6. Điều kiện đầu vào của loa phụt (Inlet)

Gauge Total Pressure	***14.5 MPa***
Gauge Initial Pressure	***14.3 MPa***
Mach Number	***0.35***
Inlet Temperature	***2773 K***

Bảng 7. Điều kiện đầu ra của loa phụt (Outlet)

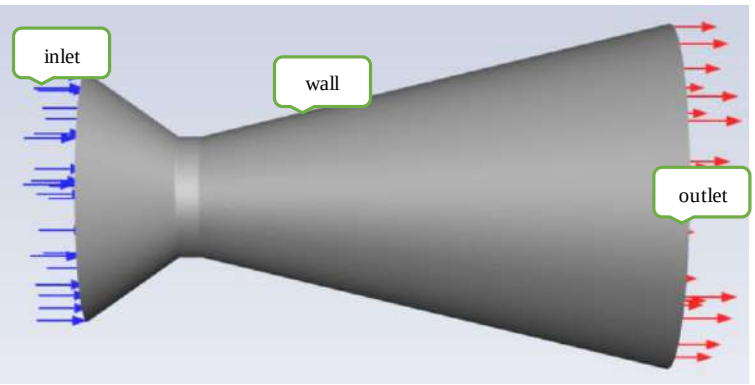
Gauge Pressure	***101325 Pa***
Pressure Profile Multiplier	***1***
Mach Number	***0***
Backflow Total Temperature	***300 K***

Bảng 8. Điều kiện thành của loa phụt (Walls)

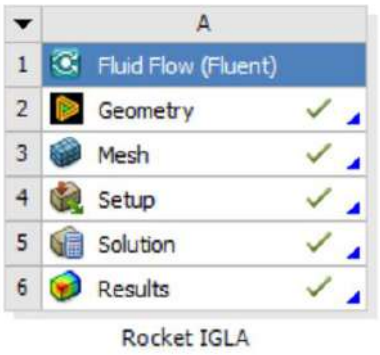
Wall motion	***Stationary Wall***
Shear Condition	***No slip***
Temperature	***1093 K***
Heat Generation Rate	***0 W/m^3***

Hình 8 hiển thị phần thiết lập và phương pháp, điều kiện biên bao gồm nhiệt độ đầu vào loa phụt, nhiệt độ dòng chảy tự do, áp suất đầu vào, độ nhớt, loại mô hình nhớt.

Bài toán được thiết lập và tính toán với 3 trường hợp nhằm đánh giá ảnh hưởng đồng thời của áp suất và nhiệt độ dòng khí đến đặc tính dòng chảy trong loa phụt. Áp suất đầu vào được lựa chọn ở ba mức P1, P2, P3 tương ứng 11,5 MPa; 14,5 MPa; 17,5 MPa, trong khi nhiệt độ đầu vào được khảo sát tại 2773 K.



Hình 7. Thiết lập điều kiện biên



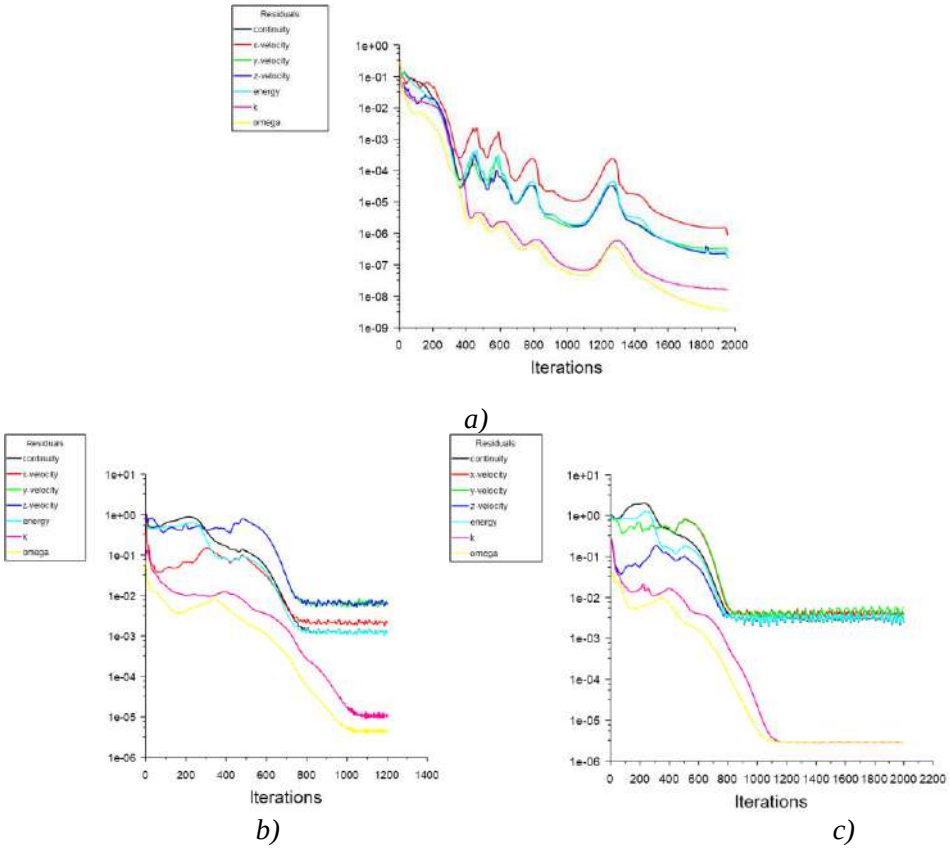
Hình 8. Ansys Fluent

4. Kết quả CFD và thảo luận

4.1. Kiểm tra hội tụ

Mô hình phân tích chạy với số vòng lặp là 2000 vòng và cho kết quả ở Hình 8. Lưới thô (Hình 8.a) cho hội tụ về mặt residual, nhưng độ chính xác trường dòng còn hạn chế, nhất là với các đại lượng như gradient vận tốc, ma sát thành. Lưới trung bình (Hình 8.b) Residual giảm

nhanh và đều hơn so với lưới thô. Các phương trình: continuity và vận tốc ổn định quanh $10^{-3} \sim 10^{-4}$, k và ω giảm xuống tới $10^{-5} \sim 10^{-6}$. Lưới trung bình thể hiện sự cân bằng tốt giữa tốc độ hội tụ và độ ổn định, phù hợp cho các phân tích kỹ thuật thông thường. Lưới mịn (Hình 8.c) Residual của k và ω giảm rất sâu, đạt gần 10^{-6} và duy trì ổn định. Các phương trình vận tốc và continuity đạt trạng thái ổn định sớm, ít dao động. Lưới mịn cho độ hội tụ tốt nhất, phản ánh chính xác hơn các đặc trưng dòng chảy (biên, lớp rối, vùng gradient lớn). Như vậy, có thể thấy rằng cả ba mô hình lưới đều đạt được độ hội tụ cần thiết.



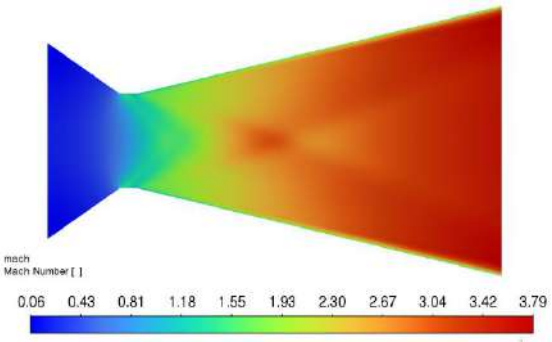
Hình 9. Residuals Plot a) lưới trung bình; b) lưới trung bình; c) lưới mịn

4.2. Sự biến đổi của dòng khí cháy qua loa phụt

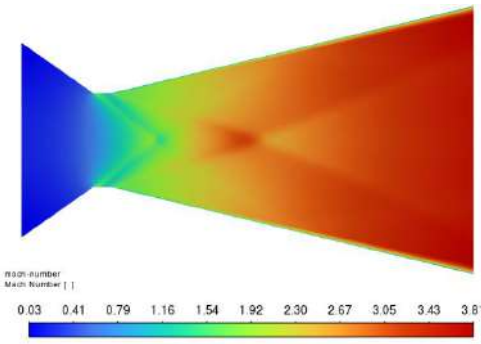
4.2.1. Số Mach

Kết quả giá trị số Mach cực đại trong ba trường hợp lưới thô, trung bình và mịn lần lượt là 3.79; 3.81; 3.83. Sai khác Mach lớn nhất giữa lưới thô và lưới mịn nhỏ hơn 1.1%. Phân bố số Mach cho thấy dòng khí được tăng tốc từ dưới âm len vượt âm khi đi qua tiết diện tới hạn của loa phụt và vùng khuếch tán của loa phụt. Tại khu vực đầu vào, dòng khí có số Mach nhỏ (vùng màu xanh), sau đó tăng nhanh và đạt trạng thái siêu âm khi đi vào phần loe của loa phụt. Sự xuất hiện các vùng thay đổi Mach rõ rệt dọc theo trục dòng chảy phản ánh quá trình giãn nở của khí phù hợp với đặc trưng làm việc của loa phụt động cơ tên lửa. Phân bố này chứng tỏ điều kiện biên và mô hình dòng chảy được thiết lập hợp lý trong ANSYS Fluent. Độ chia lưới của

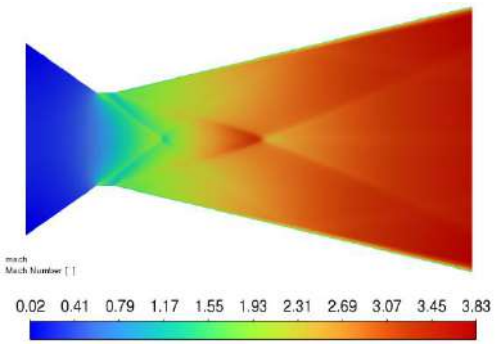
mô hình cũng đã cho thấy tính hợp lý khi đã thể hiện được các sóng phản xạ trên bề mặt của loa phụt giao thoa với nhau.



a)



b)



c)

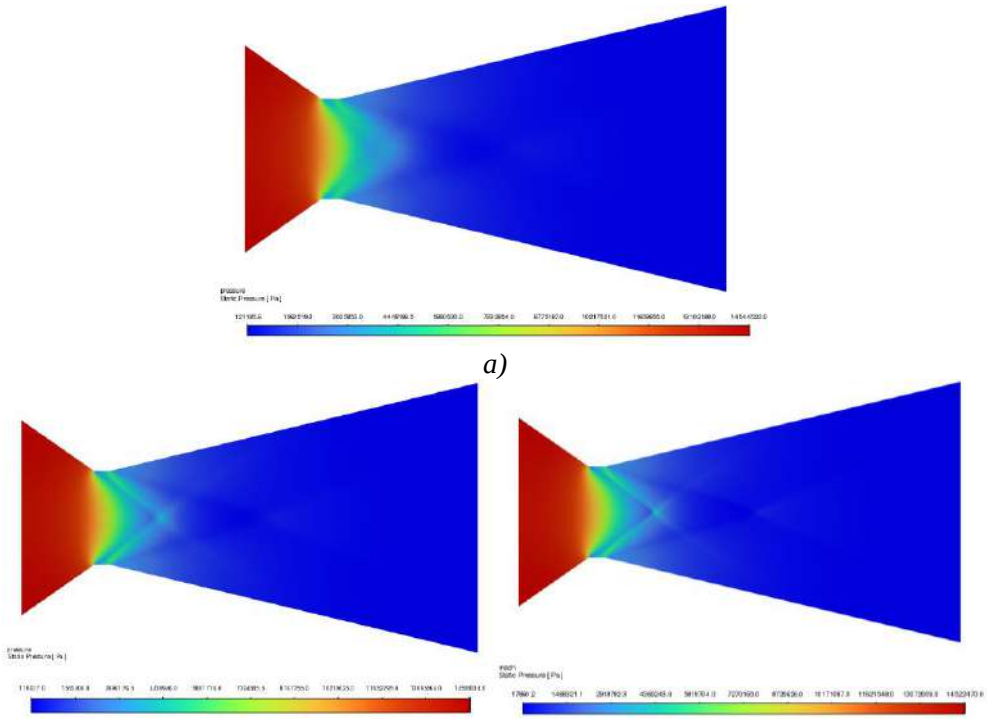
Hình 10. Phân bố theo số Mach a) lưới trung bình; b) lưới trung bình; c) lưới mịn

4.2.2. Áp suất

Kết quả cho thấy áp suất cực tiểu tại cửa ra loa phụt thay đổi không không đáng kể và bằng áp suất môi trường. Áp suất có giá trị lớn nhất tại vùng đầu vào và giảm dần dọc theo chiều dòng chảy, đặc biệt giảm mạnh sau thiết diện tới hạn, nơi dòng khí chuyển sang trạng thái giãn nở nhanh. Kết quả này phù hợp với quy luật bảo toàn năng lượng trong dòng chảy nén được và cho thấy hiệu quả chuyển hóa áp suất thành động năng trong loa phụt.

4.2.3. Nhiệt độ

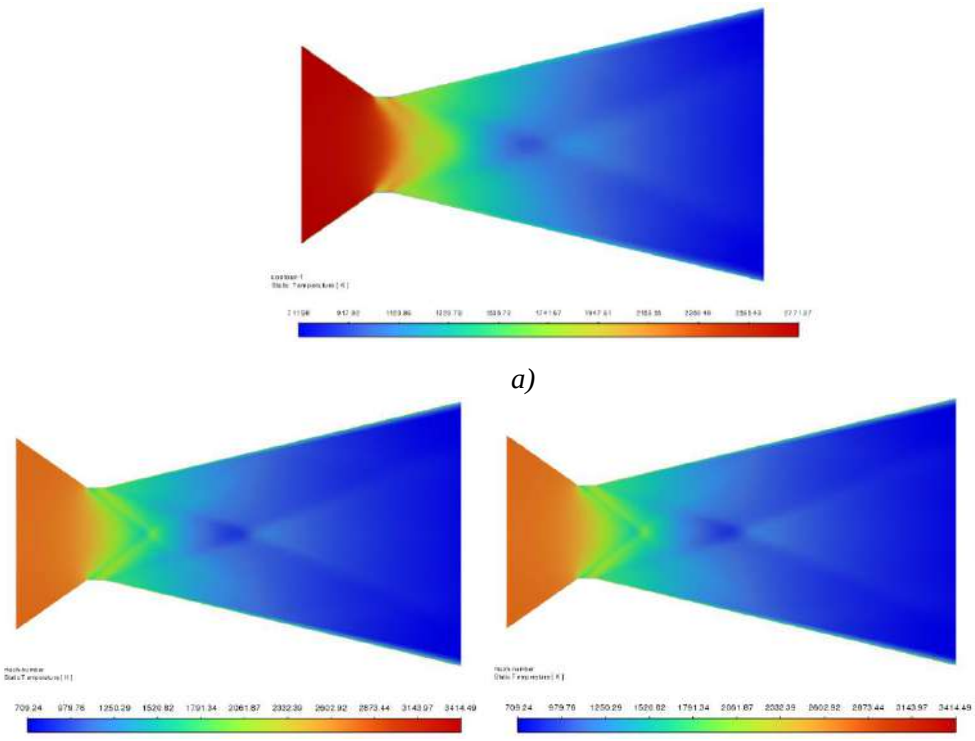
Ngoài ra, sự sai khác giá trị nhiệt độ giữa các mức lưới là nhỏ. Sự suy giảm nhiệt độ tĩnh đi kèm với sự giảm áp suất và tăng vận tốc cho thấy quá trình chuyển hóa năng lượng từ dạng nhiệt–áp suất sang động năng diễn ra hiệu quả, phản ánh đặc trưng làm việc của loa phụt động cơ tên lửa nhiên liệu rắn. Phân bố nhiệt độ tĩnh cho thấy từ nhiệt độ lớn nhất ở trong buồng đốt sau đó giảm dần theo chiều dòng chảy do quá trình giãn nở đoạn nhiệt của dòng khí. Sự suy giảm nhiệt độ tương ứng với sự gia tăng vận tốc và số Mach, phản ánh đúng quy luật biến đổi của dòng khí cháy trong động cơ tên lửa nhiên liệu rắn.



a)

b) *c)*

Hình 11. Trường áp suất a) lưới trung bình; b) lưới trung bình; c) lưới mịn



a)

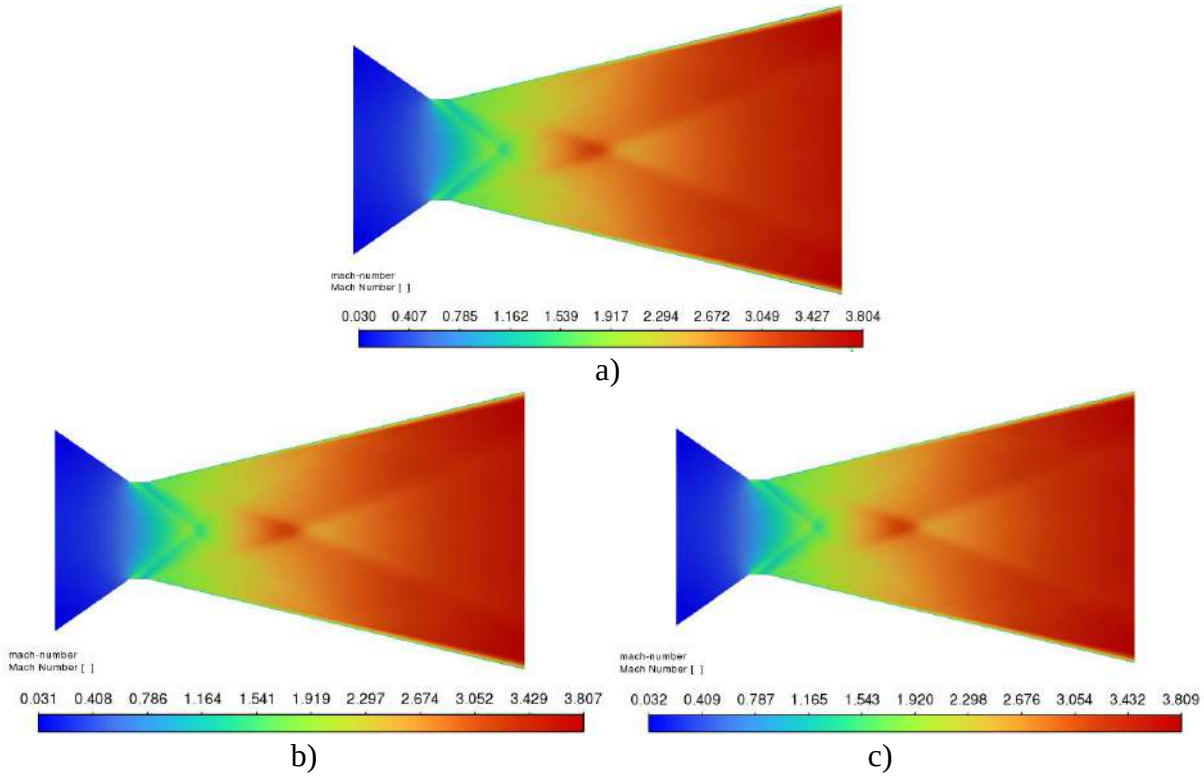
b) ***c)***

Hình 12. Trường nhiệt độ a) lưới trung bình; b) lưới trung bình; c) lưới mịn

4.3. Ảnh hưởng của áp suất khi cháy trong buồng đốt

4.3.1. Số Mach

Để đánh giá ảnh hưởng của áp suất trong buồng đốt đến đặc tính dòng khí cháy qua loa phụt thực hiện khảo sát với giá trị áp suất lớn nhất trong buồng đốt 14,5 MPa, giá trị áp suất 11,5 MPa nhỏ hơn giá trị áp suất lớn nhất, giá trị áp suất 17,5 MPa lớn hơn giá trị áp suất lớn nhất. Khi tăng áp suất đầu vào từ 11,5; 14,5; 17,5 MPa, số Mach trong dòng tăng nhẹ và tuyến tính. Phân bố Mach tại vị trí tiết diện tới hạn loa phụt và vùng giãn nở giữa 3 trường hợp gần như không thay đổi. Sóng Mach được tạo ra, phản xạ, giao thoa với nhau tạo thành các vết sóng Mach.



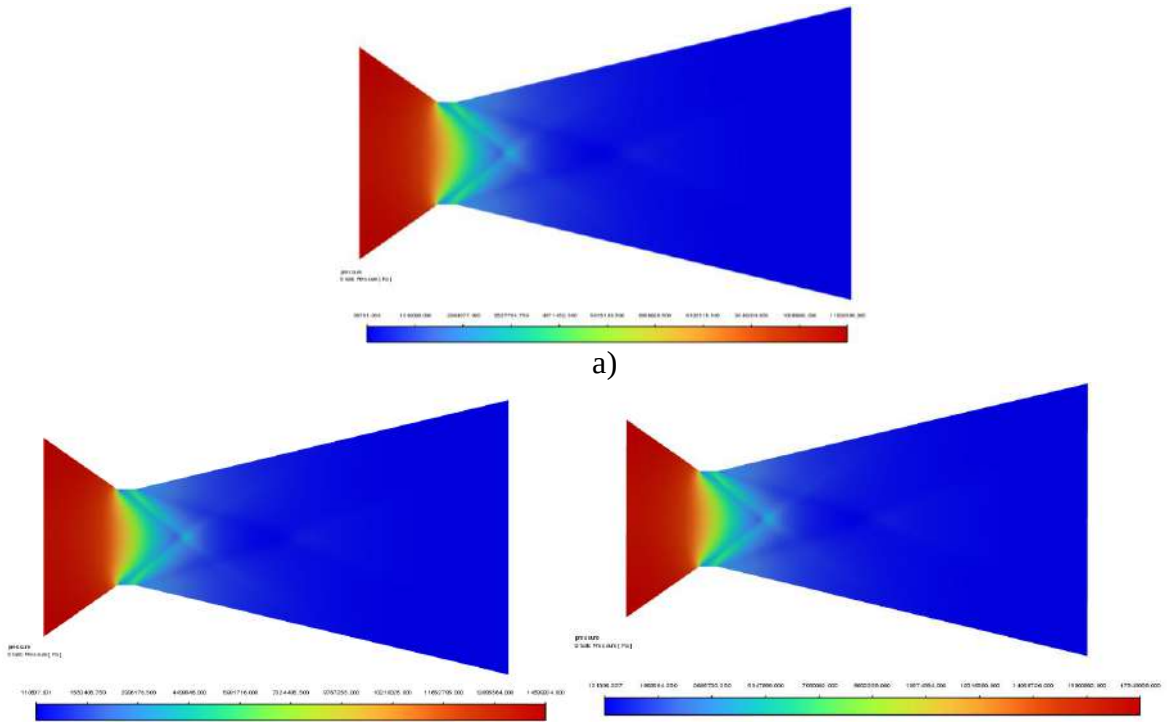
Hình 13. Phân bố số Mach a) lưới trung bình; b) lưới trung bình; c) lưới mịn

4.3.2. Áp suất

Phân bố áp suất trong miền tính toán thay đổi theo giá trị điều kiện biên Inlet. Khi thay đổi áp suất buồng đốt, trường áp suất thu được cũng thay đổi tuy nhiên đặc trưng hình dạng của trường áp suất không thay đổi.

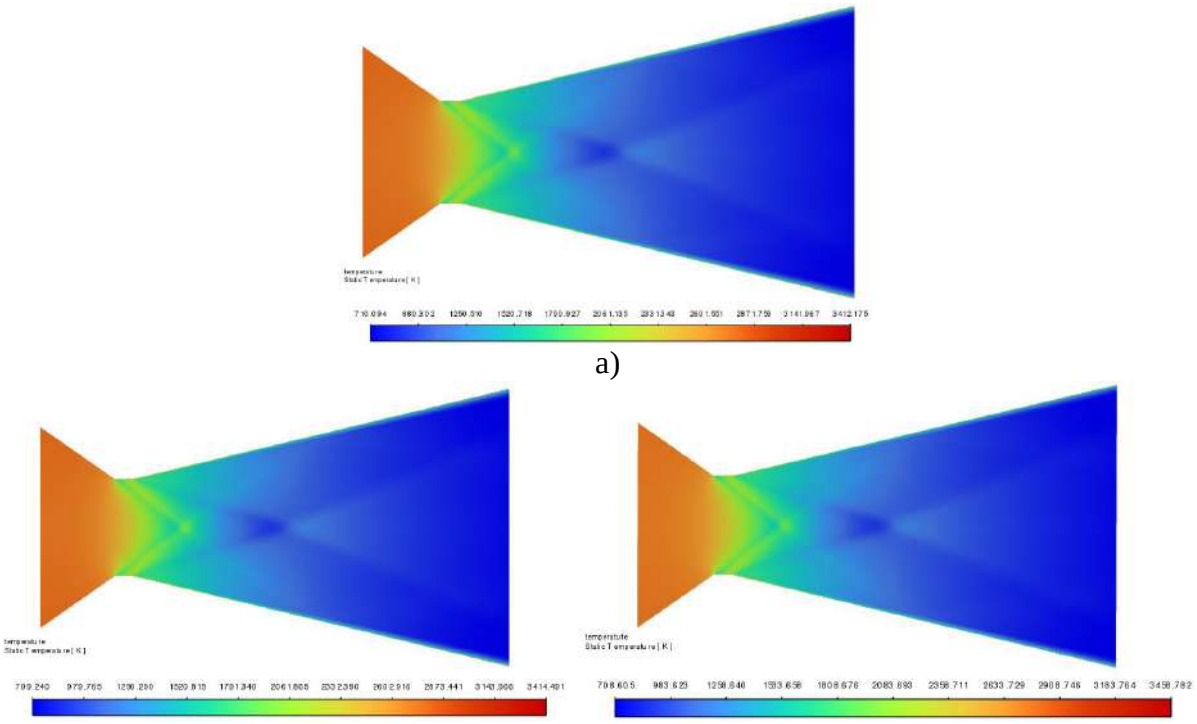
4.3.3. Nhiệt độ

Nhiệt độ tăng nhẹ khi áp suất đầu vào tăng, thể hiện sự gia tăng năng lượng toàn phần của dòng khí. Phân bố nhiệt độ vẫn tuân theo quy luật đặc trưng: cao ở vùng buồng và giảm dần theo chiều giãn nở phía sau phần tiết diện tới hạn. Sự thay đổi giữa các trường hợp chủ yếu là thay đổi về giá trị, còn xu hướng phân bố không thay đổi.



a) b) c)

Hình 14. Trường áp suất a) lưới trung bình; b) lưới trung bình; c) lưới mịn



a) b) c)

Hình 15. Trường nhiệt độ a) lưới trung bình; b) lưới trung bình; c) lưới mịn

5. Kết luận

Bài báo đã khảo sát dòng khí cháy qua loa phụt của động cơ tên lửa nhiên liệu rắn. Các thông số đầu vào nhiệt độ, áp suất trong buồng đốt được xác định từ bài toán thuật phóng trong. Thực hiện mô hình hoá để mô phỏng trạng thái biến đổi của dòng khí từ dưới âm lên trên âm trong loa phụt bằng phần mềm Ansys Fluent. Thực hiện xác định điều kiện biên, cho đến lựa chọn thuật toán giải và tiêu chí hội tụ nhằm mô phỏng động lực học chất lưu tính toán (CFD) trong phần mềm ANSYS Fluent. Lưới tính toán được thực hiện với các mức độ khác nhau để kiểm tra chất lượng, độ hội tụ của lưới. Sự hợp lý của lưới thể hiện khi trong mô hình tính toán đã thể hiện được sóng Mach hình thành do sự phản xạ của dòng với thành loa phụt cũng như sự biến đổi ở lớp biên sát thành loa phụt.

Kết quả mô phỏng cho phép đánh giá phân bố trường vận tốc, áp suất, nhiệt độ và số Mach trong loa phụt, phản ánh rõ quá trình giãn nở và gia tốc của dòng khí khi đi từ buồng đốt ra môi trường ngoài. Kết quả thu được từ tính toán động lực học dòng khí cháy là bước đầu để thực hiện tính toán độ bền kết cấu loa phụt bằng giải thuật tương tác dòng chảy – kết cấu (FSI) trong phần mềm ANSYS.

Tài liệu tham khảo

1. Trần Xuân Tiến, (2021). Nghiên cứu tính toán xác định chiều dày lớp bảo vệ nhiệt cho kết cấu chịu nhiệt độ cao của khí cụ bay, *Journal Of Science & Technology* 57, pp. 71-73.
2. Vo Van Bien Nguyen Minh Phu, Nguyen Thanh Hai,, (2023). Thermal Protection Solution For Solid Fuel Rocket Engines, *Advanced Engineering Letters*, pp. 96-104. https://doi.org/10.46793/adeletters.2023.2.3.3
3. Vo Van Bien, Nguyen Minh Phu, and Nguyen Duy Phon, (2024). Studying The Influence Of The Nozzle Profile On The Working Performance Of A Solid-Fuel Rocket Engine, *Science - Technology* 60, pp. 54-58.
4. B Laxmi Narasimha, (2007). Thermal and structural variations of a rocket nozzle using ANSYS simulation, *Anveshana's International Journal Of Research In Engineering And Applied Sciences* 2, pp. 140-149.
5. Dương Văn Quang, Nguyễn Anh Tuấn, Phạm Chung, (2019). Tính toán độ bền thân tên lửa sử dụng động cơ nhiên liệu rắn. in *Tuyển tập Công trình Hội nghị khoa học Cơ học Thủy khí toàn quốc lần thứ 22*.pp. 687-695
6. Chunguang Wang, Weiping Tian, and Kaining Zhang, (2021). Thermal Structure Strength Analysis of Nozzle Of Solid Rocket Motor with the Coupled Algorithm, *International Journal of Aerospace Engineering* 2021, pp.
7. Linda Larsson and Saowanee Suphap, (2006), Fluid Structure Interaction in a Rocket Nozzle, Luleå University of Technology.
8. R. Harikrishnan and Bhaskara Rao Lokavarapu, (2020). Design and analysis of rocket nozzle, *Article in press*, pp.
9. Chen Dongyang and Laith K Abbas, (2017). Aerodynamic and static aeroelastic computations of a slender rocket with all-movable canard surface, *Journal of Aerospace Engineering* 232, pp. 1103-1119. 10.1177/0954410017705901
10. Phạm Thế Phiệt, (1995). *Lý thuyết động cơ tên lửa*. Hà Nội Học viện Kỹ thuật Quân sự.

Application of ANSYS Fluent software to simulate gas flow in nozzle of solid fuel rocket engine

Abstract: *This study investigates the flow of combustion gases through the nozzle of a solid-fuel rocket engine using the computational fluid dynamics (CFD) simulation software ANSYS Fluent. Combustion chamber temperature and pressure are determined from the internal launch algorithm. A nozzle model is constructed, and a computational mesh is created with different levels of mesh size to check the convergence of the mesh. The characteristics of the gas flow as it transitions from subsonic to supersonic velocity regions through the nozzle are then investigated. The simulation model, with a sufficiently fine mesh size, shows the formation of shock waves and boundary layers of the combustion gas flow as it moves through the nozzle. The temperature, pressure, and Mach number fields within the nozzle are investigated at different pressures in the combustion chamber to evaluate the effect of pressure on the gas flow through the nozzle.*

Keywords: CFD, rocket nozzle, rocket engine, solid fuel

❑

Phương pháp số trong đánh giá ảnh hưởng của hình dạng đuôi vát tới hệ số ổn định của vật thể bay dạng tròn xoay quay nhanh quanh trục

Đào Công Trường[1*], Đặng Văn Hà[1], Nguyễn Xuân Ngữ[2]

[1]*Phòng Khoa học quân sự, Quân chủng PK-KQ;* [2]*Viện Kỹ thuật PK-KQ*

Tóm tắt

Nghiên cứu khảo sát phương pháp đánh giá độ ổn định bay có xét tới chuyển động quay quanh trục của vật thể bay dạng tròn xoay (đầu đạn pháo) bằng phương pháp mô phỏng số CFD. Nghiên cứu sử dụng phương pháp RANS và mô hình chảy rối *k- ω SST*, kết hợp với kiểm chứng kết quả thực nghiệm, để đánh giá sự ảnh hưởng hình dạng đuôi vát với các góc vát và chiều dài đuôi vát khác nhau tới hệ số mô-men giảm chấn, hệ số ổn định hồi chuyển S_g và ổn định động S_d của vật thể bay. Qua đó cho thấy mô hình tính toán CFD được xây dựng trong tính toán các hệ số ổn định của vật thể bay dạng tròn xoay quanh nhanh quanh trục có độ tin cậy cao. Kết quả nghiên cứu chỉ ra khi góc vát và chiều dài đuôi vát tăng, hệ số mô-men giảm chấn và hệ số S_g giảm, trong khi hệ số S_d tăng. Ngoài ra, đặc trưng dòng chảy quanh đuôi vát và sóng xung kích xuất hiện quanh vật thể dạng tròn xoay khi góc chương động thay đổi được mô phỏng trực quan.

Từ khóa: *Ổn định; đuôi vát; góc vát; chiều dài đuôi vát; quay quanh trục.*

1. Mở đầu

Trong giai đoạn chuyển động trên quỹ đạo của vật thể bay dạng tròn xoay (đầu đạn pháo), khái niệm ổn định được xây dựng dựa trên sai lệch giữa chuyển động không nhiễu và chuyển động có nhiễu [1]. Khi này, dưới tác động của các yếu tố nhiễu loạn, sai lệch của quỹ đạo thực so với quỹ đạo danh nghĩa không vượt quá một giới hạn cho phép cho trước [2].

Đánh giá độ ổn định có thể được xem xét qua phân tích mô hình toán học và đặc tính biến động của nghiệm hệ phương trình vi phân mô tả chuyển động của vật thể bay dạng tròn xoay. Để xác định điều kiện ổn định này, một số phương pháp được đề xuất. Có thể kể đến bài toán ổn định của Ляпунов [1] trong xác định điều kiện ổn định của đầu đạn. Bên cạnh đó, theo tài liệu [3], khi thiết kế đầu đạn pháo ổn định trên quỹ đạo bay phải thỏa mãn đồng thời 2 điều kiện: Ổn định con quay và ổn định hướng. Tuy nhiên, để thỏa mãn đồng thời hai điều kiện này rất khó khăn vì nó đòi hỏi thay đổi kích thước và kết cấu đầu đạn. Thông thường, hai điều kiện này cần được dung hòa cho phù hợp trong quá trình thiết kế đầu đạn pháo. Cuối cùng, căn cứ vào chuyển động 6 bậc tự do của vật thể bay dạng tròn xoay, độ ổn định bay được xác định thông qua điều kiện ổn định đã được đưa ra bởi nhiều tác giả như Nicolaides [4], Charles [5] và McCoy [6]. Ưu điểm của phương pháp đánh giá theo các điều kiện ổn định này là có thể thực hiện thông qua tính toán CFD.

Trong bài toán đánh giá độ ổn định theo điều kiện ổn định của tác giả McCoy [6], việc tính toán các hệ số khí động học động phức tạp hơn nhiều so với các hệ số khí động học tĩnh. Trong những năm gần đây, sự phát triển nhanh chóng của CFD đã mở ra nhiều hướng trong tính toán hệ số khí động của vật thể bay ổn định bằng quay. Tác giả Weinacht [7,8] đã đưa ra phương pháp "Steady Lunar Coning Motion" và "Steady Combined Spinning and Coning Motion" phù hợp trong tính toán các hệ số khí động học động. Qua đó, hệ số mô-men Magnus và mô-men giảm chấn của đầu đạn pháo đã được dự đoán trong chuyển động quay hình nón bằng CFD [9-12]. Các

* Email: truongdaocong@gmail.com

đặc tính khí động học có sự thay đổi đáng kể với các cấu trúc đuôi vát khác nhau tại góc chương động nhỏ [11,13]. Tuy nhiên, hầu hết các nghiên cứu đều chưa đánh giá độ ổn định của vật thể bay mà chỉ dừng lại tại đánh giá các hệ số khí động riêng lẻ. Tác giả Jiajan và cộng sự [10] bước đầu đã đánh giá độ ổn định theo điều kiện ổn định của tác giả McCoy trong nghiên cứu về làm trơn phần chuyển tiếp giữa phần thân và đuôi vát với 3 chiều dài đuôi vát khác nhau.

Do đó, thông qua phương pháp CFD, nhóm tác giả đã xây dựng thành công mô hình tính toán các hệ số ổn định của vật thể bay dạng tròn xoay, ổn định bằng quay nhanh quanh trục có độ tin cậy cao thông qua so sánh với kết quả thực nghiệm đã được công bố trước đây [14,15]. Kết quả nghiên cứu đã đưa ra một số đặc trưng về sự ảnh hưởng của góc và chiều dài đuôi vát tỷ lệ thuận hệ số ổn định hồi chuyển và hệ số mô-men giảm chấn, nhưng tỷ lệ nghịch với hệ số ổn định động.

2. Phương pháp mô phỏng số

2.1. Đánh giá độ ổn định bay theo điều kiện ổn định

Giả thiết vận tốc khối tâm và tốc độ quay quanh trục dọc của vật thể bay là không đổi. Theo phương pháp đánh giá ổn định bay theo điều kiện ổn định được đưa ra bởi tác giả McCoy [6], hệ phương trình vi phân mô tả chuyển động bay 6 bậc tự do được biến đổi thành phương trình biến góc tấn phức $\xi = \alpha + i\beta$ sau:

$$\xi''(s) + (H - iQ)\xi'(s) - (M + iQT)\xi(s) = -iQG \tag{1}$$

trong đó:

$$H = C^*_{L_\alpha} - C^*_D - k_y^{-2}\left(C^*_{M_q} + C^*_{M_{\dot\alpha}}\right);\ G = \frac{gD\cos\theta}{V^2}$$

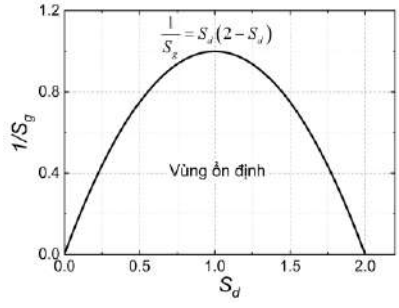
$$Q = \left(\frac{I_x}{I_y}\right)\left(\frac{PD}{V}\right);\ M = k_y^{-2}C^*_{M_\alpha};\ T = C^*_{L_\alpha} + k_x^{-2}C^*_{Mp_\alpha}$$

trong đó, $C^*_{L_\alpha}$ là đạo hàm hệ số lực nâng theo góc chương động, $C^*_{M_q} + C^*_{M_{\dot\alpha}}$ là hệ số mô-men giảm chấn, $C^*_{M_\alpha}$ là đạo hàm hệ số mô-men lật theo góc chương động. Các tham số khác được trình bày chi tiết trong công trình của tác giả McCoy [6]

Điều kiện ổn định được thiết lập thông qua giá trị hệ số ổn định hồi chuyển S_g và hệ số ổn định động S_d. Hai hệ số này được xác định bởi các phương trình sau [6]:

$$S_g = \frac{Q^2}{4M};\ S_d = \frac{2T}{H} \tag{2}$$

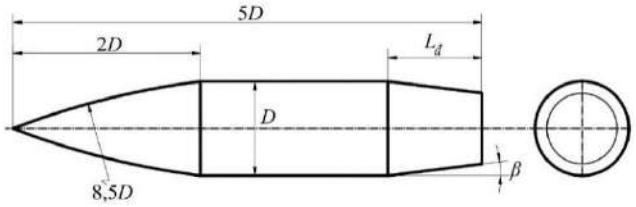
Vật thể bay, ổn định bằng quay nhanh quanh trục, được xác định là ổn định nếu giá trị S_g và S_d nằm trong vùng ổn định được thể hiện trên Hình 1.



Hình 1. Giản đồ vùng ổn định theo phương pháp quay quanh trục [6]

2.2. Mô hình nghiên cứu

Nghiên cứu sử dụng mô hình vật thể bay có hình dạng của đầu đạn cỡ (đường kính) D = 57 mm (Vật thể bay D57), có kích thước tỷ lệ 1:1 với mô hình nghiên cứu thực nghiệm của tác giả Platou [14] (Hình 2). Vật thể bay D57 có tổng chiều dài 5D và chiều dài phần mũi $L_{mũi}/D$ = 2,0 cố định. Trong nghiên cứu này, phần đuôi vát của vật thể bay D57 có góc vát (β) và chiều dài đuôi ($L_đ/D$) thay đổi được. Các điều kiện biên trong tính toán mô phỏng được xác định tương tự với nghiên cứu thực nghiệm của tác giả Platou [14]. Vật thể bay ổn định theo nguyên lý quay quanh trục. Giả thiết vận tốc khối tâm vật thể bay D57 và tốc độ quay quanh trục dọc là không đổi.



Hình 2. Kích thước vật thể bay D57 [14]

2.3. Mô hình tính và chia lưới miền tính toán 3D

Nghiên cứu sử dụng phương pháp trung bình theo thời gian RANS *k-ω SST* trong mô phỏng dòng chảy quanh vật. Mô hình rối *k- ω SST* là sự kết hợp của hai mô hình *k- ε* và *k- ω*. Trong đó, mô hình rối *k - ε* có nhiều ưu điểm trong mô phỏng dòng chảy xa vật, mô hình *k- ω* hiệu quả trong mô tả dòng chảy quanh lớp biên với độ chính xác cao [16]. Phương trình chảy rối bổ sung cho *k* và *ω* được viết như sau [17]:

$$\frac{D\rho k}{Dt} = \tau_{ij}\frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \beta^*\rho\omega k + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu + \sigma_k\mu_t\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right] \quad (3)$$

$$\frac{D\rho\omega}{Dt} = \frac{\gamma}{\nu_t}\tau_{ij}\frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \beta\rho\omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu + \sigma_\omega\mu_t\right)\frac{\partial \omega}{\partial x_j}\right] + 2\left(1-F_1\right)\frac{\rho\sigma_{\omega 2}}{\omega}\frac{\partial k}{\partial x_j}\frac{\partial \omega}{\partial x_j} \quad (4)$$

$$\nu_t = \frac{a_1 k}{\max(a_1\omega;\Omega F_2)} \quad (5)$$

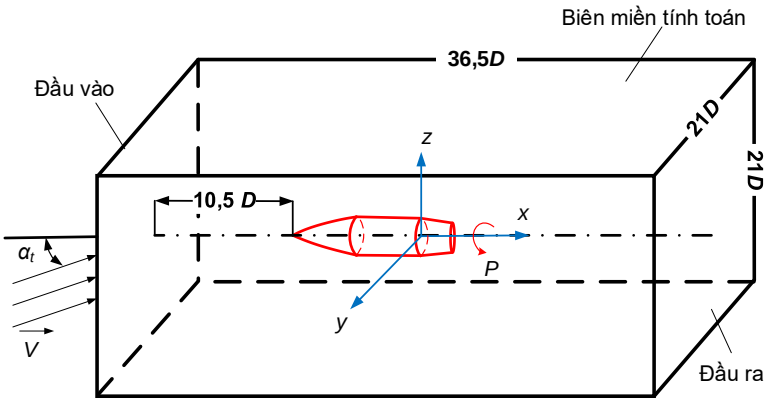
Các tham số σ_k, $\sigma_{\omega 2}$, β, β^*, κ, γ là các hệ số cho trước và được xác định tùy thuộc vào vị trí gần hoặc xa bề mặt; các hệ số khác tham khảo chi tiết trong công bố của tác giả Menter [17].

2.4. Xây dựng miền tính toán 3D và chia lưới

Nghiên cứu đặt ra bài toán đánh giá độ định bay của vật thể bay D57 có xét tới chuyển động quay nhanh quanh trục tại điều kiện trên âm. Trên quỹ đạo bay, các yếu tố gây mất ổn định làm cho góc trương động $\alpha_t > 0$. Khi này, vật thể bay thực hiện chuyển động tiến động phức tạp, thực hiện đồng thời hai chuyển động quay, bao gồm: Chuyển động quay quanh vector vận tốc và chuyển động quay quanh trục dọc của vật thể bay. Để xác định các hệ số ổn định S_g và S_d, nghiên cứu sử dụng phương pháp "lunar coning motion" của tác giả Weinacht [7,8]. Khi này, chuyển động tiến động được tách thành hai chuyển động riêng biệt: Chuyển động quay quanh trục và chuyển động quay hình nón. Trong đó vùng tính toán của từng chuyển động được xây dựng như sau:

- Chuyển động quay quanh trục đơn thuần: Miền tính toán được xây dựng có có kích thước 3 chiều 36,5D × 21D × 21D theo ba chiều x, y, z tương ứng (Hình 3). Kích thước là phù hợp để mô tả đúng đặc trưng của dòng chảy, sóng xung kích và xoáy sau vật [18]. Nghiên cứu

sử dụng phương pháp "Quay biên tường" để mô phỏng chuyển động quay quanh trục.



Hình 3. Kích thước miền tính toán 3D

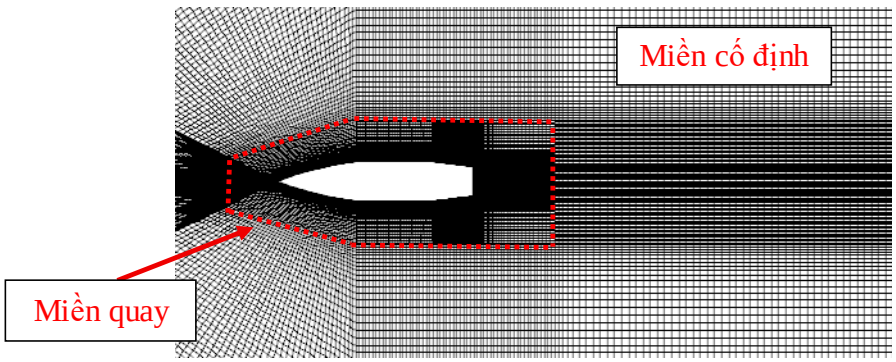
Để mô tả chuyển động quay với góc chương động α_t, véc-tơ vận tốc thiết lập trong điều kiện của đầu vào tương ứng với giá trị số Mach và góc α_t. Trong đó, α_t = [0°, 3°, 6°, 9°]. Theo phương pháp "Quay biên tường", bề mặt vật thể được thiết lập "moving wall", chuyển động quay quanh trục dọc với tốc độ quay P = [0, 10.000, 20.000, 30.000] rpm.

- Chuyển động hình nón: Để tính toán mô phỏng chuyển động hình nón, phương pháp Slide mesh được lựa chọn. Miền tính toán và chia lưới được xây dựng trong Hình 4. Khi này, vùng tính toán được phân chia thành hai miền không gian riêng biệt, bao gồm: Miền cố định và miền quay. Trong miền quay, trục vật thể bay D57 hợp với trục dọc miền tính toán một góc $\alpha_t > 0$.

Kết quả về hệ số mô-men khí động quay hướng được xác định từ mô hình tính toán chuyển động hình nón để sử dụng trong tính toán hệ số mô-men giảm chấnt [7,8]. Thông qua xây dựng mô hình mô phỏng hai chuyển động quay riêng biệt theo phương pháp "Steady Lunar Coning Motion", phương trình xác định hệ số mô-men giảm chấn được xác định theo công thức:

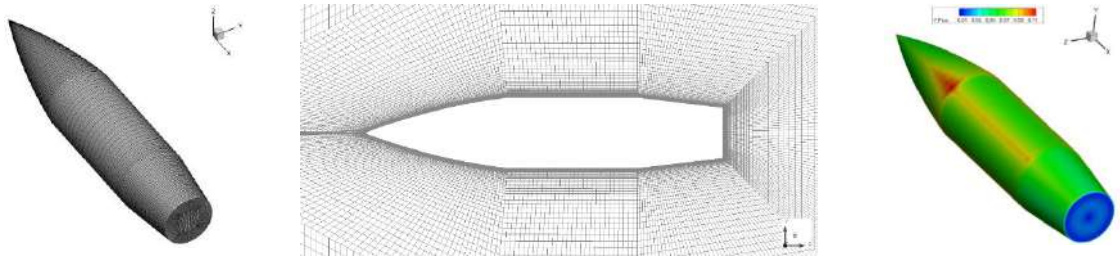
$$C_{M_q} + C_{M_{\dot{\alpha}}} = \frac{C_{M_{y,\text{non}}}}{\left(\frac{PD}{V}\right)} \cdot \frac{\cos(\alpha_t)}{\sin(\alpha_t)} - C_{np_\alpha} \qquad (6)$$

trong đó, C_{np_α} được xác định trong mô phỏng chuyển động quay quanh trục đơn thuần trước đó; $C_{M_{y,\text{non}}}$ là hệ số mô-men khí động quay hướng trong trường hợp chuyển động hình nón.



Hình 4. Cấu trúc lưới toàn miền tính toán và miền quay sử dụng theo phương pháp Slide Mesh

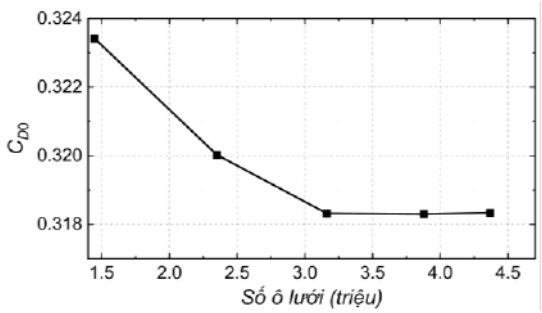
Để phán ánh tính nhớt của dòng chảy tại bề mặt lớp biên, nhóm tác giả sử dụng lưới cấu trúc. Việc chia lưới miền tính toán được thực hiện thông qua công cụ ICEM CFD trên phần mềm thương mại ANSYS Fluent bản quyền. Cấu trúc lưới trên bề mặt vật thể và bao quanh vật thể cho trường hợp $\beta = 7°$ và $L_đ/D = 1,0$ được thể hiện trên Hình 5a và Hình 5b. Kích thước ô lưới trên bề mặt đuôi vát được giữ nhỏ hơn $1,3\times10^{-3}$, $1,8\times10^{-3}$ và $2,0\times10^{-7}$ theo các chiều tương ứng. Trong đó, chiều dày lớp lưới đầu tiên từ bề mặt vật là $2,0\times10^{-7}$m và tỷ lệ tăng cho các lớp tiếp theo là 1,05. Kích thước này được tính toán dựa trên kích thước lớp biên sát bề mặt vật thể với $y^+ <1$ (Hình 5c), giúp mô tả chính xác các đặc tính lớp biên trên bề mặt vật thể bay.



a) Trên bề mặt vật thể *b) Xung quanh vật thể* *c) Giá trị y^+ trên bề mặt vật thể*

Hình 5. Cấu trúc lưới và giá trị y^+ trên bề mặt của vật thể bay D57

Để kiểm tra tính độc lập của lưới, số lượng ô lưới được tăng từ 1,44 triệu đến 4,40 triệu với điều kiện hội tụ đạt tới sai số 10^{-5}. Kết quả về hệ số lực cản C_{D0} cho lưới với các kích thước khác nhau (Hình 6) cho thấy giá trị hệ số C_{D0} gần như không thay đổi khi số lượng ô lưới đạt 3,16 triệu ô. Do đó, lưới 3,16 triệu ô được chọn cho mô hình tính nhằm bảo đảm tính nhất quán và tiết kiệm thời gian tính toán.



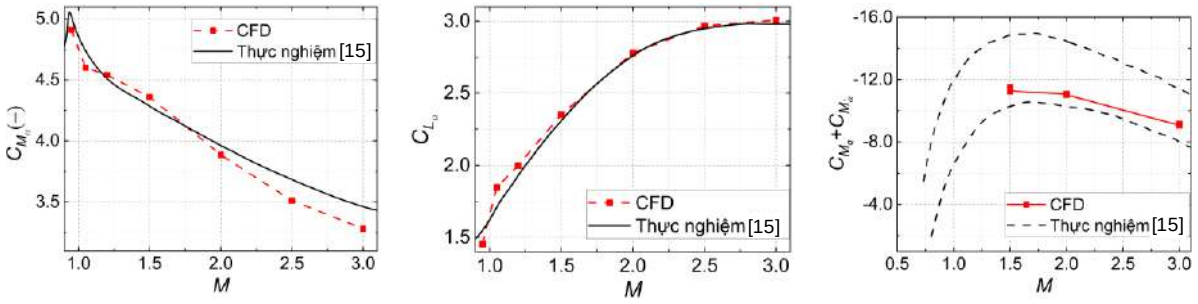
Hình 6. Ảnh hưởng của số lượng ô lưới đến hệ số C_{D0} của vật thể bay D57

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Kiểm chứng kết quả tính toán

Để kiểm chứng kết quả tính toán CFD, một số kết quả tính toán được kiểm chứng với kết quả thực nghiệm đã công bố trong tài liệu [14,15] của tác giả Platou. (Hình 7).

Hình 7a thể hiện kết quả đạo hàm hệ số mô-men lật theo góc chương động C_{M_α}(–) theo CFD và thực nghiệm có sai số lớn nhất xấp xỉ 3,3% tại $M = 1,5$. Đối với đạo hàm hệ số lực nâng theo góc chương động C_{L_α}, sai số so với thực nghiệm có giá trị lớn nhất xấp xỉ 6,5% tại $M = 1,05$ (Hình 7b). Tuy nhiên, tại $M = 1,5 \div 3,0$, sai số này rất nhỏ (< 1,8%). Nhất là tại $M = 2,0$, sai số tính toán CFD của hai hệ số trên khi so sánh với thực nghiệm rất nhỏ. Kết quả tính toán hệ số $C_{M_q} + C_{M_{\dot\alpha}}$ bằng CFD với các tốc độ quay khác nhau có độ hội tụ cao. Kết quả thu được tại các số Mach khác nhau đều nằm trong miền giá trị được tác giả Platou [15] chỉ ra (Hình 7c). Qua đó, có thể thấy mô hình đánh giá độ ổn định của vật thể bay được xây dựng thông qua CFD phù hợp, có độ tin cậy.

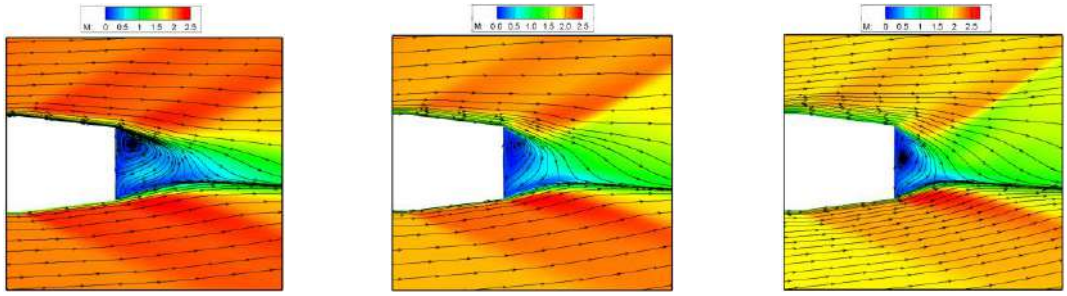


a) Hệ số $C_{M_\alpha}(-)$ b) Hệ số C_{L_α} c) Hệ số $C_{M_q}+C_{M_{\dot{\alpha}}}$

Hình 7. So sánh kết quả CFD với kết quả thực nghiệm [15] cho vật thể bay D57

3.2. Đặc trưng dòng chảy xung quanh đuôi vát khi có góc chương động

Hình 8 mô tả trường dòng chảy của vật thể bay D57 với $\beta = 7°$ tại các góc chương động khác nhau, M = 2,0 và P = 30.000 rpm. Trong cả ba trường hợp α_t = 3°, 6° và 9°, các đường dòng gần bề mặt mô hình không còn đối xứng qua trục của mô hình. Hai xoáy sau vật mất đi sự đối xứng và nhỏ dần khi α_t tăng. Trong đó, xoáy phía dưới bị bé lại và dần biến mất khi góc chương động tăng đến 9°. Sự thay đổi này trực tiếp làm thay đổi phân bố áp suất trên bề mặt đáy dẫn đến các thay đổi về hệ số khí động của vật thể bay D57.

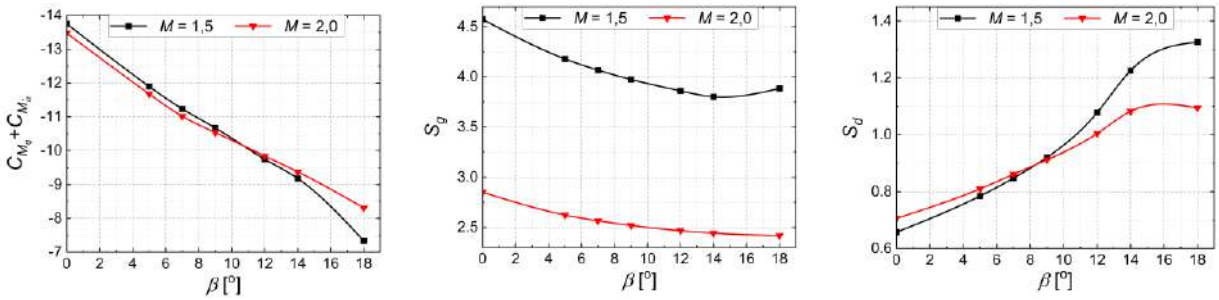


a) α_t = 3° b) α_t = 6° c) α_t = 9°

Hình 8. Dòng chảy xung quanh đuôi vát của vật thể bay D57 tại P = 30.000 rpm

3.3. Ảnh hưởng của góc vát

Hình 9 thể hiện sự ảnh hưởng của góc vát tới hệ số mô-men giảm chấn và hai hệ số ổn định S_g và S_d. Kết quả chỉ ra khi góc vát tăng, hệ số mô-men giảm chấn và hệ số ổn định S_g giảm, trong khi hệ số S_d tăng. Đáng chú ý, tại góc vát cao ($\beta \geq 14°$) xu hướng của các hệ số này thay đổi, nhất là tại M = 1,5, hệ số S_g tăng lên thay vì giảm như ở các góc vát nhỏ trước đó.

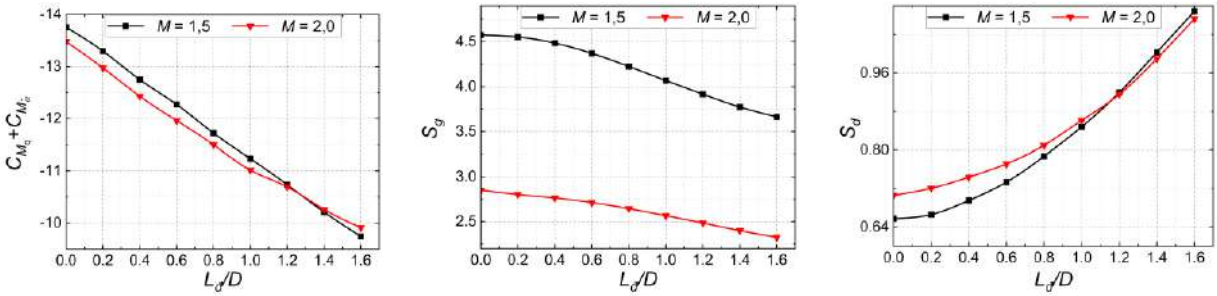


a) Mô-men giảm chấn b) S_g c) S_d

Hình 9. Ảnh hưởng của góc vát tới hệ số S_d của vật thể bay D57

3.4. Ảnh hưởng của chiều dài đuôi vát

Hình 10 thể hiện sự ảnh hưởng của chiều dài đuôi vát tới hệ số mô-men giảm chấn và hai hệ số ổn định S_g và S_d. Kết quả chỉ ra khi chiều dài đuôi vát tăng, hệ số mô-men giảm chấn và hệ số ổn định S_g giảm, trong khi hệ số S_d tăng, tương tự với sự ảnh hưởng của góc vát. Trong đó, hai hệ số ổn định S_g và S_d thay đổi lớn khi $L_đ/D > 0{,}8$.

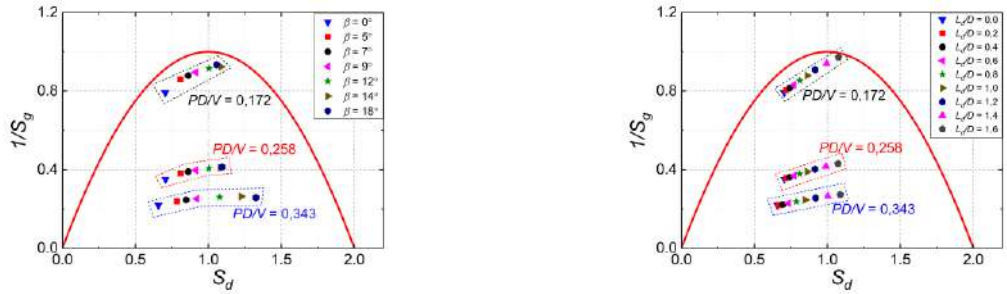


a) Mô-men giảm chấn *b) S_g* *c) S_d*

Hình 10. Ảnh hưởng của chiều dài đuôi vát tới hệ số S_d của vật thể bay D57

3.4. Ảnh hưởng của hình dạng đuôi vát tới độ ổn định của vật thể bay

Tổng hợp các kết quả thu được, ảnh hưởng của góc vát và chiều dài đuôi vát đến vị trí khảo sát độ ổn định của vật thể bay D57 được thể hiện trong Hình 11.



a) Ảnh hưởng của góc vát *b) Ảnh hưởng của chiều dài đuôi vát*

Hình 11. Ảnh hưởng của hình dạng đuôi vát tới độ ổn định của vật thể bay D57

4. Kết luận

Nghiên cứu đã xây dựng và kiểm chứng phương pháp đánh giá độ ổn định bay của vật thể dạng tròn xoay quay nhanh quanh trục bằng mô phỏng số CFD, sử dụng phương pháp RANS với mô hình chảy rối *k-ω SST*. Kết quả so sánh với thực nghiệm cho thấy mô hình tính có độ tin cậy trong xác định các hệ số ổn định. Phân tích ảnh hưởng hình dạng đuôi vát cho thấy khi góc vát và chiều dài đuôi vát tăng, hệ số mô-men giảm chấn và hệ số ổn định hồi chuyển S_g giảm, trong khi hệ số ổn định động S_d tăng. Nghiên cứu đồng thời mô phỏng rõ đặc trưng dòng chảy và sóng xung kích khi góc chương động thay đổi. Kết quả là cơ sở cho việc tối ưu hóa hình dạng khí động và nâng cao độ chính xác tính toán ổn định bay.

Tài liệu tham khảo

1. Nguyễn N.C., Trần B.T., Đỗ Đ.L. (2018). *Thiết kế đạn pháo*. Nhà xuất bản Quân đội nhân dân.
2. Nguyễn V.T., Nguyễn Đ.S. (2003). *Thuật phóng ngoài*. Học viện Kỹ thuật quân sự.
3. Trần V.Đ. (2013). *Cơ sở lý thuyết thiết kế đầu đạn pháo*. Học viện Kỹ thuật quân sự.
4. Nicholaides J.D. (1959). *Missile flight and astrodynamics*. Bureau of Naval Weapons Technical Note N° 100-A, Washington, USA.

5. Charles H.M. (1963). *Free flight motion of symetric missiles*. BRL, 1216.
6. McCoy R.L. (2012). *Modern Exterior Ballistics*. Atglen, PA: Schiffer Ed..
7. Weinacht P., Sturek W.B., Schiff L.B. (1997). Navier-Stokes Predictions of Pitch Damping for Axisymmetric Projectiles. *Journal of Spacecraft Rockets*, 34 (6), 53-761.
8. Weinacht P. (1998). Navier-Stokes predictions of the individual components of the pitch-damping sum. *Journal of Spacecraft and Rockets*, 35(5), 598-605.
9. De Spirito J. (2008). Effects of base shape on spin stabilized projectile aerodynamics. *26th AIAA Applied Aerodynamics Conference*, Hawaii, USA, AIAA 2008-6738.
10. Jiajan W., Chue R.S.M., Nguyen T., Yu S.C.M. (2015). Boattail juncture shaping for spin-stabilized rounds in supersonic flight. *Shock Waves*, 25, 189-204.
11. Ma J., Chen Z., Xue D., Sun X. (2020). Influences of boattail structures on aerodynamic characteristics of supersonic spinning projectiles. *Theor. Comput. Fluid Dyn.*, 34, 249-270.
12. Silton S.I., Dinavahi S.P.G. (2008). Base drag considerations on a 0.50-caliber spinning projectile. *26th AIAA Applied Aerodynamics Conference*, Hawaii, USA, AIAA 2008-6739.
13. Lei J., Zhang J., Tan Z. (2017). Influence of boattail on the Magnus effect of spinning non-finned projectile at small angles of attack. *Binggong Xuebao/Acta Armamentarii*, 38(9), 1705-1715.
14. Platou A.S. (1975). Improved Projectile Boattail. *J. Spacecraft and Rockets*, 12(12), 727-732.
15. Platou A.S., Nielsen G.I.T. (1976). *An improved projectile boattail, Part II*. USA Ballistic Research Laboratories.
16. Tran, T. H., Dinh, H. Q., Chu, H. Q., Duong, V. Q., Pham, C., & Do, V. M. (2021). Effect of boattail angle on near-wake flow and drag of axisymmetric models: a numerical approach. *J. Mech. Sci. Technol.*, 35(2), 563-573.
17. Menter, F. R. (1994). Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications. *AIAA Journal*, 32(8), 1598-1605.
18. Nguyễn P.L. (2012). *Nghiên cứu ảnh hưởng của luồng phụt tới giảm lực cản đáy và ứng dụng trong tăng tầm đạn pháo*. Luận án tiến sĩ kỹ thuật, Viện KH&CNQS.

Numerical Method for Evaluating the Influence of Boattail Geometry on the Stability Coefficients of a High-Spinning Axisymmetric model

Abstract: *This study investigates a numerical method (CFD) for evaluating the flight stability of an axisymmetric model (projectile), spinning about the longitudinal axis. The research used the Reynolds-Averaged Navier–Stokes (RANS) approach combined with the k–ω SST turbulence model, along with experimental validation, to assess the influence of boattail geometry with different taper angles and boat-tail lengths on the coefficients of pitch-damping moment, gyroscopic stability factor S_g, and dynamic stability S_d. The results demonstrate that the CFD model provides high reliability in calculating the stability coefficients of high-spinning axisymmetric model. The results indicate that as the boattail angle and length increase, the pithch-damping moment coefficient and the gyroscopic stability coefficient S_g decrease, while the dynamic stability coefficient S_d increases. In addition, the flow characteristics around the boattail and the shock waves as the angle of attack varies are visually simulated and analyzed.*

Keywords: Stability; boattail; boattail angle; boattail length; spinning.

Nghiên cứu sự ảnh hưởng của winglet tới tham số khí động của cánh máy bay UAV dạng lai VTOL trong chế độ bay bằng

Đặng Công Hướng[1*], Đinh Hoàng Quân[2], Dương Văn Quang[2]

[1] Lớp Thiết bị bay không người lái 58, Tiểu đoàn 3, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Khoa Hàng không vũ trụ, Học viện Kỹ thuật quân sự

Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu sự ảnh hưởng của winglet tới lực cản, lực nâng và trường vận tốc, áp suất, nhiệt độ khi chảy bao cánh UAV dạng lai VTOL trong chế độ bay bằng. Nội dung bài báo cũng tính tới sự ảnh hưởng của winglet tới tham số khí động của cánh khi thay đổi góc tấn từ 0° đến 5°. Bằng phương pháp mô phỏng số thông qua phần mềm ANSYS Fluent, nghiên cứu đi sâu phân tích định lượng khả năng giảm thiểu xoáy mút cánh của winglet. Kết quả chỉ ra rằng winglet giúp tăng lực nâng tại mọi góc tấn khảo sát, duy trì chênh lệch áp suất tốt hơn trên sải cánh, dù đi kèm với sự tăng nhẹ về lực cản tổng thể.

Từ khoá: *Winglet, UAV dạng lai VTOL, Tham số khí động, Chế độ bay bằng, Mô phỏng số.*

1. Đặt vấn đề

Máy bay không người lái (Unmanned Aerial Vehicle - UAV) dạng lai cất hạ cánh thẳng đứng (Vertical Take-off and Landing - VTOL) đang được quan tâm mạnh trong cả lĩnh vực dân sự và quân sự nhờ khả năng kết hợp giữa tính linh hoạt khi cất hạ cánh thẳng đứng và hiệu quả hành trình của cấu hình cánh cố định. Tuy nhiên, trong chế độ bay bằng, hiệu suất khí động của cánh vẫn chịu ảnh hưởng đáng kể bởi lực cản cảm ứng phát sinh từ xoáy mút cánh. Một trong những giải pháp hình học thường được áp dụng để hạn chế hiện tượng này là sử dụng winglet ở đầu cánh. Trong nhiều nghiên cứu trước đây, winglet được chứng minh có khả năng làm suy giảm cường độ xoáy mút cánh, cải thiện phân bố áp suất trên sải cánh và từ đó góp phần nâng cao hiệu quả khí động của máy bay [1-7].

Đối với UAV, nhiều tác giả đã khảo sát ảnh hưởng của winglet bằng phương pháp CFD và cho thấy hiệu quả của winglet phụ thuộc mạnh vào hình dạng, góc nghiêng, chiều cao và điều kiện bay. Nghiên cứu của Nikolaou và cộng sự [1] đã chỉ ra việc tối ưu hóa thiết kế winglet giúp cải thiện đáng kể hiệu suất khí động của các thiết bị bay. Tương tự, Panagiotou và cộng sự [2], cùng với Myilsamy và cộng sự [3], đã sử dụng phương pháp CFD để chứng minh rằng winglet được xem là giải pháp thiết kế tối ưu giúp kiểm soát dòng xoáy, tăng lực nâng và giảm lực cản mà không cần tăng sải cánh.

Tuy nhiên, sự hiện diện của các cơ cấu rotor trên cánh UAV VTOL làm cho đặc tính khí động học phức tạp hơn đáng kể, và mô hình winglet hiện tại vẫn chưa được áp dụng rộng rãi cho mẫu máy bay cụ thể trong nghiên cứu này. Việc ứng dụng phương pháp tính toán động lực học chất lưu (Computational Fluid Dynamics - CFD) thông qua phần mềm ANSYS Fluent mang lại hiệu quả cao trong việc mô phỏng và phân tích chi tiết [8, 9]. Do đó, nghiên cứu này được thực hiện nhằm đánh giá định lượng sự ảnh hưởng của winglet tới các tham số khí động của cánh UAV trong chế độ bay bằng, từ đó làm rõ hơn tiềm năng ứng dụng của cơ cấu này.

2. Cơ sở lý thuyết về phương pháp mô phỏng số

2.1. Cơ sở lý thuyết về phương pháp mô phỏng số trực tiếp

Phương trình Navier-Stokes mô tả trường dòng chảy theo các đại lượng vật lý bằng như vận tốc và áp suất [8]. Đối với dòng chảy không thể nén và không có lực tác dụng, tính liên tục và các phương trình Navier-Stokes được viết dưới dạng sau:

Giống như tên gọi, phương pháp DNS giải trực tiếp phương trình Navier-Stokes. Điều này có nghĩa là không có giả thuyết nào được đưa vào khi giải hệ phương trình trên. Nhược điểm của DNS là, để giải quyết hiệu quả tất cả lớp xoáy, lưới tính toán cần được xây dựng theo cách mà nó có thể phân giải tất cả các xoáy có độ lớn khác nhau.

$$\begin{aligned}
&\nabla \bullet \mathrm{u} = 0 \\
&\frac{\partial u}{\partial t} + \nabla \bullet (u\mathrm{u}) = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial p}{\partial x} + \nabla \bullet (\mu \nabla u) + S_x \\
&\frac{\partial v}{\partial t} + \nabla \bullet (u\mathrm{u}) = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial p}{\partial y} + \nabla \bullet (\mu \nabla v) + S_y \\
&\frac{\partial w}{\partial t} + \nabla \bullet (u\mathrm{u}) = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial p}{\partial z} + \nabla \bullet (\mu \nabla w) + S_z
\end{aligned} \tag{1}$$

Xét về mặt thời gian yêu cầu cho tính toán, thời gian sẽ tỉ lệ bậc ba của số Reynolds đặc trưng cho các lớp. Điều này yêu cầu máy tính đủ mạnh để thực hiện hoá mặc dù chúng ta chưa đề cập đến yêu cầu bộ nhớ các tập dữ liệu lớn như vậy.

2.2. Cơ sở lý thuyết về phương pháp mô phỏng số trung bình theo Reynolds (RANS)

Dòng chảy rối gồm vô số xoáy và dao động ngẫu nhiên theo cả không gian lẫn thời gian [5, 8, 10] . Nếu giải trực tiếp (DNS), ta phải mô tả từng xoáy nhỏ, điều này vô cùng tốn kém. Ý tưởng của Reynolds là phân tách mỗi đại lượng dòng chảy [10] (vận tốc, áp suất) thành:

$$\phi(x,t) = \bar{\phi}(x) + \phi'(x,t) \tag{2}$$

trong đó: ϕ: có thể là bất kỳ đại lượng nào liên quan đến trường dòng chảy

$\bar{\phi}$: thành phần trung bình theo thời gian.

ϕ' : dao động tức thời quanh giá trị trung bình, mô tả các xoáy rối.

Để tính toán độ nhớt của xoáy, có rất nhiều mô hình đã được đề xuất như mô hình $k-\varepsilon$ (k-epsilon), mô hình $k-\omega$ (k-omega), mô hình *SST* $k-\omega$,…

Để tính toán độ nhớt xoáy trong bài toán khí động học của cánh có winglet, nghiên cứu này sử dụng mô hình rối *SST* $k-\omega$ (Shear Stress Transport $k-\omega$) [5]. Đây là mô hình hai phương trình, được phát triển nhằm kết hợp ưu điểm của mô hình mô hình $k-\omega$ ở vùng gần tường và mô hình $k-\varepsilon$ ở vùng xa tường [5]. Nhờ đó, mô hình SST k-omega cho khả năng dự

đoán tốt hơn đối với các dòng chảy có gradient áp suất bất lợi và hiện tượng tách dòng, vốn thường xuất hiện trên bề mặt cánh.

Mô hình *SST* $k-\omega$ dựa trên giả thiết Boussinesq [5] [8], trong đó ứng suất Reynolds được liên hệ với gradient vận tốc trung bình thông qua độ nhớt rối. Tensor ứng suất Reynolds được biểu diễn như sau:

$$-\rho\overline{u_i'u_j'} = \mu_t\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j}+\frac{\partial u_j}{\partial x_i}\right)-\frac{2}{3}\rho k\delta_{ij} \tag{3}$$

trong đó:

ρ là khối lượng riêng của lưu chất,

u_i,u_j là các thành phần vận tốc trung bình,

u_i',u_j' là các thành phần vận tốc dao động,

k là động năng rối,

μ_t là độ nhớt rối,

δ_{ij} là delta Kronecker.

Mô hình *SST* $k-\omega$ giải hai phương trình vận chuyển, tương ứng với động năng rối k và tốc độ tiêu tán riêng ω [5].

Phương trình vận chuyển của động năng rối k:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t}+\frac{\partial\left(\rho u_j k\right)}{\partial x_j} = P_k-\beta^*\rho k\omega+\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu+\sigma_k\mu_t\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right] \tag{4}$$

Phương trình vận chuyển của tốc độ tiêu tán riêng ω:

$$\frac{\partial(\rho\omega)}{\partial t}+\frac{\partial\left(\rho u_j\omega\right)}{\partial x_j} = \alpha\frac{\omega}{k}P_k-\beta\rho\omega^2+\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu+\sigma_\omega\mu_t\right)\frac{\partial\omega}{\partial x_j}\right]+2\left(1-F_1\right)\rho\sigma_{\omega2}\frac{1}{\omega}\frac{\partial k}{\partial x_j}\frac{\partial\omega}{\partial x_j} \tag{5}$$

trong đó:

P_k là hạng tử sinh động năng rối,

$\beta^*\rho k\omega$ là hạng tử tiêu tán của k,

$\alpha\frac{\omega}{k}P_k$ là hạng tử sinh của ω,

$\beta\rho\omega^2$ là hạng tử tiêu tán của ω,

F_1 là hàm blending chuyển tiếp giữa mô hình $k-\omega$ gần tường và $k-\varepsilon$ xa tường.

Một điểm quan trọng của mô hình *SST* $k-\omega$ là công thức xác định độ nhớt rối có xét đến cơ chế giới hạn ứng suất trượt, giúp dự đoán tốt hơn sự tách dòng:

$$\mu_t = \frac{\rho a_1 k}{\max\left(a_1\omega, SF_2\right)} \tag{6}$$

trong đó:

a_1 là hằng số mô hình,

S là độ lớn của tensor tốc độ biến dạng,

F_2 là hàm blending thứ hai.

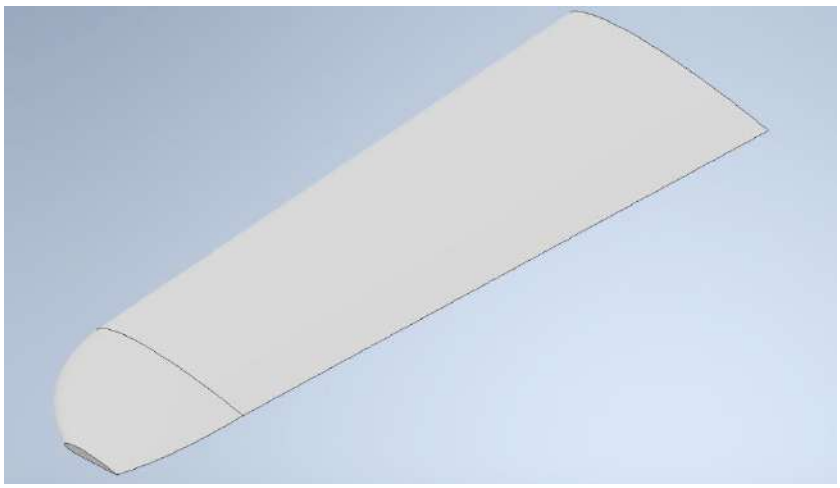
Ưu điểm nổi bật của mô hình *SST* $k-\omega$ là mô tả tốt vùng gần tường, đồng thời cải thiện độ chính xác trong các bài toán có phân ly lớp biên và gradient áp suất bất lợi. Vì vậy, mô hình này đặc biệt phù hợp cho mô phỏng khí động học của cánh máy bay, cánh UAV và các cấu hình có winglet [2, 5-7, 11].

3. Xây dựng mô hình tính toán

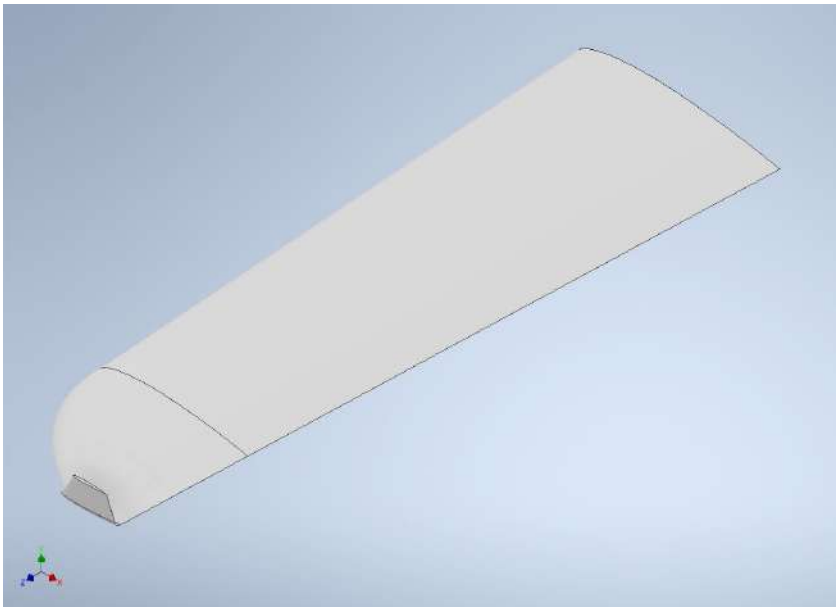
3.1. Xây dựng mô hình 3D

Bài toán tiến hành tính toán và so sánh sự thay đổi lực cản và lực nâng theo góc tấn đối với hai trường hợp: cánh có winglet và cánh không có winglet. Vì vậy, cần xây dựng hai mô hình 3D cánh UAV có winglet và cánh UAV không có winglet có các thông số về kích thước và biên dạng cánh giống nhau bằng phần mềm vẽ 3D chuyên dụng Inventor.

Mô hình cánh UAV dạng lai VTOL được xây dựng dựa trên biên dạng cánh NACA 2412[11, 12], có chiều dài một bên cánh là 625 mm và có độ dài dây cung gốc cánh là 245 mm, độ dài dây cung mút cánh là 65mm. Đối với cánh có winglet, sử dụng biên dạng cánh đối xứng NACA 0006 và phần winglet được thiết kế nối liền, được uốn cong vuông góc với mút cánh và có độ dài dây cung ở gốc là 65mm và 50mm ở phần mút với chiều cao 50mm. Hai mô hình cánh được thể hiện ở hình 1 và hình 2.



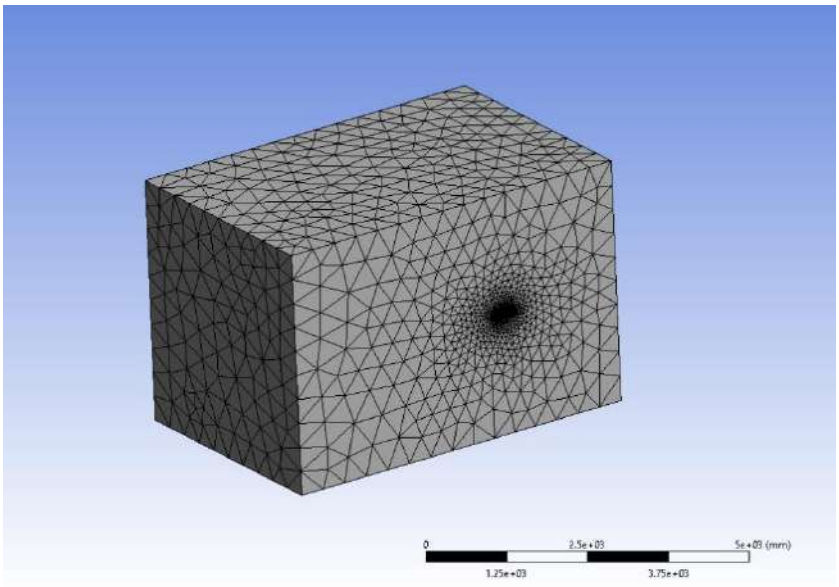
Hình 1. Mô hình cánh UAV không có winglet



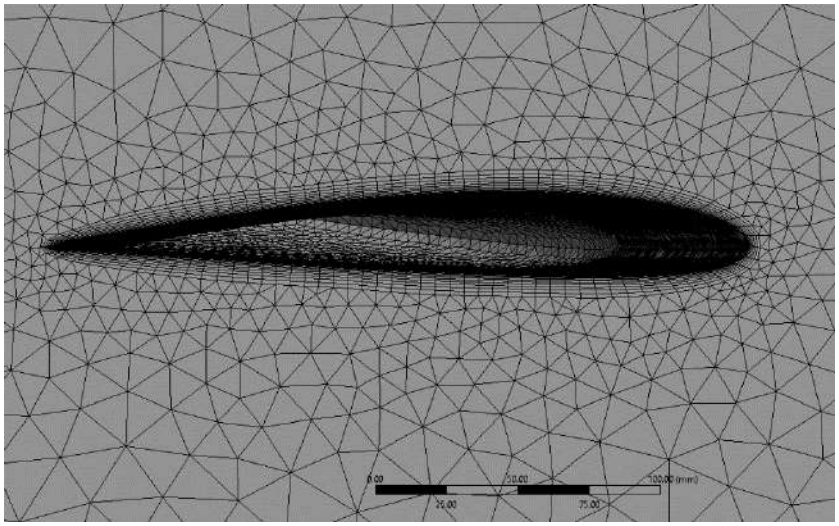
Hình 2. Mô hình cánh UAV có winglet

3.2. Thiết lập bài toán

Miền tính toán được xây dựng chung cho hai loại cánh dưới dạng khối hộp chữ nhật. Lưới của mô hình được tạo trong môi trường ANSYS Meshing, trong đó các vùng gần tường và vùng cong có gradient vận tốc, áp suất lớn được tinh chỉnh mịn hơn và bố trí thêm lớp biên. Chất lượng lưới được kiểm tra bằng các công cụ Check Mesh và Report Quality trong Fluent, bảo đảm giá trị skewness nhỏ hơn 0.9 và orthogonal quality lớn hơn 0.15, đáp ứng yêu cầu cho mô phỏng CFD ổn định. Miền tính toán tổng thể sau chia lưới được thể hiện ở Hình 3, trong khi cấu trúc lớp biên tại bề mặt cánh được thể hiện ở Hình 4.



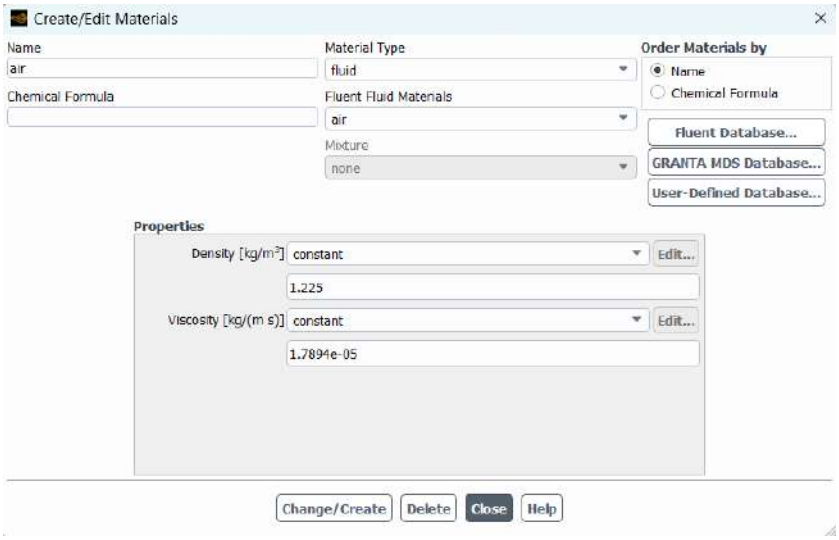
Hình 3. Miền tính toán đã được chia lưới.



Hình 4. Lớp biên tại bề mặt cánh.

Mô phỏng được thực hiện bằng solver Pressure-Based, sử dụng định dạng vận tốc tuyệt đối (Absolute Velocity Formulation) và chế độ ổn định (Steady-State). Mô hình nhiễu loạn được lựa chọn là SST k–ω [5], phù hợp với bài toán khí động gần tường và có khả năng xuất hiện tách dòng cục bộ. Các bước thiết lập điều kiện vật liệu, mô hình nhiễu loạn và điều kiện biên trong ANSYS Fluent được thực hiện như trên Hình 5.

Phương trình chi phối gồm phương trình bảo toàn khối lượng và động lượng, được giải bằng thuật toán SIMPLE để liên kết áp suất và vận tốc. Sai số hội tụ được đặt ở mức 10^{-6} cho các phương trình vận tốc và áp suất nhằm bảo đảm độ chính xác của nghiệm.



Hình 5. Môi trường sử dụng để tính toán

Trong mô phỏng này, môi trường chất lỏng được giả định là khí không nén (incompressible gas) với đặc tính của không khí ở điều kiện tiêu chuẩn (Standard Air at 25°C, 1 atm). Việc khai báo được thực hiện trong mục Create/Edit Materials của ANSYS Fluent, với mật độ (Density) $\rho = 1.225 kg/m^3$ cùng với độ nhớt động học (Dynamic Viscosity) là hằng số

và bằng 1.7894e-05 kg/m.s. Các giá trị này được lấy trực tiếp từ cơ sở dữ liệu vật liệu mặc định của Fluent (Fluent Database), đảm bảo tính chính xác và phù hợp với điều kiện mô phỏng.

Về điều kiện biên, các loại điều kiện biên chính được thiết lập bao gồm:

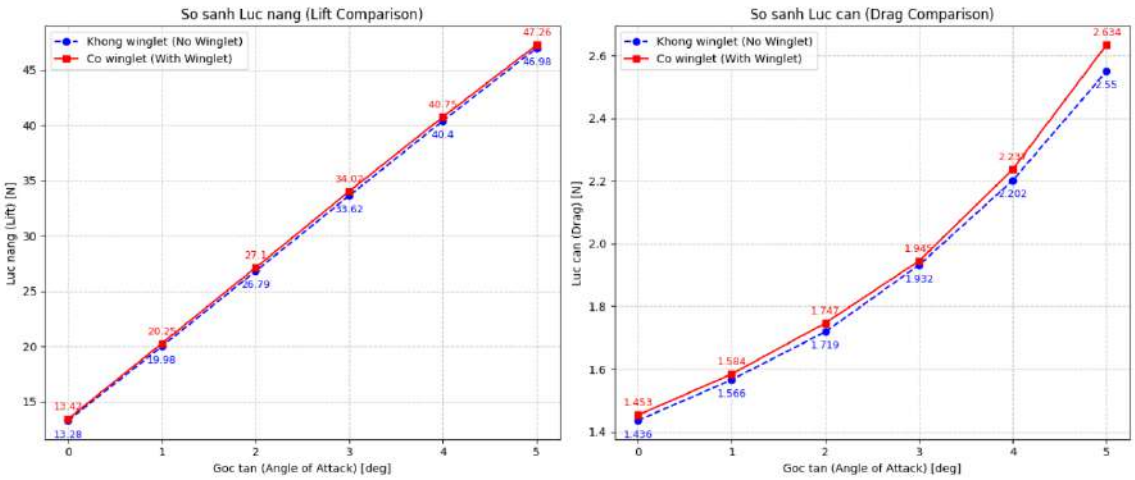
Cửa vào (Inlet) loại *velocity-inlet*, quy định thành phần vận tốc theo trục X là 30 m/s (hướng chính của dòng chảy) với mức độ rối (Turbulence) khai báo theo phương pháp *Intensity and Viscosity Ratio*, với cường độ rối 5% và tỉ lệ độ nhớt rối 10. Cách thiết lập này mô phỏng dòng chảy ổn định có vận tốc đều tại cửa vào, đồng thời tính đến ảnh hưởng của nhiễu loạn ban đầu trong điều kiện thực tế.

Điều kiện biên tại cửa ra được thiết lập là "Pressure Outlet", cho phép dòng chảy thoát ra với áp suất môi trường với cường độ rối (*Backflow Turbulent Intensity*) là 5% và tỉ lệ độ nhớt rối (*Backflow Turbulent Viscosity Ratio*) là 10. Điều kiện này đảm bảo áp suất được duy trì ổn định ở đầu ra, đồng thời cho phép Fluent xử lý chính xác các trường hợp có dòng chảy ngược cục bộ.

Các thành bao quanh miền chất khí được định nghĩa là "Wall", được thiết lập với điều kiện *no-slip wall*, vận tốc tại tường bằng 0. Thiết lập này giúp mô phỏng chính xác hiệu ứng ma sát và phát triển lớp biên vận tốc trong khu vực gần tường.

Quá trình tính toán được thực hiện bằng phương pháp Pseudo Transient được chọn để hỗ trợ hội tụ cho bài toán ổn định, với *Time Step Method* đặt ở chế độ Automatic và *Time Scale Factor* bằng 1. Số vòng lặp (*Number of Iterations*) được thiết lập là 200, và *Reporting Interval* bằng 1 để theo dõi quá trình hội tụ.

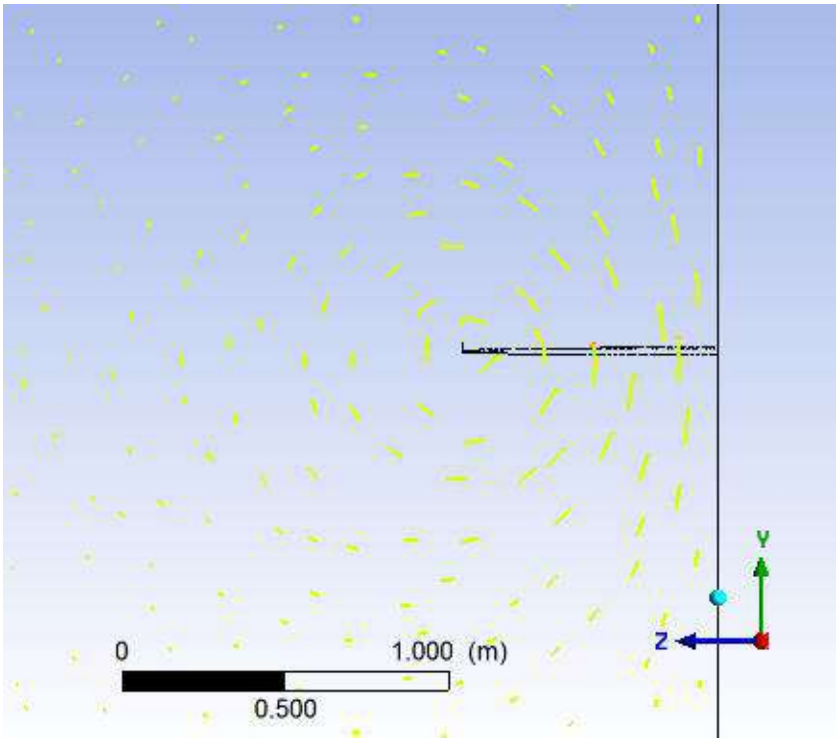
4. Kết quả và thảo luận



Hình 6 . So sánh lực cản và lực nâng giữa hai dạng cánh

Kết quả tính toán lực nâng và lực cản của hai cấu hình cánh được trình bày trong Hình 6. Trong nghiên cứu này, dải góc tấn khảo sát được lựa chọn từ 0° đến 5° vì đây là vùng góc tấn nhỏ, phù hợp với trạng thái bay bằng thông thường của UAV và cho phép đánh giá rõ xu hướng biến thiên ban đầu của các tham số khí động mà chưa đi sâu vào vùng gần thất tốc.

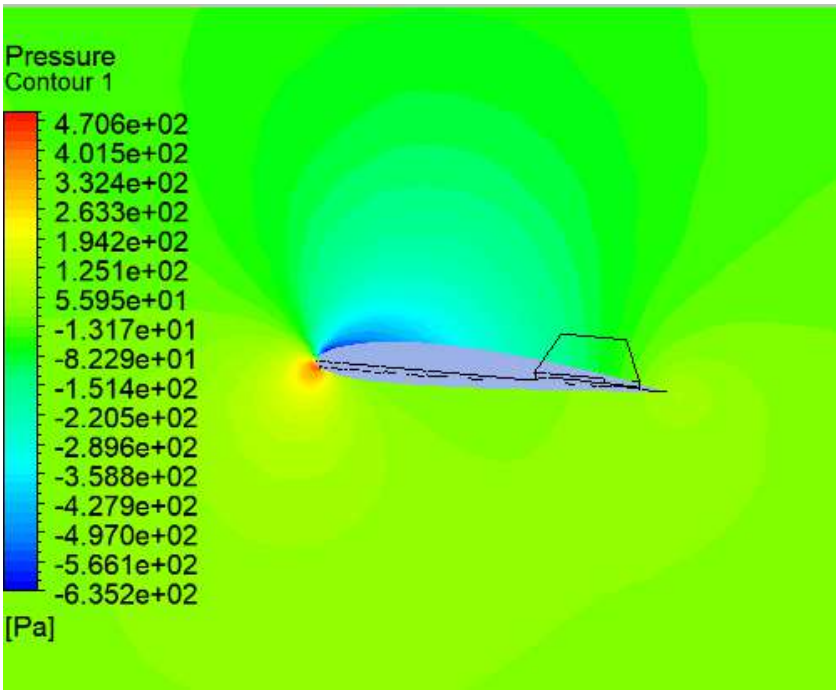
Từ kết quả ở Hình 1 có thể thấy, khi góc tấn tăng từ 0° đến 5°, cả lực nâng và lực cản của hai cấu hình đều tăng theo xu hướng phù hợp với quy luật khí động học cơ bản. Cấu hình cánh có winglet cho lực nâng lớn hơn nhẹ so với cánh không có winglet tại toàn bộ dải góc tấn khảo sát. Chẳng hạn, tại góc tấn 5°, lực nâng tăng từ 46.98 N lên 47.26 N. Tuy nhiên, mức tăng này không lớn, cho thấy hiệu quả khí động của winglet trong cấu hình hiện tại mới chỉ ở mức cải thiện nhẹ. Đồng thời, lực cản của cánh có winglet cũng lớn hơn cánh nguyên bản, ví dụ tại góc tấn 5°, lực cản tăng từ 2.550 N lên 2.634 N. Như vậy, winglet trong cấu hình đang xét tạo ra sự đánh đổi giữa tăng lực nâng và tăng lực cản.



Hình 7. Hiện tượng xoáy mút cánh

Để làm rõ cơ chế vật lý của sự thay đổi này, Hình 7 trình bày hiện tượng xoáy mút cánh của mô hình. Có thể nhận thấy vùng đầu cánh là nơi xuất hiện cấu trúc xoáy mạnh do chênh lệch áp suất giữa mặt trên và mặt dưới cánh. Sự hiện diện của winglet góp phần làm thay đổi hướng phát triển của dòng xoáy tại đầu cánh, từ đó hỗ trợ giảm tổn thất cảm ứng và làm tăng nhẹ lực nâng của cánh.

Bên cạnh đó, Hình 8 cho thấy phân bố áp suất trên mặt cắt cánh. Trường áp suất này phản ánh sự chênh lệch áp suất giữa mặt trên và mặt dưới cánh, là nguyên nhân trực tiếp sinh ra lực nâng. Khi có winglet, phân bố áp suất ở khu vực gần mút cánh được duy trì thuận lợi hơn, tuy nhiên sự cải thiện chưa lớn nên chênh lệch lực nâng giữa hai mô hình vẫn còn nhỏ. Kết quả này cũng phù hợp với nhận xét rằng hình học winglet đang xét có thể chưa phải là cấu hình tối ưu đối với mẫu cánh UAV nghiên cứu.



Hình 8. Trường áp suất tại một mặt cắt

Từ các kết quả trên có thể thấy winglet có ảnh hưởng đến đặc tính khí động của cánh UAV dạng lai VTOL, nhưng trong cấu hình hiện tại mức độ cải thiện chưa rõ rệt. Điều này gợi ý rằng các nghiên cứu tiếp theo cần tiếp tục khảo sát các tham số hình học của winglet như chiều cao, góc nghiêng, góc cant hoặc dạng cong hình học để tìm được cấu hình tối ưu hơn.

5. Kết luận

Nghiên cứu đã sử dụng phương pháp mô phỏng số CFD để đánh giá ảnh hưởng của winglet tới đặc tính khí động của cánh máy bay UAV dạng lai VTOL trong chế độ bay bằng. Hai mô hình cánh có và không có winglet được khảo sát trong cùng điều kiện dòng tới 30 m/s và dải góc tấn từ 0° đến 5°.

Kết quả tính toán cho thấy winglet làm tăng nhẹ lực nâng của cánh trong toàn bộ dải góc tấn khảo sát, đồng thời cũng làm tăng lực cản. Do đó, winglet trong cấu hình hiện tại có ảnh hưởng đến đặc tính khí động của cánh, nhưng mức cải thiện chưa lớn. Phân tích trường dòng và phân bố áp suất cho thấy sự khác biệt này liên quan đến tác động của winglet lên xoáy mút cánh và phân bố áp suất gần đầu cánh.

Nhìn chung, kết quả nghiên cứu bước đầu khẳng định khả năng ứng dụng winglet đối với cánh UAV dạng lai VTOL, đồng thời cho thấy cần tiếp tục tối ưu hình học winglet để đạt hiệu quả khí động cao hơn trong chế độ bay bằng.

Định hướng tối ưu: Những kết quả mô phỏng này phản ánh đúng bản chất vật lý và cung cấp bộ cơ sở dữ liệu nền tảng quan trọng. Từ đây, nhóm nghiên cứu có thể tiếp tục tinh chỉnh và tối ưu hóa các thông số hình học của winglet nhằm đạt được tỷ lệ cân bằng tốt nhất giữa việc tăng tải trọng và tối ưu hiệu suất năng lượng cho UAV.

Tài liệu tham khảo

1 E. Nikolaou, S. Kilimtzidis, and V. Kostopoulos, "Winglet design for aerodynamic and performance optimization of UAVs via surrogate modeling," *Aerospace*, vol. 12, no. 1, p. 36, 2025.

2 P. Panagiotou, P. Kaparos, and K. Yakinthos, "Winglet design and optimization for a MALE UAV using CFD," *Aerospace Science and Technology*, vol. 39, pp. 190-205, 2014.

3 D. Myilsamy, Y. Thirumalai, and P. Premkumar, "Performance investigation of an aircraft wing at various cant angle of winglet using CFD simulation," in *Altair Technology Conference India*, 2015.

4 M. Konar, "Redesign of morphing UAV's winglet using DS algorithm based ANFIS model," *Aircraft Engineering and Aerospace Technology*, vol. 91, no. 9, pp. 1214-1222, 2019.

5 D. C. Wilcox, *Turbulence modeling for CFD*. DCW industries La Canada, CA, 1998.

6 R. Dagur, V. Singh, S. Grover, N. Sethi, and B. Arora, "Design of flying wing UAV and effect of winglets on its performance," *Int J Emerg Technol Adv Eng*, vol. 8, no. 3, 2018.

7 A. Hossain, A. Rahman, A. Iqbal, M. Ariffin, and M. Mazian, "Drag analysis of an aircraft wing model with and without bird feather like winglet," *International Journal of Aerospace and Mechanical Engineering*, vol. 6, no. 1, pp. 8-13, 2012.

8 T. Chung, *Computational fluid dynamics*. Cambridge university press, 2010.

9 J. A. Grauer, "A Collection of Modern Resources for Education in Atmospheric Flight Mechanics," in *AIAA SCITECH 2022 Forum*, 2022, p. 0134.

10 A. Kolmgorov, "Equations of turbulent motion of an incompressible fluid," *Izv Akad. Nauk SSR, Seria Fiz. VI*, vol. 1, pp. 56-58, 1942.

11 A. Prabhakar and A. Ohri, "Application of CFD Simulation in the Design of a Parabolic Winglet on NACA 2412," in *Proceedings of the World Congress on Engineering*, 2014, vol. 2, pp. 2-4.

[12] P. Saha and H. Kaberwal, "Numerical analysis of aerodynamic performance characteristics of NACA 2312 and NACA 2412," *International Journal of Innovative Science and Research Technology*, vol. 5, no. 3, 2020.

Aerodynamic effects of winglets on a hybrid VTOL UAV wing in cruise flight

Abstract: *This paper investigates the influence of winglets on drag force, lift force, and the distributions of velocity, pressure, and temperature fields during the level-flight condition of a hybrid VTOL UAV wing. The study focuses particularly on the effects of winglets on the aerodynamic characteristics of the wing over an angle-of-attack range from 0° to 5°. Using numerical simulation with ANSYS Fluent, the research provides an in-depth quantitative analysis of the winglet's ability to reduce wingtip vortices. The results indicate that the winglet helps increase lift at all investigated angles of attack, while maintaining a more favorable pressure difference along the wing span, although this is accompanied by a slight increase in total drag.*

Keywords: *Winglet, hybrid VTOL UAV, aerodynamic characteristics, level flight, numerical simulation.*

Sự ảnh hưởng của góc tấn tới tham số khí động và hiện tượng tách dòng trên bề mặt profile NACA 2412 của cánh máy bay

Đặng Công Hướng[1*], Đinh Hoàng Quân[2], Dương Văn Quang[2]

[1] Lớp Thiết bị bay không người lái 58, Tiểu đoàn 3, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Khoa Hàng không vũ trụ, Học viện Kỹ thuật quân sự

Tóm tắt

Bài báo trình bày nghiên cứu mô phỏng số ảnh hưởng của góc tấn tới đặc tính khí động và hiện tượng tách dòng trên biên dạng cánh NACA 2412 bằng phần mềm ANSYS Fluent. Mô hình rối *SST k-ω* được sử dụng trong cấu hình thiết lập cơ bản để tính toán trường dòng ở vận tốc dòng tới 30 m/s, tương ứng với số Reynolds cỡ 2×10^6. Kết quả cho thấy hệ số lực nâng tăng theo góc tấn và đạt giá trị cực đại C_L = 1,598 tại góc tấn 17°, được xem là góc tấn tới hạn trong điều kiện khảo sát. Khi góc tấn tiếp tục tăng, vùng tách dòng trên mặt hút phát triển rõ rệt, làm lực nâng suy giảm và lực cản tăng nhanh, thể hiện sự xuất hiện của hiện tượng thất tốc. Kết quả mô phỏng được so sánh với số liệu thực nghiệm trong hầm gió từ tài liệu tham khảo cho thấy sự phù hợp tốt trong vùng trước thất tốc; sai lệch nhỏ xuất hiện ở gần vùng tới hạn do giới hạn của mô hình RANS hai chiều. Kết quả thu được cho thấy mô hình SST k-ω có thể được sử dụng như một công cụ tính toán hiệu quả và có chi phí hợp lý trong phân tích khí động và thiết kế sơ bộ cánh UAV cỡ nhỏ.

Từ khoá: *ANSYS Fluent, CFD, NACA 2412, SST k-ω, góc tấn, tách dòng, UAV.*

1. Đặt vấn đề

Trong những năm gần đây, máy bay không người lái (UAV) được ứng dụng ngày càng rộng rãi trong các lĩnh vực như quan sát, giám sát, nông nghiệp chính xác, trinh sát và quốc phòng. Trong thiết kế khí động của UAV, biên dạng cánh là một trong những yếu tố quyết định trực tiếp đến khả năng tạo lực nâng, mức lực cản, hiệu suất bay và độ ổn định của phương tiện. Vì vậy, việc nghiên cứu ảnh hưởng của góc tấn tới đặc tính khí động và hiện tượng tách dòng trên biên dạng cánh có ý nghĩa quan trọng cả về mặt khoa học lẫn ứng dụng thực tiễn.

Biên dạng NACA 2412 đã được nghiên cứu rộng rãi trong cả thực nghiệm và mô phỏng số. Abbott và Von Doenhoff [1] đã cung cấp các dữ liệu khí động cơ bản của biên dạng này, gồm đặc tính lực nâng, phân bố áp suất và xu hướng thất tốc. Trong nghiên cứu mô phỏng số, Prabhakar và Ohri [2] cho thấy NACA 2412 có khả năng tạo lực nâng tốt trong cấu hình lực nâng cao đối với phương tiện bay cỡ nhỏ. Hetyei và cộng sự chỉ ra rằng kết quả tính toán khí động của NACA 2412 phụ thuộc rõ vào phần mềm, chất lượng lưới và mô hình rối [3]. Trong khi đó, Gök và Alnimer đã khảo sát ảnh hưởng của góc tấn đến các hệ số khí động, cho thấy lực nâng tăng dần đến vùng tới hạn rồi suy giảm khi xuất hiện thất tốc [4]. Nhìn chung, các nghiên cứu trước đã làm rõ khá tốt các tham số khí động chính của NACA 2412; tuy nhiên, việc phân tích chi tiết hơn quá trình phát triển tách dòng và khả năng áp dụng của mô hình *SST k-ω* trong cấu hình mô phỏng cơ bản vẫn cần được xem xét thêm trong các điều kiện khảo sát cụ thể.

Trên cơ sở đó, bài báo này sử dụng phần mềm ANSYS Fluent kết hợp với mô hình rối *SST k-ω* trong thiết lập cơ bản để khảo sát ảnh hưởng của góc tấn tới đặc tính khí động và hiện tượng tách dòng trên biên dạng NACA 2412 ở điều kiện số Reynolds cỡ 2×10^6. Nội dung nghiên cứu tập trung vào việc xác định sự biến thiên của hệ số lực nâng và hệ số lực cản theo góc tấn, xác định góc tấn tới hạn, đồng thời phân tích sự hình thành và phát triển của vùng tách dòng thông qua trường vận tốc và trường áp suất tại một số góc tấn đặc trưng. Ngoài ra, kết quả mô

phỏng số cũng được đối chiếu với số liệu thực nghiệm trong hầm gió từ các tài liệu tham khảo nhằm đánh giá mức độ phù hợp của mô hình tính toán. Kết quả thu được góp phần làm rõ khả năng áp dụng của mô hình *SST k-ω* trong phân tích khí động và hỗ trợ thiết kế sơ bộ cánh cho UAV cỡ nhỏ.

2. Cơ sở lý thuyết

Trong cơ học chất lưu, việc dự đoán và phân tích dòng chảy đóng vai trò cực kỳ quan trọng. Hai phương pháp CFD thường được sử dụng để tính toán các bài toán khí động là: Phương pháp mô phỏng trực tiếp (DNS) và phương pháp mô phỏng trung bình theo Reynolds (RANS). Tuy nhiên, phương pháp DNS đòi hỏi khối lượng tính toán lớn với cấu hình máy tính cao. Để tiết kiệm chi phí và thời gian, phương pháp mô phỏng số trung bình theo Reynolds đã trở thành giải pháp phổ biến trong công nghiệp và trong nghiên cứu[5].

2.1. Cơ sở lý thuyết về phương pháp mô phỏng trực tiếp

Phương trình Navier-Stokes mô tả trường dòng chảy theo các đại lượng vật lý bằng như vận tốc và áp suất. Đối với dòng chảy không thể nén và không có lực tác dụng, tính liên tục và các phương trình Navier-Stokes được viết dưới dạng sau:

$$\begin{aligned}
&\nabla \bullet \mathrm{u} = 0 \\
&\frac{\partial u}{\partial t} + \nabla \bullet (u\mathrm{u}) = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial p}{\partial x} + \nabla \bullet (\mu \nabla u) + S_x \\
&\frac{\partial v}{\partial t} + \nabla \bullet (u\mathrm{u}) = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial p}{\partial y} + \nabla \bullet (\mu \nabla v) + S_y \\
&\frac{\partial w}{\partial t} + \nabla \bullet (u\mathrm{u}) = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial p}{\partial z} + \nabla \bullet (\mu \nabla w) + S_z
\end{aligned} \tag{1}$$

Giống như tên gọi, phương pháp DNS giải trực tiếp phương trình Navier-Stokes [6, 7]. Điều này có nghĩa là không có giả thuyết nào được đưa vào khi giải hệ phương trình trên. Nhược điểm của DNS là, để giải quyết hiệu quả tất cả lớp xoáy, lưới tính toán cần được xây dựng theo cách mà nó có thể phân giải tất cả các xoáy có độ lớn khác nhau.

Xét về mặt thời gian yêu cầu cho tính toán, thời gian sẽ tỉ lệ bậc ba của số Reynolds đặc trưng cho các lớp. Điều này yêu cầu máy tính đủ mạnh để thực hiện hoá mặc dù chúng ta chưa đề cập đến yêu cầu bộ nhớ các tập dữ liệu lớn như vậy.

2.2. Phương pháp mô phỏng số trung bình theo Reynolds và mô hình SST k-ω

Dòng chảy rối gồm vô số xoáy và dao động ngẫu nhiên theo cả không gian lẫn thời gian. Nếu giải trực tiếp (DNS), ta phải mô tả từng xoáy nhỏ, điều này vô cùng tốn kém. Ý tưởng của Reynolds là phân tách mỗi đại lượng dòng chảy (vận tốc, áp suất) thành:

$$\phi(x,t) = \bar{\phi}(x) + \phi'(x,t) \tag{2}$$

trong đó: ϕ: có thể là bất kỳ đại lượng nào liên quan đến trường dòng chảy

$\bar{\phi}$: thành phần trung bình theo thời gian.

ϕ' : dao động tức thời quanh giá trị trung bình, mô tả các xoáy rối.

Để tính toán độ nhớt của xoáy, có rất nhiều mô hình đã được đề xuất như mô hình $k-\omega$ (k-omega), mô hình $k-\varepsilon$ (k-epsilon),…

Mô hình *SST* $k-\omega$ dựa trên giả thiết Boussinesq [8] [9], trong đó ứng suất Reynolds được liên hệ với gradient vận tốc trung bình thông qua độ nhớt rối. Tensor ứng suất Reynolds được biểu diễn như sau:

$$-\rho\overline{u_i'u_j'} = \mu_t\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j}+\frac{\partial u_j}{\partial x_i}\right)-\frac{2}{3}\rho k\delta_{ij} \tag{3}$$

trong đó:

ρ là khối lượng riêng của lưu chất,

u_i,u_j là các thành phần vận tốc trung bình,

u_i',u_j' là các thành phần vận tốc dao động,

k là động năng rối,

μ_t là độ nhớt rối,

δ_{ij} là delta Kronecker.

Mô hình *SST* $k-\omega$ giải hai phương trình vận chuyển, tương ứng với động năng rối k và tốc độ tiêu tán riêng ω [8].

Phương trình vận chuyển của động năng rối k:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t}+\frac{\partial\left(\rho u_j k\right)}{\partial x_j} = P_k-\beta^*\rho k\omega+\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu+\sigma_k\mu_t\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right] \tag{4}$$

Phương trình vận chuyển của tốc độ tiêu tán riêng ω:

$$\frac{\partial(\rho\omega)}{\partial t}+\frac{\partial\left(\rho u_j\omega\right)}{\partial x_j} = \alpha\frac{\omega}{k}P_k-\beta\rho\omega^2+\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu+\sigma_\omega\mu_t\right)\frac{\partial\omega}{\partial x_j}\right]+2\left(1-F_1\right)\rho\sigma_{\omega2}\frac{1}{\omega}\frac{\partial k}{\partial x_j}\frac{\partial\omega}{\partial x_j} \tag{5}$$

trong đó:

P_k là hạng tử sinh động năng rối,

$\beta^*\rho k\omega$ là hạng tử tiêu tán của k,

$\alpha\frac{\omega}{k}P_k$ là hạng tử sinh của ω,

$\beta\rho\omega^2$ là hạng tử tiêu tán của ω,

F_1 là hàm blending chuyển tiếp giữa mô hình $k-\omega$ gần tường và $k-\varepsilon$ xa tường.

Một điểm quan trọng của mô hình *SST* $k-\omega$ là công thức xác định độ nhớt rối có xét đến cơ chế giới hạn ứng suất trượt, giúp dự đoán tốt hơn sự tách dòng:

$$\mu_t = \frac{\rho a_1 k}{\max\left(a_1\omega, SF_2\right)} \tag{6}$$

trong đó:

a_1 là hằng số mô hình,

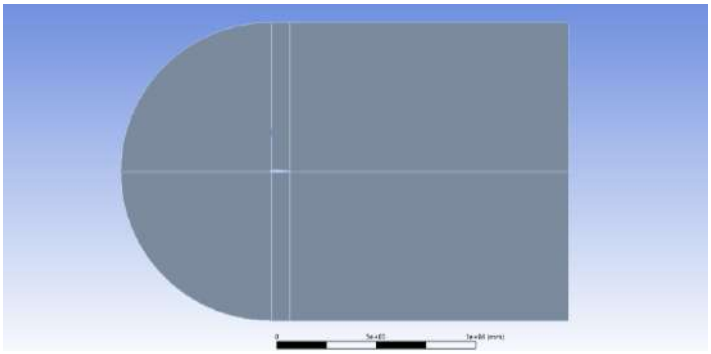
S là độ lớn của tensor tốc độ biến dạng,

F_2 là hàm blending thứ hai.

Trong nghiên cứu này, mô hình *SST* $k-\omega$ chuẩn có sẵn trong ANSYS Fluent được sử dụng trong thiết lập cơ bản, không thay đổi các hằng số mô hình và không bổ sung thêm các hàm hiệu chỉnh riêng. Việc lựa chọn cấu hình này mô tả tốt vùng gần tường, đồng thời cải thiện độ chính xác trong các bài toán có phân ly lớp biên và gradient áp suất bất lợi.

3. Xây dựng mô hình tính toán

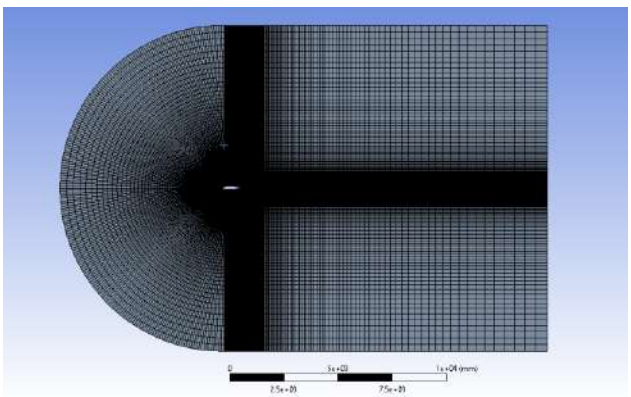
Đối tượng khảo sát trong bài báo là biên dạng cánh NACA 2412 dưới dạng bài toán hai chiều. Dây cung cánh được chọn là c = 1000 mm. Miền tính toán thể hiện ở hình 1 được xây dựng đủ lớn để hạn chế ảnh hưởng của điều kiện biên đến kết quả mô phỏng. Biên dạng được đặt trong một miền bao quanh có kích thước lớn hơn nhiều lần dây cung, bảo đảm dòng chảy phát triển tương đối ổn định trước khi tiếp xúc với cánh và hạn chế phản xạ dòng ở phía sau.



Hình 1. Miền tính toán trong Ansys Fluent.

Phần đầu của miền tính toán được bo tròn nhằm giúp dòng chảy vào ổn định hơn và giảm khả năng phát sinh sai số tại vùng biên vào. Đây là cách xây dựng miền tính toán thường được sử dụng trong các bài toán khí động hai chiều để nâng cao độ ổn định của nghiệm.

Lưới tính toán được tạo trong ANSYS Meshing như hình 2 với mật độ lưới được tinh chỉnh tại vùng gần bề mặt cánh, vùng mép trước và mép sau nhằm mô tả tốt hơn sự biến thiên của vận tốc, áp suất và lớp biên. Các phần tử lưới tại đây được bố trí dày hơn ở vùng gần thành để tăng khả năng bắt hiện tượng tách dòng và bảo đảm độ chính xác của nghiệm tại vùng có gradient lớn.



Hình 2. Lưới cấu trúc được chia cho miền tính toán.

Chất lượng lưới được kiểm tra bằng các công cụ Check Mesh và Report Quality trong Fluent, đảm bảo giá trị skewness nhỏ hơn 0.9 và orthogonal quality lớn hơn 0.15, đáp ứng tiêu chuẩn cho mô phỏng CFD ổn định. Để bảo đảm kết quả mô phỏng không phụ thuộc đáng kể vào mật độ lưới, nghiên cứu đã thực hiện kiểm tra độ hội tụ của lưới với ba mức lưới khác nhau. Đại lượng dùng để so sánh là hệ số lực nâng tại góc tấn 3°.

Bảng 1. Kết quả kiểm tra hội tụ lưới

Mức lưới	**Số phần tử**	**Hệ số lực nâng C_L**	**Sai lệch (%)**
1	113750	0.5321	-
2	200000	0.5313	0.15
3	330000	0.5300	0.24

Kết quả cho thấy sai lệch giữa lưới mức 2 và lưới mức 3 nhỏ hơn 1%, chứng tỏ nghiệm tính toán hầu như không còn phụ thuộc đáng kể vào số phần tử lưới. Vì vậy, lưới mức 2 được lựa chọn cho các mô phỏng tiếp theo nhằm bảo đảm đồng thời độ chính xác và hiệu quả tính toán của bài toán.

4. Thiết lập bài toán mô phỏng và điều kiện biên

Mô phỏng được thực hiện trên phần mềm ANSYS Fluent bằng bộ giải Pressure-Based ở chế độ ổn định (Steady-State). Mô hình rối sử dụng là *SST k-ω*. Phương pháp *SIMPLE* được áp dụng để liên kết giữa áp suất và vận tốc. Các đại lượng động lượng, động năng rối và tốc độ tiêu tán riêng được rời rạc hóa bằng sơ đồ sai phân phù hợp nhằm bảo đảm độ ổn định và độ chính xác của nghiệm.

Không khí được giả thiết là môi trường không nén ở điều kiện tiêu chuẩn, có khối lượng riêng ρ = 1,225 kg/m^3 và độ nhớt động lực học μ = 1,7894×10^5 kg/(m.s) Vận tốc dòng tới được chọn là 30 m/s, tương ứng với số Reynolds cỡ 2×10^6. Điều kiện hội tụ được đặt ở mức 10^{-6} để bảo đảm sai số phần dư đủ nhỏ trước khi ghi nhận kết quả.

Bảng 2. Các thông số chính của bài toán mô phỏng

Thông số	**Giá trị / lựa chọn**
Bộ giải	Pressure-Based
Chế độ tính	Steady-State
Mô hình rối	*SST k-ω*
Liên kết áp suất – vận tốc	*SIMPLE*
Môi chất	Không khí
Khối lượng riêng	1,225 kg/m³
Độ nhớt động lực học	1,7894×10^5 kg/(m.s)
Vận tốc dòng tới	30 m/s
Số Reynolds	2×10^6
Điều kiện hội tụ	10^{-6}
Phương pháp hỗ trợ hội tụ	Pseudo Transient

Về điều kiện biên, các loại điều kiện biên chính được thiết lập bao gồm:

Điều kiện biên đầu vào của miền tính toán được thiết lập theo dạng **velocity-inlet** với vận tốc dòng tới bằng 30 m/s. Điều kiện biên đầu ra được thiết lập theo dạng **pressure-outlet**. Bề mặt biên dạng cánh và các thành giới hạn còn lại của miền tính toán được gán điều kiện **wall** với giả thiết không trượt.

Trong nghiên cứu này, góc tấn được thay đổi bằng cách thay đổi hướng của véc tơ vận tốc dòng tới tại biên vào, trong khi hình học của biên dạng cánh được giữ cố định. Cụ thể, với mỗi giá trị góc tấn khảo sát, các thành phần vận tốc theo phương ngang và phương đứng được xác định tương ứng và nhập vào ANSYS Fluent. Cách thực hiện này cho phép mô phỏng ảnh hưởng của góc tấn một cách nhất quán mà không cần quay hình học biên dạng hoặc thay đổi điều kiện biên trên bề mặt cánh.

Phương pháp thay đổi góc tấn theo hướng dòng tới cũng giúp thuận tiện hơn trong việc so sánh các trường hợp mô phỏng, đồng thời giảm sai lệch phát sinh khi phải tạo lại hình học cho từng trường hợp khảo sát.

5. Kết quả và thảo luận

Bảng 3. Kết quả tính toán các hệ số khí động đối với profile NACA2412.

Góc tấn (Độ)	**Hệ số lực nâng (C_L)**	**Hệ số lực nâng thực nghiệm (C_L)**	**Hệ số lực cản (C_D)**	**Hệ số lực cản thực nghiệm (C_D)**
0	0.213	~ 0.24	0.0099	~ 0.0060
1	0.319	-	0.0101	-
2	0.424	~ 0.46	0.0105	~ 0.0062
3	0.531	-	0.0112	-
4	0.636	~ 0.68	0.0115	~ 0.0068
5	0.739	-	0.0121	-
6	0.841	~ 0.90	0.0131	~ 0.0075
7	0.940	-	0.0140	-
8	1.038	~ 1.12	0.0152	~ 0.0088
9	1.132	-	0.0166	-
10	1.222	~ 1.32	0.0181	~ 0.0110
11	1.308	-	0.0200	-
12	1.386	~ 1.48	0.0222	~ 0.0135
13	1.457	-	0.0248	-
14	1.518	~ 1.58	0.0282	~ 0.0175
15	1.565	-	0.0326	-
16	1.594	~ 1.60	0.0386	~ 0.0240
17	1.598	~ 1.55	0.0472	~ 0.0350
18	1.567	~ 1.42	0.0600	~ 0.0500
19	1.411	-	0.0825	-
20	1.393	-	0.1094	-

5.1. Sự biến thiên của các hệ số khí động theo góc tấn

Kết quả mô phỏng số cho thấy các hệ số khí động của biên dạng NACA 2412 phụ thuộc rõ rệt vào góc tấn. Khi góc tấn tăng từ 0° đến khoảng 17°, hệ số lực nâng C_L tăng gần tuyến tính, phản ánh sự gia tăng chênh lệch áp suất giữa mặt dưới và mặt trên của cánh. Trong cùng

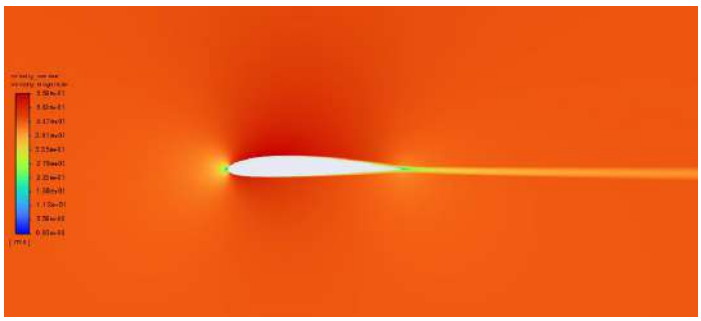
khoảng này, hệ số lực cản C_D cũng tăng nhưng với tốc độ chậm hơn so với C_L , cho thấy biên dạng vẫn làm việc trong vùng khí động thuận lợi.

Kết quả tính toán xác định giá trị cực đại của hệ số lực nâng đạt C_L = 1,598 tại góc tấn 17°. Đây có thể xem là góc tấn tới hạn của biên dạng trong điều kiện khảo sát. Khi góc tấn tiếp tục tăng vượt quá giá trị này, hệ số lực nâng bắt đầu giảm, trong khi hệ số lực cản tăng nhanh. Sự thay đổi này là dấu hiệu đặc trưng của hiện tượng thất tốc, khi dòng chảy không còn bám tốt trên mặt hút và vùng tách dòng phát triển mạnh hơn. Giá trị C_L cực đại bằng 1,598 tại 17° cũng chính là kết quả đã có trong bản thảo hiện tại của bạn.

Từ các kết quả trên có thể nhận thấy rằng, trong vùng trước thất tốc, mô hình mô phỏng tái hiện tốt xu hướng khí động cơ bản của biên dạng NACA 2412. Đây là vùng kết quả có thể sử dụng hiệu quả cho mục đích đánh giá sơ bộ đặc tính nâng – cản và hỗ trợ thiết kế khí động cho cánh UAV cỡ nhỏ. Nhận định này cũng phù hợp với góp ý phản biện rằng kết quả mô phỏng bằng RANS có xu hướng tương đồng với thực nghiệm trong chế độ dòng chảy hiện tại.

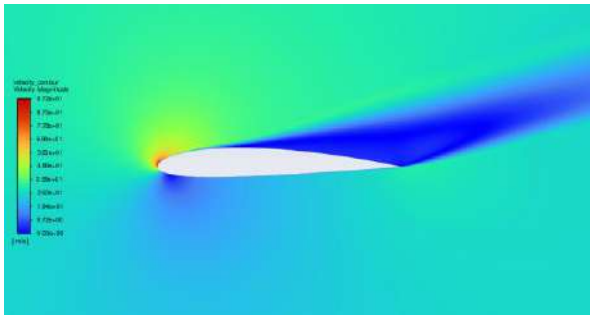
5.2. Phân tích trường vận tốc tại các góc tấn đặc trưng

Hình 3 biểu thị phân bố vận tốc dòng chảy quanh biên dạng NACA 2412 ở góc tấn nhỏ. Ở trường hợp này, dòng chảy vẫn bám tốt trên cả mặt hút và mặt áp, chưa xuất hiện vùng tách dòng đáng kể. Trường vận tốc trên mặt hút lớn hơn mặt áp, phản ánh cơ chế hình thành lực nâng của biên dạng. Phân bố này cho thấy lớp biên vẫn ổn định và cánh làm việc trong vùng khí động bình thường.



Hình 3. Trường vận tốc ở góc tấn 0 độ

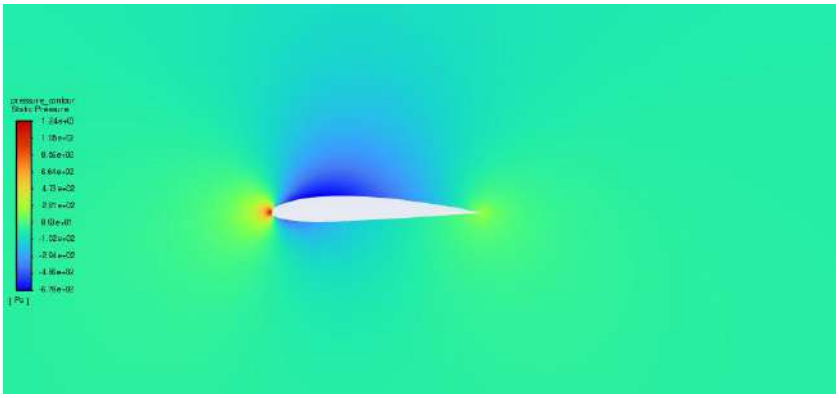
Hình 4 biểu thị phân bố vận tốc tại góc tấn lớn, điển hình cho vùng gần hoặc sau thất tốc. So với trường hợp góc tấn nhỏ, có thể quan sát thấy vùng vận tốc thấp xuất hiện và phát triển rõ hơn ở phía sau và trên mặt hút của cánh. Điều này cho thấy dòng chảy đã bắt đầu mất bám, hình thành vùng tách dòng và wake lớn phía sau biên dạng. Khi vùng này mở rộng, khả năng tạo chênh lệch áp suất trên hai mặt cánh bị suy giảm, kéo theo sự giảm của lực nâng và tăng của lực cản.



Hình 4. Trường vận tốc ở góc tấn 20 độ

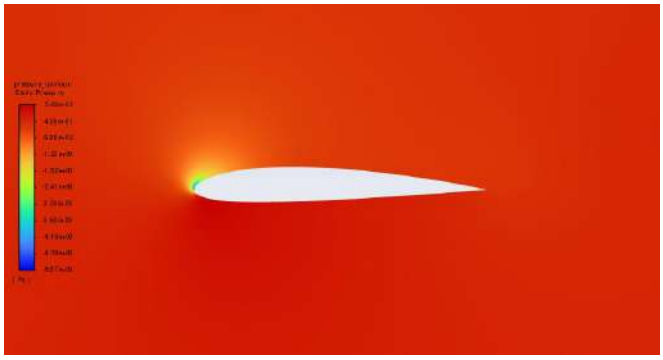
5.3. Phân tích trường áp suất và cơ chế tạo lực nâng

Hình 5 biểu thị phân bố áp suất quanh biên dạng tại góc tấn nhỏ. Trong trường hợp này, áp suất trên mặt dưới của cánh lớn hơn so với mặt trên, tạo ra chênh lệch áp suất theo phương vuông góc với dòng tới và sinh ra lực nâng. Ở góc tấn nhỏ, sự chênh lệch này còn ở mức vừa phải, phù hợp với giá trị lực nâng chưa lớn.



Hình 5. Trường áp suất ở góc tấn 0 độ

Hình 6 biểu thị phân bố áp suất tại góc tấn lớn. So với trường hợp trước thất tốc, áp suất trên mặt hút không còn duy trì được phân bố thuận lợi như trước do ảnh hưởng của hiện tượng tách dòng. Vùng áp suất thấp bị thu hẹp hoặc phân bố không liên tục, trong khi phía sau cánh xuất hiện vùng dòng chảy rối và wake lớn hơn. Kết quả này cho thấy khi góc tấn tăng đến vùng tới hạn và sau tới hạn, cơ chế tạo lực nâng của biên dạng bị suy yếu do dòng chảy trên mặt hút không còn bám tốt.



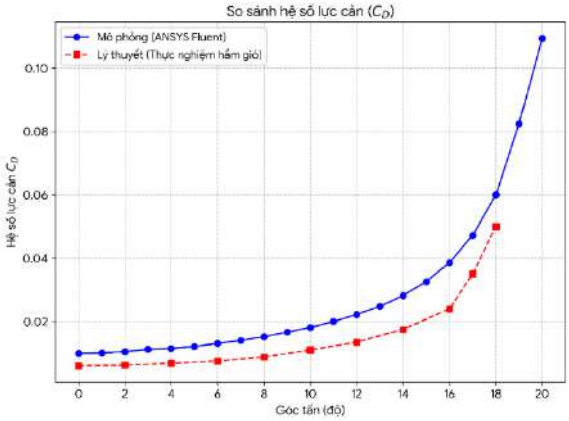
Hình 6. Trường áp suất ở góc tấn 20 độ

5.4. Phân tích hiện tượng tách dòng và vùng thất tốc

Một kết quả quan trọng của nghiên cứu là xác định được sự hình thành và phát triển của vùng tách dòng theo góc tấn. Trong khoảng góc tấn nhỏ và trung bình, lớp biên trên mặt hút vẫn bám tương đối tốt, do đó lực nâng tiếp tục tăng theo góc tấn. Tuy nhiên, khi góc tấn tăng tới gần 17°, lớp biên bắt đầu suy yếu dưới tác dụng của gradient áp suất bất lợi. Vị trí bắt đầu tách dòng có xu hướng dịch về phía trước trên mặt hút, đồng thời vùng xoáy phía sau cánh bắt đầu phát triển rõ hơn.

Khi góc tấn tăng vượt 17°, đặc biệt trong khoảng từ 18° đến 20°, vùng tách dòng mở rộng mạnh trên mặt hút và wake phía sau cánh trở nên lớn hơn. Đây là nguyên nhân trực tiếp làm hệ số lực nâng giảm trong khi hệ số lực cản tăng nhanh. Có thể thấy rằng mô phỏng không chỉ cho

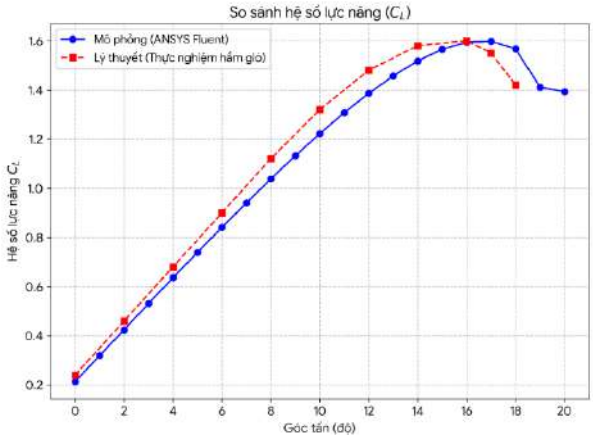
phép xác định góc tấn tới hạn thông qua giá trị cực đại của C_L, mà còn giúp nhận diện rõ đặc điểm vật lý của trạng thái thất tốc, bao gồm sự phát triển của vùng tách dòng, sự hình thành các vùng xoáy và sự biến đổi bất lợi của phân bố áp suất.



Hình 7. Sự phụ thuộc của hệ số lực cản vào góc tấn

5.5. Đối chiếu giữa kết quả mô phỏng số và thực nghiệm trong hầm gió

So sánh với dữ liệu chuẩn thực nghiệm hầm gió [1] tại số Reynolds tương đương, kết quả mô phỏng số cho thấy sự tương đồng cao ở vùng tuyến tính (góc tấn từ 0° đến 12°) Tuy nhiên, tiến gần đến góc tới hạn, mô hình CFD dự đoán hiện tượng thất tốc xảy ra trễ hơn khoảng 1° (17° so với 16° trong thực nghiệm).



Hình 8. Sự phụ thuộc của hệ số lực nâng vào góc tấn

Sự chênh lệch này chủ yếu do bản chất của phương pháp RANS và mô hình rối SST k–ω thường có xu hướng khuếch đại động năng rối, làm dự đoán bong rời lớp biên trễ hơn thực tế. Thêm vào đó, điều kiện bài toán 2D lý tưởng đã bỏ qua các hiệu ứng dòng chảy ba chiều, khiến hệ số lực cản (C_D) tính toán thấp hơn một chút so với hầm gió. Dù có sai số nhỏ, xu hướng khí động tổng thể vẫn được nắm bắt chính xác, khẳng định độ tin cậy của phương pháp trong thiết kế cánh UAV.

5.6. Ý nghĩa của kết quả mô phỏng và hướng cải thiện

Kết quả thu được cho thấy mô hình SST k-ω, với thiết lập cơ bản trong ANSYS Fluent, có thể dự đoán tương đối tốt xu hướng biến thiên của các hệ số khí động, xác định được góc tấn tới hạn và mô tả được quá trình phát triển của vùng tách dòng trên biên dạng NACA 2412. Đây

là các kết quả có giá trị thực tiễn đối với các bài toán phân tích khí động sơ bộ, lựa chọn chế độ làm việc và tối ưu ban đầu cho cánh UAV cỡ nhỏ.

Mặc dù vậy, nghiên cứu hiện tại vẫn còn giới hạn do sử dụng mô hình hai chiều, chế độ tính ổn định và cách tiếp cận RANS. Để cải thiện độ chính xác, đặc biệt trong vùng sau thất tốc, có thể xem xét sử dụng các phương pháp mô phỏng bậc cao hơn như LES hoặc DNS. Ngoài ra, trong các nghiên cứu tiếp theo, bài toán có thể mở rộng sang mô hình ba chiều hoặc bài toán tương tác khí động – kết cấu (FSI) để phản ánh chính xác hơn điều kiện làm việc thực tế của cánh UAV.

6. Kết luận

Bài báo đã sử dụng phần mềm ANSYS Fluent kết hợp với mô hình rối *SST k-ω* để khảo sát ảnh hưởng của góc tấn tới đặc tính khí động và hiện tượng tách dòng trên biên dạng cánh NACA 2412 trong điều kiện số Reynolds cỡ 2×10^6. Kết quả mô phỏng số cho thấy hệ số lực nâng tăng theo góc tấn và đạt giá trị cực đại C_L = 1,598 tại góc tấn 17° được xem là góc tấn tới hạn của biên dạng trong điều kiện khảo sát. Khi góc tấn vượt quá giá trị này, vùng tách dòng trên mặt hút phát triển mạnh, làm lực nâng suy giảm và lực cản tăng nhanh, thể hiện rõ sự xuất hiện của hiện tượng thất tốc.

Bên cạnh việc xác định sự biến thiên của các hệ số khí động, nghiên cứu còn cho thấy sự thay đổi rõ rệt của trường vận tốc và trường áp suất tại các góc tấn đặc trưng. Ở vùng trước thất tốc, dòng chảy vẫn bám tương đối tốt trên bề mặt cánh, phân bố vận tốc và áp suất còn thuận lợi cho việc tạo lực nâng. Ngược lại, ở vùng gần và sau góc tấn tới hạn, lớp biên trên mặt hút bắt đầu mất bám, vùng tách dòng mở rộng và wake phía sau cánh phát triển rõ hơn. Các kết quả này cho phép giải thích cơ chế vật lý dẫn tới sự suy giảm lực nâng và gia tăng lực cản khi biên dạng làm việc ở góc tấn lớn.

Kết quả mô phỏng số được đối chiếu với số liệu thực nghiệm trong hầm gió từ tài liệu tham khảo cho thấy sự phù hợp tốt trong vùng trước thất tốc và mức độ tin cậy chấp nhận được ở vùng gần tới hạn. Điều này cho thấy mô hình SST k-ω trong thiết lập cơ bản có thể được sử dụng như một công cụ tính toán hiệu quả, có chi phí hợp lý và phù hợp với các bài toán phân tích khí động kỹ thuật, đặc biệt trong giai đoạn đánh giá và thiết kế sơ bộ cánh UAV cỡ nhỏ.

Tuy nhiên, nghiên cứu hiện tại vẫn còn một số giới hạn do sử dụng mô hình hai chiều, chế độ tính ổn định và cách tiếp cận RANS. Vì vậy, để nâng cao độ chính xác, đặc biệt trong vùng sau thất tốc, các nghiên cứu tiếp theo có thể được mở rộng theo hướng sử dụng các phương pháp mô phỏng bậc cao hơn như LES hoặc DNS. Ngoài ra, bài toán cũng có thể được phát triển theo hướng mô phỏng cánh ba chiều và tương tác khí động – kết cấu nhằm phản ánh sát hơn điều kiện làm việc thực tế của UAV.

Tài liệu tham khảo

1 I. H. Abbott and A. E. Von Doenhoff, *Theory of wing sections: including a summary of airfoil data*. Courier Corporation, 2012.

2 A. Prabhakar and A. Ohri, "CFD analysis on MAV NACA 2412 wing in high lift take-off configuration for enhanced lift generation," *J Aeronaut Aerospace Eng*, vol. 2, no. 125, p. 2, 2013.

3 C. Hetyei, I. Molnár, and F. Szlivka, "Comparing different CFD software with NACA 2412 airfoil," *Progress in Agricultural Engineering Sciences,* vol. 16, no. 1, pp. 25-40, 2020.

4 D. A. Gök and K. Alnimer, "Characterization of NACA 2412 and NACA 4412 airfoils: Effects of angle of attack on aerodynamics coefficients," *Journal of Thermal Engineering,* vol. 10, no. 6, pp. 1524-1538, 2021.

5 H. K. Versteeg, *An introduction to computational fluid dynamics the finite volume method, 2/E*. Pearson Education India, 2007.

6 S. Cant, "SB Pope, Turbulent Flows, Cambridge University Press, Cambridge, UK, 2000, 771 pp," *Combustion and Flame,* vol. 125, no. 4, pp. 1361-1362, 2001.

7 J. H. Ferziger, M. Perić, and R. L. Street, *Computational methods for fluid dynamics*. Springer, 2002.

8 D. C. Wilcox, *Turbulence modeling for CFD*. DCW industries La Canada, CA, 1998.

9 T. Chung, *Computational fluid dynamics*. Cambridge university press, 2010.

Influence of Angle of Attack on Aerodynamic Characteristics and Flow Separation over the NACA 2412 Aircraft Wing Airfoil

Abstract: *This paper presents a numerical investigation of the influence of angle of attack on the aerodynamic characteristics and flow separation over the NACA 2412 airfoil using ANSYS Fluent. The SST k-ω turbulence model was employed in a basic setup to compute the flow field at a freestream velocity of 30 m/s, corresponding to a Reynolds number of approximately 2×10^6. The results show that the lift coefficient increases with angle of attack and reaches a maximum value of $C_L = 1.598$ at an angle of attack of 17°, which is considered the critical angle of attack under the investigated conditions. As the angle of attack continues to increase, the separated flow region on the suction surface develops significantly, causing the lift to decrease and the drag to rise rapidly, indicating the onset of stall. The numerical results were compared with wind tunnel experimental data from the referenced literature and showed good agreement in the pre-stall region; a small discrepancy was observed near the critical region due to the limitations of the two-dimensional RANS model. The obtained results indicate that the SST k-ω model can be used as an efficient and cost-effective computational tool for aerodynamic analysis and preliminary wing design of small UAVs.*

Keywords: ANSYS Fluent, CFD, NACA 2412, SST k-ω, angle of attack, flow separation, UAV.

Nghiên cứu đặc trưng tiếng ồn khí động của cánh quạt UAV có vành bao

Lê Quang Quyền*, Vũ Quốc Trụ, Nguyễn Đăng Hải, Ngô Đại Phong
Học viện KTQS

Tóm tắt

Bài báo tập trung nghiên cứu đặc trưng tiếng ồn khí động của cánh quạt UAV có vành bao (ducted rotor), sử dụng phương pháp panel không dừng kết hợp với phương pháp tương tự âm học trên cơ sở giải phương trình FWH, sử dụng công thứ 1C của Najafi. Các kết quả đạt được là sự thay đổi giá trị lực kéo của các cánh quạt, biến thiên áp suất âm, phổ âm theo tần số và phân bố OASPL của cánh quạt UAV có và không có vành bao. Trên cơ sở đó đánh giá khả năng giảm tiếng ồn khí động của cánh quạt UAV có vành bao so với cánh quạt UAV không có vành bao. Kết quả nghiên cứu là cơ sở cho thiết kế và tối ưu cánh quạt UAV ít ồn, phù hợp với hoạt động trong môi trường đô thị.

***Từ khóa**: cánh quạt UAV; cánh quạt có vành bao; tiếng ồn khí động, FWH.*

1. Mở đầu

Sự phát triển nhanh chóng của các phương tiện bay không người lái (UAV) và các phương tiện bay cất hạ cánh thăng đứng hoạt động trong đô thị (VTOL) (Hình 1) đã đặt ra yêu cầu cấp thiết về hệ thống đẩy giảm tiếng ồn, đặc biệt cho các hoạt động trong khu vực dân cư đông đúc. Đối với UAV cỡ nhỏ bay ở độ cao thấp, tiếng ồn khí động sinh ra từ cánh quạt thường chiếm ưu thế trong tổng mức ồn phát ra. Vì vậy, việc nghiên cứu và giảm thiểu tiếng ồn của cánh quạt là mục tiêu thiết yếu, có ý nghĩa quan trọng để mở rộng ứng dụng dân dụng và nâng cao sự chấp nhận xã hội đối với các UAV/VTOL.



Hình 1. Phương tiện bay cất hạ cánh thăng đứng VTOL

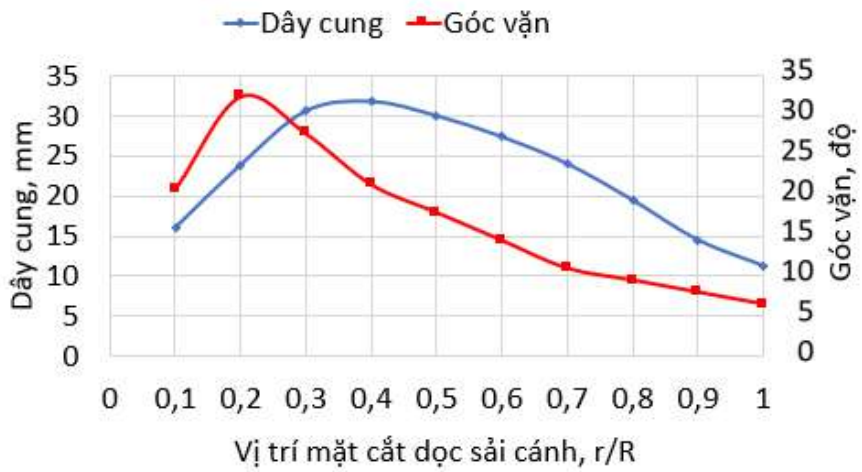
Trong số các phương pháp giảm ồn được quan tâm gần đây, cánh quạt có vành bao (ducted rotor) nổi lên như một giải pháp tiềm năng trong thiết kế UAV/VTOL. Vành bao có thể nâng cao hiệu suất lực đẩy bằng cách giảm tổn thất xoáy đầu cánh đồng thời điều chỉnh cấu trúc dòng chảy và hướng bức xạ âm [1÷4].

Tuy đã có nhiều công trình về tiếng ồn cánh quạt, các nghiên cứu chuyên sâu liên quan đến đặc trưng âm học của cánh quạt UAV có vành bao, đặc biệt liên kết giữa tải khí động không ổn định và tiếng ồn trường xa, vẫn còn hạn chế. Các công trình đã công bố chủ yếu sử dụng phương pháp thực nghiệm hoặc mô phỏng số CFD để tính toán đặc trưng tiếng ồn khí động của cánh quạt UAV có vành bao. Bài báo này tập trung nghiên cứu các đặc trưng tiếng ồn khí động

của cánh quạt UAV có vành bao thông qua mô phỏng khí động và dự báo âm học sử dụng phương pháp panel không dừng kết hợp với phương pháp tương tự âm học trên cơ sở giải phương trình FWH [5]. Công cụ tính toán đã được tác giả xây dựng và kiểm chứng ở trong các công trình trước [6, 7, 8]. Các kết quả tính toán được so sánh với kết quả tính toán của cấu hình cánh quạt không có vành bao nhằm làm sáng tỏ ảnh hưởng của vành bao đối với biến thiên áp suất âm tức thời, phổ tần số và phân bố mức áp âm tổng (OASPL) tại các vị trí đo.

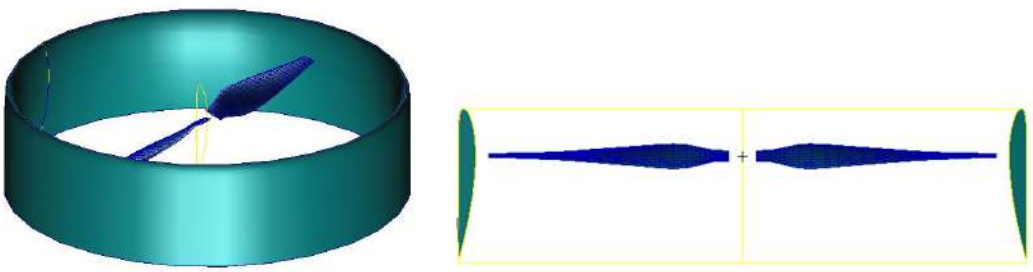
2. Xây dựng mô hình tính toán

Mô hình cánh quạt gồm 2 lá cánh có tiết diện lá cánh dạng NACA4412 ở gốc lá cánh, tiết diện dạng E63 ở vị trí 20% sải cánh và tiết diện dạng Clark Y ở đầu cánh. Mỗi cánh quay có bán kính R_{cq}=0,1524 m. Mỗi lá cánh có phân bố độ dài dây cung và góc vặn lá cánh dọc theo sải cánh như được thể hiện trên Hình 2.



Hình 2. Phân bố độ dài dây cung và góc vặn lá cánh dọc theo sải cánh của lá cánh quay

Trong trường hợp có vành bao quanh cánh quạt, vành bao có tiết diện dạng Clark Y, cánh quạt tương tự như trong trưởng hợp không có vành bao. Bán kính trong của vành bao là R_{d_in}=0,157 m. Bán kính ngoài của vành bao là R_{d_out}=0,177 m. Khoảng cách khe hở giữa cánh quạt và vành bao là b=0,03R_{cq} m. Chiều cao của vành bao là h_d=0,6R_{cq} m. Khoảng cách từ cánh quạt đến cửa hút khí của vành bao là h_{in}=0,3h_d. Mô hình cánh quạt có vành bao được thể hiện như trên Hình 3.

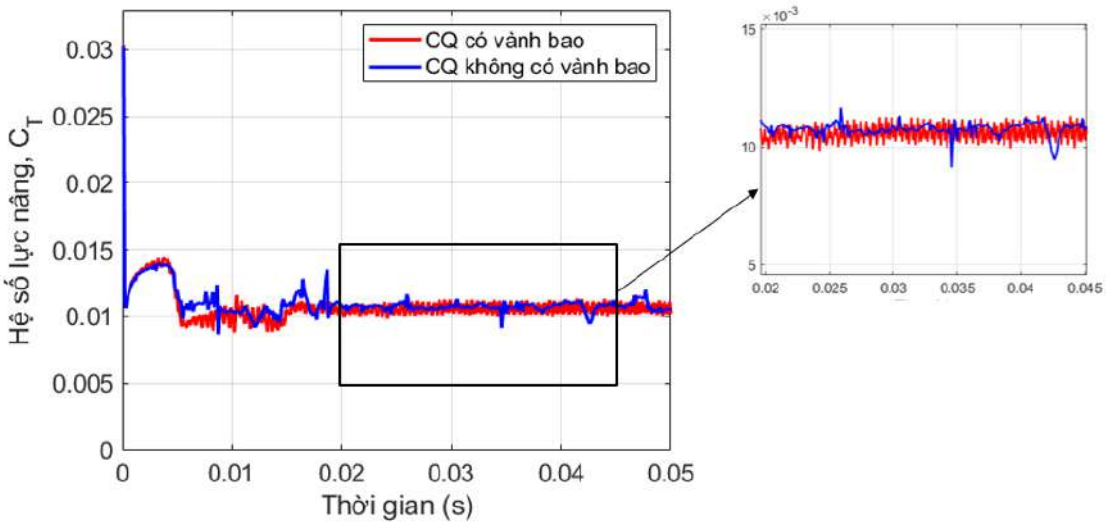


Hình 3. Mô hình cánh quạt có vành bao

Mô hình cánh quạt có và không có vành bao được xây dựng, chia lưới và xác định các chỉ số lưới trong phần mềm Patran. Trong đó, các lá cánh quạt được mô hình bởi 864 panel xoáy với 868 nút điểm, vành bao được chia thành 400 panel xoáy và 400 nút điểm.

3. Kết quả tính toán và thảo luận

Sử dụng công cụ tính toán đã kiểm chứng ở các công trình trước [6÷8], nhóm tác giả tiến hành tính toán, khảo sát các đặc trưng tiếng ồn khí động của cánh quạt có và không có vành bao trong trường hợp bay treo với tốc độ vòng quay $\omega = 6000$ vòng//phút. Sau 500 bước tính toán, tương ứng với 5 vòng quay của cánh quạt với bước thời gian *dt=0.0001 s*, thu được đồ thị so sánh biến thiên hệ số lực nâng như thể hiện trên Hình 4.

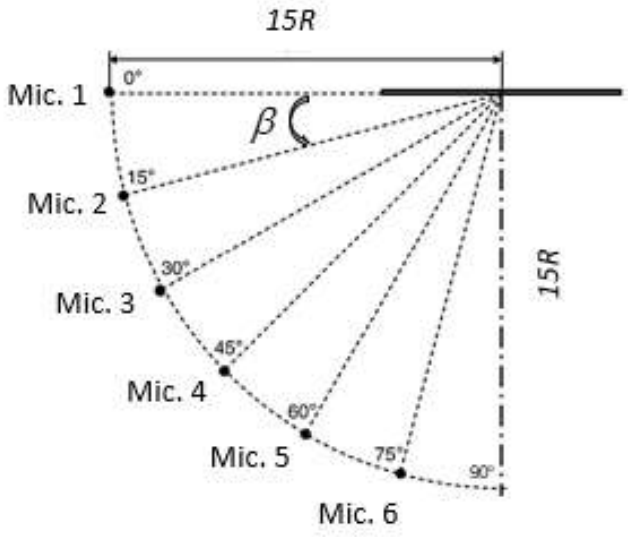


Hình 4. So sánh biến thiên hệ số lực nâng của cánh quạt (CQ) trong trường hợp CQ có vành bao và CQ không có vành bao

Hình 4 thể hiện kết quả so sánh biến biến thiên hệ số lực nâng của cánh quạt (CQ) trong hai cấu hình cánh quạt: có vành bao và không có vành bao. Kết quả cho thấy, Sau khoảng t≈0,02s, cả hai cấu hình đạt trạng thái gần ổn định với giá trị trung bình của hệ số lực nâng giữa hai cấu hình gần như tương đương, xấp xỉ $C_T \approx 0,0105 \div 0,011$, chứng tỏ việc bố trí vành bao không làm thay đổi đáng kể lực nâng trung bình của cánh quạt trong điều kiện tính toán đã xét. Tuy nhiên có sự khác biệt rõ ở đặc trưng dao động tức thời. Cấu hình cánh quạt không có vành bao vẫn tồn tại các dao động cục bộ rõ rệt hơn, trong khi cấu hình có vành bao thể hiện tín hiệu ổn định và biên độ dao động nhỏ hơn. Điều này cho thấy vành bao góp phần làm giảm dao động tải khí động thông qua việc hạn chế sự phát triển của xoáy đầu cánh và làm ổn định trường dòng quanh cánh quạt.

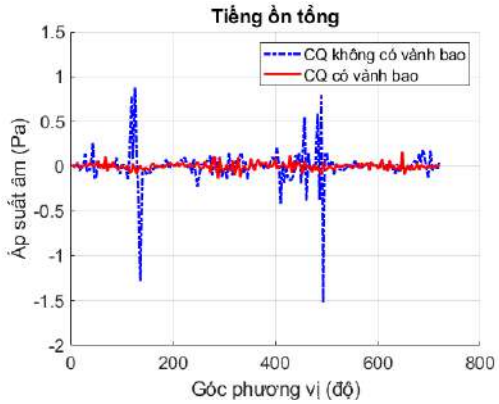
Nhìn chung, mặc dù giá trị trung bình của lực nâng giữa hai cấu hình không có sự khác biệt đáng kể, việc sử dụng vành bao giúp cải thiện tính ổn định khí động của hệ cánh quạt, thể hiện qua sự suy giảm dao động tức thời của hệ số lực nâng. Đặc điểm này có ý nghĩa quan trọng đối với đặc trưng khí động – âm học của cánh quạt, do việc giảm dao động tải khí động có thể góp phần làm giảm các thành phần tiếng ồn do tải trong quá trình bức xạ âm của rotor.

So sánh đặc trưng tiếng ồn khí động do cánh quạt tạo ra cánh quạt (CQ) trong trường hợp CQ có vành bao và CQ không có vành bao tại các vị trí đo từ Micco 1 đến Micro 7 như trên Hình 5. Các vị trí đo cách đều tâm cánh quạt một khoảng d=15R.

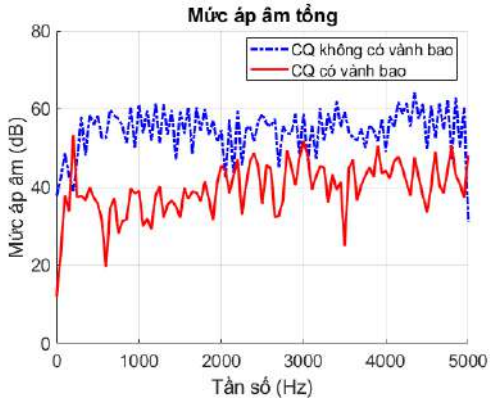


Hình 5. Các vị trí đo đặc trưng tiếng ồn khí động của cánh quạt

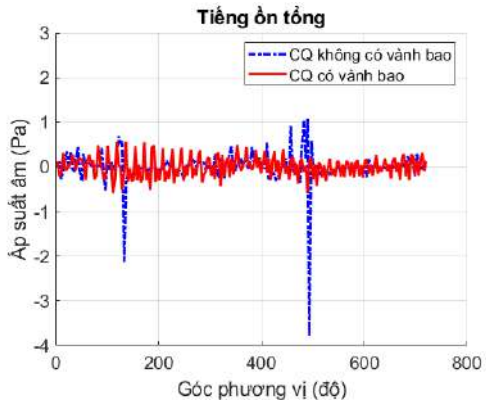
Đồ thị so sánh đặc trưng tiếng ồn khí động do cánh quạt tạo ra cánh quạt trong trường hợp CQ có vành bao và CQ không có vành bao được thể hiện trên Hình 6 ÷ 12.



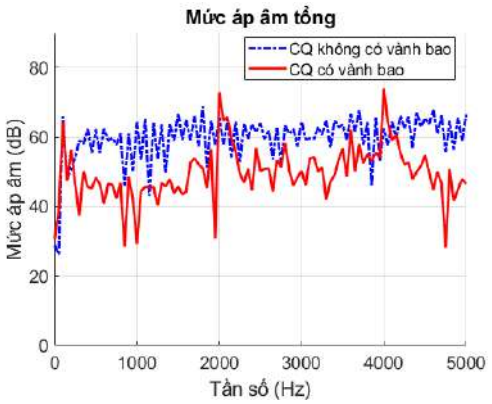
Hình 6. So sánh biến thiên áp suất âm tổng tại vị trí Micro 1



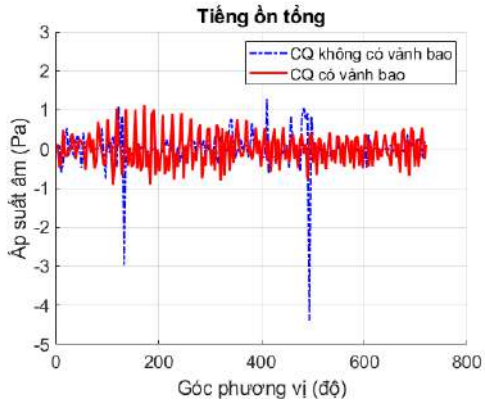
Hình 7. So sánh đồ thị phổ âm tại vị trí Micro 1



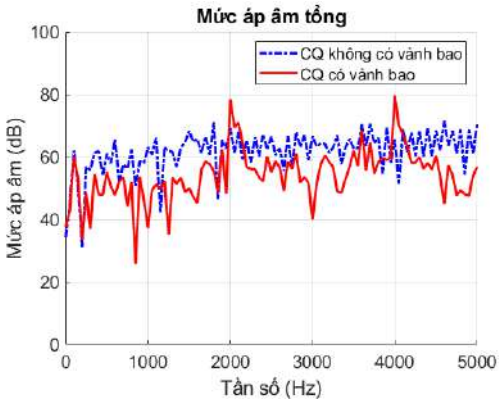
Hình 8. So sánh biến thiên áp suất âm tổng tại vị trí Micro 3



Hình 9. So sánh đồ thị phổ âm tại vị trí Micro 3



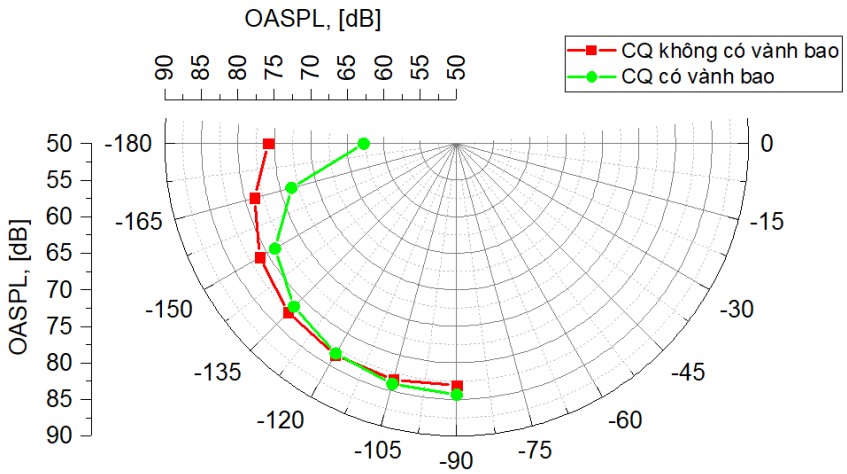
Hình 10. So sánh biến thiên áp suất âm tổng tại vị trí Micro 6



Hình 11. So sánh đồ thị phổ âm tại vị trí Micro 6

Hình 6 ÷ 11 thể hiện kết quả so sánh biến thiên áp suất âm tổng theo góc phương vị và phổ tần số tại các vị trí thu Micro 1, Micro3 và Micro 6 đối với hai cấu hình cánh quạt: có vành bao và không có vành bao. Kết quả cho thấy tín hiệu áp suất âm tức thời của cấu hình CQ không có vành bao xuất hiện nhiều xung áp suất có biên độ lớn và biến thiên đột ngột theo góc phương vị. Các đỉnh áp suất cục bộ này liên quan đến sự tương tác mạnh giữa các xoáy đầu cánh và trường dòng phía sau CQ. Ngược lại, cấu hình có vành bao cho thấy tín hiệu áp suất âm ổn định hơn, biên độ dao động nhỏ hơn và ít xuất hiện các xung áp suất cường độ lớn. Điều này cho thấy vành bao có vai trò làm suy giảm cường độ xoáy đầu cánh và làm ổn định cấu trúc màn xoáy, từ đó giảm các nguồn phát xung áp suất trong quá trình CQ hoạt động.

Phân tích phổ tần số tại các vị trí Micro 1, Micro 3 và Micro 6 (Hình 7, 9 và 11) cho thấy cấu hình CQ không có vành bao nhìn chung có mức áp suất âm cao hơn trên phần lớn dải tần khảo sát từ 0 đến 5000 Hz. Trong khi đó, cấu hình CQ có vành bao cho thấy xu hướng giảm mức áp suất âm trên toàn bộ dải tần, đặc biệt trong vùng tần số trung bình và cao. Điều này phản ánh ảnh hưởng tích cực của vành bao trong việc làm suy giảm các dao động tải khí động và hạn chế sự phát triển của các cấu trúc xoáy gây tiếng ồn.



Hình 12. So sánh phân bố OASPL trường hợp CQ có vành bao và CQ không có vành bao

Kết quả phân bố mức áp âm tổng (OASPL) trên Hình 12 tiếp tục khẳng định xu hướng trên. Cấu hình cánh quạt có vành bao cho mức OASPL thấp hơn so với cấu hình không có vành

bao tại hầu hết các vị trí đo, với mức suy giảm đáng kể trong vùng nón từ 0 đến 45^o dưới cánh quạt. Sự thay đổi lớn nhất tại các vị trí nằm trên phương mặt phẳng cánh quạt, càng hướng xuống phía dưới mặt phẳng cánh quạt, sự chênh lệch càng giảm.

4. Kết luận

Trong bài báo này, nhóm tác giả đã sử dụng công cụ tính toán đã kiểm chứng ở các công trình trước, tiến hành tính toán, khảo sát các đặc trưng tiếng ồn khí động của cánh quạt có và không có vành bao. Kết quả tính toán cho thấy việc bổ sung vành bao không làm thay đổi đáng kể lực nâng trung bình của cánh quạt nhưng cải thiện rõ rệt đặc trưng khí động – âm học của hệ thống, thể hiện qua sự suy giảm dao động áp suất âm, giảm mức phổ âm trên dải tần rộng và giảm mức áp âm tổng tại các vị trí xung quanh cánh quạt. Điều này chứng tỏ cấu hình cánh quạt có vành bao là giải pháp tiềm năng nhằm nâng cao hiệu quả giảm ồn cho các hệ cánh quạt ứng dụng trong UAV/VTOL.

Tài liệu tham khảo

1. Pereira, J.L. (2008). "Hover performance and noise of ducted rotors," Journal of Aircraft.
2. Akturk, A., Shyy, W. (2010). "Aerodynamics and acoustics of low Reynolds number propellers," Journal of Aircraft.
3. Misiorowski, M., Gandhi, F., & Oberai (2019). A. A. Computational Study on Rotor Interactional Effects for a Quadcopter in Edgewise Flight. AIAA Journal, 57(12) (2019), 5309–5319. https://doi.org/10.2514/1.J058369
4. Hakjin Lee, Duck-Joo Lee (2020). "Rotor interactional effects on aerodynamic and noise characteristics of a small multirotor unmanned aerial vehicle", Phys. Fluids 32, 047107.
5. Ffowcs Williams J. and Hawkings D (1969). Sound Generation by Turbulence and Surfaces in Arbitrary Motion, Mathematical and Physical Sciences (1934-1990), Vol. 264 (1151).
6. Le, Q. Q., Pham, T. D., Nguyen, A. T., & Vu, Q. T. (2022). *Building and verifying a tool for calculating the aerodynamic noise of helicopter rotors*. Journal of Science and Technique, 17(05). https://doi.org/10.56651/lqdtu.jst.v17.n05.530
7. Le, Q. Q., Pham, T. D., Vu, Q. T., & Nguyen, A. T. (2023). *Research on aerodynamic noise characteristics of helicopter rotors considering the influence of blade shapes*. Journal of Science and Technique, 18(03). https://doi.org/10.56651/lqdtu.jst.v18.n03.613
8. Le Quang Quyen, Pham Thanh Dong, Nguyen Anh Tuan and Vu Quoc Tru (2025). A numerical study on aeroacoustic effects of main–tail rotor interaction in helicopter configuration. International Journal of Aeroacoustics, (SCIE Q2). https://doi.org/10.1177/1475472X251407667.

Study on the aerodynamic noise characteristics of a ducted UAV rotor

Abstract: *This paper investigates the aerodynamic noise characteristics of a ducted UAV rotor using an unsteady panel method coupled with an acoustic analogy approach based on the solution of the Ffowcs Williams–Hawkings (FW–H) equation. The obtained results include the variation of thrust, the time history of acoustic pressure fluctuations, the frequency-domain sound spectra and OASPL directivity of the UAV rotor with and without a duct. On this basis, a comparative assessment is conducted to evaluate the variation in aerodynamic noise characteristics of the ducted UAV rotor relative to a conventional (unducted) rotor. The obtained results provide a scientific basis for the design and optimization of low-noise UAV propellers suitable for urban and residential operation environments.*

Keywords: UAV rotor; ducted rotor; aerodynamic noise, FWH.

Nghiên cứu sự ảnh hưởng của số Reynolds tới hiệu quả giảm lực cản của rãnh dọc cho vật thể đuôi vát tròn xoay

Đàm Vũ Sơn Quyền[1], Nguyễn Đình Quang[2*]

[1]*Viện Công nghệ, Tổng cục Công nghiệp Quốc phòng;*

[2]*Khoa Hàng không Vũ trụ, Đại học KT Lê Quý Đôn;*

quangnd90@lqdtu.edu.vn; Tel: 0356082717

Tóm tắt

Rãnh dọc đã được xác nhận là một phương pháp hiệu quả trong việc giảm lực cản thụ động cho các vật thể đuôi vát tròn xoay. Tuy nhiên, để đánh giá toàn diện hiệu quả của phương pháp này, cần thực hiện nghiên cứu trong nhiều điều kiện làm việc khác nhau. Nghiên cứu này sử dụng phương pháp mô phỏng số RANS *k-ω* SST để phân tích tác động của đường kính thân đến hiệu quả giảm lực cản của rãnh dọc trên các vật thể đuôi vát tròn xoay. Các kết quả mô phỏng sẽ được so sánh với dữ liệu thực nghiệm thu thập trong các điều kiện tương tự, nhằm đánh giá độ tin cậy của mô phỏng. Kết quả cho thấy, khi đường kính thân tăng hiệu quả giảm lực cản của rãnh dọc là tốt hơn. Các phân tích dòng chảy, phân bố ma sát và áp suất quanh đuôi vát, cả trong trường hợp có và không có rãnh, sẽ được sử dụng để làm rõ nguyên nhân và cơ chế vật lý của hiện tượng này.

Từ khóa: *Rãnh dọc, lực cản, vật thể đuôi vát tròn xoay, mô phỏng số ...*

1. Đặt vấn đề

Trong lĩnh vực hàng không vũ trụ, nhiều thiết bị bay như máy bay, tên lửa, UAV, bom thông minh và đạn pháo thường có đuôi vát để tối ưu hóa khả năng tích hợp và hiệu suất. Tuy nhiên, dòng chảy xung quanh đuôi vát này thường rất phức tạp, với vùng gradient áp suất âm, tách dòng và độ chảy rối, dẫn đến lực cản áp suất đáng kể. Theo nghiên cứu của Krieger và Vukelich [1], lực cản trên đuôi có thể chiếm tới 50% tổng lực cản của tên lửa khi không có luồng phụt. Tương tự, đối với đạn pháo, lực cản đáy do sự tách dòng có thể chiếm tới 60% tổng lực cản [2]. Những hiện tượng này không chỉ làm tăng tiêu hao nhiên liệu mà còn gây tiếng ồn, rung lắc và ảnh hưởng đến cấu trúc vật thể. Vì vậy, giảm lực cản đuôi cho các vật thể dạng đuôi vát là một yêu cầu quan trọng.

Trong các phương pháp giảm lực cản, cải tiến hình dạng đuôi được coi là giải pháp hiệu quả và tiết kiệm chi phí. Các nghiên cứu của Tran và cộng sự [3-6] chỉ ra rằng việc sử dụng đuôi vát có thể giảm đáng kể lực cản, đặc biệt khi góc vát từ 0º đến 14º. Tuy nhiên, khi góc vát vượt quá 14º, lực cản lại tăng và tiệm cận giá trị của mô hình đuôi cụt ở các góc lớn hơn 24º. Phương pháp tạo rãnh trên bề mặt đuôi vát đã được chứng minh là hiệu quả trong việc giảm thêm lực cản. Các rãnh này thay đổi trường dòng chảy quanh lớp biên, tạo ra các dải xoáy nhỏ giúp làm giảm tách dòng. Phương pháp này mô phỏng cấu trúc giảm lực cản trên da cá mập [7, 8] và đã được áp dụng cho tàu thủy [8] cũng như vật thể bay [9-11]. Howard và cộng sự [9] phát hiện rằng các rãnh dọc giúp giảm tách dòng và lực cản, trong khi Mariotti và cộng sự [11, 12] đã chứng minh rằng các rãnh ngang làm chậm tách dòng, giảm lực cản. Nối tiếp nghiên cứu của Tran, Quang và cộng sự [13] đã áp dụng rãnh dọc lên mô hình đuôi vát với góc vát từ 0º đến 22º. Kết quả mô phỏng bằng phương pháp RANS cho thấy các rãnh dọc có tác dụng lớn trong việc giảm lực cản, đặc biệt ở góc vát lớn, với mức giảm lên đến 24% ở góc vát 22º. Các

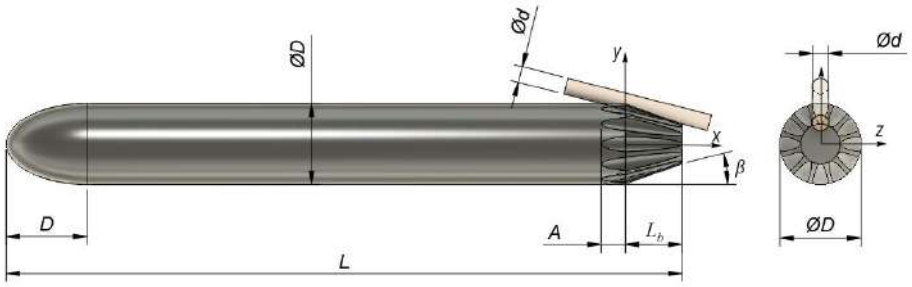
rãnh giúp làm dòng chảy trên bề mặt đuôi vát trơn đều hơn, giảm tách dòng và tăng áp suất trên bề mặt đuôi và đáy, từ đó giảm lực cản áp suất.

Tuy nhiên, các nghiên cứu của Quang chỉ được thực hiện trên mô hình có đường kính nhỏ (D = 30 mm) và số Reynolds $Re_D \approx 3.34 \times 10^4$. Trong khi đó, các thiết bị bay như UAV, tên lửa, máy bay hay đạn pháo thường có đường kính thân lớn hơn nhiều, dẫn đến số Reynolds cao hơn đáng kể. Điều này đặt ra một câu hỏi quan trọng: liệu hiệu quả giảm lực cản của rãnh dọc có còn duy trì khi đường kính thân tăng lên và số Reynolds thay đổi? Vì vậy, mục này sẽ khảo sát ảnh hưởng của sự thay đổi đường kính thân, thông qua biến thiên số Reynolds, đối với khả năng điều khiển dòng chảy của rãnh dọc. Kết quả của nghiên cứu này sẽ cung cấp cơ sở khoa học để đánh giá tính khả thi và mở rộng áp dụng phương pháp rãnh dọc cho các loại thiết bị bay trong thực tế.

2. Phương pháp mô phỏng số

2.1. Mô hình nghiên cứu

Các mô hình hình học được sử dụng trong luận án này được lựa chọn dựa trên cấu hình khí động học chuẩn, thường dùng để mô phỏng các vật thể bay dạng tròn xoay có đuôi vát, chẳng hạn như tên lửa, máy bay không người lái (UAV), bom lượn thông minh và các thiết bị bay chiến thuật khác. Đây là dạng hình học cơ bản nhưng mang tính đại diện cao cho các loại thân vật thể bay hiện đại, đặc biệt trong vùng đuôi nơi xuất hiện hiện tượng tách dòng và hình thành lực cản đáy.



Hình 1. Mô hình hình học của vật thể đuôi vát tròn xoay

Mô hình được tiêu chuẩn hóa với đường kính thân chính D và chiều dài tổng thể L, bảo đảm tỉ lệ hình học phù hợp cho cả mô phỏng số và so sánh với dữ liệu thực nghiệm đã được công bố. Phần mũi được thiết kế theo dạng elip với đường kính lớn nhất bằng D nhằm giảm thiểu sự tách dòng sớm trên bề mặt và đảm bảo trường dòng ổn định khi đi vào khu vực thân chính. Phần đuôi vát (boattail) được tạo hình theo dạng nón, được đặc trưng bởi góc vát β và chiều dài phần vát $L_b = 0.7D$, là các thông số hình học then chốt ảnh hưởng trực tiếp đến cấu trúc dòng chảy sau đuôi và lực cản áp suất. Cấu trúc này được minh họa trong Hình 1.

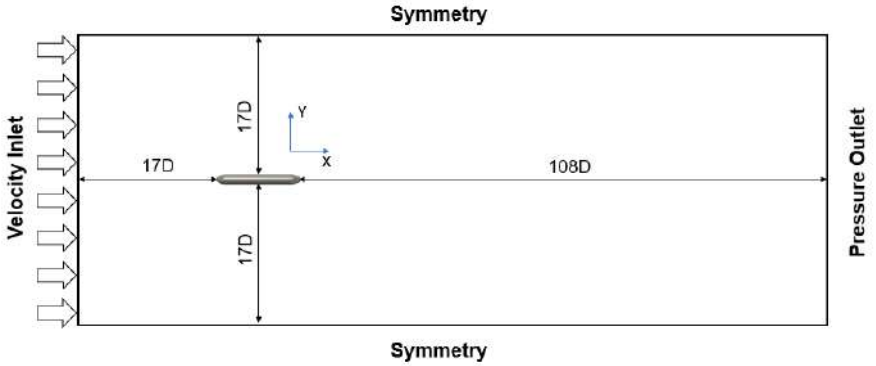
Mô hình này được lựa chọn nhằm nghiên cứu ảnh hưởng của các thông số hình học đuôi vát đến đặc tính dòng chảy và lực cản khí động, từ đó xác định mối quan hệ giữa hình dạng đuôi và hiệu quả giảm lực cản trong các điều kiện bay khác nhau. Các thông số được chọn dựa trên kết quả thực nghiệm và mô phỏng trước đây [3, 6, 8], sử dụng các kỹ thuật đo tiên tiến như ảnh vận tốc hạt (PIV). Việc kế thừa mô hình này không chỉ đảm bảo tính so sánh và độ tin cậy mà còn hỗ trợ thiết kế và tối ưu hóa, giúp nâng cao hiệu suất khí động, giảm tiêu hao năng lượng và mở rộng tầm hoạt động. Các thông số hình học của mô hình đuôi vát tròn xoay có và

không có rãnh được tổng hợp trong Bảng 1, làm cơ sở cho mô phỏng CFD trong các điều kiện khí động khác nhau.

Bảng 1. Các tham số hình học mô hình đuôi vát và rãnh dọc

Đường kính thân (D)	30 ÷ 155 mm
Chiều dài thân (L/D)	8,37
Chiều dài đuôi vát (L_b/D)	0,7
Góc vát đuôi (β)	0 ÷ 22°, bước 1°
Đường kính rãnh (d/D)	0,3
Chiều dài đỉnh vát (A/D)	0,2
Số lượng rãnh (n)	12

Miền tính toán trong nghiên cứu này được thiết lập có kích thước $125D \times 34D \times 34D$ tương ứng với chiều dài, chiều rộng và chiều cao của miền như trên Hình 2. Kích thước này được lựa chọn nhằm đảm bảo dòng chảy phát triển đầy đủ trước khi tương tác với mô hình, đồng thời hạn chế tối đa ảnh hưởng của biên xa (far-field) đến vùng dòng chảy sau đuôi. Khoảng cách từ Inlet đến mũi vật thể được bố trí $17D$, đủ lớn để đảm bảo sự ổn định của lớp biên và tránh ảnh hưởng của điều kiện đầu vào đến vùng khảo sát. Vận tốc dòng tới được đặt là U_∞ = 22 m/s, phù hợp với các điều kiện thử nghiệm đã được công bố trong các nghiên cứu trước đây [3, 14]. Việc lựa chọn giá trị này giúp so sánh, kiểm chứng và khẳng định độ tin cậy của kết quả mô phỏng với dữ liệu thực nghiệm, đồng thời đảm bảo miền dòng chảy nằm trong vùng rối phát triển hoàn toàn.



Hình 2. Miền tính toán và điều kiện biên

2.2. Mô hình rối

Trong nghiên cứu này, phương pháp RANS được sử dụng để mô phỏng dòng chảy trung bình quanh vật thể đuôi vát. Trong đó, các đại lượng dòng chảy tức thời được phân tách thành thành phần trung bình và dao động rối, sau đó áp dụng trung bình Reynolds lên các phương trình Navier–Stokes để thu được hệ phương trình chi phối dòng chảy trung bình. Mô hình rối sử dụng là *k–ω SST* (Shear Stress Transport), đây được xem là một trong những mô hình rối tiên tiến nhất trong nhóm RANS, được Menter [15] phát triển dựa trên việc kết hợp ưu điểm của hai mô hình cổ điển: mô hình *k–ω*, có khả năng mô phỏng chính xác vùng gần tường, và mô hình *k–ε*, thích hợp cho vùng dòng xa tường. Mô hình *k–ω SST* sử dụng cơ chế trộn hai phương trình vận chuyển năng lượng rối (k) và tần số rối (ω) thông qua hàm chuyển tiếp (blending function), giúp mô tả chính xác hơn quá trình tách và tái bám dòng chảy, đặc biệt

trong các bài toán có gradient áp suất ngược mạnh, như vùng sau đuôi vật thể bay. Ngoài ra, mô hình này còn giới hạn ứng suất trượt (shear stress limiter) để cải thiện khả năng dự đoán trong vùng dòng rối phát triển, đồng thời rút ngắn đáng kể thời gian hội tụ so với các mô hình phi tuyến hoặc LES. Các phương trình vận chuyển cho năng lượng rối k và tần số rối ω trong mô hình *k–ω SST* được biểu diễn như sau:

$$\begin{aligned}
&\frac{\partial k}{\partial t}+U_j\frac{\partial k}{\partial x_j}=P_k-\beta k\omega+\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\nu+\sigma_k\nu_T\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right]\\
&\frac{\partial \omega}{\partial t}+U_j\frac{\partial \omega}{\partial x_j}=\alpha S^2-\beta\omega^2+\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\nu+\sigma_\omega\nu_T\right)\frac{\partial \omega}{\partial x_j}\right]+2\left(1-F_1\right)\sigma_{\omega 2}\frac{1}{\omega}\frac{\partial k}{\partial x_i}\frac{\partial \omega}{\partial x_i}
\end{aligned} \tag{1}$$

$$\nu_T=\frac{a_1 k}{\max\left(a_1\omega, SF_2\right)} \tag{2}$$

Trong đó:

$$F_2=\tanh\left[\left[\max\left(\frac{2\sqrt{k}}{\beta\omega y},\frac{500\nu}{y^2\omega}\right)\right]^2\right] \tag{3}$$

$$P_k=\min\left(\tau_{ij}\frac{\partial U_i}{\partial x_j},10\beta k\omega\right) \tag{4}$$

$$F_1=\tanh\left\{\left\{\min\left[\max\left(\frac{\sqrt{k}}{\beta\omega y},\frac{500\nu}{y^2\omega}\right),\frac{4\sigma_{\omega 2}k}{CD_{k\omega}y^2}\right]\right\}^4\right\} \tag{5}$$

$$\begin{aligned}
&CD_{k\omega}=\max\left(2\rho\sigma_{\omega 2}\frac{1}{\omega}\frac{\partial k}{\partial x_i}\frac{\partial \omega}{\partial x_i},10^{-10}\right)\\
&\phi=\phi_1F_1+\phi_2\left(1-F_1\right)
\end{aligned} \tag{6}$$

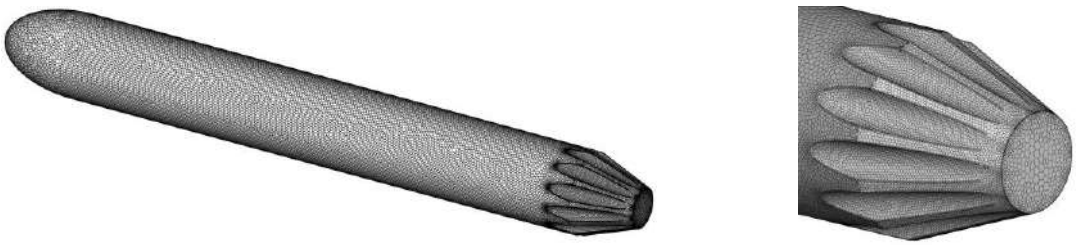
Các hằng số của các phương trình trên được xác định như sau:

$$\begin{aligned}
&\alpha_1=\frac{5}{9},\ \alpha_2=0.44,\beta_1=\frac{3}{40},\ \beta_2=0.0828,\beta^*=0.09,\\
&\sigma_{k1}=0.85,\ \sigma_{k2}=1,\sigma_{\omega 1}=0.5,\ \sigma_{\omega 2}=0.856
\end{aligned} \tag{7}$$

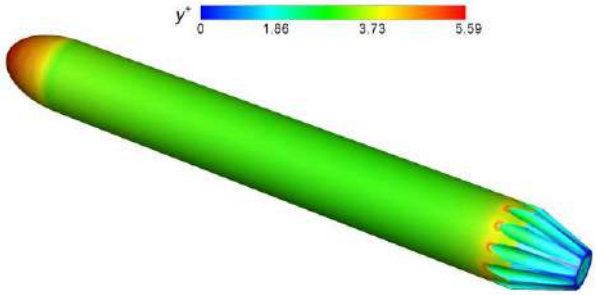
2.3. Chia lưới vùng thể tích tính toán

Vùng thể tích tính toán được chia lưới không cấu trúc (unstructured mesh). Hình ảnh lưới trên bề mặt mô hình nghiên cứu được thể hiện trên Hình 3, với kích thước ô lưới trên bề mặt mô hình khoảng 0,001 m. Để phù hợp với mô hình rối k-ω SST, 10 lớp lưới song song được sử dụng ở khu vực lớp biên với chiều dày lớp lưới đầu tiên từ bề mặt mô hình có độ cao 8,5×10-5 m với tỷ lệ tăng cho các lớp tiếp theo là 1,18. Khi đó ta thu được giá trị y^+ trên bề mặt vật thể như trên Hình 4, với giá trị lớn nhất là nhỏ hơn 6. Các giá trị y^+ cao nhất xuất hiện tại vùng mũi của mô hình. Tuy nhiên, cần lưu ý rằng dòng chảy tại khu vực này chủ yếu bám dính và ít bị

ảnh hưởng bởi nhiễu loạn. Mô hình RANS k–ω SST vốn được biết đến là cho kết quả dự đoán hợp lý tại các vùng như vậy, ngay cả khi giá trị y^+ hơi cao.

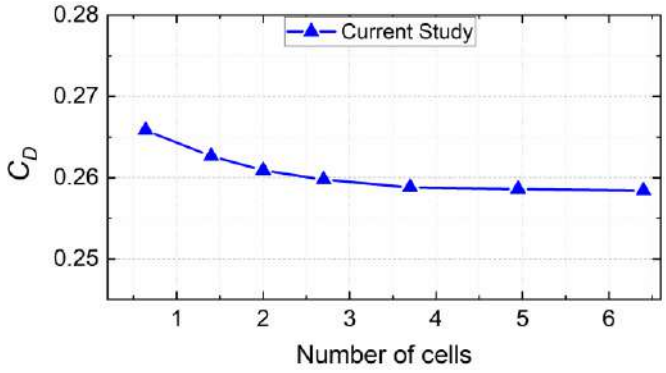


Hình 3. Cấu trúc lưới trên bề mặt và xung quanh mô hình



Hình 4. Phân bố giá trị y^+ trên bề mặt vật thể

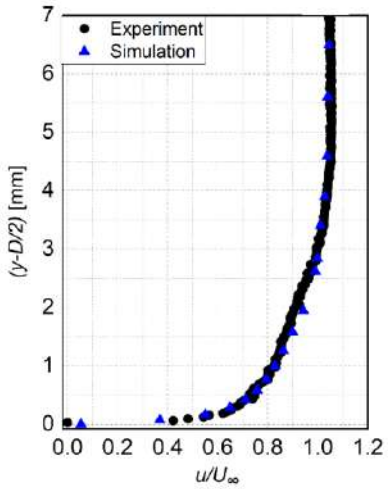
Việc tinh chỉnh thêm lưới tại vùng mũi cũng đã được xem xét, tuy nhiên điều này sẽ làm tăng đáng kể chi phí tính toán mà không mang lại sự cải thiện rõ rệt về độ chính xác tại các khu vực dòng chảy quan trọng hơn trong nghiên cứu. Ngoài ra, nghiên cứu cũng đã thực hiện phân tích độ độc lập của lưới, được trình bày trong Hình 5, và xác nhận rằng độ phân giải lưới hiện tại đã đảm bảo kết quả ổn định và nhất quán.



Hình 5. Ảnh hưởng của lưới đến hệ số lực cản.

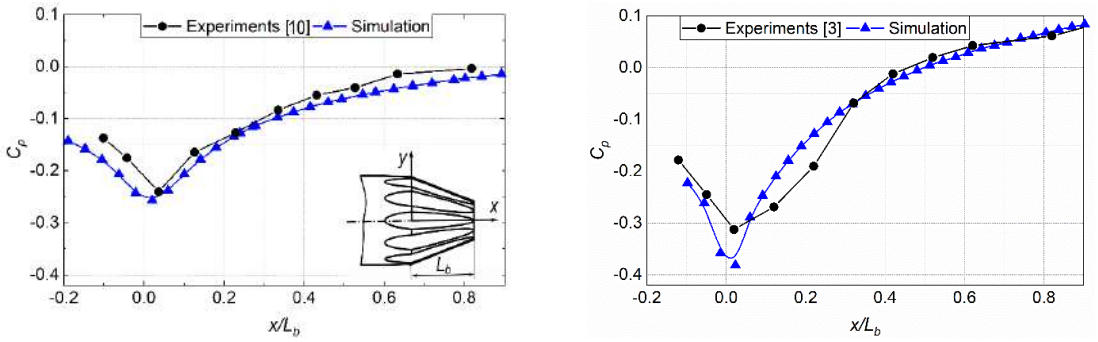
2.4. Kiểm chứng

Để đánh giá độ tin cậy của kết quả mô phỏng số, phân bố vận tốc lớp biên tại vùng lân cận vai vát được so sánh với dữ liệu thực nghiệm. Hình 6 trình bày kết quả đo lớp biên ở vị trí cách vai vát 6 mm (tương ứng với $x/D = -0.2x/D$) cho cả hai trường hợp: mô hình không rãnh và mô hình có rãnh dọc, với cùng góc vát 20°. Đường cong vận tốc thu được từ mô phỏng thể hiện sự trùng khớp rất tốt với dữ liệu thực nghiệm trong toàn bộ chiều dày lớp biên. Điều này cho thấy mô hình số đang sử dụng có khả năng tái hiện chính xác sự phát triển lớp biên trước điểm tách dòng.



Hình 6. Profile lớp biên so sánh với kết quả thực nghiệm [3]

Hình 7 trình bày phân bố hệ số áp suất C_p dọc theo đường sinh phía trên của mô hình đuôi vát tại các góc vát $\beta = 10^o$ và $\beta = 16^o$, so sánh giữa kết quả mô phỏng trong nghiên cứu hiện tại và dữ liệu thực nghiệm đã được công bố. Trong các biểu đồ này, trục hoành được chuẩn hóa theo chiều dài phần đuôi vát L_b, giúp thuận tiện trong việc đối chiếu xu hướng biến thiên áp suất dọc theo bề mặt đuôi vát. Theo báo cáo [6], sai số lớn nhất của phép đo C_p trong thí nghiệm, chủ yếu bắt nguồn từ việc lặp lại các phép đo, vào khoảng 0,002 – qua đó cung cấp cơ sở đáng tin cậy cho việc đánh giá độ chính xác của mô phỏng.



a) $\beta = 10°$ *b) $\beta = 16°$*

Hình 7. So sánh phân bố áp suất trên bề mặt đuôi vát

Kết quả cho thấy mô phỏng số tái hiện tốt xu hướng phân bố áp suất dọc theo bề mặt đuôi, đặc biệt là vùng áp suất thấp đặc trưng ở gần khu vực tiếp giáp giữa thân chính và phần vát. Mặc dù vẫn tồn tại một số chênh lệch cục bộ giữa mô phỏng và thực nghiệm tại vùng trước điểm giáp này, nguyên nhân có thể do sai số đo, biến động của lớp biên trong thí nghiệm hoặc độ phân giải lưới, sự tương đồng tổng thể giữa hai bộ dữ liệu vẫn rất rõ rệt. Quá trình giảm áp suất rồi tăng dần về cuối đuôi được mô phỏng phù hợp với thực nghiệm, cho thấy mô hình số đã mô tả đúng cơ chế dòng chảy tách – tái hợp dòng đặc trưng của cấu hình đuôi vát.

Bảng 2 trình bày sự so sánh hệ số lực cản C_D giữa mô phỏng số và dữ liệu thực nghiệm [3] đối với các mô hình có góc vát khác nhau. Kết quả cho thấy mức sai lệch lớn nhất chỉ vào khoảng 2%. Điều này khẳng định rằng phương pháp mô phỏng số được sử dụng trong luận án, bao gồm lựa chọn miền tính toán, mô hình rối và cấu hình lưới, đã tái hiện chính xác đặc tính khí động của mô hình trong toàn bộ dải góc vát được khảo sát.

Bảng 2. Hệ số lực cản thu được bởi thực nghiệm và mô phỏng

Góc vát (β °)	**0**	**10**	**14**	**20**
Thực nghiệm [3]	0,3200	0,2394	0,2272	0,2557
Mô phỏng	0,3192	0,2390	0,2225	0,2588
Sai lệch (%)	0,25	0,17	2,07	1,21

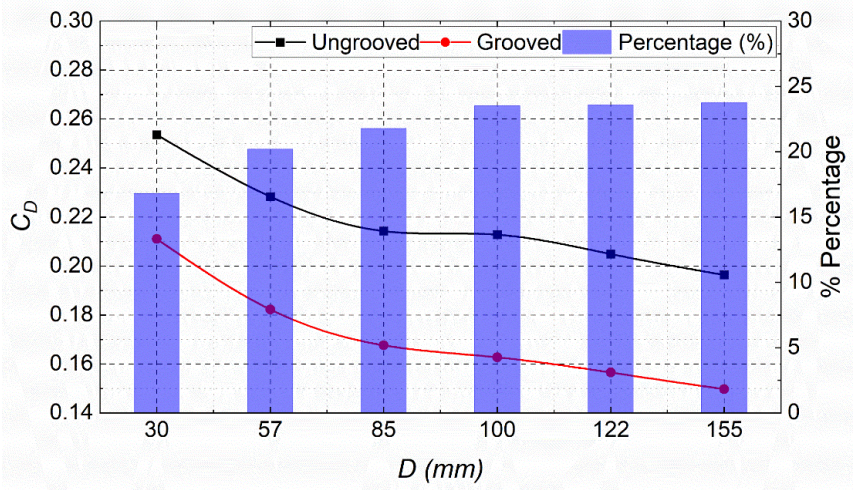
Sự tương đồng cao giữa mô phỏng và thực nghiệm ở nhiều đại lượng khác nhau cho thấy mô hình tính toán đã nắm bắt đúng cơ chế dòng chảy chủ đạo trong vùng đuôi vát. Do đó, mô hình mô phỏng hiện tại hoàn toàn có độ tin cậy cần thiết để mở rộng phân tích sang các cấu hình phức tạp hơn bao gồm các mô hình đuôi vát có rãnh dọc đồng thời cho phép đánh giá toàn diện ảnh hưởng của đường kính (Re_D) đến lực cản và cấu trúc dòng chảy.

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Hệ số lực cản khi đường kính thân thay đổi

Hình 8 trình bày sự biến thiên của hệ số lực cản đối với các mô hình đuôi vát với góc vát 20° có và không có rãnh dọc khi đường kính thân thay đổi trong khoảng từ 30 mm đến 155 mm. Quan sát đầu tiên cho thấy ở cả hai trường hợp, hệ số lực cản C_D giảm dần khi đường kính thân tăng, phù hợp với kết quả của Howard và Goodman [9]. Điều đặc biệt đáng chú ý là hiệu quả giảm lực cản (được biểu diễn dưới dạng phần trăm trên biểu đồ) tăng đáng kể khi đường kính thân tăng. Tại *D = 30 mm*, mức giảm lực cản vào khoảng 17%, nhưng khi *D = 155 mm*, giá trị này đạt gần 24%. Điều này cho thấy rằng rãnh dọc trở nên hiệu quả hơn ở các số Reynolds cao hơn, nơi mà năng lượng động học của dòng chảy lớn giúp các cơ chế điều khiển dòng – như suy yếu tách dòng, thu hẹp vùng xoáy tuần hoàn và tăng áp suất đáy – phát huy tác dụng mạnh hơn. Nói cách khác, rãnh dọc không chỉ duy trì hiệu quả giảm lực cản khi đường kính thân tăng, mà còn hoạt động tốt hơn trong điều kiện dòng chảy phát triển hơn.

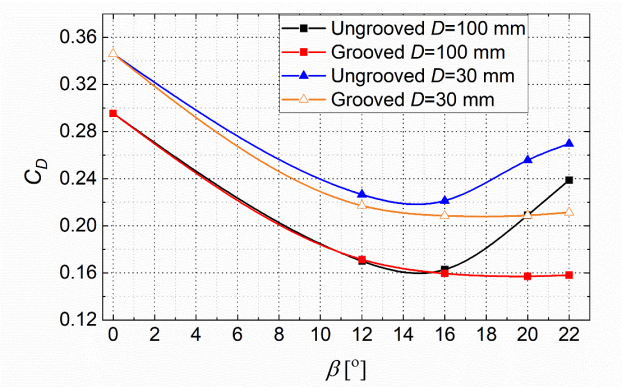
Kết quả này mang ý nghĩa thực tiễn quan trọng: hiệu quả của rãnh dọc không bị giới hạn trong các mô hình kích thước nhỏ, mà hoàn toàn có thể mở rộng và áp dụng cho các vật thể tròn xoay kích thước lớn như UAV, thùng xe, thân tên lửa, máy bay hoặc các khí cụ bay dưới âm khác. Điều này chứng minh tính khả thi và tiềm năng ứng dụng rộng rãi của cấu trúc rãnh dọc trong việc giảm lực cản cho các cấu hình khí động trong thực tế.



Hình 8. Hệ số lực cản ở các mô hình có và không có rãnh khi đường kính thân thay đổi

Hình 9 biểu diễn sự biến thiên hệ số lực cản C_D theo góc vát β đối với hai mô hình có đường kính thân $D = 30\ mm$ và $D = 100\ mm$, ở cả hai trường hợp có và không có rãnh dọc. Trước hết, có thể thấy ở cả bốn đường cong, C_D đều giảm dần khi tăng β từ 0° đến khoảng 14°, sau đó tăng trở lại khi β lớn hơn 14°. Điều này phù hợp với đặc trưng khí động của đuôi vát tròn xoay: sự tăng góc vát ban đầu giúp thu hẹp vùng xoáy và tăng áp suất đáy, nhưng khi góc quá lớn, tách dòng mạnh trở lại làm lực cản tăng đã được chỉ ra trong các nghiên cứu của Tran và cộng sự [3, 5, 14].

Một điểm đáng chú ý là hiệu quả của rãnh dọc xuất hiện ở các khoảng góc khác nhau tùy theo đường kính thân. Đối với mô hình lớn $D = 100\ mm$, rãnh dọc chỉ bắt đầu phát huy tác dụng giảm lực cản khi β lớn hơn 16°, trong khi với đường kính nhỏ hơn $D = 30\ mm$, rãnh đã có khả năng cải thiện lực cản ngay tại các góc vát nhỏ hơn. Điều này có thể được lý giải dựa trên tác động của số Reynolds: khi đường kính thân tăng, động năng của lớp biên cao hơn, khiến vị trí và ngưỡng góc vát dẫn tới tách dòng bị dịch chuyển lên các giá trị β lớn hơn. Nói cách khác, với $D = 100\ mm$, tách dòng chỉ trở nên đáng kể khi $\beta \approx 16°$, và chỉ tại thời điểm đó rãnh dọc mới có điều kiện để can thiệp hiệu quả vào cấu trúc dòng chảy. Ngoài ra, tại các góc vát lớn, khoảng cách giữa hai đường cong *"có rãnh/không rãnh"* đối với mô hình $D = 100\ mm$ lớn hơn đáng kể so với mô hình $D = 30\ mm$. Điều này cho thấy hiệu quả giảm lực cản của rãnh dọc được tăng cường khi đường kính thân tăng lên.



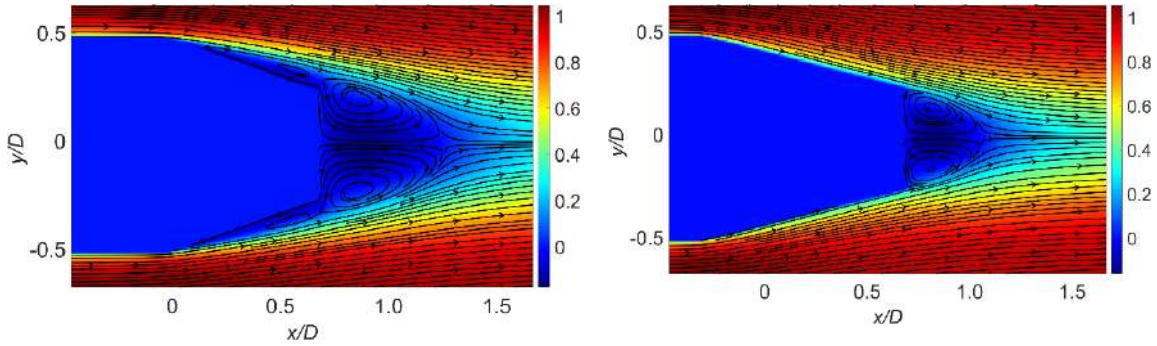
Hình 9. Hệ số lực cản ở các mô hình đuôi vát 20° có rãnh khi đường kính thân thay đổi

3.2. Dòng chảy quanh đuôi khi đường kính thân thay đổi

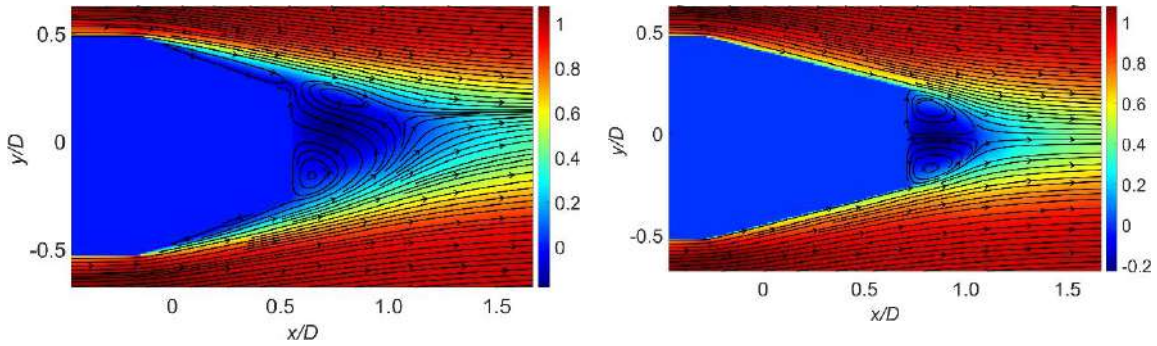
Hình 10 mô tả trường dòng chảy quanh đuôi vát đối với các mô hình không rãnh và có rãnh dọc tại vùng chứa rãnh khi đường kính thân thay đổi từ 30 mm đến 155 mm. Có thể nhận thấy rằng đối với mô hình không có rãnh, khi đường kính tăng, vùng tách dòng và xoáy tuần hoàn phía sau đuôi vát giảm kích thước rõ rệt. Điều này phù hợp với xu hướng tăng số Reynolds: lớp biên có năng lượng cao hơn, ít bị suy giảm vận tốc và do đó có khả năng bám theo bề mặt tốt hơn trước khi tách khỏi đuôi vát. Hệ quả là vùng xoáy tuần hoàn trở nên hẹp hơn và áp suất đáy được cải thiện, góp phần làm giảm lực cản.

Khi các rãnh dọc được bổ sung, tại vùng có chứa rãnh, cấu trúc dòng chảy cho thấy sự thay đổi đáng kể ở mọi đường kính. Ở tất cả các đường kính rãnh dọc làm thay đổi mạnh cấu trúc dòng chảy: vùng tách dòng bị thu hẹp đáng kể, kích thước xoáy giảm. Để có thể thấy rõ

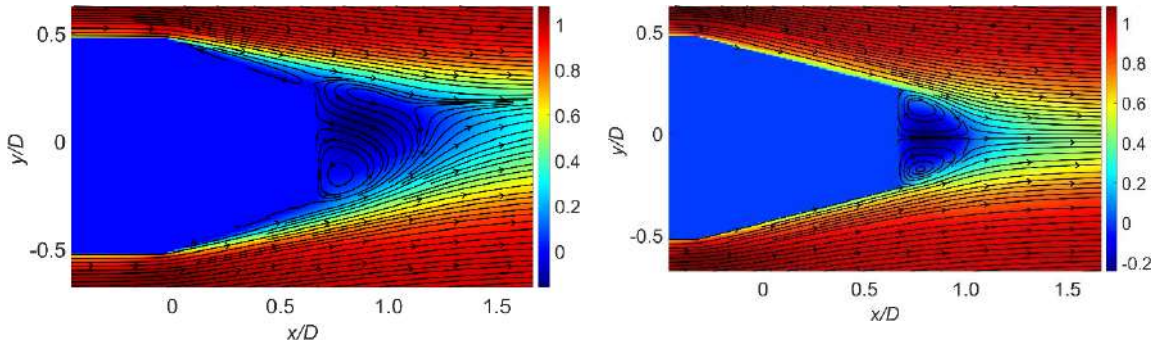
hơn, sự khác biệt giữa các mô hình đường kính khác nhau. Ta cần tiếp tục phân tích sự phân bố ma sát bề mặt và áp suất ở cả vùng chứa và không chứa rãnh.



D = 30 mm (Ungooved) *D = 30 mm (Grooved)*



D = 100 mm (Ungooved) *D = 100 mm (Grooved)*

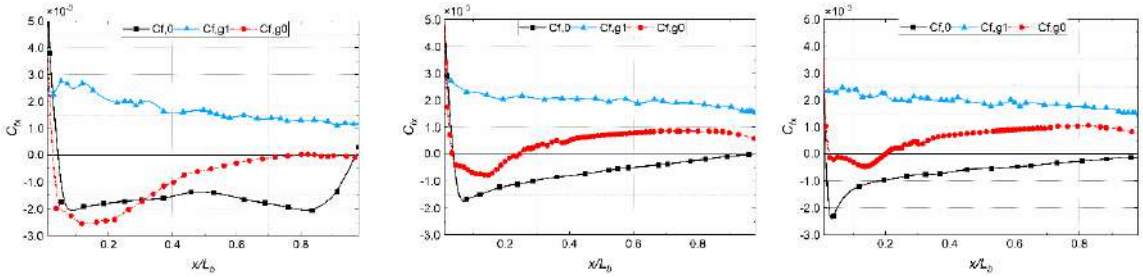


D = 155 mm (Ungooved) *D = 155 mm (Grooved)*

Hình 10. Dòng chảy quanh đuôi vát ở các mô hình có và không có rãnh khi đường kính thân thay đổi

3.3. Phân bố áp suất và ma sát bề mặt khi đường kính thân thay đổi

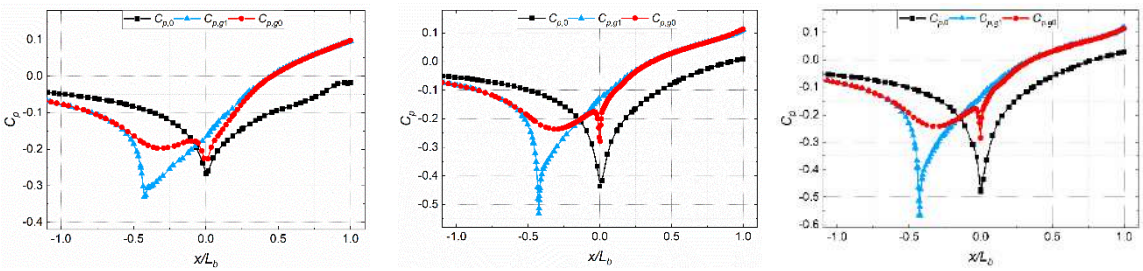
Hình 11 mô tả phân bố hệ số ma sát tiếp tuyến C_{fx} dọc theo chiều dài đuôi vát đối với ba đường kính thân khác nhau, bao gồm mô hình không có rãnh ($C_{f,0}$), mô hình có rãnh tại vị trí rãnh ($C_{f,g1}$), và mô hình có rãnh nhưng đo tại vùng không có rãnh đi qua ($C_{f,g0}$). Kết quả cho thấy xu hướng chung ở cả ba đường kính: giá trị C_{fx} của mô hình không rãnh ($C_{f,0}$) mang giá trị âm trong vùng lân cận vai vát, phản ánh sự xuất hiện của tách dòng và dòng chảy ngược trên bề mặt. Xu hướng này phù hợp với trường dòng trong Hình 10, nơi vùng xoáy tuần hoàn phát triển ngay sau vai vát và mở rộng hơn khi đường kính thân nhỏ.



D = 30 mm *D = 100 mm* *D = 155 mm*

Hình 11. Phân bố hệ số ma sát bề mặt trên đuôi vát

Đối với các mô hình có rãnh, phân bố $C_{f,g1}$ mang giá trị dương và gần như giống nhau ở cả 3 đường kính, đồng nhất với kết quả mà đường dòng đã chỉ ra ở trên. Tuy vậy, tại vùng không chứa rãnh, $C_{f,g0}$ của mô hình D = 30 mm hầu như mang giá trị âm nghĩa là tách dòng hoàn toàn, còn ở các đường kính lớn hơn là D = 100 mm và D = 155 mm thì giá trị này gần như dương trên toàn bộ bề mặt vát trừ khu vực gần vai vát. Điều này củng cố kết luận rằng hiệu quả kiểm soát tách dòng của rãnh dọc mạnh hơn khi số Reynolds tăng, phù hợp với xu hướng giảm lực cản quan sát được trong các mục trước.



D = 30 mm *D = 100 mm* *D = 155 mm*

Hình 12. Phân bố áp suất trên bề mặt vát

Hình 12 trình bày phân bố hệ số áp suất C_p dọc theo bề mặt vát đối với ba đường kính thân khác nhau, trong đó $C_{p,0}$ ứng với mô hình không rãnh, $C_{p,g1}$ là mô hình có rãnh tại vùng chứa rãnh và $C_{p,g0}$ là mô hình có rãnh nhưng tại vùng không có rãnh đi qua. Có thể thấy ở cả ba đường kính, các đường cong C_p đều xuất hiện một vùng áp suất âm lớn ngay phía sau vai vát, phản ánh sự tăng tốc mạnh của dòng chảy và hình thành bong bóng tách dòng trên bề mặt vát. Điểm cực trị của $C_{p,g1}$ bị đẩy về phía trước do sự thay đổi hình học khi có rãnh. Khi bố trí rãnh dọc, ta nhận thấy sự giá trị $C_{p,g1}$ và $C_{p,g0}$ đều tăng lên đáng kể so với $C_{p,0}$, đặc biệt trong vùng sau vai vát. Điều này cho thấy rãnh dọc đã làm suy yếu bong bóng tách dòng, cải thiện rõ rệt quá trình hồi phục áp suất trên mặt vát.

So sánh giữa các đường kính cho thấy khi D tăng từ 30 mm lên 155 mm, độ sâu cực tiểu của $C_{p,0}$ có xu hướng giảm, tức áp suất âm cực trị giảm về độ lớn – phù hợp với kết luận trước đó rằng dòng tách yếu hơn ở số Reynolds cao. Đồng thời, khoảng cách giữa $C_{p,0}$ và $C_{p,g1}$ ở các đường kính lớn (đặc biệt tại D = *155 mm*) lại tăng lên, chứng tỏ hiệu quả của rãnh dọc trong việc nâng cao áp suất trên bề mặt vát càng rõ rệt khi đường kính thân tăng. Kết quả phân bố áp suất này, kết hợp với phân bố ma sát thành và trường dòng quanh đuôi vát, khẳng định rằng cơ chế giảm lực cản của rãnh dọc chủ yếu đến từ việc làm suy yếu tách dòng và tăng cường hồi phục áp suất trên đuôi vát, đặc biệt hiệu quả ở dải số Reynolds cao.

4. Kết luận

Bài báo đã áp dụng phương pháp mô phỏng số RANS k-ω SST để nghiên cứu ảnh hưởng của đường kính thân mô hình đến hiệu quả giảm lực cản của rãnh dọc trên các vật thể đuôi vát tròn xoay. Kết quả cho thấy, khi đường kính thân tăng, hệ số lực cản của cả mô hình có rãnh và không rãnh đều giảm, với mức giảm rõ rệt hơn khi đường kính tăng. Điều này chứng tỏ hiệu quả của rãnh dọc được tăng cường khi đường kính thân lớn hơn. Phân tích dòng chảy xung quanh vật thể cho thấy, khi đường kính thân tăng, dòng chảy quanh đuôi vát trở nên bất đối xứng. Trong khi đó, rãnh dọc không chỉ giảm tách dòng mà còn cải thiện sự đối xứng và ổn định của dòng chảy. Thêm vào đó, rãnh dọc còn giúp nâng cao áp suất trên bề mặt vát, đặc biệt là khi đường kính thân tăng, hiệu quả này càng trở nên rõ rệt.

Lời cảm ơn

Nghiên cứu này được tài trợ bởi Quỹ Phát triển khoa học và công nghệ Quốc gia (NAFOSTED) trong đề tài mã số 107.03-2021.52.

Tài liệu tham khảo (References)

1. Krieger, R. J. & Vukelich, S. R. (1986). Tactical missile drag, tactical missile aerodynamics. *Prog. Astronautics Aeronautics, AIAA*, 104, 383-420.
2. Viswanath, P. R. (1996). Flow management techniques for base and afterbody drag reduction. *Progress in Aerospace Sciences*, 32(2-3), 79-129.
3. Tran, T.H. (2021). Effect of boattail angle on near-wake flow and drag of axisymmetric models: a numerical approach. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 35, 563-573.
4. Tran, T.H. (2018). Effect of boattail angles on the flow pattern on an axisymmetric afterbody surface at low speed. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 99, 324-335.
5. Tran, T.H. (2020). The effect of boattail angles on the near-wake structure of axisymmetric afterbody models at low-speed condition. *International Journal of Aerospace Engineering*, 2020 (1), 1-14.
6. Tran, T.H. (2019). Effect of Reynolds number on flow behavior and pressure drag of axisymmetric conical boattails at low speeds. *Experiments in Fluids*, 60, 1-19.
7. Lang, A., P. Motta, P. Hidalgo, & M. Westcott (2008). Bristled shark skin: a microgeometry for boundary layer control?. *Bioinspiration & biomimetics*, 3(4), 046005.
8. Fu, Y., C. Yuan, & X. Bai (2017). Marine drag reduction of shark skin inspired riblet surfaces. *Biosurface and Biotribology*, 3(1), 11-24.
9. Howard, F.G. & W.L. Goodman (1985). Axisymmetric bluff-body drag reduction through geometrical modification. *Journal of aircraft*, 22(6), 516-522.
10. Ball, P. (1999). Engineering shark skin and other solutions. *Nature*, 400(6744), 507-509.
11. Mariotti, A., G. Buresti, G. Gaggini, & M. Salvetti (2017). Separation control and drag reduction for boat-tailed axisymmetric bodies through contoured transverse grooves. *Journal of Fluid Mechanics*, 832, 514-549.
12. Mariotti, G.B., & M. V. Salvetti (2019). Drag reduction of boat-tailed bluff bodies through transverse grooves, in Direct and Large-Eddy Simulation XI. *Springer International Publishing: Switzerland*, 489–495.

13. Quang ND, T.H., & Le D.A. (2024). Drag reduction for axisymmetric boattail model by longitudinal groove cavity under low-speed conditions. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 38(8), 4209-4220.
14. Ambo, T., L. Chen, T. Nonomura, & K. Asai (2019). Effect of boattail angle on pressure distribution and drag of axisymmetric afterbodies under low-speed conditions. *Transactions of the Japan Society for Aeronautical and Space Sciences*, 62(4), 219-226.
15. Menter, F.R. (1994). Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. *AIAA journal*, 32(8), 1598-1605.

❑

Effect of Reynolds number on the drag reduction efficiency of longitudinal grooves for axisymmetric boattail bodies

Abstract: *Longitudinal grooves have been confirmed as an effective method for reducing drag on boattail bodies. However, to fully assess the effectiveness of this method, it is necessary to conduct studies under various operating conditions. This study uses the RANS k-ω SST numerical simulation method to analyze the impact of body diameter on the drag reduction efficiency of longitudinal grooves on spinning conical boattail bodies. The simulation results will be compared with experimental data collected under similar conditions to evaluate the reliability of the simulations. The results show that as the body diameter increases, the drag reduction efficiency of the longitudinal grooves improves. Flow analysis, along with the distribution of friction and pressure around the boattail, both with and without grooves, will be used to clarify the causes and physical mechanisms behind this phenomenon.*

Keywords: Longitudinal grooves, drag, axisymmetric boattail model, numerical simulation.

Phân tích đặc điểm cấu trúc xoáy đầu cánh NACA0012 trong dòng chảy tốc độ thấp bằng phương pháp đo mặt cắt sau mô hình

Nguyễn Thái Dương [*1], Trần Thế Hùng[1]

[1]*Trường Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn*

Email: duongnt@lqdtu.edu.vn; Tel: 0343384634

Tóm tắt

Xoáy đầu cánh là một hiện tượng khí động lực học phức tạp, ảnh hưởng trực tiếp đến an toàn vận hành của các thiết bị bay. Tuy nhiên, các nghiên cứu thực nghiệm tại góc tấn lớn về cấu trúc dòng chảy gia tốc (jet-like flow) hình thành gần lõi xoáy đầu cánh, đặc biệt tại góc tấn lớn còn hạn chế do sự biến thiên mạnh của gradient vận tốc. Nghiên cứu này tập trung làm rõ đặc điểm dòng chảy dạng jet-like flow gần tâm xoáy và phân bố vận tốc tiếp tuyến của xoáy đầu cánh. Phương pháp đo mặt cắt sau mô hình với chế độ đo quét và đo từng điểm được thực hiện. Chế độ quét nhanh (scanning) và đo từng điểm (point-by-point) được thực hiện tại góc tấn 10º. Kết quả chỉ ra tại tâm xoáy có vận tốc dọc trục cực đại khoảng 1.2 lần vận tốc dòng tới, bao quanh bởi vùng thâm hụt vận tốc. Sự so sánh giữa chế độ quét nhanh và đo từng điểm cho thấy sự tương đồng. Độ lặp lại cao qua 3 lần quét và đo từng điểm khẳng định tính bền vững của quy trình thực nghiệm.

Từ khóa: *Xoáy đầu cánh; Dòng gia tốc; NACA0012; Ống pitot.*

1. Mở đầu

Cấu trúc xoáy là đối tượng nghiên cứu quan trọng trong lĩnh vực khí động lực học. Các xoáy quy mô lớn xuất hiện trong nhiều trường hợp như xoáy đầu cánh (wingtip vortex), xoáy đầu cánh tà (flap tip vortex) hay các hiện tượng tự nhiên như lốc xoáy. Xoáy đầu cánh là một ví dụ điển hình của xoáy quy mô lớn. Cơ chế hình thành của xoáy đầu cánh được giải thích dựa trên sự chênh lệch áp suất giữa mặt mặt dưới và mặt trên của cánh, khiến chất lưu di chuyển từ dưới vòng lên trên [1-3]. Chuyển động này kết hợp với dòng chảy dọc trục theo hướng dòng tới tạo thành một cấu trúc xoáy gọi là xoáy đầu cánh [4]. Ngoài ra, hướng giải thích khác lại dựa trên sự tồn tại của lớp cắt (shear layer) ở vùng gần đầu cánh [5]. Việc làm sáng tỏ cấu trúc xoáy hình thành từ đầu cánh đóng vai trò quan trọng trong thiết kế chế tạo thiết bị bay an toàn, hiệu suất cao. Bên cạnh đó, cấu trúc xoáy có liên hệ mật thiết đến việc tích hợp các thiết bị điều khiển dòng chảy thụ động, điển hình là winglet, vortex generator. Nhiều nghiên cứu mô phỏng số và thực nghiệm trong hệ thống ống thổi khí động được thực hiện để làm rõ cấu trúc và các đặc điểm đặc trưng của xoáy đầu cánh [7-9].

Các nghiên cứu trước đã chỉ ra sự xuất hiện của dòng chảy tăng tốc theo phương dọc trục (jet-like flow) tại khu vực gần tâm xoáy [8, 9]. Batchelor và cộng sự [7] thông qua phân tích lý thuyết, đã chỉ ra rằng gradient áp suất theo phương dọc trục được sinh ra do sự cân bằng giữa lực ly tâm và gradient áp suất theo phương bán kính. Khi dòng khí quay tròn, để giữ cho các phần tử khí này tiếp tục quay tròn mà không bị văng đi theo lực ly tâm, phải có một lực hút ngược vào tâm sinh ra do áp suất tại tâm xoáy thấp hơn rất nhiều so với áp suất bên ngoài. Do đó, nơi nào quay càng mạnh, áp suất tại đó càng thấp và tâm xoáy là nơi có áp suất thấp nhất. Ở

* Email: duongnt@lqdtu.edu.vn

trục hướng dòng chảy, có sự chênh lệch áp suất lớn giữa dòng khí tự do phía trước và tâm của ống xoáy phía sau. Do lực chênh lệch áp suất nói trên, dòng khí bị "hút" mạnh vào trong lõi xoáy và bị đẩy bắn về phía sau. Vì tâm xoáy có áp suất thấp nên dòng khí đi qua tâm xoáy sẽ có vận tốc cao, kết quả là dòng chảy dọc trục tại vùng gần tâm xoáy được gia tốc.

Các nghiên cứu khác chứng minh bằng thực nghiệm sự tồn tại của jet-like flow tại tâm của xoáy đuôi cánh NACA0015 [8, 9]. Chow và cộng sự [3] đã chỉ ra rằng đối với xoáy đầu cánh NACA0012, vận tốc dọc trục tại khu vực gần tâm xoáy được gia tốc lên tới khoảng 1,77 lần vận tốc dòng tự do phía trước mô hình cánh [4]. Yamada và cộng sự [10, 11] đã tiến hành đo đạc vùng dòng chảy sau (wake) cánh bằng ống pitot, kiểm chứng sự tồn tại của jet-like flow và vùng tổn áp xung quanh tâm xoáy. Tuy nhiên, các hiện tượng phức tạp của xoáy đầu cánh như meandering, wandering cần sự hiệu chỉnh trong đo thực nghiệm. Các phương pháp đo quét và đo từng điểm cần được xem xét, kiểm chứng. Cùng với đó, các kết quả thực nghiệm làm nền tảng cho các nghiên cứu lý thuyết và mô phỏng còn hạn chế.

Nghiên cứu này tập trung làm rõ dòng chảy dạng tia (Jet-like flow) và phân bố vận tốc tiếp tuyến, lưu số của xoáy đầu cánh NACA0012 trong điều kiện dòng chảy tốc độ thấp, sử dụng phương pháp đo mắt cắt sau mô hình. Nghiên cứu đề xuất phương pháp hiệu chỉnh làm giảm ảnh hưởng của đầu đo ống pitot đến kết quả đo xoáy đầu cánh.

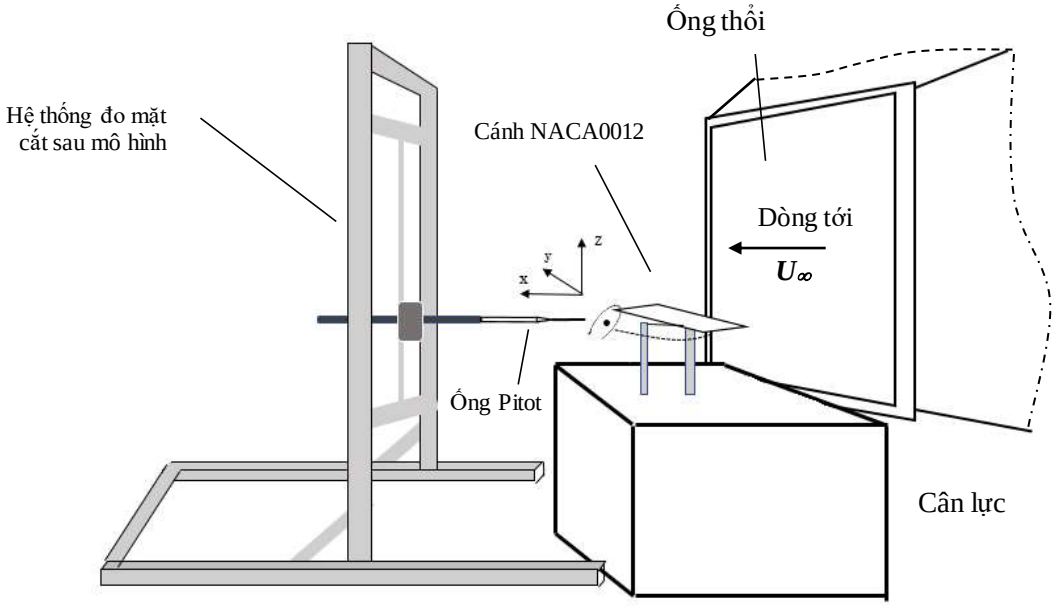
2. Phương pháp nghiên cứu

2.1. Hệ thống ống thổi khí động và đo sau cánh

Thực nghiệm sử dụng hệ thống ống thổi khí động tốc độ thấp, với vận tốc dòng chảy tối đa là 27 m/s. Miệng ống thổi hình vuông có kích thước 1.5 m × 1.5 m. Tổng chiều dài của hầm gió là 11.5 m và chiều cao từ mặt đất đến tâm miệng thổi là 2 m.

Hình 1 thể hiện tổng quan hệ thống ống thổi khí động và hệ thống đo mặt cắt sau mô hình được sử dụng trong thực nghiệm. Cân khí động 6 thành phần cho phép thay đổi góc tấn từ -32° đến 34° và góc quay quanh trục đứng (yaw angle) từ -180° đến 180°. Độ phân giải góc điều chỉnh là 0.1°.

Ống pitot 5 lỗ được gắn lên hệ thống dịch chuyển (traverse system) đặt phía sau mô hình. Đường kính tổng của ống pitot là 2.0 mm, với đường kính của từng lỗ đo áp suất là 0.2 mm. Các lỗ đo áp của ống pitot được kết nối với cảm biến áp suất thông qua các ống dẫn. Tín hiệu điện áp ghi nhận tại mỗi lỗ được truyền về máy tính để xử lý. Đây là hệ thống được sử dụng và kiểm chứng trong các nghiên cứu trước [12-13].



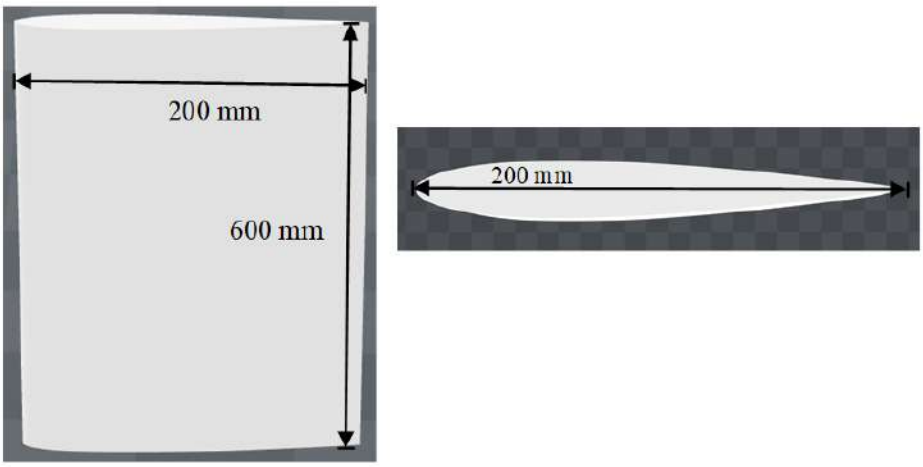
Hình 1. Hệ thống đo mặt cắt sau mô hình

2.2. Mô hình cánh NACA0012

Trong nghiên cứu này, đối tượng khảo sát là mô hình cánh NACA0012. Đầu cánh được cắt phẳng vuông góc (squared tip), chiều dài dây cung cánh c là 200 mm, sải cánh b là 600 mm và tỷ số sải cánh (aspect ratio - AR) là 3.0. Mô hình được chế tạo bằng hợp kim nhôm.

2.3. Phương pháp đo

Bảng 1 thể hiện điều kiện thực nghiệm. Góc tấn α của mô hình được thiết lập là 10°, vận tốc dòng tự do U_∞ là 20 m/s. Tương ứng với điều kiện này, số Reynolds Re tính theo chiều dài dây cung là 2.8×10^5. Phạm vi mặt phẳng đo sau mô hình được điều chỉnh để có thể quan sát được xoáy đầu cánh. Vị trí đo nằm cách mép sau mô hình một khoảng 1.0c (200 mm), kích thước mặt phẳng đo là 60 mm × 60 mm.



Hình 2. Mô hình cánh NACA0012.

Bảng 1. Điều kiện thực nghiệm

Đặc tính	**Thông số**	
Tốc độ gió U_∞	20 m/s	
Số Reynolds *Re*	2.8×10^5	
Góc tấn α	10°	
Vị trí đo	1.0*c* từ đuôi cánh	
Mặt phẳng đo (*y*-*z* plane)	0 mm < *y* < 60 mm 0 mm < *z* < 60 mm	
Độ phân giải đo	$\Delta y = \Delta z$ = 1 mm	
Phương pháp đo	Quét nhanh (Scanning)	3 lần đo Tốc độ quét: 1 mm/s Tần số đo: 1 KHz
	Đo từng điểm (Point by Point)	Thời gian đo mỗi điểm : 5s Tần số đo: 1 KHz

Có hai chế độ đo được thực hiện, chế độ quét nhanh (scanning) và đo từng điểm (point-by-point). Với chế độ quét nhanh, ống pitot được di chuyển liên tục trên mặt phẳng phía sau mô hình với tốc độ di chuyển của đầu dò là 1 mm/s. Với chế độ đo từng điểm, thời gian đo mỗi điểm là 5.0s. Dữ liệu thu thập với tần số 1 KHz và xuất ra dạng lưới dữ liệu với bước nhảy (khoảng cách điểm đo) là 1 mm. Dữ liệu thu được đã được xử lý bằng chương trình phân tích dòng chảy sau mô hình [12-15].

Để loại bỏ sai số do kích thước đầu dò hữu hạn, hiệu chỉnh gradient không gian được áp dụng:

$$P_i^{corr} = P_i \pm r_{probe}\frac{\partial P_i}{\partial n} \tag{1}$$

Các thành phần vận tốc (*u*, *v*, *w*) và áp suất tĩnh (P_s), áp suất tổng (P_t) được xác định thông qua phương pháp nội suy 4 chiều từ dữ liệu hiệu chuẩn [13]. Độ xoáy dọc trục (ω_x) được tính toán từ trường vận tốc ngang (*v*, *w*):

$$\omega_x = \frac{\partial w}{\partial y} - \frac{\partial v}{\partial z} \tag{2}$$

Để giảm thiểu nhiễu đạo hàm, trường độ xoáy tiếp tục được làm trơn bằng bộ lọc Savitzky-Golay trước khi đưa vào phân tích tâm xoáy. Tâm xoáy được xác định thông qua thuật toán tối ưu hóa phi tuyến (Nelder-Mead Simplex algorithm). Hàm mục tiêu được xây dựng dựa trên tính đối xứng của trường vận tốc tiếp tuyến, nhằm tìm ra vị trí mà tại đó sai số đối xứng của phân bố vận tốc là nhỏ nhất.

Sự phân bố vận tốc tiếp tuyến trung bình theo phương bán kính (azimuthal average) được xấp xỉ bằng mô hình xoáy Lamb-Oseen [6]:

$$v_\theta(r) = \frac{\Gamma}{2\pi r}\left(1-\exp\left(-\frac{r^2}{r_c^2}\right)\right) \tag{3}$$

Trong đó Γ là lưu số (circulation) và r_c là bán kính lõi xoáy (core radius). Các tham số Γ và r_c được xác định bằng phương pháp bình phương tối thiểu phi tuyến có trọng số $w_{(r)}$.

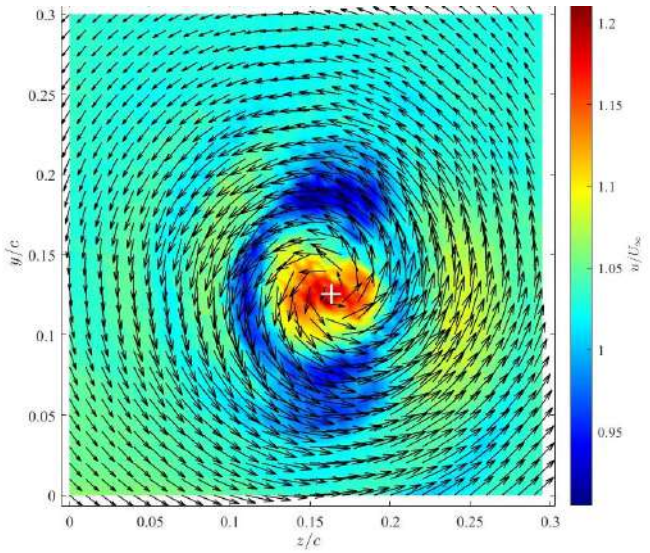
$$w(r) = \frac{r}{r_{\max}} \tag{4}$$

Trong đó, trọng số $w_{(r)}$ được gán tỷ lệ thuận với bán kính để giảm thiểu sai số do các điểm đo gần tâm.

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Cấu trúc xoáy đuôi cánh

Hình 3 biểu thị trường vectơ vận tốc dòng ngang chồng lên đồ thị đường viền màu (contour plot) của vận tốc dọc trục không thứ nguyên (u/U_∞). Kết quả cho thấy sự tồn tại rõ rệt của một cấu trúc xoáy mạnh tập trung tại vị trí ($z/c \approx 0.16$; $y/c \approx 0.13$) (được đánh dấu bằng dấu cộng trắng). Tại tâm xoáy, vận tốc dọc trục đạt giá trị cực đại cục bộ ($u/U_\infty > 1.15$) (vùng màu đỏ sẫm). Điều này chỉ ra rằng dòng chảy tại tâm xoáy đang di chuyển nhanh hơn vận tốc dòng tự do (jet-like profile). Bao quanh lõi tốc độ cao là một vùng có vận tốc thấp hơn dòng tự do màu xanh dương ($u/U_\infty < 1.0$). Sự xuất hiện của profile vận tốc dạng "jet-like" tại tâm trong giai đoạn đầu của quá trình hình thành xoáy đầu cánh (near-wake region) có sự tương đồng với các nghiên cứu thực nghiệm trước đây [7-11]. Hơn nữa, hình ảnh cho thấy xoáy không tròn hoàn hảo mà hơi méo, điều này phản ánh quá trình cuộn (roll-up) vẫn đang diễn ra và chưa đạt đến trạng thái cân bằng trục đối xứng hoàn toàn.

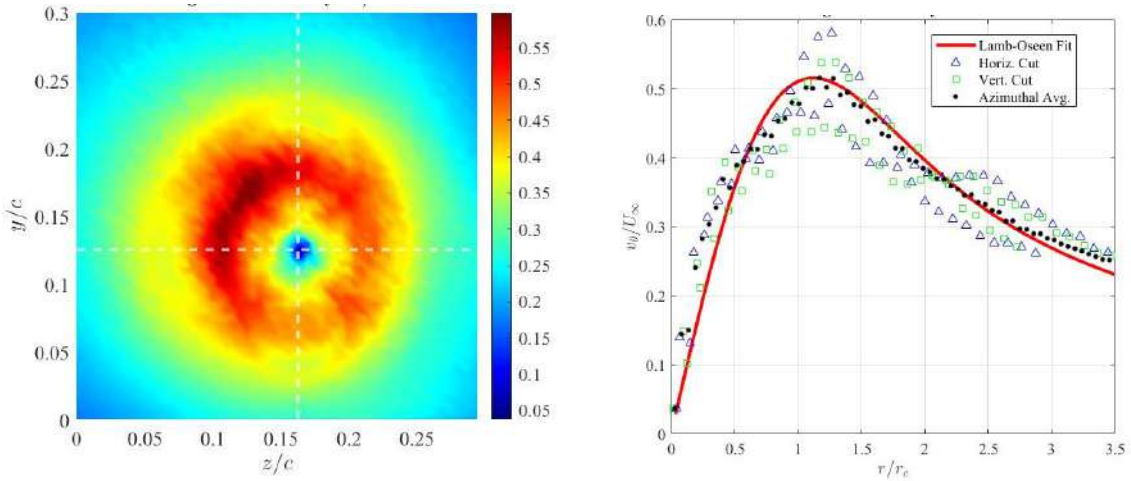


Hình 3. Phân bố vận tốc dọc trục.
($\alpha = 10^o$; $Re = 2.8\times10^5$; $1.0c$ sau cánh).

Hình 4 biểu thị đặc điểm vận tốc tiếp tuyến trên mặt cắt ngang y-z của dòng sau cánh. Hình 4(a) minh họa trường vận tốc tiếp tuyến không thứ nguyên (v_θ/U_∞) trên mặt cắt ngang y-z của dòng sau cánh. Đây là thành phần vận tốc đặc trưng cho cường độ và sự phân bố năng lượng xoáy của xoáy đầu cánh. Tại tâm xoáy, vận tốc tiếp tuyến xấp xỉ bằng 0 (vùng màu xanh đậm). Từ tâm đi ra, vận tốc tiếp tuyến tăng nhanh và đạt giá trị cực đại tại vành đai màu đỏ rực. Vận tốc tiếp tuyến đạt giá trị tối đa khoảng 0.55 ~ 0.58. Vị trí đỉnh này đánh dấu biên giới của bán kính lõi xoáy. Bên ngoài vùng bán kính lõi ($r > r_c$), vận tốc tiếp tuyến giảm dần

theo khoảng cách, thể hiện qua sự chuyển màu từ vàng sang xanh nhạt. Phân bố vận tốc tiếp tuyến quan sát được tuân theo rất sát mô hình lý thuyết của Lamb-Oseen [6]. Giá trị cực đại ($v_{\theta max} \approx 0.58U_\infty$) tương đối lớn, cho thấy xoáy có cường độ lưu số Γ mạnh. Sự bất đối xứng nhẹ là dấu hiệu của việc lớp biên từ cánh chưa hoàn toàn hòa trộn đồng nhất vào lõi hoặc do ảnh hưởng của nhiễu loạn dòng chảy tại vùng có građien vận tốc cao.

Hình 4(b) phân tích chi tiết vận tốc tiếp tuyến giữa dữ liệu thực nghiệm và mô hình lý thuyết Lamb-Oseen. Dữ liệu thực nghiệm bao gồm các lát cắt ngang (Horizontal Cut), dọc (Vertical Cut) và giá trị trung bình (Azimuthal Avg). Đường cong Lamb-Oseen (màu đỏ) thể hiện sự tương thích rất cao với dữ liệu trung bình thực nghiệm (các chấm đen), đặc biệt là trong vùng lõi ($r/r_c < 1$) và vùng chuyển tiếp ($1 < r/r_c < 2$). Quan sát các điểm dữ liệu rời rạc, ta thấy các điểm cắt ngang (tam giác xanh dương) có xu hướng đạt đỉnh cao hơn và nhọn hơn một chút so với các điểm cắt dọc (hình vuông xanh lá). Sự sai lệch này phản ánh tính bất đối xứng nhẹ của xoáy thực tế, vốn thường có hình dạng elip hơn là tròn hoàn hảo trong vùng near-wake. Tuy nhiên, việc sử dụng phương pháp trung bình phương vị (Azimuthal Averaging) đã làm mượt các dao động này, cung cấp một profile đại diện chính xác



(a) Phân bố vận tốc tiếp tuyến. *(b) Profile vận tốc tiếp tuyến qua tâm.*

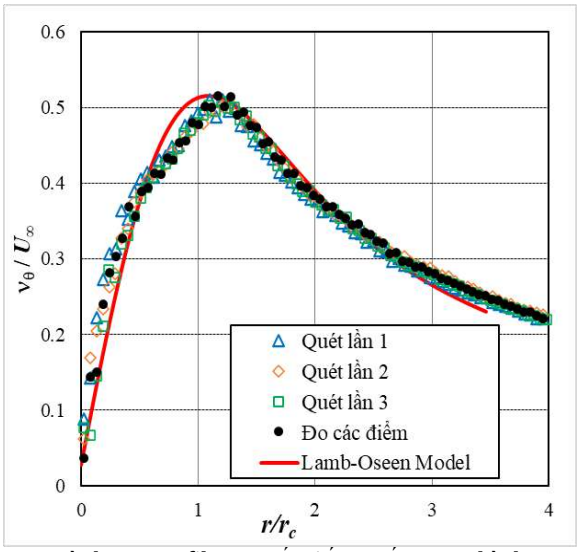
Hình 4. Phân bố vận tốc tiếp tuyến.
($\alpha = 10^o$; $Re = 2.8\times10^5$; $1.0c$ sau cánh).

3.2. Các thông số xoáy đuôi cánh

Bảng 2 tóm tắt các thông số khí động học đặc trưng của xoáy đầu cánh qua 3 lần đo lặp lại (lần 1, 2, 3) ở chế độ quét nhanh (scanning) và so sánh với chế độ đo từng điểm để kiểm chứng. Kết quả từ 3 lần đo độc lập cho thấy tính nhất quán cao của hệ thống đo đạc và sự ổn định của dòng chảy trong ống khí động. Giá trị vận tốc cực đại dao động rất nhỏ quanh mức 1.22 (sai lệch dưới 0.6% giữa các lần đo). Tương tự, vận tốc cực tiểu ổn định ở mức 0.9. Bán kính lõi xoáy thể hiện độ lặp lại tuyệt vời, với giá trị trung bình 0.0466 và độ lệch chuẩn không đáng kể. Điều này cho thấy lưới đo (grid resolution) đủ mịn để bắt chính xác biên dạng hình học của lõi xoáy trong mọi lần đo. Thông số duy nhất có sự dao động đáng kể là độ xoáy cực đại chuẩn hóa ($\zeta_{max} \times c/U_\infty$), biến thiên từ 52.26 đến 60.56.

Bảng 2. Các thông số của xoáy đuôi cánh (α = 10°; *Re* = 2.8×10^5; 1.0*c* sau cánh).

Thông số	Chế độ quét nhanh (scanning)			Đo từng điểm (point by point)
	Lần 1	Lần 2	Lần 3	
u_{max}/U_∞	1.2280	1.2217	1.2215	1.2128
u_{min}/U_∞	0.8862	0.9032	0.9010	0.9045
$\zeta_{max}c/U_\infty$	52.263	60.5634	54.8463	58.2137
r_c/c	0.0465	0.0466	0.0468	0.0459



Hình 5. Profile vận tốc tiếp tuyến trung bình.
(α = 10°; Re = 2.8×10^5; 1.0c sau cánh).

Khi so sánh giá trị trung bình của 3 lần đo quét nhanh với phương pháp đo từng điểm, sự sai lệch giữa hai phương pháp là rất nhỏ và chấp nhận được. Sai số của u_{max}/U_∞ là khoảng 0.7%, và sai số của bán kính lõi r_c là khoảng 1.5%. Kết quả chỉ ra hệ thống đo đạc và quy trình xử lý số liệu đảm bảo độ tin cậy cao. Phương pháp quét (lần 1, 2, 3) cho kết quả tương đương với phương pháp đo điểm truyền thống nhưng tiết kiệm thời gian, đồng thời nắm bắt chính xác các đặc tính vật lý quan trọng của dòng chảy sau cánh.

Hình 5 thể hiện phân bố vận tốc tiếp theo bán kính. Kết quả so sánh giữa ba lần quét, phương pháp đo các điểm và mô hình lý thuyết Lamb–Oseen. Đỉnh vận tốc xuất hiện tại $r/r_c \approx 1$, phù hợp với lý thuyết Lamb–Oseen, trong đó vận tốc tiếp tuyến đạt cực đại tại bán kính lõi đặc trưng. Giá trị cực đại thực nghiệm vân tốc tiếp tuyến xấp xỉ $0.5U_\infty$ ở cả ba lần quét cho kết quả gần như trùng khớp, với sai lệch nhỏ (< 3%), cho thấy hệ thống đo có độ tin cậy cao. Trong vùng lõi gần tâm ($r/r_c < 0.3$) dữ liệu thực nghiệm có xu hướng cao hơn hoặc phân tán hơn so với mô hình.

4. Kết luận

Trong nghiên cứu này, đặc điểm cấu hình xoáy đầu cánh của mô hình cánh NACA0012 trong điều kiện dòng chảy tốc độ thấp được khảo sát bằng phương pháp đo mặt cắt sau mô hình. Mặt phẳng đo có khoảng cách 1.0*c* tính từ đuôi cánh, với tốc độ dòng tới là 20 m/s tại góc tấn cánh là 10°. Các kết quả chính thu được như sau:

Kết quả xác nhận sự tồn tại của cấu trúc xoáy mạnh và tập trung. Phân bố vận tốc tiếp tuyến tuân theo mô hình Lamb-Oseen. Đặc biệt, tại tâm xoáy ghi nhận phân bố vận tốc dọc trục dạng tia đạt $1.2U_\infty$, bao quanh bởi vùng thâm hụt vận tốc.

So sánh giữa chế độ quét nhanh (scanning) và đo từng điểm (point-by-point), kết quả có sự tương đồng cao. Độ sai lệch của các thông số vận tốc dọc trục cực đại và bán kính lõi xoáy là 0.7% và 1.5%. Độ lặp lại qua 3 lần quét nhanh cao, khẳng định tính bền vững của quy trình thực nghiệm. Phương pháp quét nhanh chứng minh được sự cân bằng tối ưu giữa độ chính xác và chi phí thời gian, khả thi để áp dụng cho các khảo sát khí động học phức tạp trong tương lai.

Các kết quả định lượng về phân bố vận tốc tiếp tuyến và bán kính lõi cung cấp bộ dữ liệu tham chiếu quan trọng cho việc kiểm chứng các mô hình tính toán số (CFD) và nghiên cứu các biện pháp giảm thiểu xoáy đầu cánh.

Nghiên cứu đang triển khai tại góc tấn 10º và mặt cắt có khoảng cách 1.0c tính từ đuôi cánh. Phương pháp quét nhanh cần được khảo sát tại góc tấn và mặt cắt khác. Cùng với đó, ảnh hưởng của các hiện tượng meadering và wandering cần được xem xét cụ thể.

Lời cảm ơn

Nhóm tác giả xin trân trọng cảm ơn Giáo sư Masashi Kashitani, Khoa Hàng không Vũ trụ, Đại học phòng vệ Nhật Bản, vì sự hỗ trợ trong quá trình thực hiện các thực nghiệm trong hệ thống ống thổi khí động.

Tài liệu tham khảo

1. Green, S. I., & Acosta, A. J. (1991). Unsteady flow in trailing vortices. *Journal of Fluid Mechanics, 227*, 107-134.
2. Chow, J. S., Zilliac, G. G., and Bradshaw, P. (1997). Mean and turbulence measurements in the near field of a wingtip vortex. *AIAA Journal, 35(10)*, 1561-1570.
3. J. Chow, G. Zilliac and P. Bradshaw (1997). Turbelence measurements in the near field of a wingtip vortex, *NASA Technical Memorandum 110418*.
4. Duraisamy, K., and Lele, S. K. (2008). Evolution of isolated turbulent trailing vortices. *Physics of Fluids*, 20(3), 035102.
5. Giuni, M., and Green, R. B. (2013). Vortex formation on squared and rounded tip. *Aerospace Science and Technology*, *29(1*), 191-199.
6. G. K. Batchelor (1964). Axial flow in trailing line vortices. *Journal of Fluid Mechanics, 20*, 645 – 658.
7. Chigier, N. A., and Corsiglia, V. R. (1971). Tip vortices: Velocity distributions. *NASA-TM-X-62087*.
8. V. R. Corsiglia, R. G. Schwind and N. A. Chigier (1973). Rapid scanning, three-dimentional hot-wire anemometer surveys of wingtip vortices, *Journal of Aircraft, 10(12)*, 752 – 757.
9. Shunsuke Koike, Yasushi Ito, Kazuhiro Kusunose, Mitsuhiro Murayama, Kazuyuki Nakakita, Kazuomi Yamamoto (2018). Effect of Vortex Generator on Transonic Three-Dimensional Wing. *JAXA Research and Development Report JAXA-RR-17-013*. Doi:10.20637/JAXA-RR-17-013/0001
10. Tatsuya Yamada, Kazuhiro Kusunose, Masato Taguchi, Masashi Kashitani, Yoshihiro Takita (2018). Analysis of the Internal Structure of a Wingtip Vortex using Wake Measurement. *Lecture Meeting of JSASS (The Japan Society for Aeronautical and Space Sciences) Western Branch, JSASS-2018- S005*.

11. Tatsuya Yamada (2019). Experimental Study on the Internal Structure of Wingtip Vortices by Wake Measurement, Master's Thesis, Graduate School of Science and Engineering, National Defense Academy of Japan.
12. M. Kashitani, T. D. Nguyen, K. Kusunose, M. Taguchi, Y. Takita (2021). Aerodynamic Characteristics of Busemann Biplane by Wake Measurements in Low-Speed Wind Tunnel. *Transactions of the Japan society for aeronautical and space sciences*, 64(5), 258-266. Doi: 10.2322/tjsass.64.258.
13. Nguyen, T. D., Kashitani, M., Kusunose, K., Taguchi, M., Takita, Y. (2021). Analysis of a Wing-Fuselage Biplane with Trailing-Edge Flaps in Low-Speed Flow, *Journal of Aircraft*, 59(2), 350-363.
14. K. Kusunose (2003). Advanced Wake Integration Method for Experimental Drag Prediction, von Karman Institute Lecture Series 2003-2.
15. K. Kusunose (2005). A wake integration method for airplane drag prediction; The 21st century COE Program, in *International COE of Flow Dynamic Lecture Series*, Sendai: Tohoku University Press, Volum 3.

Preliminary investigation of wingtip vortex structure of a NACA0012 wing in low-speed flow using wake measurements

***Abstract**: The wingtip vortex is a complex aerodynamic phenomenon that directly impacts the operational safety of aircraft. However, experimental investigations characterizing the jet-like flow structure formed near the vortex core, particularly at high angles of attack, remain limited. This study aims to elucidate the characteristics of the jet-like flow, along with the tangential velocity profiles of the wingtip vortex. A novel data processing method is proposed to correct measurement errors arising from probe spatial resolution. Wake survey measurements were conducted on a NACA0012 wing at a streamwise location of x/c = 1.0 downstream of the trailing edge. The results indicate that at an angle of attack of 10º, the maximum axial velocity at the vortex core reached approximately 1.2U_∞ showing good agreement with previous studies. Furthermore, the tangential velocity distribution exhibited distinct asymmetry, characterizing the vortex roll-up and evolution process in the near-wake region.*

Keywords: Wingtip vortex; Jet-like flow; NACA0012; five-hole pitot.

Nghiên cứu mô phỏng dòng chảy qua vòi phun ly tâm hai thành phần sử dụng trong động cơ tên lửa nhiên liệu lỏng lực đẩy nhỏ

Nguyễn Thế Dũng[1], Dương Minh Đức[1*], Nguyễn Quang Hiếu[2], Trịnh Văn Khang[3]

[1]Khoa Hàng không vũ trụ, Học viện KTQS;[2]Viện TPTN, Tổng cục CNQP;

[3]Trung tâm Vũ trụ Việt Nam

Tóm tắt

Bài báo trình bày nghiên cứu mô phỏng số động lực học chất lưu (CFD) đối với dòng chảy trong vòi phun ly tâm hai thành phần sử dụng cho động cơ tên lửa nhiên liệu lỏng lực đẩy nhỏ. Mục tiêu của nghiên cứu là xây dựng mô hình ba chiều không ổn định nhằm phân tích các đặc trưng thủy động lực học bên trong và quá trình hình thành nón phun bên ngoài vòi phun. Phương pháp tính toán sử dụng lưới Mosaic Poly-hexcore kết hợp với mô hình đa pha Volume of Fluid (VOF) và mô hình rối k–ω SST có hiệu chỉnh độ cong để mô tả chính xác trường dòng xoáy mạnh. Kết quả mô phỏng bao gồm lưu lượng khối lượng, hệ số lưu lượng và góc phun được đối chiếu với dữ liệu thực nghiệm của Ommi và cộng sự. (2009). Sai lệch giữa mô phỏng và thực nghiệm nằm trong khoảng 2–6,5%, cho thấy độ tin cậy cao của mô hình. Trường áp suất, vận tốc và phân bố pha tái hiện rõ cơ chế hình thành lõi khí và cấu trúc nón phun rỗng đặc trưng của vòi phun ly tâm. Nghiên cứu cung cấp cơ sở khoa học cho việc dự đoán và tối ưu hóa thiết kế vòi phun trong các hệ thống động cơ tên lửa lực đẩy nhỏ.

***Từ khóa**: vòi phun ly tâm; CFD; buồng đốt; động cơ tên lửa nhiên liệu lỏng.*

1. Mở đầu

Hiệu suất của động cơ tên lửa nhiên liệu lỏng phụ thuộc trực tiếp vào chất lượng quá trình phun và trộn lẫn nhiên liệu với chất oxy hóa trong buồng đốt [1]. Trong các cấu hình đầu phun hiện nay, vòi phun ly tâm hai thành phần được sử dụng rộng rãi nhờ khả năng tạo màng chất lỏng mỏng, góc phun lớn và hiệu quả phun sương cao [2].

Các nghiên cứu kinh điển đã thiết lập mối quan hệ giữa hình học và đặc tính thủy lực của vòi phun xoáy như công trình của Ditiakin [3], Lefebvre [4] và Bayvel [5], tập trung vào việc xác định mối liên hệ giữa thông số hình học và hệ số lưu lượng. Các mô hình giải tích của Abramovich [6] và Kliachko [7] sau đó đã cung cấp các công thức dự đoán góc phun dựa trên lý thuyết dòng tiềm năng, tuy nhiên, các mô hình giải tích thường dựa trên giả thiết dòng chảy lý tưởng và chưa phản ánh đầy đủ ảnh hưởng của độ nhớt, ma sát và hiện tượng đa pha. Sự phát triển của CFD cho phép mô tả chi tiết cấu trúc dòng xoáy, sự hình thành lõi khí và quá trình phân rã màng lỏng. Mặc dù đã có nhiều nghiên cứu trước đây, việc mô phỏng chính xác dòng chảy xoáy mạnh kết hợp đa pha vẫn là một thách thức, đặc biệt khi xét đến tương tác giữa hai luồng phun đồng trục.

Nghiên cứu này xây dựng mô hình CFD 3D không ổn định cho vòi phun xoáy kép đồng trục, ứng dụng lưới Poly-hexcore để giảm khuếch tán số trong dòng xoáy mạnh, sử dụng mô hình VOF và k–ω SST có hiệu chỉnh độ cong để phân tích chi tiết cấu trúc lõi khí và trường dòng, đối chiếu định lượng với dữ liệu thực nghiệm của Ommi và các đồng nghiệp (2009) [8].

2. Cơ sở lý thuyết

Mô hình tính toán đầu phun xoáy được xây dựng dựa trên sự kết hợp giữa lý thuyết dòng chảy chất lưu lý tưởng và các hệ số hiệu chỉnh thực nghiệm nhằm phản ánh chính xác ảnh hưởng của độ nhớt và ma sát thành vách [8].

Nguyên lý hoạt động của đầu phun xoáy dựa trên việc chuyển hóa năng lượng áp suất thành momen động lượng thông qua hệ thống cổng nạp tiếp tuyến. Theo quy luật bảo toàn momen động lượng cho dòng chảy tiềm năng, momen xoáy M được duy trì là một hằng số dọc theo quỹ đạo dòng chảy từ cổng nạp đến lỗ thoát:

$$M = V_u r = V_{in} R = \text{const} \quad (1)$$

Trong đó: V_u là vận tốc xoáy tại bán kính r, V_{in} là vận tốc chất lưu tại cổng nạp; R là bán kính đầu phun.

Thông số hình học đặc trưng A được xác định theo cấu trúc hình học của vòi phun:

$$A = \frac{R r_c}{n r_{RX}^2} \quad (2)$$

Với r_c là bán kính lỗ thoát, n là số lượng cổng nạp tiếp tuyến và r_{RX} là bán kính của từng lỗ nạp.

Dưới tác động của lực ly tâm, áp suất tại tâm vòi phun giảm xuống dưới mức áp suất môi trường, dẫn đến sự hình thành lõi khí rỗng. Diện tích mặt cắt ngang hữu dụng tại miệng vòi F_K không chiếm toàn bộ lỗ thoát mà bị giới hạn bởi lõi khí, được xác định thông qua hệ số co ngót ϕ_c:

$$F_K = \pi(r_c^2 - r_m^2) = \phi_c \pi r_c^2 \quad (3)$$

Trong đó: r_m là bán kính lõi khí và $\phi_c = 1 - (r_m/r_c)^2$. Dựa trên nguyên lý lưu lượng khối lượng cực đại $\frac{d\mu}{d\phi_c} = 0$, hệ số lưu lượng μ được thiết lập là hàm của A và ϕ_c. Lưu lượng khối lượng thực tế G được xác định bởi phương trình Bernoulli hiệu chỉnh:

$$G = \pi r_c^2 \mu \sqrt{2\rho \Delta P} \quad (4)$$

Trong môi trường dòng chảy thực, sự xuất hiện của lực ma sát giữa chất lưu và thành buồng xoáy làm suy giảm năng lượng dòng chảy. Tổn thất áp suất tại kênh nạp phụ thuộc vào số Reynolds Re_{RX}

$$Re_{RX} = \frac{V_{RX} d_{RX} \sqrt{n}}{\nu} \quad (5)$$

Mức độ suy giảm mô men động lượng do ma sát được đặc trưng bởi thông số không thứ nguyên Θ:

$$\Theta = \frac{\lambda_k}{2} A_D \left(\frac{R_k}{r_c} - 1 \right) \quad (6)$$

Trong đó: λ_k là là hệ số ma sát; R_k là bán kính buồng xoáy; A_D là đặc tính hình học hiệu dụng có tính đến hệ số biến đổi dòng nạp.

3. Phương pháp nghiên cứu

3.1. Lựa chọn chất lưu mô phỏng

Trong nghiên cứu này, nước được lựa chọn làm chất lưu mô phỏng chính thay thế cho nhiên liệu thực tế trong thử nghiệm nguội nhằm cô lập các cơ chế cơ học của dòng chảy khỏi sự phức tạp của phản ứng hóa học [9]. Tính tương đồng động lực học của nước đã được chứng

minh là phản ánh chính xác hiệu quả phun sương của các chất đẩy thực tế như RP-1 trong các điều kiện tương đương [2]:

- Tính tương đồng động lực học: Các nghiên cứu tiền đề đã chứng minh hành vi của nước khi hòa trộn với không khí có sự tương đồng rất cao với hành vi của nhiên liệu thực tế trong điều kiện mô phỏng. Đặc biệt, việc sử dụng nước để mô phỏng dòng oxy lỏng được xác nhận là không làm thay đổi hiệu quả của các thí nghiệm đánh giá quá trình phun sương.

- Tách biệt các hiện tượng vật lý: Việc sử dụng nước trong "thử nghiệm nguội" cho phép cô lập hoàn toàn các cơ chế cơ học của dòng chảy và quá trình phân rã dòng lỏng khỏi sự phức tạp của các phản ứng hóa học và thang thời gian cháy. Điều này giúp đánh giá độc lập hiệu quả phung sương của thiết kế vòi phun.

- Tính kinh tế và an toàn: So với các chất đẩy tên lửa thực tế vốn cực kỳ độc hại, dễ cháy nổ và đòi hỏi chi phí vận hành cao, nước là chất lưu an toàn, dễ tiếp cận và cho phép thực hiện nhiều lần lặp lại mô phỏng/thử nghiệm để thẩm định mô hình số một cách hiệu quả nhất.

3.2. Mô hình đầu phun xoáy đồng trục kép

Đầu phun xoáy đồng trục kép được cấu thành từ ba bộ phận chính lắp ráp bằng phương pháp hàn vảy: vòi phun trong, vòi phun ngoài và nắp đậy. Vòi phun ngoài được thiết kế sao cho lõi khí trung tâm của nó đủ lớn để bao quanh toàn bộ phần vỏ ngoài của vòi phun bên trong, đảm bảo hai màng lỏng va chạm và trộn lẫn hiệu quả sau khi ra khỏi miệng vòi.

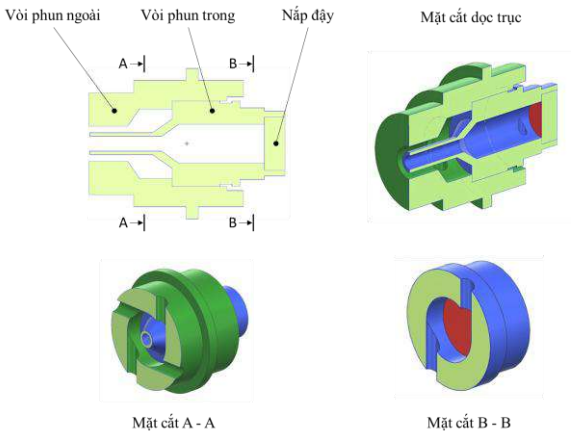
Cấu trúc hình học của từng vòi phun được chia thành các phân đoạn chức năng cụ thể nhằm chuyển hóa áp suất thành momen xoáy:

- Hệ thống cổng nạp tiếp tuyến: Gồm n lỗ nạp được đặt lệch tâm so với trục vòi phun, có chức năng định hướng dòng chảy theo phương tiếp tuyến nhằm thiết lập momen động lượng ban đầu.

- Buồng xoáy: vùng hình trụ, tại đây, sự sụt giảm gradient áp suất hướng tâm dẫn đến quá trình hình thành lõi khí rỗng.

- Đoạn thu hẹp: Vùng chuyển tiếp hình nón với góc côn xác định, có chức năng gia tốc vận tốc dọc trục đồng thời duy trì momen xoáy khi dòng chảy tiến về phía lỗ thoát.

- Lỗ thoát: là nơi quyết định độ dày màng lỏng và góc phun sơ cấp. Tỷ lệ chiều dài đặc trưng thường nằm trong khoảng 0.25 đến 1.0 để tối ưu hóa góc phun.



Hình 1. Mô hình hình học của đầu phun kép

Đặc thù của cấu trúc đồng trục kép: vòi trong đảm nhiệm chức năng cấp nhiên liệu và vòi ngoài phun chất oxy hóa. Hai vòi được đặt đồng tâm với các yêu cầu:

- Yêu cầu tạo màng lỏng: Kích thước lõi khí trung tâm của vòi ngoài được kiểm soát để bao bọc toàn bộ vỏ ngoài của vòi trong để ngăn chặn hiện tượng nghẹt dòng và đảm bảo sự ổn định của lõi khí.

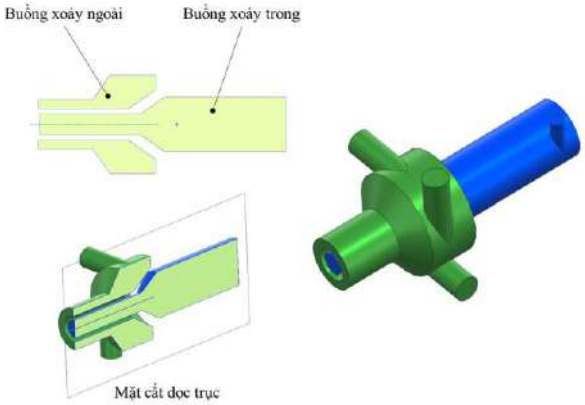
- Góc phun chênh lệch: Theo lý thuyết thiết kế, góc phun của vòi trong phải lớn hơn góc phun vòi ngoài để hai màng chất lỏng có điểm va chạm và trộn lẫn tối ưu ngay sau khi ra khỏi miệng vòi.

- Vùng lùi: Vòi trong có thể được đặt lùi vào trong so với mặt phẳng cửa ra của vòi ngoài để thúc đẩy quá trình trộn lẫn sơ cấp bên trong hốc vòi phun trước khi phun ra buồng đốt.

3.3. Mô hình hình học và miền tính toán

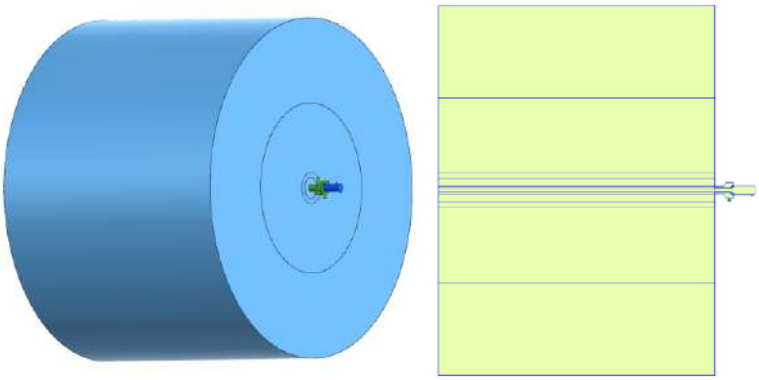
Mô hình hình học được xây dựng dưới dạng không gian ba chiều. Miền tính toán được phân chia thành hai vùng chức năng chính.

Vùng dòng chảy nội tại: Bao gồm cấu trúc buồng xoáy và các lỗ nạp tiếp tuyến. Toàn bộ không gian rỗng được trích xuất từ mô hình CAD gốc.



Hình 2. Mô hình vùng dòng chảy nội tại

Vùng phát triển nón phun: Không gian mở hạ lưu được thiết lập với chiều dài 150 mm theo phương trục và đường kính gấp gần 50 lần đường kính lỗ thoát để loại trừ ảnh hưởng của điều kiện biên biên cửa ra lên quá trình phun sương.

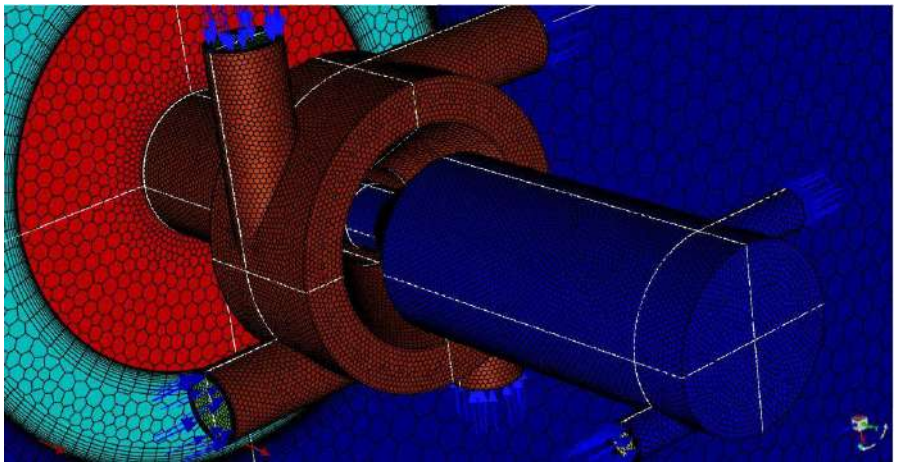


Hình 3. Mô hình miền tính toán

3.4. Chia lưới Mosaic

Đối với bề mặt mô hình, kích thước lưới được kiểm soát bằng tùy chọn nhận diện độ cong và khoảng hẹp (Curvature & Proximity) với kích thước phần tử nhỏ nhất là $2{,}5.10^{-4}$ m. Tại các đầu nạp tiếp tuyến, không gian được chia thành ít nhất 3 lớp lưới. Dọc theo các thành vách, hệ thống 10 lớp lưới biên được thiết lập với hệ số giãn lưới là 1,2. Việc bố trí lưới mịn sát vách này giúp mô phỏng trực tiếp lớp biên nhớt, từ đó phản ánh đúng lực ma sát và độ dày của màng chất lỏng. Ngoài ra, kỹ thuật Share Topology cũng được áp dụng để đồng bộ và tạo sự liền mạch cho cấu trúc lưới giữa hai luồng phun đồng trục [11].

Miền tính toán được chia lưới Poly-hexcore giúp giảm thiểu hiện tượng khuếch tán số trong các dòng xoáy mạnh so với lưới tứ diện. Toàn bộ miền tính toán được chia thành 15 vùng, với gần 13 triệu lưới và 22 triệu điểm nút.



Hình 4. Chia lưới Poly-hexcore miền tính toán

3.5. Mô hình vật lý

Bài toán được thiết lập ở trạng thái không ổn định để theo dõi sự hình thành và dao động của bề mặt ngăn cách pha. Sử dụng Mô hình đa pha Volume of Fluid với lực căng bề mặt của nước là hằng số 0.072 N/m [12]

Nghiên cứu sử dụng mô hình rối k – ω SST tích hợp tính năng Curvature Correction để xử lý tính phi đẳng hướng của ứng suất rối trong dòng xoáy mạnh.

Bảng 1: Thuộc tính vật lý của các pha chất lưu:

Pha	**Chất lưu**	**Khối lượng riêng (ρ, kg/m3)**	**Độ nhớt động lực học (μ, kg/m·s)**	**Lực căng bề mặt (σ, N/m)**
Sơ cấp	Không khí	1.225	$1.789.10^{-5}$	-
Thứ cấp	Nước	998.2	0.001003	0.072

Bảng 2. Điều kiện biên và tham số bộ giải

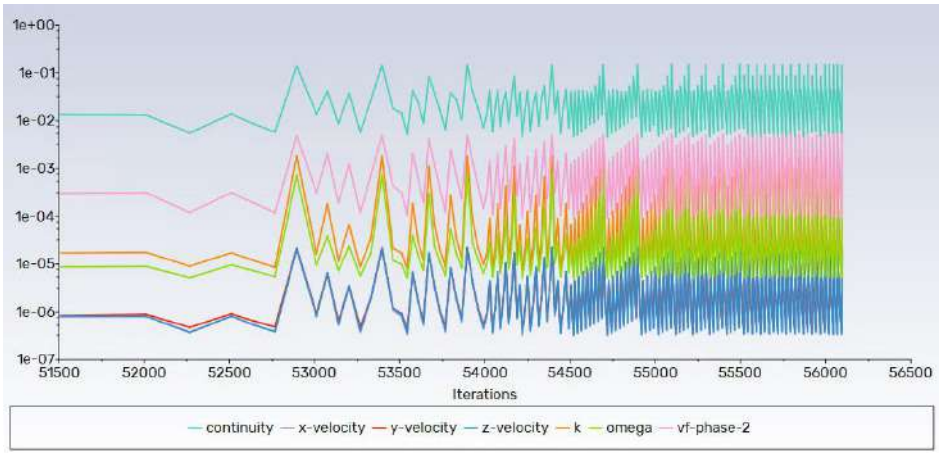
Vùng biên	**Loại điều kiện biên**	**Thông số thiết lập chính**	**Giá trị**
Inlet Internal	Pressure Inlet	Gauge Total Pressure	1,000,000 Pa (10 bar)
		Volume Fraction (Pha 2)	1,0 (100% Nước)
Inlet External	Pressure Inlet	Gauge Total Pressure	400,000 Pa (4 bar)
		Volume Fraction (Pha 2)	1,0 (100% Nước)
Outlet	Pressure Outlet	Gauge Pressure	0 Pa (Khí quyển)

Vùng biên	Loại điều kiện biên	Thông số thiết lập chính	Giá trị
		Backflow Volume Fraction	0 (Chỉ có khí)
Wall	Wall	Shear Condition	No-slip
Solver Settings	PISO	Pressure-Velocity Coupling	Transient
	PRESTO!	Pressure Discretization	Spatial Accuracy
	Adaptive	Time Stepping Method	Courant Number = 1,0

4. Kết quả mô phỏng

Để đảm bảo độ tin cậy của mô phỏng, nghiên cứu đã tiến hành khảo sát sự độc lập lưới. Quá trình mô phỏng ghi nhận mô hình với xấp xỉ 13 triệu phần tử lưới Poly-hexcore đáp ứng tốt sự hội tụ của các thông số thủy động lực học mà không làm phát sinh sai số do độ phân giải lưới, đồng thời triệt tiêu được hiện tượng khuếch tán số. Đối với bài toán dòng chảy đa pha không ổn định, kích thước bước thời gian được điều khiển tự động dựa trên điều kiện Courant CFL = 1,0 nhằm tính chính xác sự biến thiên liên tục của bề mặt phân chia pha.

Đồ thị số dư Hình 5 ghi nhận mô phỏng đạt trạng thái hội tụ tốt sau khoảng 20 vòng lặp tại mỗi bước thời gian. Các thành phần vận tốc và tỷ lệ thể tích pha đều giảm xuống dưới ngưỡng 10^{-4}, trong khi số dư phương trình liên tục duy trì dao động với biên độ thấp. Sự hội tụ ổn định này chứng minh bộ giải PISO đã xử lý rất hiệu quả sự liên kết áp suất - vận tốc trong môi trường dòng xoáy có cường độ mạnh.



Hình 5. Đồ thị các số dư

Kết quả mô phỏng đặc tính thủy lực của hai vòi phun được tổng hợp trong Bảng 3, bao gồm lưu lượng khối lượng, áp suất tĩnh tại cửa ra, khối lượng riêng trung bình và hệ số lưu tương ứng.

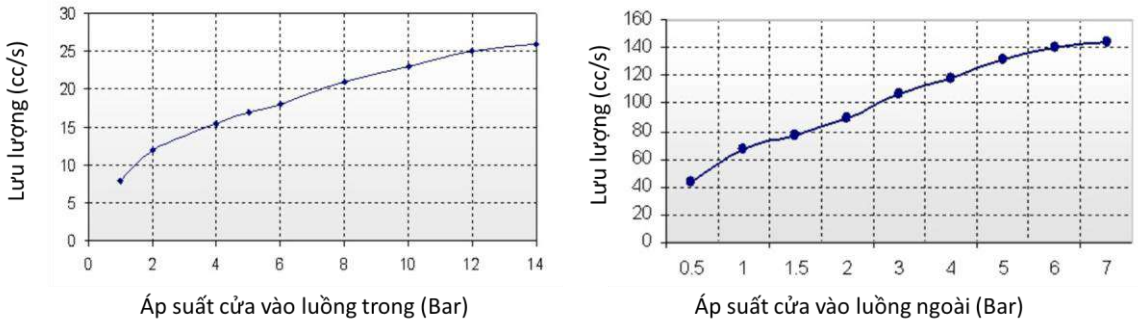
Bảng 3. Kết quả mô phỏng đặc tính thủy lực của vòi phun

Thông số	Luồng trong	Luồng ngoài
Lưu lượng khối lượng (kg/s)	0,0226	0,1246
Áp suất tĩnh tại cửa ra (Pa)	-20893	-14036
Khối lượng riêng trung bình (kg/m³)	516,1	998,0
Hệ số lưu lượng (Cd)	0,271	0,509

Giá trị áp suất âm tại cửa ra của cả hai vòi phun phản ánh đúng đặc điểm của dòng xoáy mạnh trong vòi phun ly tâm, với áp suất tĩnh giảm sâu ở vùng lõi do chuyển hóa thành động

năng xoáy. Khối lượng riêng trung bình của luồng trong chỉ đạt 516,1 kg/m³, thấp hơn đáng kể so với khối lượng riêng của nước nguyên chất (998 kg/m³), cho thấy sự xuất hiện của pha khí trong dòng chảy. Trong khi đó, luồng ngoài có khối lượng riêng 998,0 kg/m³, gần với nước nguyên chất, do dòng chảy chủ yếu tập trung ở luồng ngoài với mật độ chất lỏng cao.

Kết quả mô phỏng về áp suất tĩnh tại cửa ra các đầu phun được so sánh với dữ liệu thực nghiệm của Ommi (2009) trên hình 6, so sánh cho thấy giá trị lưu lượng từ mô phỏng tương đồng với giá trị thực nghiệm.



Hình 6. Đồ thị thực nghiệm đo Lưu lượng cửa ra – Áp suất cửa vào của vòi phun

Hệ số lưu lượng C_d được xác định từ kết quả mô phỏng lần lượt là 0,271 đối với đầu phun trong và 0,509 đối với đầu phun ngoài. Các giá trị này được so sánh với kết quả thực nghiệm của Ommi (2009) trong Bảng 4.

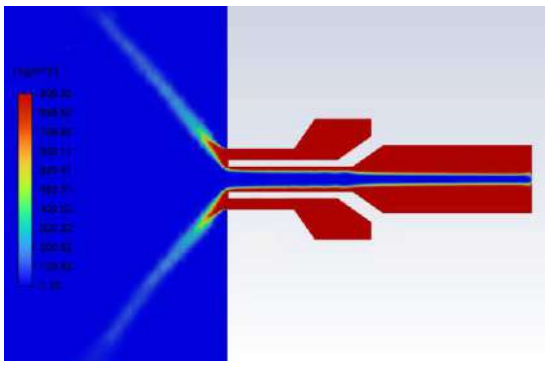
Bảng 4. So sánh hệ số lưu lượng giữa mô phỏng và thực nghiệm Ommi (2009)

Đầu phun	Áp suất cửa vào (Bar)	C_d thực nghiệm	C_d mô phỏng	Sai lệch (%)
Trong	10	0,29	0,271	6,5
Ngoài	4	0,49	0,509	3,9

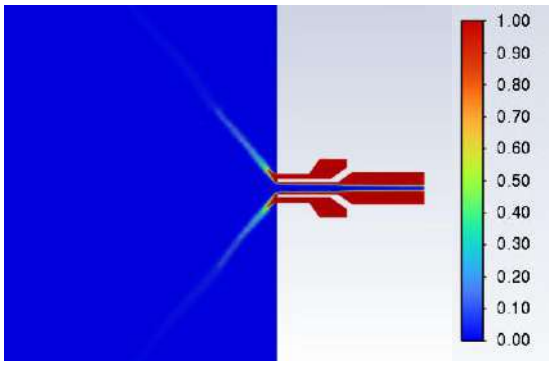
Dữ liệu đối chiếu phản ánh sự tương đồng tốt giữa mô phỏng và thực nghiệm, với sai lệch lần lượt là 6,5% đối với vòi trong và 3,9% đối với vòi ngoài. Các sai số này đều nằm trong phạm vi chấp nhận được của tính toán CFD, đặc biệt là khi xét đến độ phức tạp của dòng xoáy và các yếu tố ảnh hưởng như tổn thất ma sát, hiệu ứng thành và điều kiện biên.

Đồ thị phân bố khối lượng riêng (Hình 7) và Đồ thị Tỉ lệ thể tích pha lỏng (Hình 8) thể hiện rõ cấu trúc đa pha của dòng phun: từ vùng lỏng đặc, qua vùng hỗn hợp, đến vùng khí. Sự thay đổi liên tục này tái hiện chính xác hiện tượng hóa hơi và hình thành màng phun hình nón rỗng trong vòi phun ly tâm, phù hợp với đặc điểm mô phỏng VOF.

Giá trị khối lượng riêng tại cửa ra luồng trong thấp hơn đáng kể so với khối lượng riêng của nước nguyên chất cho thấy sự xuất hiện của pha khí trong dòng chảy, phù hợp với hiện tượng hình thành lõi khí đặc trưng của vòi phun ly tâm. Điều này cũng lý giải cho áp suất tĩnh âm tại cửa ra của cả hai luồng, phản ánh vùng xoáy mạnh với áp suất thấp ở tâm dòng chảy. Như vậy, Kết quả này cho thấy sự phù hợp giữa mô phỏng số và lý thuyết cơ học lưu chất đối với dòng chảy xoáy.



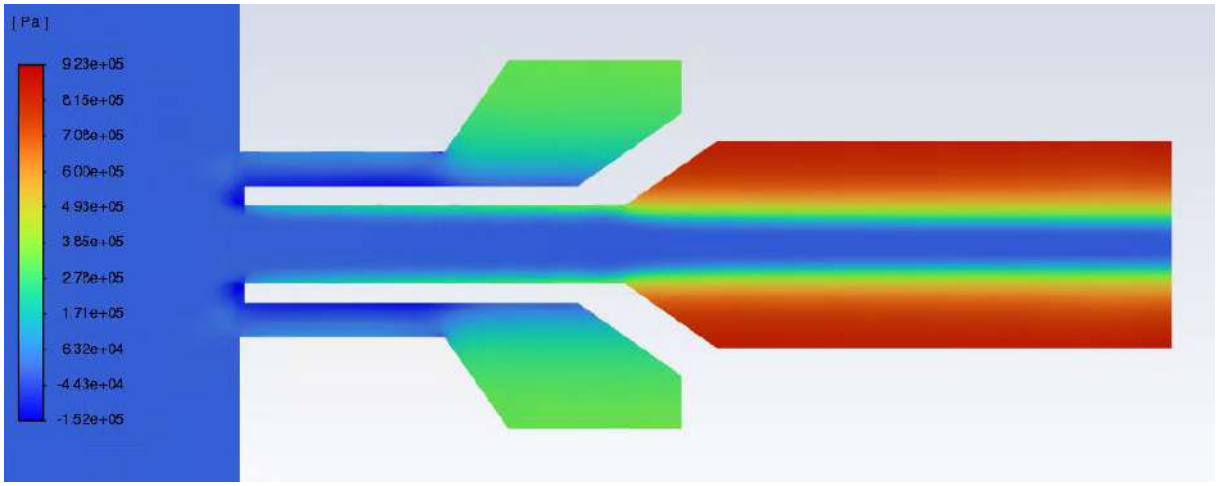
Hình 7. Trường khối lượng riêng



Hình 8. Đồ thị tỉ lệ thể tích pha lỏng

Trường áp suất tĩnh Hình 9 phân bố với dải dao động rộng từ giá trị dương cao nhất $9{,}23\times10^5$ Pa đến giá trị âm thấp nhất $-1{,}52\times10^5$ Pa. Các giá trị dương cao xuất hiện tại vùng đầu vào và khu vực gần thành buồng xoáy, tại đó áp suất động chưa chuyển hóa hoàn toàn thành động năng xoáy. Áp suất giảm dần theo phương hướng tâm và đạt giá trị âm tại vùng trung tâm buồng xoáy và khu vực gần cửa ra.

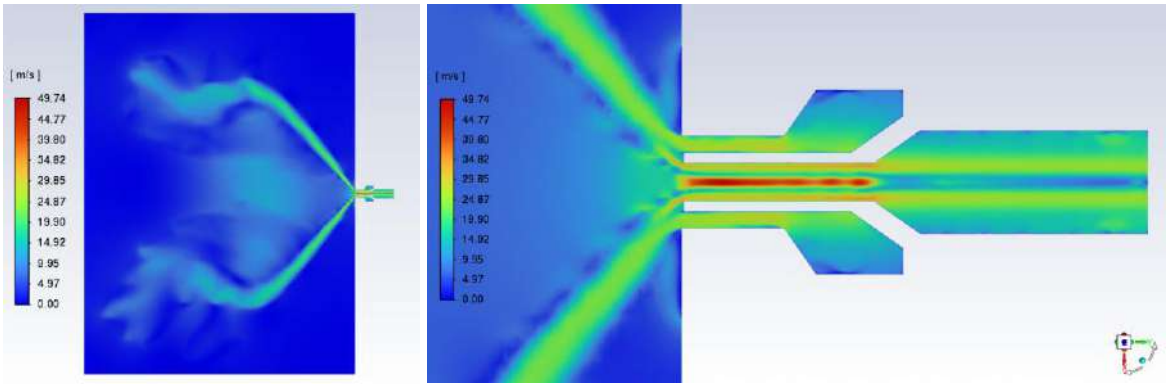
Sự xuất hiện của vùng áp suất âm tại tâm buồng xoáy là thể hiện sự hình thành lõi khí đặc trưng của vòi phun ly tâm. Gradient áp suất giảm mạnh từ thành buồng xoáy hướng vào tâm là hệ quả của trường lực ly tâm do dòng xoáy tạo ra. Đặc trưng này xác nhận sự hình thành vùng lõi khí rỗng áp suất âm, hoàn toàn tuân thủ lý thuyết bảo toàn mô men động lượng. Tại cửa ra, áp suất âm đo được ở luồng trong phù hợp với xu hướng này và nằm trong dải áp suất âm của toàn bộ trường dòng chảy. Sự chênh lệch áp suất lớn giữa đầu vào và vùng xoáy cho thấy năng lượng được chuyển hóa hiệu quả thành chuyển động xoáy, phù hợp với thiết kế vòi phun ly tâm.



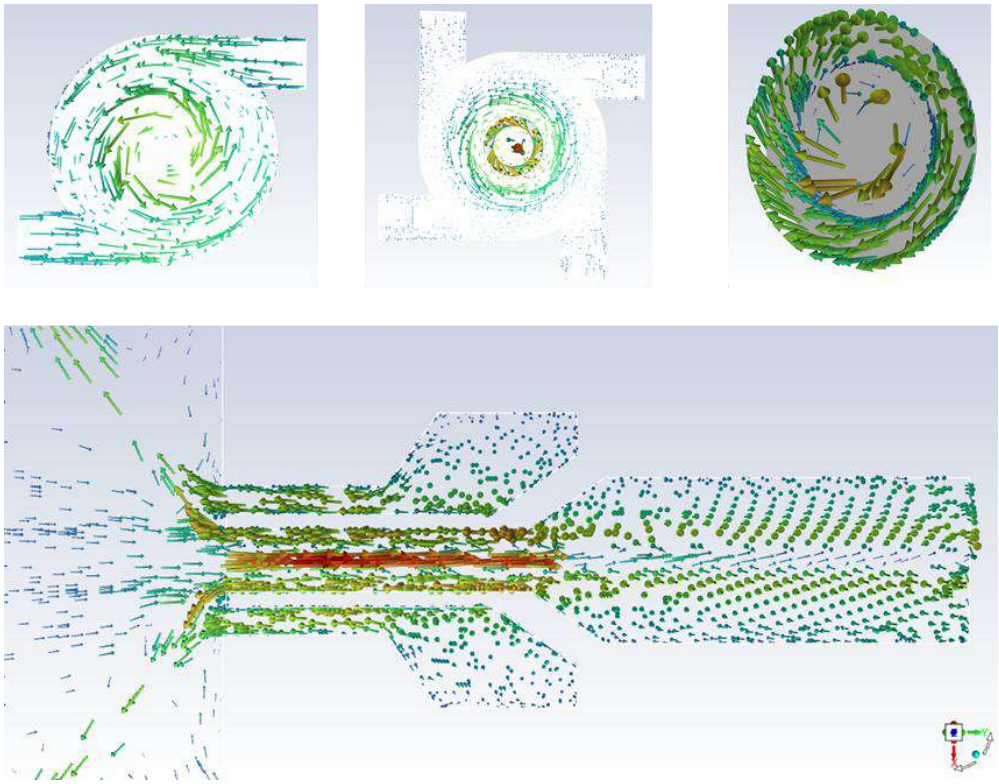
Hình 9. Phân bố áp suất tĩnh

Hình 10 và Hình 11 thể hiện đồ thị trường vận tốc và véc tơ vận tốc. Các vector vận tốc tiếp tuyến lớn xuất hiện ở vùng gần thành buồng xoáy, vận tốc tiếp tuyến giảm dần khi tiến về phía tâm, phù hợp với nguyên lý bảo toàn mô men động lượng. Tại khu vực trung tâm buồng xoáy và dọc theo trục vòi phun, xuất hiện vùng vận tốc thấp và các vector có chiều hướng ngược lại với dòng chính, cho thấy sự tồn tại của lõi khí với dòng hoàn lưu. Cấu trúc màng phun hình nón rỗng được minh chứng thông qua phân bố dòng chảy: pha lỏng tập trung ở vùng màng sát thành với vận tốc dọc trục tăng dần, trong khi vùng lõi bị chiếm chỗ bởi pha khí. Tại cửa ra,

vận tốc dọc trục đạt cực đại ở biên dạng vành khăn ngoài. Biến thiên nghịch đảo giữa áp suất và vận tốc dọc theo trục vòi phun đặc trưng cho quá trình chuyển hóa năng lượng từ thế năng áp suất tại cổng nạp sang động năng xoáy tại cửa ra. Giá trị vận tốc cực đại 49,74 m/s tương ứng với động năng đủ lớn để duy trì vùng áp suất âm tại tâm theo phương trình Bernoulli. Các vector vận tốc phân bố đối xứng qua trục vòi phun, khẳng định tính ổn định của dòng chảy và độ tin cậy của mô phỏng. Điều này cũng phù hợp với kết quả thực nghiệm về tính đối xứng mà Ommi đã đo bằng bộ thu góc.



Hình 10. Biểu đồ vận tốc

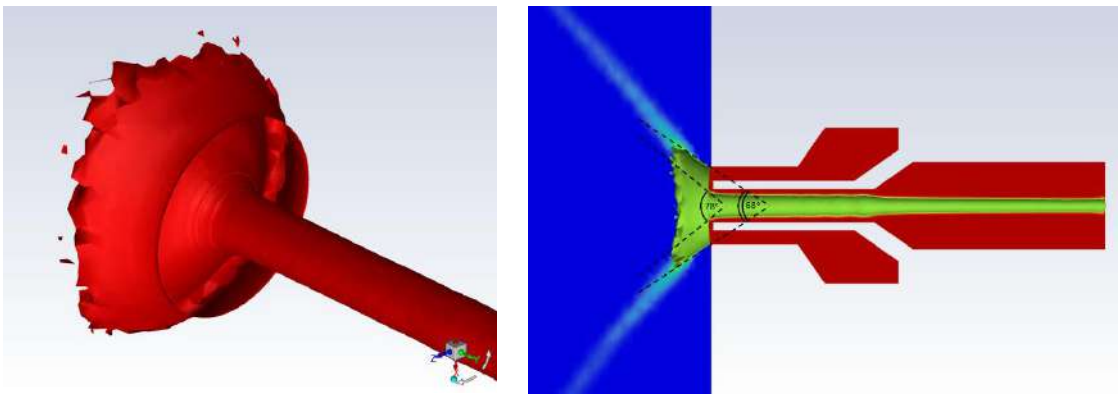


Hình 11. Trường vectơ vận tốc

Sự kết hợp giữa phân bố áp suất âm tại tâm và vận tốc xoáy cao ở vùng thành cho thấy mô phỏng đã tái tạo được cơ chế chuyển hóa năng lượng trong vòi phun ly tâm. Năng lượng áp suất đầu vào được chuyển hóa thành động năng xoáy, tạo lực ly tâm duy trì cấu trúc màng phun hình nón rỗng. So sánh với kết quả thực nghiệm của Ommi (2009), có thể thấy sự tương đồng về xu hướng phân bố vận tốc: vùng vận tốc cao tập trung ở vành khăn ngoài, giảm dần về phía

tâm và rìa. Dải vận tốc từ 0–50 m/s cũng nằm trong khoảng đo thực nghiệm (khoảng 0–60 m/s tùy điều kiện vận hành).

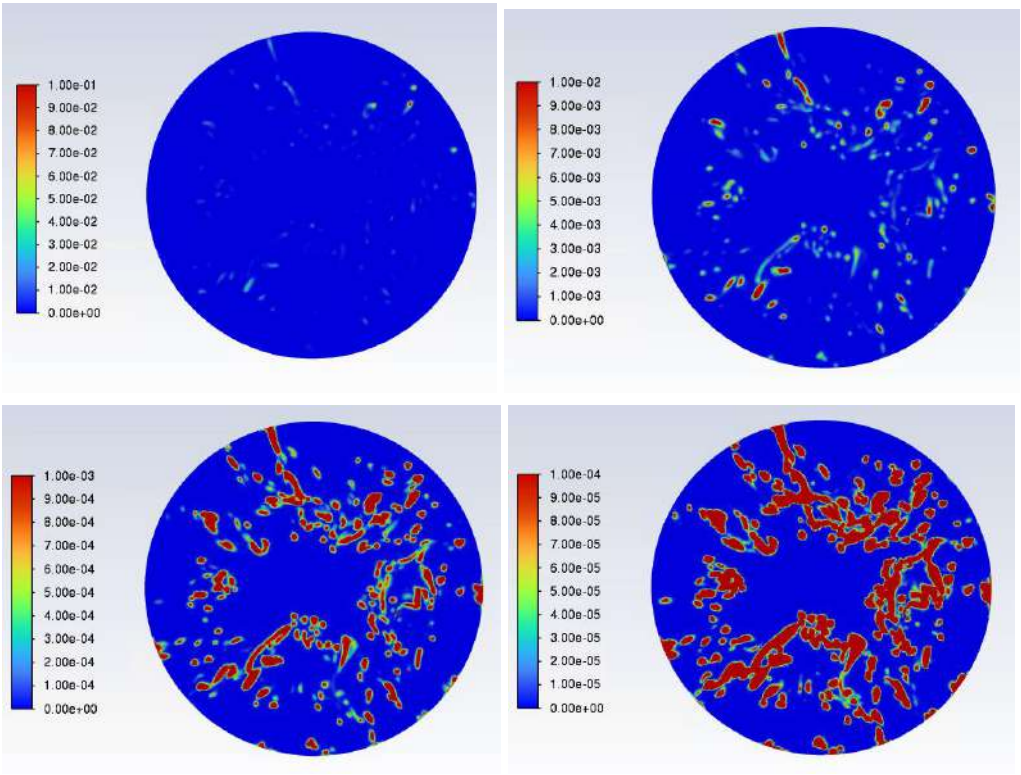
Trong nghiên cứu này, góc phun hình nón được xác định từ mặt đẳng trị (iso-surface) của tỉ lệ thể tích chất lỏng tại khu vực gần cửa ra vòi phun, nơi màng phun đã ổn định trước khi bắt đầu quá trình chuyển nguyên liệu từ lỏng thành khí. Hình 12 thể hiện mặt đẳng trị tỉ lệ thể tích. Từ dữ liệu tính toán, góc phun của vòi bên trong được xác định đạt 78° và vòi phun bên ngoài đạt 68°. So sánh với kết quả thực nghiệm của Ommi (2009), góc phun của vòi trong được ghi nhận là khoảng 80°, góc phun của vòi ngoài đạt khoảng 70° ở cùng điều kiện áp suất. Như vậy đối với đầu phun trong sai số giữa mô phỏng và thực nghiệm là 2°, tương đương 2,5%. Đối với vòi phun bên ngoài sai số là 2°, tương đương 2,9%. So với giá trị lý thuyết, góc phun thực nghiệm và mô phỏng đều thấp hơn một lượng nhất định khoảng 5–7°, phản ánh đúng ảnh hưởng của các yếu tố tổn thất do ma sát, hiệu ứng thành và ảnh hưởng của dòng xoáy thực tế. Góc phun trong lớn hơn góc phun ngoài, phù hợp với yêu cầu thiết kế để đảm bảo hai màng phun giao nhau sau khi ra khỏi đầu phun. tính đối xứng của màng phun cũng được thể hiện rõ qua mặt đẳng trị, phù hợp với kết quả từ bộ thu góc của Ommi.



Hình 12. Bề mặt đẳng trị theo tỉ lệ thể tích chất lỏng

Để đánh giá chi tiết hơn về cấu trúc và mức độ phát triển của dòng phun sau khi ra khỏi vòi, mặt cắt ngang cách đầu phun 100 mm được khảo sát thông qua các thông số phân bố tỉ lệ thể tích chất lỏng. Khoảng cách này được chọn tương ứng với vị trí đo thực nghiệm bằng hệ thống PDA của Ommi (2009), để đối chiếu kết quả. Hình 13 thể hiện phân bố tỉ lệ thể tích của pha lỏng trên mặt cắt ngang tại vị trí cách đầu phun 100 mm với các thanh đo khác nhau.

Thang đo tổng thể 0 – 0,1 cho thấy tỉ lệ chất lỏng rất thấp. Việc tinh chỉnh thang đo tỉ lệ thể tích (Hình 13) chỉ ra pha lỏng tập trung chủ yếu ở dải bán kính 60–80 mm. Phân bố dạng vành khăn này là minh chứng rõ nét cho cấu trúc nón rỗng của dòng phun ở hạ lưu. Bán kính vành khăn ~70 mm tại khoảng cách 100 mm suy ra góc phun toàn phần ~70–77°, phù hợp với thực nghiệm của Ommi (70–80°). Vùng trung tâm có giá trị rất thấp, chứng tỏ lõi khí vẫn tồn tại ở khoảng cách này.



Hình 13. Tỉ lệ thể tích chất lỏng tại mặt phẳng sau đầu phun 100 mm

5. Kết luận

Nghiên cứu đã thực hiện mô phỏng số 3D thành công đặc tính dòng chảy của vòi phun ly tâm hai thành phần dùng trong động cơ tên lửa nhiên liệu lỏng lực đẩy nhỏ. Thông qua việc ứng dụng công nghệ lưới Mosaic Poly-hexcore, kết hợp mô hình đa pha VOF và mô hình rối k-ω SST, bài toán đã tái hiện rõ nét các đặc trưng thủy động lực học phức tạp như sự hình thành lõi khí rỗng, phân bố áp suất và trường vận tốc xoáy. Các thông số đầu ra quan trọng như hệ số cản sai lệch 3,9% – 6,5% và góc phun sai lệch 2% – 2,9% cho thấy sự tương đồng cao với dữ liệu thực nghiệm. Sự tương đồng này khẳng định quy trình mô phỏng CFD được xây dựng có độ tin cậy cao, hoàn toàn có thể ứng dụng để dự đoán hiệu suất và tối ưu hóa thiết kế đầu phun cho các hệ thống tên lửa lực đẩy nhỏ trong tương lai.

Tài liệu tham khảo

1 Gary C Cheng, Curtis W. Johnson, J.A. Muss, R.K. Cohn. Swirl Coaxial Injector Development, Part II: CFD Modeling. Conference: 2002 JANNAF CS/APS/PSHS/MSS Joint Meeting, 2022.

2 Fathollah Ommia, Ali Mehrabib, Kouros Nekoufar. A Practical Scenario for Cold and Hot-Fire Test of a Liquid Subscale Engine with Single Swirl Double Base Injector. International Journal of Engineering and Technology Science, 2015.

3 Dityakin, Yu. F., Klyachko, L. A., Novikov, I. I., & Yagodkin, V. I. (1954). Atomization of Liquids (Распыливание жидкостей). Mashinostroenie, Moscow.

4 Arthur H. Lefebvre, Vincent G. McDonell. 2017. Atomization and Sprays. ISBN: 9781315120911.

5 L.P. Bayvel. 2019. Liquid Atomization. Physical Sciences. https://doi.org/10.1201/9780203748787.

6 Abramovich, G. N. (1953). Applied Gas Dynamics. Gostekhizdat, Moscow.

7 V. A. Borodin, Yu. F. Dltyakln, et al.1967. Atomization of Liquids.

8 Fathollah Ommi, Kouros Nekofar, Ehsan Movahednejad. Designing and Experimental Investigation of Characteristics of a Double-Base Swirl Injector in a Liquid Rocket Propellant Engine. Journal of Applied Sciences Research, 2009.

9 Chad Eberhart, David Lineberry, Marlow Moser. Effects of Variable Chamber Pressure on Swirl Coaxial Injection: A Cold Flow Study. AIAA, 2010.

10 Rory F. D. Monaghan, Rabi Tahir, Gilles Bourque, Gilles Bourque, Henry J. Curran. Detailed Emissions Prediction for a Turbulent Swirling Nonpremixed Flame. Energy & Fuels In press, 2014.

11 Ansys Fluent Meshing User's Guide.

12 Munson, B. R., Rothmayer, A. P., Okiishi, T. H., & Huebsch, W. W. 2012. Fundamentals of Fluid Mechanics - 7th ed. John Wiley & Sons

Numerical Investigation of Flow Through a Two-Component Centrifugal Injector for Low-Thrust Liquid Rocket Engines

Abstract: *This paper presents a computational fluid dynamics (CFD) simulation study on the flow within a double-base swirl injector utilized in small-thrust liquid rocket engines. The primary objective is to develop an unsteady three-dimensional numerical model to analyze the internal hydrodynamic characteristics and the external spray cone formation process. The computational approach employs Mosaic Poly-hexcore meshing coupled with the Volume of Fluid (VOF) multiphase model and the k–ω SST turbulence model with curvature correction to accurately capture the highly swirling flow field. Key simulation outputs, including mass flow rate, discharge coefficient, and spray cone angle, are validated against experimental data reported by Ommi et al. (2009). The relative error between the numerical and experimental results falls within the narrow range of 2.0% to 6.5%, demonstrating the high fidelity of the developed model. Furthermore, the computed pressure, velocity, and phase distribution fields clearly elucidate the air core formation mechanism and the hollow-cone spray structure characteristic of swirl injectors. This research provides a robust scientific foundation for the predictive analysis and design optimization of injectors in small-thrust liquid rocket propulsion systems.*

Keywords: centrifuge injector; CFD; combustion chamber; liquid rocket engine

Mô hình hiệu chỉnh ảnh hưởng tính nén cho vùng tương tác chảy rối trên cơ sở mô hình k-ω SST

Nguyễn Trung Dũng[1*], Phạm Văn Khiêm[2], Phạm Chung[2], Nguyễn Anh Tuấn[2], Trần Thế Hùng[2]

[1]*Lớp NCS, Hệ quản lý Học viên sau đại học;*

[2]*Bộ môn TKHT, Khoa Hàng không vũ trụ.*

Email: trungdungcfd.work@gmail.com; Tel: 0976909915

Tóm tắt

Nghiên cứu này đề xuất một mô hình rối dựa trên cơ sở mô hình k-ω SST nhằm cải thiện khả năng mô phỏng vùng tương tác chảy rối trong điều kiện dòng chảy nén được. Trong đó một số hạng điều tiết được đưa vào phương trình động năng rối để phản ánh ảnh hưởng của tính nén và sự mất cân bằng giữa các cơ chế sản sinh cũng như tiêu tán động năng rối trong vùng tương tác dòng chảy rối. Số hạng điều tiết được đặc trưng thông qua hệ số điều tiết tính nén C_{sk}, đóng vai trò kiểm soát cường độ sản sinh hoặc tiêu tán rối cục bộ. Dựa trên các phân tích lý thuyết về quy luật tăng trưởng độ dày vùng tương tác và các kết quả thực nghiệm đã được công bố, biểu thức toán học xác định C_{sk} được xây dựng như hàm của các tham số đặc trưng của dòng chảy, bao gồm tỷ số vận tốc r, tỷ lệ mật độ s và số Mach đối lưu M_C của các dòng thành phần. Mô hình được triển khai thông qua hàm người dùng (UDF) trong ANSYS Fluent và được kiểm chứng bằng các mô phỏng vùng tương tác phẳng với vách ngăn tiêu chuẩn. Kết quả cho thấy mô hình đề xuất cải thiện đáng kể khả năng dự đoán độ dày vùng tương tác và cấu trúc trường rối so với mô hình k-ω SST chuẩn, đồng thời duy trì tính ổn định và khả năng hội tụ trong khuôn khổ RANS.

Từ khóa: *Mô hình rối, RANS, Dòng nén được, Hàm người dùng UDF*

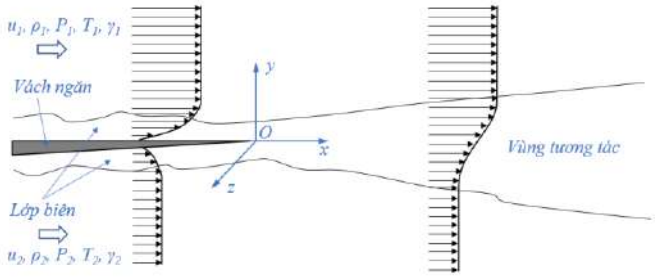
1. Giới thiệu

Tương tác dòng phẳng (*planar mixing layer*) là một trong những dạng dòng chảy rối cơ bản và đóng vai trò quan trọng trong nhiều bài toán khí động học và truyền động lượng [1,2]. Hình 1 thể hiện sơ đồ tương tác dòng phẳng với dòng vận tốc cao ở phía trên có các tham số $U_1, \rho_1, p_1, T_1, \gamma_1$; còn dòng vận tốc thấp ở phía dưới với các tham số $U_2, \rho_2, p_2, T_2, \gamma_2$ [3]. Từ vị trí mép vách ngăn, hai dòng gặp nhau và hình thành một vùng tương tác mở rộng xuôi theo hướng dòng chảy. Dọc theo hướng dòng chảy trên vùng tương tác, tại mỗi vị trí, biên dạng vận tốc dòng trung bình của vùng tương tác thay đổi liên tục từ vận tốc cao xuống vận tốc thấp. Thông số đặc trưng độ dày vùng tương tác b tăng lên dọc theo dòng chảy và được xác định tại mỗi vị trí cục bộ bằng khoảng cách theo phương đứng giữa hai điểm có vận tốc cố định $U_{y1} = U_1 - 0{,}1\times\Delta U$ và $Uy_2 = U_2 + 0{,}1\times\Delta U$, ở đó $\Delta U = U_1 - U_2$.

Trong điều kiện không nén, sự phát triển của vùng tương tác phẳng đã được nghiên cứu tương đối đầy đủ và có thể mô tả tốt bằng các mô hình rối trung bình Reynolds (RANS) phổ biến. Tuy nhiên, khi hiệu ứng nén trở nên đáng kể, đặc biệt ở dải số Mach trung bình đến cao, đặc tính phát triển của lớp trộn rối thay đổi rõ rệt, thể hiện qua sự suy giảm tốc độ tăng trưởng

* Email: trungdungcfd.work@gmail.com

độ dày vùng trộn và sự biến đổi cấu trúc rối trong vùng tương tác.



Hình 1. Sơ đồ tương tác dòng phẳng

Các nghiên cứu đã thống nhất rằng tính nén làm suy yếu cơ chế sản sinh rối trong vùng biến đổi gradient vận tốc, dẫn đến sự giảm cường độ rối so với trường hợp không nén [4–7]. Hệ quả trực tiếp là tốc độ phát triển của độ dày vùng tương tác giảm khi số Mach tăng. Việc mô phỏng chính xác hiện tượng này bằng phương pháp RANS đặt ra thách thức đáng kể, do các giả thiết đóng của mô hình rối truyền thống không trực tiếp phản ánh ảnh hưởng của tính nén lên cơ chế sản sinh năng lượng rối. Tính nén trên vùng tương tác được đặc trưng bởi số Mach đối lưu M_C có công thức xác định như sau:

$$M_C = \frac{|U_1 - U_2|}{a_1 + a_2} \tag{1}$$

với U, a là vận tốc trung bình và vận tốc âm thanh của dòng thành phần; chỉ số 1, 2 tương ứng với dòng thứ nhất và thứ 2.

Trong số các mô hình RANS hai phương trình, mô hình k–ω SST được sử dụng rộng rãi nhờ khả năng mô tả tốt dòng trượt ngang (shear flow), vùng tách và tương tác dòng–tường. Tuy nhiên, khi áp dụng cho bài toán tương tác dòng nén được, mô hình k–ω SST chuẩn thường dự đoán tốc độ phát triển của vùng trộn sai lệch lớn so với thực nghiệm. Sai lệch này chủ yếu bắt nguồn từ việc mô hình đánh giá không đúng số hạng sản sinh rối trong vùng biến đổi gradient vận tốc, trong khi chưa có cơ chế nội tại để điều tiết mức độ sản sinh này theo mức độ nén của dòng chảy.

Để khắc phục hạn chế trên, nhiều hướng tiếp cận đã được đề xuất, trong đó đáng chú ý là mô hình rối GEKO cho phép người dùng điều chỉnh linh hoạt các hằng số mô hình [8]. Tuy nhiên, việc áp dụng trực tiếp các mô hình này thường đi kèm với sự gia tăng đáng kể số lượng tham số hiệu chỉnh và độ phức tạp của mô hình, gây khó khăn trong triển khai và đánh giá tính ổn định số. Do đó, một hướng tiếp cận hợp lý là giữ nguyên khung mô hình k–ω SST đã được kiểm chứng rộng rãi, đồng thời bổ sung một cơ chế điều tiết có kiểm soát nhằm hiệu chỉnh cường độ sản sinh rối trong vùng tương tác phẳng nén được.

Xuất phát từ lập luận trên, bài báo này đề xuất một mô hình hiệu chỉnh ảnh hưởng tính nén dựa trên mô hình k–ω SST, trong đó số hạng điều tiết động năng rối được bổ sung vào phương trình TKE với một hệ số điều tiết tính nén C_{sk}. Hệ số này được xây dựng như một hàm của các tham số đặc trưng của các dòng thành phần, bao gồm số Mach đối lưu M_C, tỷ số vận tốc

r và tỷ số mật độ chất lưu *s*, nhằm phản ánh trực tiếp ảnh hưởng của tính nén lên cơ chế phát triển của vùng tương tác chảy rối. Giá trị và dạng hàm của C_{sk} được hiệu chuẩn dựa trên các dữ liệu thực nghiệm chuẩn của Kim et al., sau đó được đánh giá trên trường hợp độc lập để kiểm chứng khả năng mở rộng của mô hình.

Đóng góp chính của nghiên cứu không nhằm xây dựng một mô hình rối hoàn toàn mới, mà tập trung vào việc đề xuất một công thức bán thực nghiệm cho hệ số điều tiết C_{sk}, có cơ sở vật lý rõ ràng và có thể dễ dàng tích hợp vào mô hình *k–ω* SST hiện có thông qua UDF. Kết quả cho thấy mô hình đề xuất cải thiện đáng kể khả năng dự đoán tốc độ phát triển của mixing layer nén được, trong khi vẫn duy trì tính ổn định và hiệu quả tính toán của phương pháp RANS.

2. Mô hình rối cơ sở và thiết lập bài toán

2.1. Mô hình k–ω SST

Mô hình *k- ω SST* do Menter [9] đề xuất là phổ biến nhất. Menter đã hàm trộn F_1 kết hợp hai mô hình *k-ω* tiêu chuẩn và mô hình *k-ε* chuyển đổi, từ đó phát huy ưu điểm của cả hai mô hình, vừa xử lý tốt các trường hợp gần tường mà vẫn giữ được sự linh hoạt và ổn định. Theo đó khi gần với bề mặt của vật, hàm trộn tiến dần tới 0 (F_1 = 1), và phương trình sẽ có *k-ω* tiêu chuẩn, trong khi xa của vật, hàm trộn tiến tới giá trị bằng 1 (F_1 = 0) và trở thành mô hình *k-ε*. Việc lựa chọn mô hình lai giữa 2 mô hình trên cho phép khắc phục được nhược điểm của từng mô hình mà vẫn đảm bảo được mô tả chính xác được dòng chảy trong nhiều điều kiện khác nhau. Hai phương trình bổ sung viết cho động năng rối và tỷ lệ tiêu tán của mô hình *k-ω* SST có dạng:

$$\frac{D\rho k}{Dt} = P_k - \beta^* \rho\omega k + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu + \sigma_k \mu_t\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right] \tag{2}$$

$$\frac{D\rho\omega}{Dt} = \frac{\gamma}{\nu_t}P_k - \beta\rho\omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu + \sigma_\omega \mu_t\right)\frac{\partial \omega}{\partial x_j}\right] + 2\left(1-F_1\right)\sigma_{\omega 2}\frac{\rho}{\omega}\frac{\partial k}{\partial x_j}\frac{\partial \omega}{\partial x_j} \tag{3}$$

Trong đó: $P_k = \tau_{ij}\dfrac{\partial u_i}{\partial x_j}$, và $\tau_{ij} = \mu_t\left(\dfrac{\partial u_i}{\partial x_j} + \dfrac{\partial u_j}{\partial x_i} - \dfrac{2}{3}\dfrac{\partial u_k}{\partial x_k}\delta_{ij}\right) - \dfrac{2}{3}\rho k\delta_{ij}$;

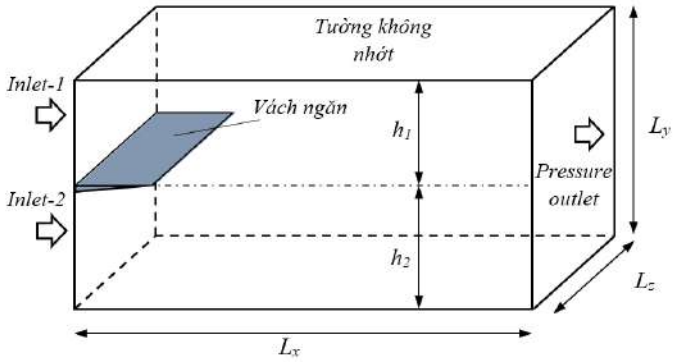
Độ nhớt rối μ_t linh hoạt xử lý tốt giải trong lớp biên với hàm trộn F_2 có chức năng tương tự F_1 có giá trị bằng 1 tại các ô lưới trong lớp biên và bằng 0 tại các ô lưới các xa tường cứng.

$$\mu_t = \nu_t \rho = \frac{\rho a_1 k}{\max(a_1\omega, \Omega F_2)} \tag{4}$$

Để tạo sự chuyển đổi trơn mượt giữa vùng gần tường và xa tường, các hàm F_1 và F_2 thường có dạng hàm tanh hypecbol. Các hằng số, dạng hàm trộn của mô hình k-ω SST đầy đủ được xem thêm tại công bố của Menter [9].

2.2. Miền tính toán và điều kiện biên

Hình 2 thể hiện sơ đồ miền tính dạng hình hộp chữ nhật với kích thước $L_x \times L_y \times L_z$. Vách ngăn phẳng tiêu chuẩn với độ dày không đáng kể và chiều dài L_v. Hai bộ thông số miền tính ứng với ký hiệu DM1 và DM2 được liệt kê trong Bảng 1.

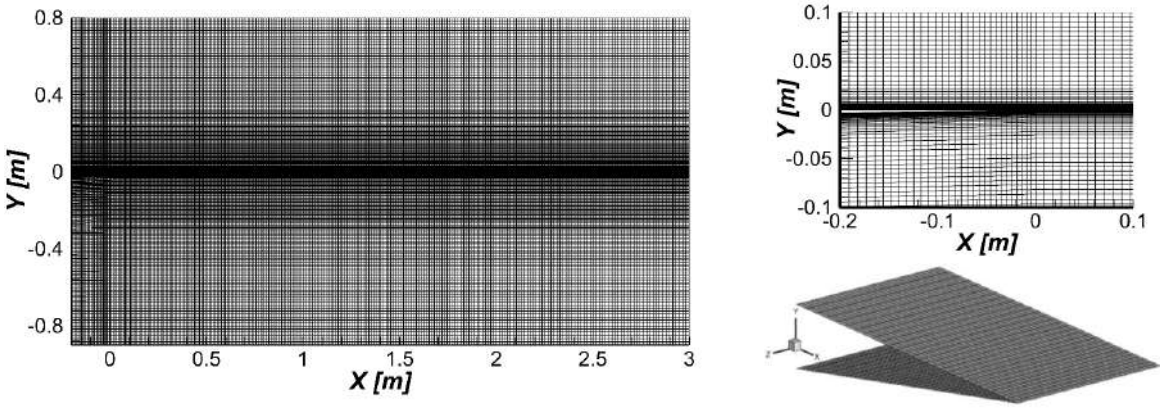


Hình 2. Sơ đồ miền tính và các điều kiện biên

Bảng 1. Các thông số miền tính

Thông số	Miền tính DM1	Miền tính DM2
Miền tính: $L_x \times L_y \times L_z$ (mm)	1500×1100×100	3000×1700×100
Chiều dài vách phẳng L_v (mm)	100	100
h_1, h_2 (mm)	500, 600	800, 900

Sử dụng tiện ích BlockMesh của OpenFOAM để tạo lưới cấu trúc cho miền tính. Trong đó lớp lưới đầu tiên quanh vách ngăn được thiết lập sao cho đảm bảo giá trị y+ < 3. Khu vực quanh mép phần vát, mật độ lưới được thiết lập với mật độ cao hơn đảm bảo mô phỏng tốt các hiện tượng tương tác đầu tiên. Hình 3 thể hiện phân bố lưới cấu trúc trong mặt phẳng đối xứng (z = 0), xung quanh vách ngăn và trên vách ngăn.



Hình 3. Lưới cấu trúc của miền tính

Các trường hợp mô phỏng trong bài báo này dựa theo điều kiện thiết lập thực nghiệm của Kim. Kim và cộng sự (2018–2019) đã tiến hành nghiên cứu ảnh hưởng tính nén tới vùng tương tác phẳng tại Đại học Illinois và cung cấp đầy đủ bộ dữ liệu thực nghiệm [3,10]. Nghiên cứu của Kim thực hiện với 5 trường hợp giá trị số Mach đối lưu (cụ thể M_C = 0,19; 0,38; 0,55;

0,69; 0,88) bằng ống thổi hai dòng, sử dụng các kỹ thuật đo bao gồm SPIV, Schlieren tốc độ cao (124.000 fps) và hệ thống đo áp suất PSI 9816 NetScanner. Bảng 2 thể hiện thông số thiết lập thực nghiệm của Kim.

Bảng 2. Thông số các dòng tương tác trong thực nghiệm của Kim[3]

Thông số	Kim-1	Kim-2	Kim-3	Kim-4	Kim-5
M_1	0,463	1,003	1,571	1,955	2,461
M_2	0,089	0,189	0,285	0,269	0,175
$P_{ts,}$ kPa	94,00	81,12	67,43	62,92	51,22
$P_{01,}$ kPa	109,32	151,84	270,41	445,50	778,10
$P_{02,}$ kPa	94,56	82,47	71,48	63,83	50,95
T_{01}, K	296,10	294,60	284,59	298,02	289,25
T_{02}, K	292,48	293,58	295,57	298,22	292,58
U_1, m/s	156,25	314,89	434,76	509,24	564,16
U_2, m/s	30,35	64,75	97,28	92,57	59,76
M_C	0,19	0,38	0,55	0,69	0,88

Mặc dù thực nghiệm không cung cấp giá trị nhiệt độ tĩnh. Nhưng khi tiến hành mô phỏng nhiệt độ tĩnh dùng để thiết lập cho từng trường hợp được xác định thông qua công thức $T = T_0 \left(P / P_0 \right)^{\frac{\gamma - 1}{\gamma}}$ với T_0, P_0 lần lượt là nhiệt độ toàn phần và áp suất toàn phần, còn γ là hệ số đoạn nhiệt (γ = 1,4).

2.3. Nghiên cứu độc lập lưới

- Khảo sát hội tụ lưới

Do sử dụng 2 miền tính có kích thước khác nhau nên lựa chọn 2 trường hợp (Kim-1 và Kim-3) ứng với mỗi miền tính để tiến hành khảo sát hội tụ lưới. Mỗi trường hợp sử dụng 3 kích thước lưới: Thô, trung bình, và tinh. Các kích thước lưới ứng với từng trường hợp liệt kê trong Bảng 3Bảng . Các tham số và chỉ số sử dụng trong kiểm tra hội tụ lưới theo hướng dẫn của NASA [11]và Celik [12].

Bảng 3. Thông số lưới trong nghiên cứu hội tụ lưới

Loại lưới (Chỉ số)	**Kim-1** $N_x \times N_y \times N_z$	**Kim-3** $N_x \times N_y \times N_z$	**Số phần tử** (N_i)	**Tỷ lệ làm mịn lưới** (r_{ij})
Thô (3)	158×144×18	158×144×18	409 536	
Trung bình (2)	207×192×23	207×192×23	914 112	r_{32} = 1,3
Tinh (1)	270×250×30	270×250×30	2 025 000	r_{21} = 1,3

Sử dụng độ rộng vùng tương tác *b* tại vị trí *x* = 0,5 m cho trường hợp Kim-1 và *x* = 1,0 m cho trường hợp Kim-3 để làm tham số kiểm tra độ hội tụ của lưới. Kết quả kiểm tra hội tụ lưới liệt kê ở Bảng 4. Thấy rằng ở cả 2 trường hợp khảo sát đều có sai số tương đối và chỉ số GCI rất nhỏ (< 1%), đồng nghĩa với kết quả mô phỏng gần như không phụ thuộc vào lưới tính toán. ***Lưới tinh với kích thước 2,025 triệu ô lưới được sử dụng cho các nghiên cứu tiếp theo.***

Bảng 4. Kết quả kiểm tra hội tụ lưới cho tương tác dòng phẳng

Tham số	r_{21}; r_{32}	f_3	f_2	f_1	p	f_{ext}	e_{21}, %	e_{ext}^{21}, %	GCI_{21}, %
Kim-1	1,3	47,13	47,59	47,80	2,93	47,99	0,45	0,39	0,49
Kim-3	1,3	86,45	87,31	87,75	2,59	88,19	0,50	0,52	0,65

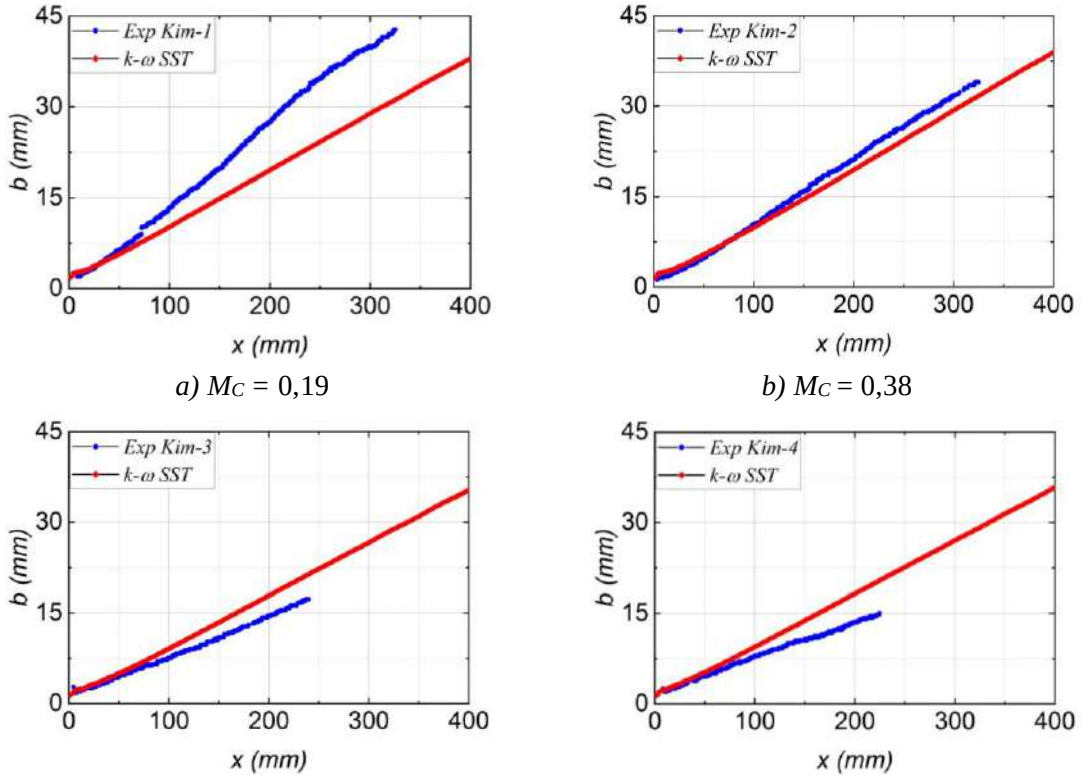
3. Mô hình rối hiệu chỉnh tính nén dựa trên k-ω SST

3.1. Sai lệch của mô hình k-ω SST

Hình 4 thể hiện kết quả độ dày vùng tương tác và Hình 5 thể hiện kết quả giá trị động năng rối chuẩn hóa cực đại dọc theo dòng chảy khi M_C thay đổi bằng mô phỏng k-ω SST và dữ liệu thực nghiệm của Kim. Quan sát các đồ thị nhận thấy:

- Trong tất cả các trường hợp, giữa kết quả mô phỏng và thực nghiệm, độ dày vùng tương tác cũng như đồ thị động năng rối chuẩn hóa cực đại có sự sai lệch lớn, đồng nghĩa việc dự đoán trường phân bố vận tốc thất bại. Kết hợp với đồ thị Hình 5 cho thấy khi tính nén thấp ($M_C \leq$ 0,381), k-ω SST dự đoán thiếu động năng rối; khi M_C tăng lên k-ω SST lại dự đoán thừa dư mức độ rối, dẫn tới độ dày vùng tương tác lớn hơn thực nghiệm.

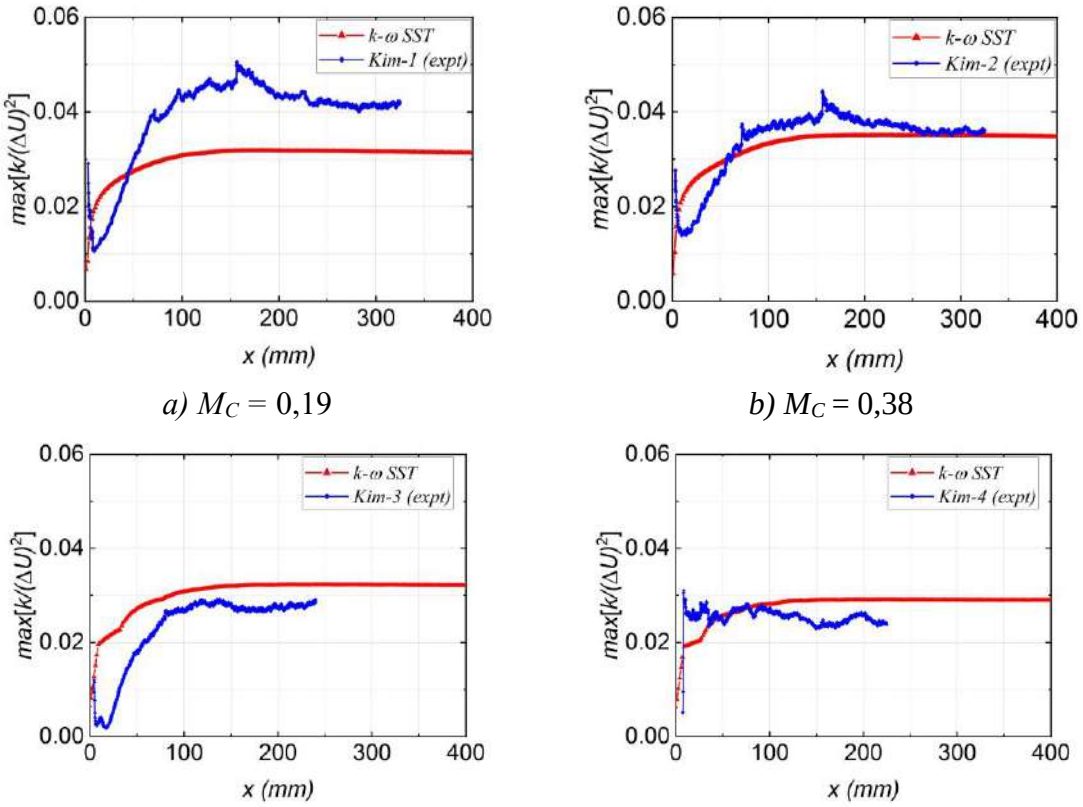
- Khi M_C thay đổi, kết quả dự đoán bằng *k-ω* SST của 4 trường hợp về độ dày vùng tương tác và động năng rối chuẩn hóa cực đại gần như không khác biệt. Như vậy mô hình k-ω SST cơ bản không phản ánh được ảnh hưởng của tính nén trên vùng tương tác.



a) M_C = 0,19 *b)* M_C = 0,38

c) M_C = 0,55 *d)* M_C = 0,69

Hình 4. Độ dày vùng tương tác giữa k-ω SST và thực nghiệm



a) M_C = 0,19 *b)* M_C = 0,38

c) M_C = 0,55 *d)* M_C = 0,69

Hình 5. Cực đại động năng rối chuẩn hóa dọc theo dòng chảy

3.2. Xây dựng mô hình rối hiệu chỉnh tính nén

Dạng biểu thức cho số hạng bổ sung vào phương trình động năng rối được xây dựng dựa trên hai lập luận chính:

Thứ nhất, các nghiên cứu của Kim chỉ ra rằng tính nén kìm hãm sự phát triển của vùng tương tác; khi số Mach đối lưu M_C tăng, tốc độ mở rộng chuẩn hóa *db/dx)** giảm mạnh do sự suy giảm sản sinh và lan truyền động năng rối. Điều này cho thấy mô hình *k-ω* SST nguyên bản chưa phản ánh đúng mức độ tiêu tán năng lượng, đòi hỏi một số hạng nguồn với hệ số điều tiết linh hoạt theo tính nén để hiệu chỉnh cục bộ.

Thứ hai, tính nén gây ra sự bất đẳng hướng trong ứng suất Reynolds, khiến giả thuyết độ nhớt rối Boussinesq của mô hình *k-ω* SST không còn chính xác. Thay vì sử dụng các mô hình bậc cao (RSM hoặc NLVEM) vốn phức tạp và chi phí tính toán lớn, việc kế thừa các đặc tính ưu việt của chúng để hiệu chỉnh mô hình *k-ω* SST là hướng tiếp cận hiệu quả, đảm bảo tính kinh tế và độ ổn định cho mô phỏng RANS.

Thứ ba, xem xét mô hình ứng suất rối phi tuyến thấy rằng sự tương tác xoáy-biến dạng S và Ω xuất hiện trong các số hạng của mô hình. Do đó số hạng nguồn bổ sung cần xây dựng thể hiện tương tác xoáy-biến dạng. Trong nghiên cứu về vùng chảy rối sau trụ tròn với đặc điểm có độ xoáy thay đổi lớn bằng mô phỏng số, Kato-Launder đã sử dụng số hạng sản sinh rối với biểu thức $P_k = \mu_t S\Omega$ thay vì dạng $P_k = \mu_t S^2$ như ở mô hình k-ω tiêu chuẩn [13]. Điều này cho thấy

tương tác xoáy-biến dạng $S\Omega$ phù hợp với khu vực vừa có độ xoáy lớn và đồng thời có gradient thay đổi trường vận tốc lớn như vùng tương tác chảy rối.

Từ các phân tích trên *đề xuất số hạng điều tiết động năng rối* hiệu chỉnh ảnh hưởng của tính nén được tham khảo từ số hạng sản sinh rối của Kato-Launder với hệ số điều tiết tính nén C_{sk} có dạng như sau:

$$S_k = C_{sk}\rho\nu_t S\Omega = C_{sk}\rho\frac{k}{\omega}S\Omega \qquad (5)$$

Dựa trên các kết quả nghiên cứu sơ bộ, hệ số điều tiết tính nén C_{sk} cần *đảm bảo các yêu cầu sau:*

- Khi M_C thấp, k-ω SST đang dự đoán thiếu tốc độ phát triển vùng tương tác, thì $C_{sk} > 0$ làm cho $S_k > 0$ đóng vai trò như bổ sung thêm vào số hạng sản sinh động năng rối P_k;

- Khi M_C cao thì $C_{sk} < 0$ đóng vai trò giảm bớt sự sản sinh động năng rối do ảnh hưởng của tính nén. Tại các vị trí nằm ngoài vùng tương tác nơi có độ xoáy hoặc biến dạng rất nhỏ (tức là $S, \Omega \sim 0$) thì số hạng điều tiết động năng sẽ bị triệt tiêu.

- Khi tính nén lớn ($M_C > 1$) tốc độ mở rộng vùng tương tác chuẩn hóa *(db/dx)** tiến về 0,2 có nghĩa ảnh hưởng tính nén lên vùng tương tác sẽ đạt bão hòa. Do đó C_{sk} cũng sẽ tiến về một giới hạn khi M_C đủ lớn.

Tiến hành kiểm tra thứ nguyên thấy rằng biểu thức S_k có thứ nguyên $\left[\frac{M}{L\cdot T^3}\right]$ giống với các số hạng khác trong phương trình động năng rối.

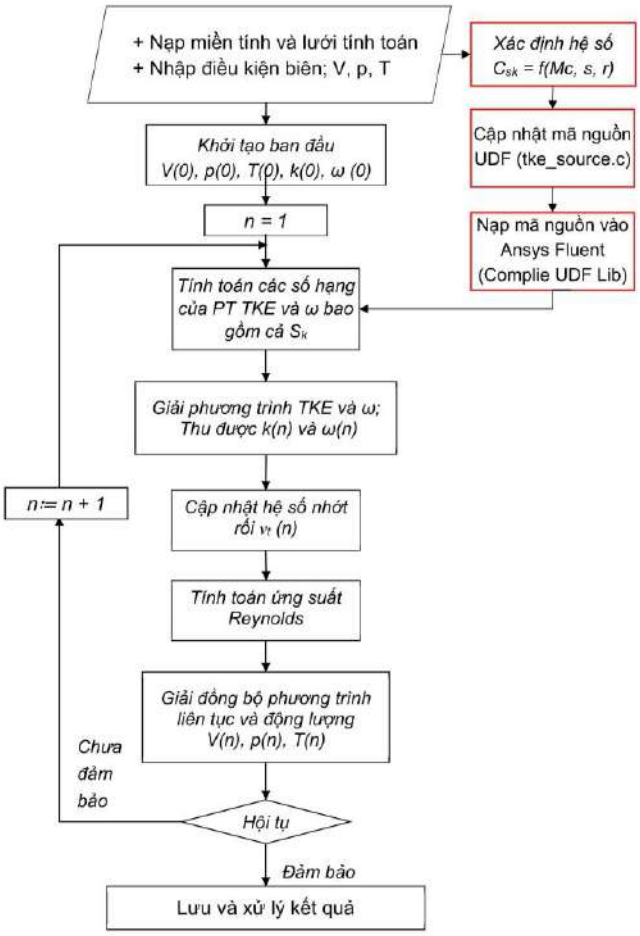
Để tăng độ hội tụ và ổn định của mô hình cần tính tới yếu tố gần tường và xa tường. Tham khảo chức năng và công thức hàm trộn F_2 của mô hình rối *k-ω* SST, trong mô hình rối hiệu chỉnh đề xuất sử dụng hàm trộn $F_b = F_2$ để loại bỏ ảnh hưởng của S_k khi ở gần tường.

Khi này mô hình rối hiệu chỉnh có các phương trình động năng rối và phương trình tiêu tán dạng:

$$\frac{D\rho k}{Dt} = P_k - \beta^*\rho\omega k + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu + \sigma_k\mu_t\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right] + S_k \qquad (6)$$

3.3. Triển khai bằng UDF

Gọi mô hình rối hiệu chỉnh tính nén dựa trên k-ω SST là MKOS. Hình 6 thể hiện sơ đồ giải thuật bổ sung số hạng điều tiết sản sinh động năng rối S_k bằng mã nguồn UDF. Hàm UDF (User-defined function) là hàm do người dùng định nghĩa, viết trên ngôn ngữ lập trình C, nhằm mở rộng và tùy chỉnh các tính năng có sẵn của phần mềm Ansys Fluent [14]. Hàm UDF cho phép người dùng can thiệp vào quá trình tính toán, bổ sung các điều kiện biên, mô hình vật lý hoặc các thuật toán theo nhu cầu nghiên cứu và ứng dụng trong các trường hợp cụ thể. Trong Hình 6 các ô màu đỏ thể hiện hàm UDF được biên tập thành thư viện và được tính toán tự động ở mỗi vòng lặp khi chạy mô phỏng.



Hình 6. Sơ đồ giải thuật của mô hình rối hiệu chỉnh tính nén MKOS

4. Hiệu chuẩn hệ số C_{sk} và xây dựng công thức

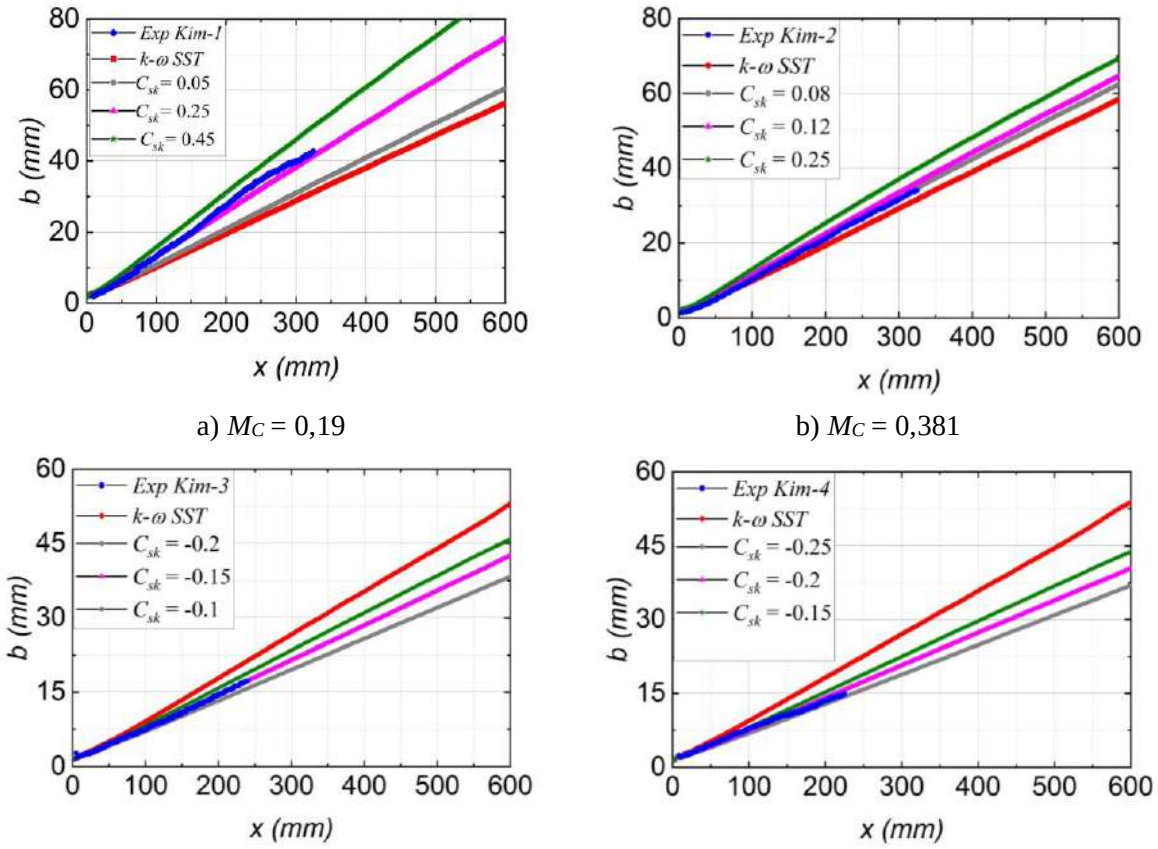
4.1. Xác định C_{sk} từ dữ liệu thực nghiệm của Kim

Tiến hành xác định hệ số C_{sk} ứng với các trường hợp số M_C khác nhau bằng cách thiết lập C_{sk} cố định và tiến hành mô phỏng MKOS, sau đó so sánh với dữ liệu thực nghiệm của Kim. Hệ số C_{sk} phù hợp đánh giá bằng hệ số xác định R^2. Từ kết quả sai lệch của k-ω SST thấy rằng trường hợp Kim-1 và Kim-2 đang dự đoán thiếu động năng rối, nên ta lựa chọn $C_{sk} > 0$; hai trường hợp Kim-3 và Kim-4 đang dự đoán thừa động năng rối, nên ta lựa chọn $C_{sk} < 0$. Nghĩa là với mỗi trường hợp số M_C cần thực hiện nhiều lần mô phỏng bằng MKOS với các hệ số khởi đầu C_{sk} khác nhau. Bảng 5 thể hiện các thông tin về miền tính, bộ giải/giải thuật và vùng khảo sát cho hệ số C_{sk} ứng với mỗi trường hợp M_C khác nhau.

Bảng 5. Thiết lập mô phỏng và vùng khảo sát hệ số C_{sk}

Trường hợp	Kim-1	Kim-2	Kim-3	Kim-4
Miền tính	DM1	DM1	DM2	DM2
Bộ giải/Giải thuật	Pressure-based/Couple		Density-based/Implicit Roe-FDS	
C_{sk}	0-1	0-0,5	(-0,5)-0	(-0,8)-0

Hình 7 thể hiện sự thay đổi của độ rộng vùng tương tác theo C_{sk} ứng với từng trường hợp M_C khác nhau. Tiến hành so sánh từng kết quả mô phỏng với dữ liệu thực nghiệm của từng trường hợp, tổng hợp các hệ số xác định R^2 trong Bảng 6. Từ Bảng 6 xác định được các giá trị C_{sk} phù hợp với từng trường hợp M_C khác nhau (các giá trị phù hợp nhất được tô màu đỏ).



a) M_C = 0,19 b) M_C = 0,381

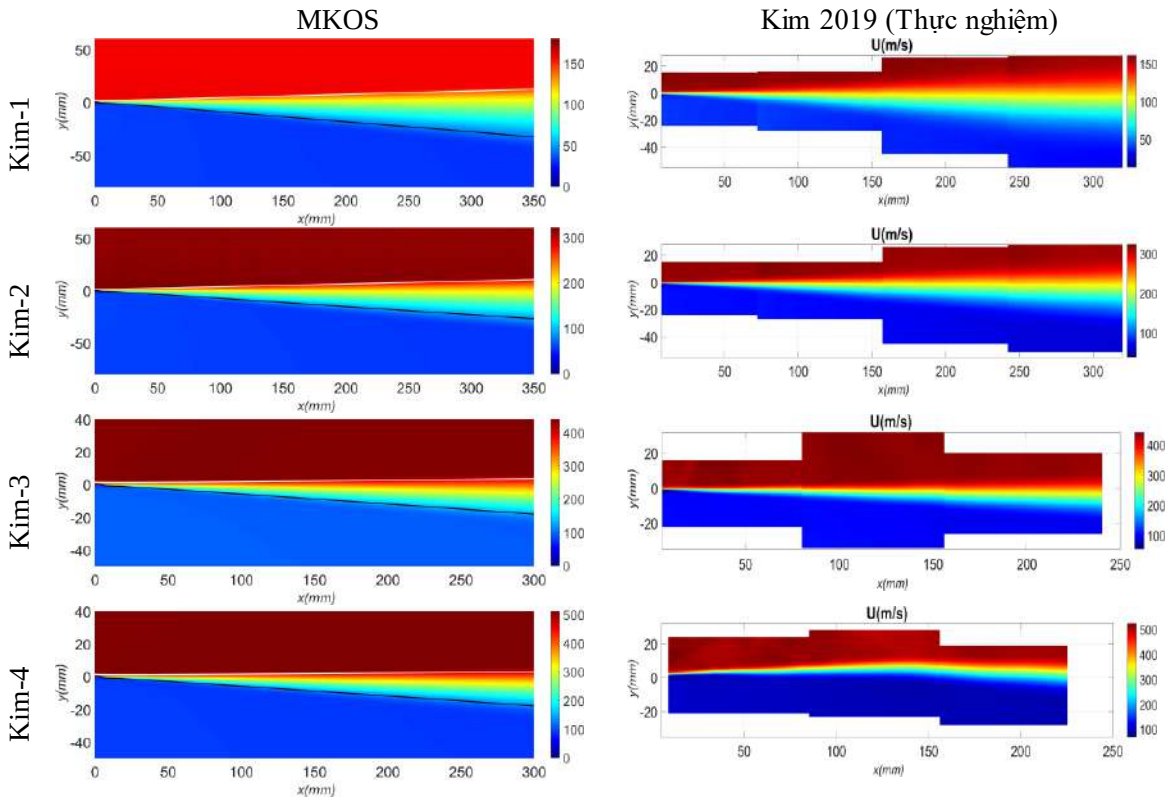
c) M_C = 0,564 d) M_C = 0,69

Hình 7. Độ dày vùng tương tác phẳng theo hệ số Csk

Bảng 6. Hệ số xác định so sánh độ dày vùng tương tác giữa MKOS với thực nghiệm

M_C = 0,19		M_C = 0,381		M_C = 0,564		M_C = 0,69	
C_{sk}	R^2	C_{sk}	R^2	C_{sk}	R^2	C_{sk}	R^2
0	0,6514	0	0,8962	-0,20	0,9670	-0,25	0,9620
0,05	0,7767	0,08	0,9946	-0,15	0,9984	-0,20	0,9858
0,25	0,9839	0,12	0,9806	-0,10	0,9500	-0,15	0,9155
0,45	0,9301	0,25	0,8422	0	0,7134	0	0,3540

Với các giá trị C_{sk} phù hợp cho từng trường hợp từ Kim-1 tới Kim-4 tương ứng là (0,25; 0,08; -0,15; và -0,2), tiến hành so sánh phân bố trường dòng trung bình của các trường hợp này với dữ liệu thực nghiệm. Hình 8 thể hiện kết quả phân bố trường dòng trung bình ứng với từng trường hợp từ Kim-1 tới Kim-4. Quan sát các hình ảnh, nhận thấy có sự tương đồng cao về thang giá trị, kích thước vùng tương tác, gradient biến đổi màu sắc giữa kết quả mô phỏng và dữ liệu thực nghiệm.



Hình 8. So sánh phân bố dòng trung bình giữa MKOS và thực nghiệm với C_{sk} phù hợp

4.2. Mô hình toán của hệ số điều tiết tính nén C_{sk}

Trong các lớp trộn rối nén được, tốc độ phát triển của vùng tương tác thường được mô tả thông qua độ dày vùng tương tác b và tốc độ mở rộng db/dx. Đối với trường hợp không nén, Papamoschou và Roshko [15] đã chỉ ra rằng tốc độ mở rộng của lớp trộn phụ thuộc chính vào tỷ số vận tốc hai dòng và có thể được biểu diễn dưới dạng hàm của tham số $r = U_2/U_1$ với xu hướng chung là tốc độ mở rộng giảm khi r tăng. Một dạng biểu diễn thường được sử dụng cho trường hợp không nén là $(db/dx)_0 \sim (1-r)/(1+r)$ thể hiện vai trò chi phối của mức độ chênh lệch vận tốc giữa hai dòng trong việc tạo ra gradient vận tốc và sản sinh rối trong lớp trộn. Cần lưu ý thêm chỉ số dưới "0" để ký hiệu đại lượng cho trường hợp không nén.

Khi xét đến ảnh hưởng của tính nén và sự khác biệt mật độ giữa hai dòng, Papamoschou [15] tiếp tục chỉ ra rằng tốc độ mở rộng không nén cần được hiệu chỉnh thông qua tham số mật độ $s = \rho_2/\rho_1$ dẫn đến dạng tổng quát hơn cho trường hợp không nén có tính tới mật độ:

$$\left(\frac{db}{dx}\right)_0 \sim \frac{(1-r)\left(1+\sqrt{s}\right)}{\left(1+r\sqrt{s}\right)} \tag{7}$$

Biểu thức này cho thấy ảnh hưởng kết hợp của tỷ số vận tốc và tỷ số mật độ lên mức độ phát triển của vùng tương tác, đồng thời cung cấp một cơ sở vật lý rõ ràng để xây dựng các hàm hiệu chỉnh trong mô hình rối. Để đánh giá ảnh hưởng của tính nén, tốc độ mở rộng của vùng tương tác thường được chuẩn hóa như sau:

$$\left(db/dx\right)^* = \frac{db/dx\big|_{M_C}}{db/dx\big|_0} \tag{8}$$

Nhiều kết quả thực nghiệm và mô phỏng số cho thấy đại lượng chuẩn hóa này có xu hướng giảm nhanh khi $0<M_C<0{,}8$ và tiến về giá 0,2 khi $M_C>1$. Dimotakis đã đề xuất biểu thức gần đúng của $(db/dx)^*$ phụ thuộc vào M_C dưới dạng [16]:

$$\left(db/dx\right)^* = \left(1-f_\infty\right)e^{-\alpha M_C^2} + f_\infty \tag{9}$$

Trong đó α và f_∞ là các hằng số thực nghiệm, f_∞ ứng với trạng thái bão hòa ảnh hưởng của tính nén khi M_C cao. Dismotakis đề xuất bộ số $\alpha = 3$ và $f_\infty = 0{,}2$ [16].

Trong mô hình rối hiệu chỉnh tính nén dựa trên k-ω SST, số hạng điều tiết động năng rối S_k đã thể hiện khả năng điều tiết hiệu quả với hệ số C_{sk}. Để tăng cường hiệu quả ứng dụng của mô hình rối hiệu chỉnh tính nén cần xây dựng một công thức gần đúng xác định C_{sk} trong các điều kiện dòng vào khác nhau.

Kết quả xây dựng mô hình cho thấy việc hệ số C_{sk} tăng, dẫn tới bổ sung động năng rối và làm tăng tốc độ mở rộng, ngược lại khi hệ số C_{sk} giảm, kìm hãm sản sinh rối và làm giảm tốc độ mở rộng vùng tương tác, nghĩa là:

$$C_{sk} \sim \frac{db}{dx} = \left(\frac{db}{dx}\right)_0 \left(\frac{db}{dx}\right)^* \tag{10}$$

Thay các biểu thức Papamoschou và Dimotakis, suy ra dạng tổng quát của biểu thức C_{sk}:

$$C_{sk} \sim \frac{\left(1-r\right)\left(1+\sqrt{s}\right)}{\left(1+r\sqrt{s}\right)}\left[\left(1-f_\infty\right)e^{-\alpha M_C^2} + f_\infty\right] \tag{11}$$

Tuy C_{sk} tỷ lệ với $(db/dx)^*$, và khi M_C tăng cao thì $(db/dx)^*$ tiến về 0,2, do đó C_{sk} cần tiến về một giá trị giới hạn riêng. Vậy biểu thức đề xuất cho C_{sk} có dạng:

$$C_{sk} = C_0 \frac{\left(1-r\right)\left(1+\sqrt{s}\right)}{\left(1+r\sqrt{s}\right)}\left[\left(1-C_M\right)e^{-\alpha^* M_C^2} + C_M\right] \tag{12}$$

trong đó C_0, C_M và α^* là các hệ số xác định từ dữ liệu thực nghiệm.

Trong nghiên cứu kiểm chứng đã xác định được 4 trường hợp trước đó (Bảng 7). Để phân biệt với giá trị C_{sk} tính theo công thức mô hình toán, ta ký hiệu các giá trị tìm được bằng kiểm chứng thực nghiệm là C_{sk_e}. Với số điểm dữ liệu hạn chế, nhưng sự thay đổi C_{sk} theo M_C thể hiện 2 miền. Miền nén thấp-trung bình C_{sk} giảm nhanh và, miền nén cao C_{sk} giảm chậm. Do đó coi C_{sk} dạng hàm có 2 đoạn, ta sử dụng 3 điểm dữ liệu đầu xác định C_{sk} trong đoạn nén thấp-trung bình, và sử dụng 3 điểm dữ liệu cuối xác định C_{sk} trong đoạn nén trung bình-cao. Bằng phương pháp bình phương tối thiểu xác định được hai bộ hệ số cho hai đoạn C_{sk} gồm (C_0; C_M;

α*) = (0,232; -1,025; 3) và (0,35; -0,54; 6,5). Và lấy M_C = 0,4 là giá trị xác định ngưỡng tính toán theo hai đoạn.

Bảng 7. Các giá trị C_{sk} xác định theo dữ liệu thực nghiệm

Trường hợp	M_C	r	s	C_{sk_e}
Kim-1	0,19	0,194	0,972	0,25
Kim-2	0,38	0,206	0,844	0,08
Kim-3	0,546	0,224	0,7	-0,15
Kim-4	0,69	0,182	0,614	-0,20

$$\begin{cases} C_{sk} = 0,232\dfrac{(1-r)\left(1+\sqrt{s}\right)}{\left(1+r\sqrt{s}\right)}\left[2,025e^{-3M_C^2}-1,025\right] & khi \quad M_C \le 0,4 \\ C_{sk} = 0,35\dfrac{(1-r)\left(1+\sqrt{s}\right)}{\left(1+r\sqrt{s}\right)}\left[1,54e^{-6,5M_C^2}-0,54\right] & khi \quad M_C > 0,4 \end{cases} \quad (13)$$

4.3. Kiểm chứng biểu thức xác định C_{sk}

Kiểm chứng công thức được thực hiện theo 2 bước với kết quả cụ thể như sau:

- Bước 1: Đánh giá sai số hệ số C_{sk} tính từ mô hình toán (ký hiệu là C_{sk_m}) và C_{sk} thu được từ kiểm chứng thực nghiệm (C_{sk_e}). Kết quả đánh giá thể hiện ở Bảng 8 cho thấy sai số lớn nhất của C_{sk} theo mô hình toán với các giá trị kiểm chứng là 10% khi M_C = 0,546 (Kim-3).

Bảng 8. Kết quả xác định hệ số Csk theo mô hình toán đề xuất

M_C	r	s	C_{sk_m}	C_{sk_e}	Sai số, %
0,185	0,194	0,972	0,249	0,25	0,4
0,38	0,206	0,844	0,08	0,08	0
0,546	0,224	0,7	-0,135	-0,15	10
0,69	0,182	0,614	-0,21	-0,20	5

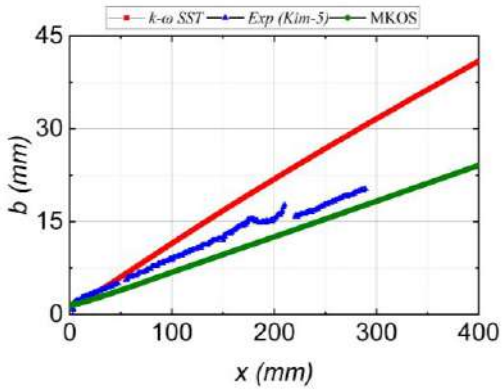
- Bước 2: Kiểm chứng mô hình toán với dữ liệu trường hợp Kim-5

Các thông số trường hợp Kim-5 và hệ số C_{sk_m} xác định theo công thức (13)(13) được tổng hợp trong Bảng 9. Tìm được hệ số C_{sk} = C_{sk_m} = -0,258, tiến hành thiết lập và mô phỏng trường hợp Kim-5 bằng MKOS. So sánh so sánh tốc độ mở rộng *(db/dx)* bằng MKOS với thực nghiệm và k-ω SST.

Bảng 9. Xác định C_{sk} cho trường hợp Kim-5

Từ dữ liệu của Kim					*Công thức*
U_1	U_2	M_C	r	s	C_{sk_m}
564	60	0,883	0,106	0,441	-0,258

Hình 9 so sánh độ dày vùng tương tác theo các phương pháp với dữ liệu thực nghiệm của Kim-5 thì nhận thấy rằng cả MKOS và k-ω SST đều không bắt được giai đoạn chuyển tiếp (x < 200mm) khi mà độ dày vùng tương tác thực nghiệm thay đổi phi tuyến. Tuy nhiên trong vùng đồng dạng (x > 200mm) thì mô hình MKOS thu được kết quả chính xác hơn so với k-ω SST: Cụ thể tốc độ mở rộng vùng tương tác của thực nghiệm $(db/dx)_{exp}$ = 0,061, trong khi $(db/dx)_{MKOS}$ = 0,0577 (lệch 5,4% so với thực nghiệm), còn $(db/dx)_{SST}$ = 0,0975 (lệch ~60% so với thực nghiệm).



Hình 9. Độ dày vùng tương tác tại M_C = 0,883 (Kim-5)

5. Kết luận

Mô hình rối hiệu chỉnh tính nén tiếp cận vấn đề nâng cao độ chính xác cho mô phỏng RANS về tương tác dòng phẳng bằng cách bổ sung số hạng điều tiết sản sinh năng lượng rối vào phương trình động năng rối trong mô hình *k-ω* SST. Biểu thức số hạng điều tiết có dạng $S_k = C_{sk} v_t S\Omega$ được thêm vào mô hình rối *k-ω* SST bằng hàm người dùng UDF trên phần mềm Ansys Fluent.

Mô hình toán cho hệ số C_{sk} phụ thuộc vào các tham số của vùng tương tác bao gồm tỷ lệ mật độ *s*, tỷ lệ vận tốc *r*, số Mach đối lưu M_C. Công thức này thỏa mãn yêu cầu vật lý quan trọng đó là C_{sk} suy giảm nhanh ở vùng M_C thấp, suy giảm chậm ở vùng M_C cao, và tiến tới giá trị cố định khi ảnh hưởng của tính nén bị bão hòa. Với công thức (13)(13) cho phép mô hình MKOS mở rộng nghiên cứu ở tất cả các điều kiện tham số vùng tương tác khác nhau.

Tài liệu tham khảo

1 Yoder, D. A., and Georgiadis, N. J., "Fundamentals of Compressible Turbulent Mixing," *Encyclopedia of Aerospace Engineering*, John Wiley & Sons, Ltd, 2010.

2 Brown, G. L., and Roshko, A., "On Density Effects and Large Structure in Turbulent Mixing Layers," *Journal of Fluid Mechanics*, Vol. 64, No. 4, 1974, pp. 775–816. https://doi.org/10.1017/S002211207400190X

3 Kim, K. U., Elliott, G. S., and Dutton, J. C., "Three-Dimensional Experimental Study of Compressibility Effects on Turbulent Free Shear Layers," *AIAA Journal*, Vol. 58, No. 1, 2019, pp. 133–147. https://doi.org/10.2514/1.J058556

4 Goebel, S. G., and Dutton, J. C., "Experimental Study of Compressible Turbulent Mixing Layers," *AIAA Journal*, Vol. 29, No. 4, 1991, pp. 538–546. https://doi.org/10.2514/3.10617

5 Gruber, M. R., Messersmith, N. L., and Dutton, J. C., "Three-Dimensional Velocity Field in a Compressible Mixing Layer," *AIAA journal*, Vol. 31, No. 11, 1993, pp. 2061–2067. Retrieved 26 February 2026
6 Elliott, G. S., and Samimy, M., "Compressibility Effects in Free Shear Layers," *Physics of Fluids A: Fluid Dynamics*, Vol. 2, No. 7, 1990, pp. 1231–1240. Retrieved 26 February 2026
7 Barre, S., and Bonnet, J. P., "Detailed Experimental Study of a Highly Compressible Supersonic Turbulent Plane Mixing Layer and Comparison with Most Recent DNS Results: 'Towards an Accurate Description of Compressibility Effects in Supersonic Free Shear Flows,'" *International Journal of Heat and Fluid Flow*, Vol. 51, 2015, pp. 324–334.
8 Menter, F. R., Lechner, R., and Matyushenko, A., "Best Practice: Generalized k-ω Two-Equation Turbulence Model in ANSYS CFD (GEKO)," *ANSYS Inc.*, 2019.
9 Menter, F. R., "Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications," *AIAA Journal*, Vol. 32, No. 8, 1994, pp. 1598–1605. https://doi.org/10.2514/3.12149
10 Kim, K. U., Elliott, G. S., and Dutton, J. C., "Compressibility Effects on Large Structures and Entrainment Length Scales in Mixing Layers," *AIAA Journal*, Vol. 58, No. 12, 2020, pp. 5168–5182. https://doi.org/10.2514/1.J059433
11 NASA, "Examining Spatial (Grid) Convergence." https://www.grc.nasa.gov/www/wind/valid/tutorial/spatconv.html
12 Celik, I., Ghia, U., Roache, P. J., Freitas, C., Coloman, H., and Raad, P., "Procedure of Estimation and Reporting of Uncertainty Due to Discretization in CFD Applications," *J. Fluids Eng.*, Vol. 130, 2008, p. 078001. https://doi.org/10.1115/1.2960953
13 Kato, M., and Launder, B., "The Modelling of Turbulent Flow Around Stationary and Vibrating Square Cylinders," 1993.
14 Ansys Fluent, "ANSYS Fluent Theory Guide," *ANSYS Inc*, Vol. R2, 2021.
15 Papamoschou, D., and Roshko, A., "The Compressible Turbulent Shear Layer: An Experimental Study," *Journal of fluid Mechanics*, Vol. 197, 1988, pp. 453–477.
16 Dimotakis, P. E., "Turbulent Free Shear Layer Mixing and Combustion," 1991.

A Compressibility-corrected Turbulence Model for Mixing Layers Based on the k-ω SST Framework

Abstract: *This study proposes a turbulence model based on the k-ω SST framework to enhance the simulation of turbulent mixing layers under compressible flow conditions. A regulatory term is incorporated into the turbulent kinetic energy equation to account for compressibility effects and the imbalance between production and dissipation mechanisms within the mixing region. This regulatory term is characterized by a compressibility correction coefficient, C_{sk}, which controls the intensity of local turbulence production or dissipation. Based on theoretical analyses of mixing layer growth rates and published experimental data, a mathematical expression for C_{sk} is developed as a function of key flow parameters, including the velocity ratio r, density ratio s, and convective Mach number M_C of the constituent streams. The model is implemented via User-Defined Functions (UDF) in ANSYS Fluent and validated through simulations of a standard plane mixing layer with a splitter plate. The results demonstrate that the proposed model significantly improves the prediction of mixing layer thickness and turbulent field structures compared to the standard k-ω SST model, while maintaining numerical stability and convergence within the RANS framework.*

Keywords: Turbulence model; compressible flow; RANS, UDF.

Tác động của tấm điều hướng cạnh bên đến đặc tính khí động học mô hình Ahmed 25°

Phạm Văn Duy[1*], Trần Thế Hùng[1], Lê Đình Anh[2], Nguyễn Thái Dương[3], Đào Công Trường[4]

[1]Khoa Hàng không vũ trụ, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Viện Công nghệ Hàng không Vũ trụ, Đại học Công nghệ, Đại học Quốc gia Hà Nội

[3]Trung tâm Hợp tác quốc tế Khoa học công nghệ Việt-Nhật, Học viện Kỹ thuật quân sự

[4]Phòng Khoa học quân sự, Quân chủng Phòng không - Không quân

Tóm tắt

Nghiên cứu này khảo sát đặc tính khí động học và khả năng giảm lực cản của mô hình Ahmed 25° có trang bị tấm điều hướng cạnh bên bằng phương pháp số. Hệ phương trình RANS kết hợp với mô hình rối k-ω SST hiệu chỉnh a_1 được sử dụng để mô phỏng trường dòng tại $Re_H = 2.45\times10^5$ cho kết quả có độ tương đồng cao với thực nghiệm. Thông qua việc khảo sát góc thiết lập tấm điều hướng từ 45° đến 120°, kết quả chỉ ra rằng hệ số lực cản rất nhạy với sự thay đổi hình học, trong đó mức giảm tối ưu 4% đạt được tại 75°. Tuy nhiên, hiệu quả giảm dần và biến mất khi góc tới 120°. Sự thay đổi cấu trúc dòng chảy bề mặt và triệt tiêu các xoáy dọc được phân tích để làm sáng tỏ cơ chế kiểm soát dòng chảy. Nghiên cứu cho thấy phương pháp RANS hiệu chỉnh là một phương pháp phù hợp để đánh giá xu hướng lực cản dòng trung bình dưới tác động của các thiết bị kiểm soát dòng chảy thụ động.

Từ khóa: *Mô hình Ahmed, Hệ số lực cản, tấm điều hướng cạnh bên, xoáy dọc, tách dòng*

1. Đặt vấn đề

Giảm lực cản khí động là một thách thức với ngành công nghiệp ô tô, nó ảnh hưởng trực tiếp tới nguyên liệu tiêu thụ và khí thải. Vì vậy, các giải pháp can thiệp hình học xe nhằm kiểm soát đặc tính dòng chảy và giảm lực cản đã trở thành hướng nghiên cứu chủ đạo, nhận được sự đầu tư nghiên cứu sâu rộng từ cả giới học thuật lẫn công nghiệp [1-4].

Để nghiên cứu sâu hơn về các đặc tính khí động học phức tạp này, nhiều mô hình thực nghiệm đã được phát triển và ứng dụng rộng rãi. Trong đó, mô hình Ahmed body (do Ahmed phát triển năm 1984 [5]) đã trở thành mô hình tiêu chuẩn với cấu trúc thân hình chữ nhật đơn giản nhưng sở hữu phần đuôi có khả năng thay đổi góc nghiêng, giúp điều chỉnh dòng chảy và cấu trúc vùng xoáy. Tại góc nghiêng 25°, đây là một trong những cấu hình phức tạp nhất bởi dòng chảy bao quanh phần đuôi của mô hình Ahmed body thể hiện đồng thời cả 3 cấu trúc xoáy. Trong cấu hình này, tổng lực cản được hình thành từ sự cộng hưởng của các thành phần riêng biệt: các cấu trúc xoáy dọc, xoáy tách dòng và vùng wake phía sau xe lần lượt đóng góp 12%, 34% và 44% lực cản (trong khi đó lực cản nhớt và phần thân trước chỉ chiếm 10%) [6]. Tuy nhiên, các cấu trúc này tồn tại mối liên kết phi tuyến chặt chẽ; việc triệt tiêu một thành phần không đơn thuần dẫn đến một phép trừ đại số về lực cản mà có thể làm biến đổi cấu trúc của các thành phần còn lại. Do đó, việc nghiên cứu đặc tính dòng chảy dưới tác động của các biện pháp kiểm soát là yêu cầu bắt buộc để hiểu rõ sự tái cấu trúc của toàn bộ trường dòng chảy.

Các thiết bị kiểm soát dòng chảy, điển hình như tấm điều hướng, đã được nghiên cứu rộng rãi nhằm hiểu rõ hành vi lực cản và đề ra chiến lược giảm cản hiệu quả. Nhiều nghiên cứu đã đều cho thấy rằng việc can thiệp vào hình học phần đuôi xe có thể làm giảm đáng kể hiện tượng tách dòng. Điển hình như Beaudoin và cộng sự [7], những người đã tiến hành khảo sát các tấm flap trên mô hình Ahmed 30°, quan sát thấy rằng các tấm điều hướng gắn tại hai mép bên mặt vát đã phá vỡ cấu trúc xoáy dọc, dẫn đến mức giảm lực cản lên tới 25%. Tương tự, Tian và cộng sự [8] đã ứng dụng mô phỏng số để tối ưu hóa vị trí cánh điều hướng cho cấu hình 25° và 35°, đạt mức giảm lực cản áp suất 21.2%. Mặc dù phần lớn nghiên cứu tập trung vào tấm điều hướng ngang, sự can thiệp của các thiết bị điều hướng cạnh bên cũng đã được quan tâm. Hanfeng và cộng sự [9] đã tiến hành thực nghiệm với tấm điều hướng đặt vuông góc dọc theo hai bên mặt vát mô hình 25° và ghi nhận mức giảm lực cản 10.9%.

Động lực học chất lưu (CFD) là công cụ thiết yếu để phân tích dòng chảy 3 chiều, nhưng như đã được chỉ ra bởi Guilmineau [10], các mô hình rối RANS truyền thống có thể dự đoán cấu trúc dòng chảy tổng thể nhưng thường thất bại trong việc tái hiện chi tiết các đặc trưng trên bề mặt vát 25° do đánh giá quá cao độ nhớt xoáy. Để giải quyết bài toán này, một cách tiếp cận tương tự của Johnson-King [11] đã được áp dụng nhằm hiệu chỉnh mô hình rối $k–\omega$ SST thông qua hằng số thực nghiệm a_1, ngăn chặn sự gia tăng quá mức của độ nhớt tại vùng có gradient áp suất ngược.

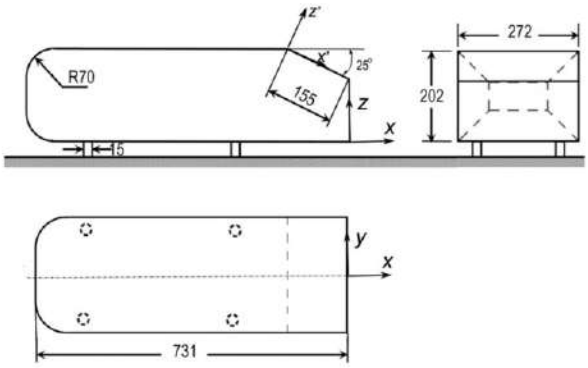
Hơn nữa, tuy hiện nay có nhiều nghiên cứu về thay đổi hình học, sự biến thiên và tương tác phi tuyến của trường dòng chảy khi góc thiết lập của tấm điều hướng cạnh bên thay đổi trong một dải rộng vẫn chưa được sáng tỏ. Từ những khoảng trống nghiên cứu nêu trên, mục tiêu và đóng góp chính của bài báo này là đánh giá toàn diện ảnh hưởng của tấm điều hướng cạnh bên (trong dải góc rộng từ 45° đến 120°) đến đặc tính khí động học của mô hình Ahmed 25°. Điểm nổi bật của nghiên cứu là việc ứng dụng phương pháp RANS kết hợp mô hình rối $k–\omega$ SST được hiệu chỉnh hằng số thực nghiệm a_1, cho phép khắc phục hạn chế của các mô hình truyền thống và trực quan hóa trường ma sát bề mặt với độ chính xác cao so với thực nghiệm. Thông qua mô phỏng số, nghiên cứu sẽ làm sáng tỏ xu hướng biến thiên của hệ số lực cản, sự dịch chuyển của vùng áp suất trên mặt vát, cũng như quá trình tái cấu trúc và triệt tiêu các xoáy dọc mang năng lượng lớn. Qua đó, nghiên cứu này không chỉ giải thích cơ chế vật lý của thiết bị kiểm soát dòng chảy mà còn cung cấp cơ sở dữ liệu có hệ thống nhằm xác định cấu hình tối ưu nhất để giảm lực cản khí động.

2. Mô hình và phương pháp mô phỏng số

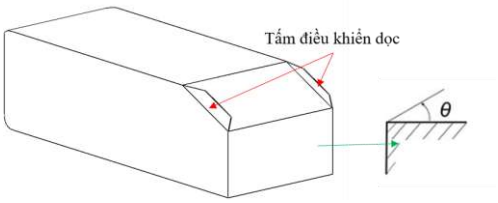
2.1. Mô hình và chia lưới

Mô hình sử dụng trong nghiên cứu này có kích thước bằng 70% so với mô hình kích thước ban đầu, mô hình này tương tự với thiết lập thực nghiệm của Trần và cộng sự [12]. Để kiểm soát cấu trúc dòng chảy bề mặt, hai tấm điều hướng được thiết lập cố định tại hai mép bên của bề mặt vát. Góc thiết lập của tấm điều hướng (hợp với bề mặt vát) được thay đổi có hệ thống trong dải từ 45° đến 120° nhằm đánh giá toàn diện quá trình thay đổi dòng chảy và xác định cấu hình tối ưu

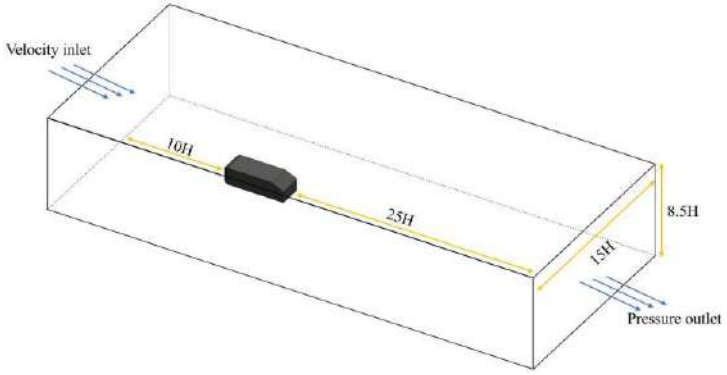
để giảm lực cản. Kích thước của mô hình được thu nhỏ nhằm tương thích với các điều kiện thực nghiệm đối chứng, tương ứng với số Reynolds dựa trên chiều cao mô hình là $Re_H = 2.45\times10^5$ và vận tốc dòng tự do đầu vào được thiết lập ở mức 18 m/s.



a) Kích thước 2D mô hình Ahmed [12]



b) Thiết kế tấm điều hướng

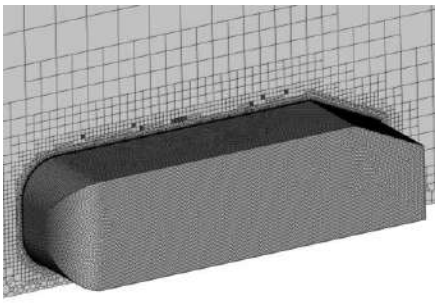


c) Kích thước miền tính toán

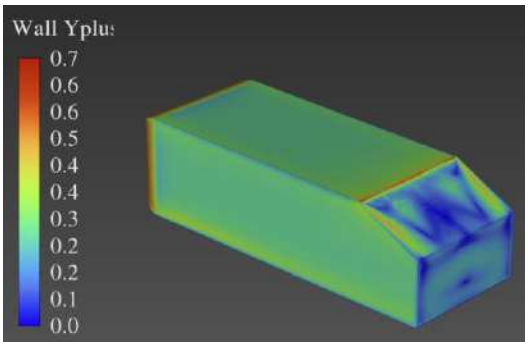
Hình 1. Mô hình nghiên cứu

Miền tính toán số có kích thước 38,9H × 15,0H × 8.5H theo chiều dài, chiều rộng và chiều cao để thu được cấu trúc dòng chảy chi tiết xung quanh mô hình. Đầu vào được thiết lập tại đầu vào vận tốc, đầu ra được thiết lập tại đầu ra áp suất. Các vùng khác được chọn là hàm tường vì vận tốc thấp, mật độ và độ nhớt của không khí được coi là các giá trị không đổi.

Lưới tính toán của mô hình được thể hiện trong Hình 2a theo mặt cắt ngang. Kích thước lưới trên mô hình là 4 mm, và tổng số điểm lưới xấp xỉ 2,0 triệu. 15 lớp được tạo ra gần thành để phân giải lớp biên với kích thước ô tối thiểu là 0,01 mm, trong đó $y+$ luôn < 1 (hình 2b). Về phương pháp giải, thuật toán SIMPLE được sử dụng để liên kết trường vận tốc và áp suất. Tiêu chí hội tụ được thiết lập: phần dư của phương trình liên tục, động lượng và các đại lượng rối (k, ω) phải giảm xuống dưới mức 10^{-6}.



a) *Lưới xung quanh mô hình*



b) *Phân bố y+ xung quanh mô hình*

Hình 2. Phân bố lưới và y+ quanh mô hình

2.2. Kiểm tra độ hội tụ lưới tính toán

Để đảm bảo độ tin cậy của kết quả mô phỏng, nghiên cứu này thực hiện khảo sát độc lập lưới dựa trên chỉ số Hội tụ lưới (GCI) theo hướng dẫn của Roache [13], Celik [14]. Quy trình bắt đầu bằng việc thiết lập ba bộ lưới: mịn ($h1$), trung bình ($h2$) và thô ($h3$) thảo mãn hệ số làm mịn >1.1. Tham số đặc trưng f được lựa chọn để theo dõi sự thay đổi, tại nghiên cứu hiện tại Hệ số lực cản được lựa chọn.

Theo Celik [14], bậc hội tụ p với hàm phụ thuộc $q(p)$ xác định bằng phương pháp lặp cần thỏa mãn điều kiện dưới đây:

$$p = \left|\ln\left|\varepsilon_{32}/\varepsilon_{21}\right| + q(p)\right| / \ln(r_{21})$$

trong đó: $\varepsilon_{21} = f_2 - f_1; \varepsilon_{32} = f_3 - f_2$ là các sai số tuyệt đối giữa các cấu hình lưới. Tiếp theo, giá trị tham số khi kích thước lưới tiến về 0 (h = 0) được xác định bằng phương pháp ngoại suy Richardson:

$$f_{ext} = \left(r_{21}^p f_1 - f_2\right) / \left(r_{21}^p - 1\right)$$

Cuối cùng chỉ số GCI cho lưới mịn nhất được tính toán để đánh giá mức độ hội tụ:

$$GCI_{21} = \frac{1,25 \cdot e_{21}}{r_{21}^p - 1}$$

trong đó sai số tương đối $e_{21} = |(f_1 - f_2)/f_1|$ và $e_{32} = |(f_2 - f_3)/f_2|$.

Bảng dưới đây trình bày kết quả về tính độc lập của lưới. Kết quả cho thấy GCI đối với hệ số lực cản thấp hơn 2%, Điều này chứng tỏ lưới với khoảng 2.0 triệu phần tử đã đạt tới trạng thái độc lập và được lựa chọn cho toàn bộ các mô phỏng tiếp theo nhằm cân bằng giữa chi phí tính toán và độ chính xác vật lý.

Bảng 1. Nghiên cứu hội tụ lưới

Tham số	$N_1; N_2; N_3$ (ô lưới $\times 10^6$)	r_{32}	r_{21}	f_3	f_2	f_1	e_{21}	e_{21}^{ext}	GCI_{21}	GCI_{32}
Giá trị	1.0; 2.0; 3.7	1.26	1.22	0.31565	0.31532	0.31267	0.8%	0.8%	1.0%	1.1%

2.3. Phương pháp số

Nghiên cứu này sử dụng hệ phương trình Navier-Stokes trung bình hóa theo Reynolds (RANS) kết hợp với mô hình rối $k-\omega$ SST để tiến hành mô phỏng đặc tính dòng chảy. Mô hình rối SST, được phát triển ban đầu bởi Menter [15], đã trở nên vô cùng phổ biến trong lĩnh vực động lực học chất lưu. Là một mô hình độ nhớt xoáy hai phương trình, nó kết hợp được những ưu điểm vượt trội của hai phương pháp mô hình hóa. Cụ thể, mô hình SST tích hợp công thức $k-\omega$ cho các vùng dòng chảy sát tường. Dưới đây là phương trình dạng cổ điển để giải cho động năng chảy rối k và tốc độ tiêu tán rối đặc trưng ω [15]:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t}+\frac{\partial(\rho u_j k)}{\partial x_j}=P-\beta^*\rho\omega k+\frac{\partial}{\partial x_j}\left[(\mu+\sigma_k\mu_t)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right]$$

$$\frac{\partial(\rho\omega)}{\partial t}+\frac{\partial(\rho u_j\omega)}{\partial x_j}=\frac{\gamma}{\nu_t}P-\beta\rho\omega^2+\frac{\partial}{\partial x_j}\left[(\mu+\sigma_k\mu_t)\frac{\partial\omega}{\partial x_j}\right]$$

$$+2(1-F_1)\frac{\rho\sigma_{\omega 2}}{\omega}\frac{\partial k}{\partial x_j}\frac{\partial\omega}{\partial x_j}$$

Trong khi đó:

$$\nu_t=\frac{a_1 k}{\max(a_1\omega;\Omega F_2)}$$

Trong các phương trình trên $\sigma_k,\sigma_{\omega 2},\beta,\beta^*,\gamma$ là các tham số hằng số của mô hình. Tiêu chí lựa chọn các giá trị này đã được trình bày trong các nghiên cứu của Menter [15]. Các tham số này được xác định như sau:

$$\alpha_1=\frac{5}{9};\ \alpha_2=0.44;\ \sigma_{k1}=0.85;\ \sigma_{k2}=1;$$

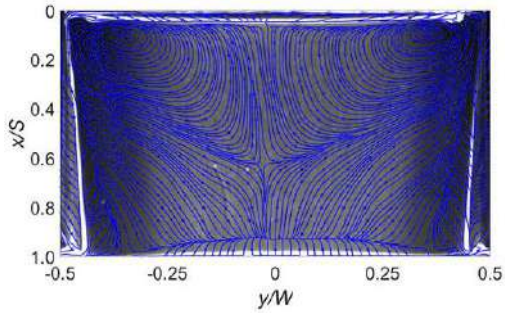
$$\beta_1=\frac{3}{40};\ \beta_2=0.0828;\ \beta^*=0.09;\ \sigma_{\omega 1}=0.5;\ \sigma_2=0.856$$

2.4. Hiệu chỉnh mô hình rối

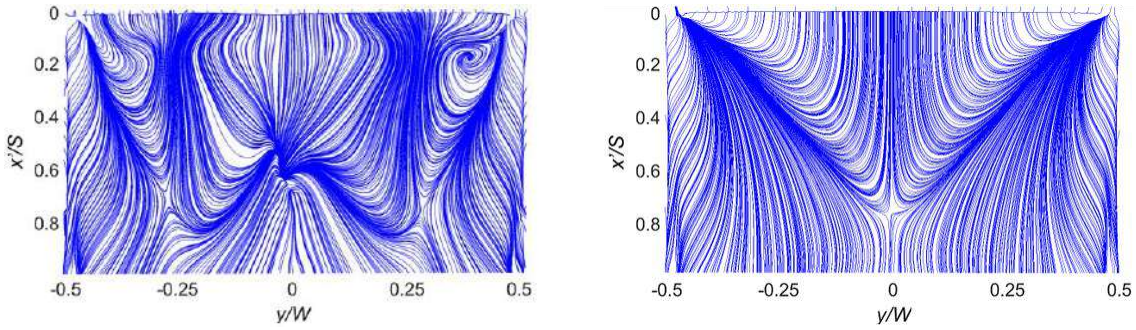
Các nghiên cứu cho thấy độ nhớt xoáy ν_t có thể thay đổi đáng kể trong dòng chảy tách rời [16],[17]. Do đó, việc dự đoán chính xác độ nhớt xoáy là rất quan trọng để mô phỏng chính xác sự tách dòng dưới tác động của gradient áp suất mạnh. Từ phương trình về nhớt ta có thể ảnh hưởng a_1 đến giá trị của độ nhớt xoáy ν_t.

Trong các tính toán sơ bộ sử dụng bộ tham số tiêu chuẩn, mô hình rối *k-ω SST* đã đánh giá quá cao độ nhớt xoáy dẫn đến sự sai lệch khi dự đoán cấu trúc vùng tách dòng trên mặt vát của thân xe Ahmed. Do đó, đề xuất rằng việc tăng hệ số a_1 trong mô phỏng là một cách để cải thiện kết quả số [16]. Trong nghiên cứu hiện tại a_1 được thay đổi từ 0.31 đến 2.0 để kiểm tra ảnh hưởng đến kết quả mô phỏng. Các giá trị a_1 được lựa chọn tương tự nghiên cứu trước đây Duy và cộng sự [18] với mô hình Ahmed body 50%, việc áp dụng dải giá trị tương tự không chỉ giúp kiểm chứng tính nhất quán của hệ số hiệu chỉnh khi tỷ lệ mô hình thay đổi, mà còn nhằm xác định chính xác tham số tối ưu nhất cho thiết lập dòng chảy hiện tại. Ảnh hưởng của hệ số a_1 đối với

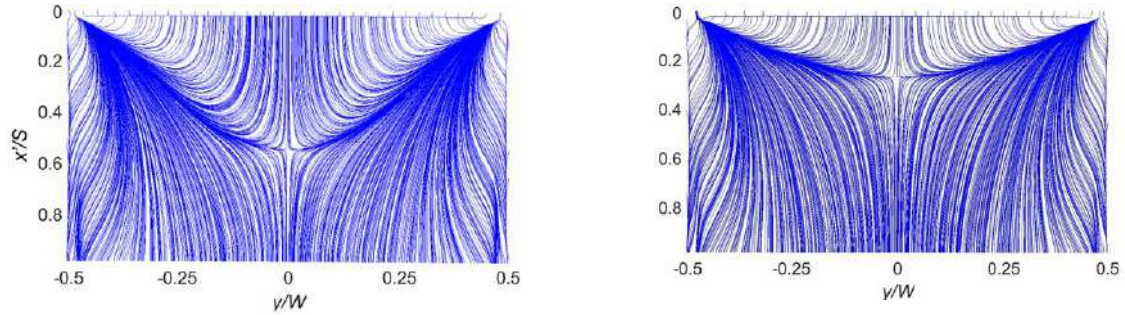
dòng chảy trên mặt vát và hệ số lực cản của mô hình tiêu chuẩn được thể hiện trong Hình 3 và Hình 4.



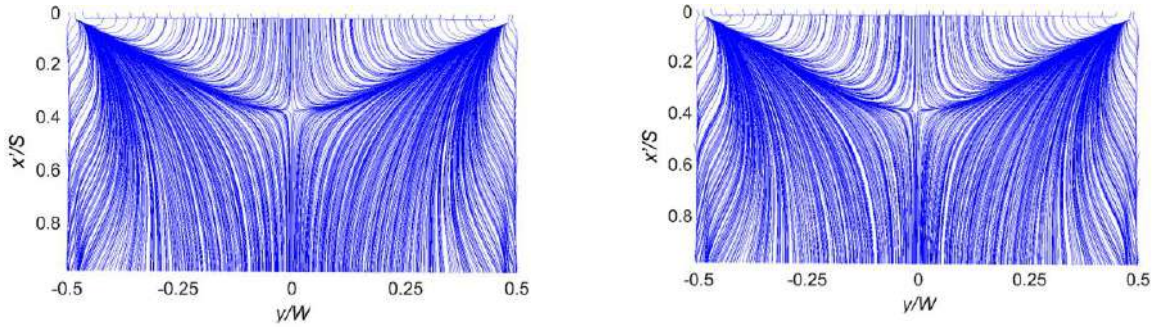
Mô hình chuẩn (Thực nghiệm của Trần và cộng sự)



a) $a_1 = 0.31$ *b)* $a_1 = 0.36$

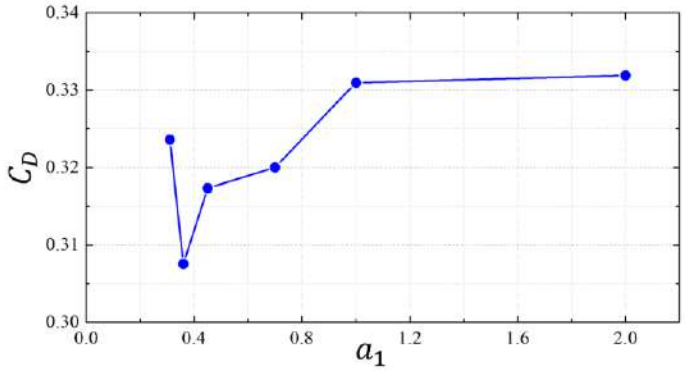


c) $a_1 = 0.45$ *d)* $a_1 = 0.7$



e) $a_1 = 1.0$ *f)* $a_1 = 2.0$

Hình 3. Ảnh hưởng của a_1 *tới dòng chảy trên mặt vát và hệ số lực cản mô hình xe Ahmed*



Hình 4. Ảnh hưởng của a_1 lên hệ số khí động học mô hình

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Hệ số lực cản khí động

Bảng 2 cho thấy ảnh hưởng của góc thiết lập tấm điều hướng cạnh bên đến hệ số lực cản. Giống như quan sát của Hanfeng và cộng sự [9], lực cản giảm 2,33% tại góc 90°. Tuy nhiên, mức giảm tối ưu lên tới gần 4% được ghi nhận tại góc 75°, hệ quả của việc phá vỡ cấu trúc xoáy bề mặt. Ngược lại, khi góc thiết lập nhỏ hơn 75° hoặc mở rộng tới 120°, lực cản có xu hướng tăng trở lại. Đặc điểm này không chỉ cho thấy giới hạn cải thiện khí động học của thiết kế mà còn là cơ sở để xác định các góc tới hạn trong những nghiên cứu tiếp theo.

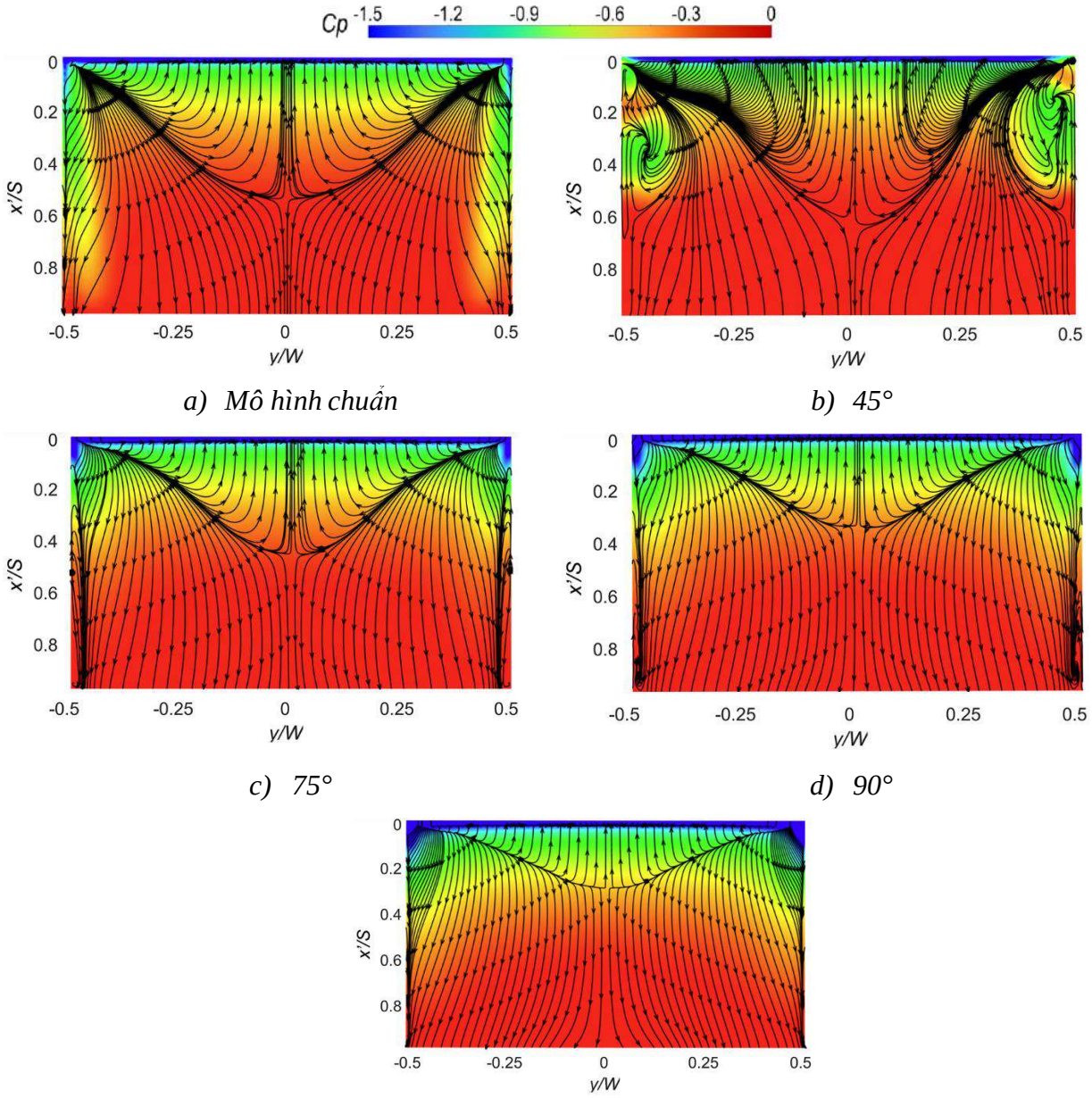
Bảng 2. Hệ số lực cản mô hình chứa tấm điều hướng cạnh bên

Góc hợp θ(°)	**Hệ số lực cản**	**Chênh lệch**
Mô hình chuẩn	0.317341	…
45	0.308971	Giảm 2.64%
75	0.304763	Giảm 3.96%
90	0.309953	Giảm 2.33%
120	0.336302	Tăng 5.97%

3.2. Đặc tính dòng chảy khi có tấm điều hướng cạnh bên

Kết quả về cấu trúc dòng chảy bề mặt và hệ số áp suất được thể hiện trên Hình 5. Với mô hình chuẩn, phân bố dòng chảy và áp suất do mô phỏng cùng hệ số Reynold number = 2.45×10^5 nên hầu như không khác biệt nhiều so với các mô hình xe Ahmed 50% và 75% trước đây. Điểm đáng chú ý là khi lắp tấm điều hướng, hai xoáy dọc ở đuôi biến mất gần như hoàn toàn, góp phần giảm lực cản. Về cấu trúc dòng chảy bề mặt ở các góc tiêu chuẩn, 75° và 90°, các đặc trưng về trường dòng chảy bề mặt cùng biên độ suy giảm lực cản thu được từ mô phỏng hoàn toàn nhất quán với các số liệu và mô tả định lượng trong nghiên cứu thực nghiệm của Trần Thế Hùng và cộng sự. Sự đồng nhất chặt chẽ về đặc tính vật lý và xu hướng lực cản này khẳng định rằng, mô hình RANS cùng hệ số a_1 được hiệu chỉnh hoàn toàn đủ độ tin cậy để dự đoán tốt sự tương tác của dòng chảy.

Khi có tấm điều hướng, dòng chảy phía sau được hướng ra xa khỏi vùng đuôi xe, từ đó giảm độ mở rộng của bó xoáy trung tâm. Nhờ đó, áp suất trên bề mặt vát tăng, vùng áp suất âm được thu nhỏ, kéo theo lực cản áp suất giảm đáng kể. Trong đó, góc 75° tối ưu hơn so với 90° vì dòng chảy sau tách vẫn tái bám, cho phép phục hồi áp suất tốt hơn. Nhờ đó, áp suất trên bề mặt vát tăng lên, khu vực chịu áp suất âm bị thu hẹp đáng kể, trực tiếp triệt tiêu một phần lớn lực cản áp suất tác dụng lên phần đuôi xe. Ngược lại, tại góc 120°, sự thay đổi hình học quá đột ngột gây tách dòng sớm và ngăn cản tái bám dẫn đến hình thành xoáy lớn phía sau, suy giảm áp suất đuôi và gia tăng lực cản tổng thể.



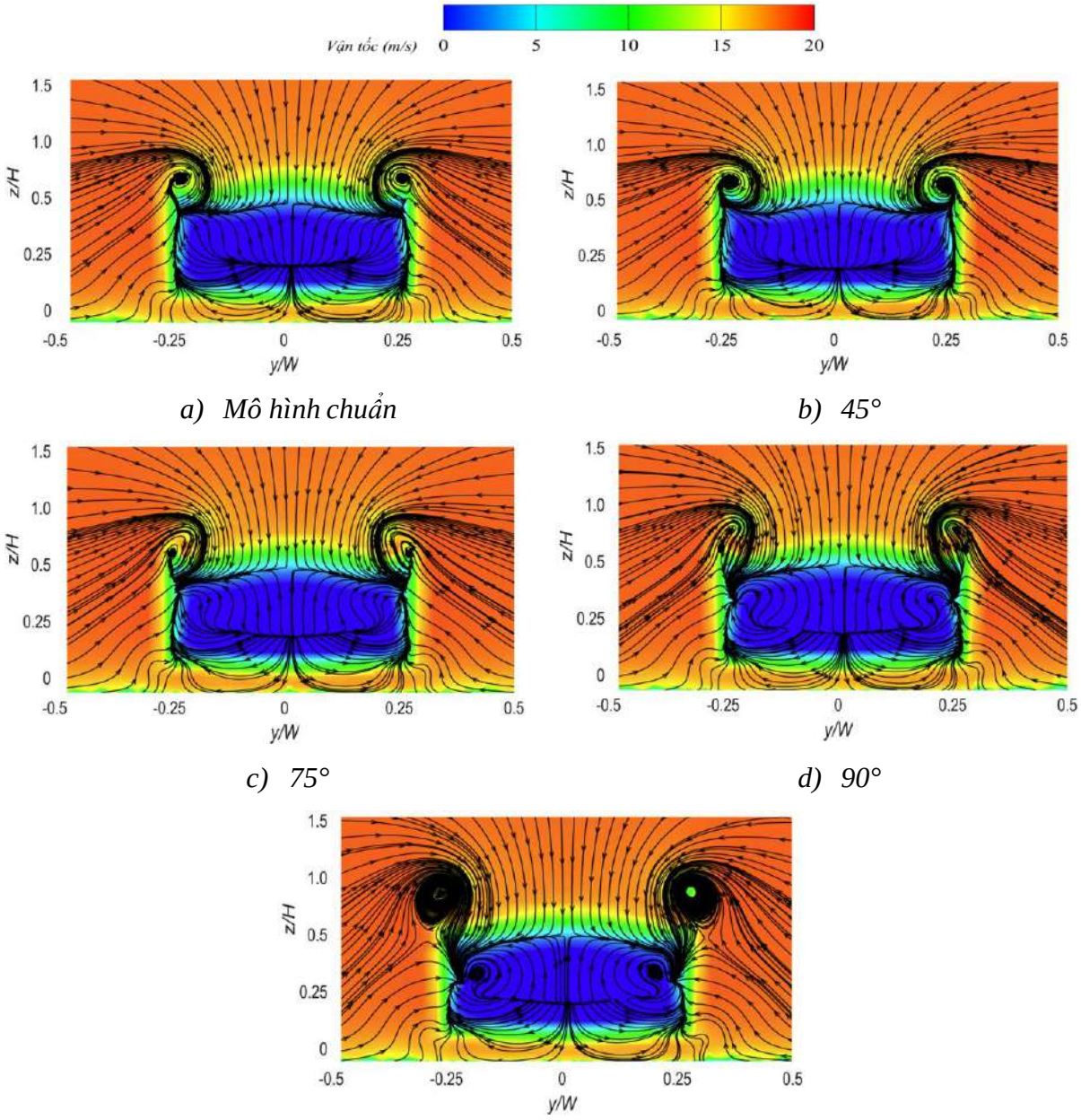
a) Mô hình chuẩn *b) 45°*

c) 75° *d) 90°*

e) 120°

Hình 5. Dòng chảy trên bề mặt với các góc hợp dòng khác nhau

Tuy nhiên các kết quả này chủ yếu dựa trên mô hình RANS, chỉ phản ánh trường dòng trung bình theo thời gian. RANS gặp hạn chế trong việc mô tả chính xác sự hình thành, tương tác và phân rã của cấu trúc xoáy phức tạp, đặc biệt trong vùng wake có tính không ổn định cao. Vì vậy cần các phương pháp có độ phân giải cao hơn như LES, DES để đánh giá toàn diện hơn.



a) Mô hình chuẩn *b) 45°*

c) 75° *d) 90°*

e) 120°

Hình 6. Dòng chảy sau tại mặt cắt ngang của mô hình với tấm điều khiển dọc

4. Kết luận

Nghiên cứu này đã sử dụng phương pháp mô phỏng số để đánh giá tác động của tấm điều hướng cạnh bên đến đặc tính khí động học của thân xe Ahmed 25°. Các mô phỏng số dựa trên

mô hình RANS *k-ω SST* với những điều chỉnh về hệ số a_1 ảnh hưởng trực tiếp đến cấu trúc dòng chảy bề mặt, đã cho thấy khả năng dự báo đáng tin cậy về đặc tính của dòng chảy xung quanh mặt vát của mô hình, với việc lắp đặt hai tấm điều khiển dòng dọc theo mép bề mặt vát trong khoảng góc hợp bởi từ 45° đến 120°, lực cản giảm tối đa 4% tại góc hợp 75°.

Mặc dù mang lại cơ sở dữ liệu hữu ích cho việc thiết kế thiết bị giảm cản, nghiên cứu hiện tại vẫn tồn tại một số giới hạn nhất định. Thứ nhất, do bản chất trung bình hóa của phương pháp RANS, sự tương tác cấu trúc nhỏ và đặc tính không ổn định của các xoáy chưa được thể hiện. Thứ hai, cấu trúc dòng chảy mới chỉ được khảo sát giới hạn tại một vận tốc tương ứng với số Reynolds cố định. Từ những giới hạn trên, định hướng cho các nghiên cứu tiếp theo sẽ tập trung vào các khía cạnh: (1) Khảo sát mở rộng với nhiều dải số Reynolds lớn hơn nhằm đánh giá hiệu năng của tấm điều hướng trong các điều kiện vận hành thực tế; (2) Tiếp tục tối ưu hóa các thông số hình học khác của tấm điều hướng để tối đa hóa khả năng giảm cản; và (3) Ứng dụng các mô hình rối phân giải bậc cao như Mô phỏng xoáy lớn (LES), Mô phỏng xoáy rời rạc (DES) hoặc URANS nhằm nắm bắt toàn diện đặc tính hình thành và tiêu tán của các cấu trúc xoáy phức tạp.

Tài liệu tham khảo

1. Wei, Z., Hua, Z., & Jiang, Z. (2024). *Drag reduction study on vehicle shape optimization using gradient-based adjoint method* (SAE Technical Paper No. 2024-01-2528). Warrendale, PA: SAE International
2. Rehmat, A., Fayyaz, A., Bashmal, S., Sharif, M., & Khan, S. (2023). Numerical modeling of the shape optimization for a commercial car by decreasing drag and increasing stability. *Arabian Journal for Science and Engineering, 48*(9), 12427-12437.
3. Duy, P. V., Anh, L. D., Long, T. X., & Siddiqui, N. A. (2024). Drag behavior of 25° Ahmed body effect by deflector length and angles. *International Journal of Heat & Technology, 42*(4), 1145-1152.
4. Zhang, J., Wang, L., & Chen, H. (2025). A review of aerodynamic optimization design for automobiles: Technical pathways and energy efficiency improvement. *Sustainability, 17*(8), 3145-3162. https://doi.org/10.3390/su17083145
5. Ahmed, S. R., Ramm, G., & Faltin, G. (1984). Some salient features of the time-averaged ground vehicle wake. *SAE Transactions, 93*, 473-503.
6. Varney, M. (2019). *Base drag reduction for squareback road vehicles*. Loughborough University, Loughborough, England.
7. Beaudoin, J. F., & Aider, J. L. (2008). Drag and lift reduction of a 3D bluff body using flaps. *Experiments in Fluids, 44*(4), 491-501.
8. Tian, J., Zhang, Y., Zhu, H., & Xiao, H. (2017). Aerodynamic drag reduction and flow control of Ahmed body with flaps. *Advances in Mechanical Engineering, 9*(7), 1-12. https://doi.org/10.1177/1687814017711390
9. Hanfeng, W., Yu, Z., Chao, Z., & Xuhui, H. (2016). Aerodynamic drag reduction of an Ahmed body based on deflectors. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 148*, 34-44.

10. Guilmineau, E., Deng, G. B., Leroyer, A., Queutey, P., Visonneau, M., & Wackers, J. (2018). Assessment of hybrid RANS-LES formulations for flow simulation around the Ahmed body. *Computers & Fluids, 176*, 302–319.
11. Johnson, D. A., & King, L. S. (1985). A mathematically simple turbulence closure model for attached and separated turbulent boundary layers. *AIAA Journal, 23*(11), 1684-1692.
12. Tran, T. H., Hijikuro, M., Anyoji, M., Uchida, T., Nakashima, T., & Shimizu, K. (2023). Surface flow and aerodynamic drag of Ahmed body with deflectors. *Experimental Thermal and Fluid Science, 145*, 110887.
13. Roache, P. J. (1994). Perspective: A method for uniform reporting of grid refinement studies. *Journal of Fluids Engineering, 116*(3), 405-413.
14. Celik, I. B., Ghia, U., Roache, P. J., & Freitas, C. J. (2008). Procedure for estimation and reporting of uncertainty due to discretization in CFD applications. *Journal of Fluids Engineering, 130*(7), 078001.
15. Menter, F. R. (1992). *Improved two-equation k-omega turbulence models for aerodynamic flows* (NASA Technical Memorandum No. A-92183). Moffett Field, CA: Ames Research Center.
16. Matyushenko, A. A., & Garbaruk, A. V. (2016). Adjustment of the k-ω SST turbulence model for prediction of airfoil characteristics near stall. *Journal of Physics: Conference Series, 769*(1), 012012.
17. Chebli, R., Audebert, B., Zhang, G., & Coutier-Delgosha, O. (2021). Influence of the turbulence modeling on the simulation of unsteady cavitating flows. *Computers & Fluids, 221*, 104898.
18. Duy, P. V., Anh, L. D., Truong, D. C., Hung, T. T., & Minh, D. V. (2024). Numerical Study of Surface Flow for Ahmed Body in Crosswind Conditions. *Automotive Experiences, 7*(2), 357-373.

Effect of side deflectors on the aerodynamic characteristics of the 25° Ahmed body

Abstract: *This study numerically investigates the aerodynamic characteristics and drag reduction capability of the 25° Ahmed body equipped with side deflectors. The Reynolds-Averaged Navier-Stokes (RANS) equations combined with the k-ω SST turbulence model, modified by the empirical constant a1, are employed to simulate the flow field at a Reynolds number of* $Re_H=2.45\times10^5$*, yielding results that show a high agreement with experimental data. By examining the deflector setting angles ranging from 45° to 120°, the results indicate that the drag coefficient is highly sensitive to geometric modifications, with an optimal drag reduction of 4% achieved at an angle of 75°. However, this effectiveness gradually diminishes and completely disappears as the angle reaches 120°. The modification of the surface flow structure and the suppression of longitudinal vortices are analyzed in detail to elucidate the flow control mechanism. The study demonstrates that the modified RANS method is a suitable approach to evaluate the mean drag trend under the influence of passive flow control devices.*

Keywords: Ahmed model, Drag coefficient, Side deflector, Longitudinal vortices, Separation bubble.

Nghiên cứu thiết kế và tính toán xác định cấu hình khí động của UAV dạng cánh delta

Phạm Tuệ Minh[1], Nguyễn Kiên Giang[1],
Lê Xuân An[1], Phạm Văn Khiêm[1*], Phạm Chung[1]
[1]*Học viện Kỹ thuật Quân sự*

Tóm tắt

Bài báo trình bày quá trình thiết kế và xác định sơ bộ cấu hình cho UAV cánh delta phục vụ các nhiệm vụ ở dải tốc độ thấp đến trung bình. Các tham số hình học chính, gồm góc quét cánh, sải cánh và diện tích cánh, được phân tích để đánh giá ảnh hưởng đến lực nâng, lực cản và độ ổn định bay. Đặc tính khí động được ước lượng bằng công cụ mô phỏng VLM/Panel phát triển nội bộ. Ở góc tấn hành trình 3°, mô hình cho kết quả C_L = 0.334 và C_D = 0.0312. Với UAV khối lượng 13 kg, vận tốc hành trình ước tính khoảng 24.5 m/s. Kết quả phối hợp hệ thống đẩy cho thấy cánh quạt đường kính 20 inch tại công suất 464 W tạo lực đẩy xấp xỉ 12.4 N, lớn hơn lực cản hành trình 11.93 N. Vì vậy, cấu hình đề xuất đáp ứng các yêu cầu hiệu năng cơ sở và là nền tảng thực tế cho thiết kế chi tiết, chế tạo mẫu và kiểm chứng bằng thử nghiệm bay.

Từ khóa: *UAV cánh delta; Thiết kế khí động lực học; Định cỡ cấu hình; Phương pháp VLM/Panel; Tính toán lực đẩy;*

1. Đặt vấn đề

Trong những năm gần đây, sự phát triển nhanh chóng của khoa học và công nghệ đã thúc đẩy việc nghiên cứu và ứng dụng rộng rãi các phương tiện bay không người lái (UAV) trong nhiều lĩnh vực như trinh sát, giám sát, đo đạc bản đồ và nghiên cứu khoa học. Trong số các cấu hình khí động học được sử dụng, UAV dạng cánh delta nhận được nhiều sự quan tâm nhờ ưu điểm về kết cấu đơn giản, khối lượng nhẹ, khả năng chịu tải tốt và tính ổn định khi bay ở tốc độ thấp [1,2]. Tuy nhiên, đặc tính khí động của cánh delta có mối quan hệ chặt chẽ với các thông số hình học như góc quét cánh, tỷ lệ sải cánh và diện tích cánh, khiến quá trình thiết kế trở nên phức tạp [1,3]. Việc lựa chọn cấu hình không phù hợp có thể dẫn đến giảm lực nâng, tăng lực cản và ảnh hưởng đến khả năng điều khiển của UAV. Bên cạnh đó, yêu cầu ngày càng cao về hiệu suất bay, thời gian hoạt động và độ tin cậy đặt ra nhiều thách thức cho các nhà thiết kế. Vì vậy, nghiên cứu thiết kế và tính toán nhằm xác định cấu hình UAV dạng cánh delta phù hợp là cần thiết, góp phần tối ưu hóa đặc tính khí động, nâng cao hiệu quả hoạt động và mở rộng khả năng ứng dụng thực tiễn của UAV [2].

2. Yêu cầu thiết kế và tính toán xác định cấu hình của UAV

2.1. Yêu cầu thiết kế

Nhiệm vụ thiết kế chế tạo thiết bị bay không người lái (UAV) dạng cánh delta được thực hiện với mục tiêu chế tạo mẫu UAV phục vụ công tác đào tạo và NCKH tại Khoa Hàng không vũ trụ, Học viện KTQS. Sản phẩm có thể được tiếp tục phát triển phục vụ cho các nhiệm vụ tác chiến.

Dựa trên thông số kỹ thuật và cấu hình của một số mẫu UAV tương tự như КУБ-БЛА, Aerostrike 10. Nhóm thực hiện đề xuất chỉ tiêu và yêu cầu thiết kế như sau:

- Khối lượng cất cánh toàn bộ: 10-15 kg;
- Tải có ích: 2-3 kg;

* pvkhiem@lqdtu.edu.vn

- Thời gian bay: 20-30 phút;

- Tốc độ tối đa: không dưới 80 km/h;

- Phương thức cất hạ cánh: sử dụng hệ thống càng.

Điều kiện khai thác: vận hành ngoài trời, gió nhẹ đến trung bình, nhiệt độ và độ ẩm trong dải khí hậu Việt Nam, yêu cầu tối giản công tác bảo dưỡng và chuẩn bị trước khi phóng.

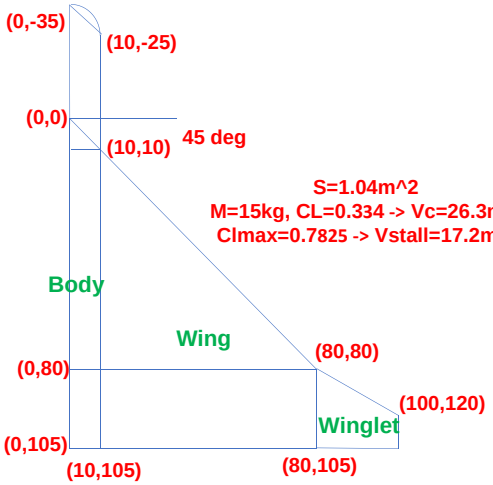
2.2. Đề xuất cấu hình sơ bộ

Dựa vào các thông số yêu cầu của UAV trong mục 2.1, chúng tôi đề xuất các thông số kỹ chiến thuật như sau

Bảng 1. Các tham số cơ bản của UAV

Thông số	**Giá trị**
Khối lượng	13 kg
Sải cánh	1.6 m
Chiều dài thân	1.4 m
Đường kính thân	0.2 m
Thời gian bay hành trình	15-30 phút

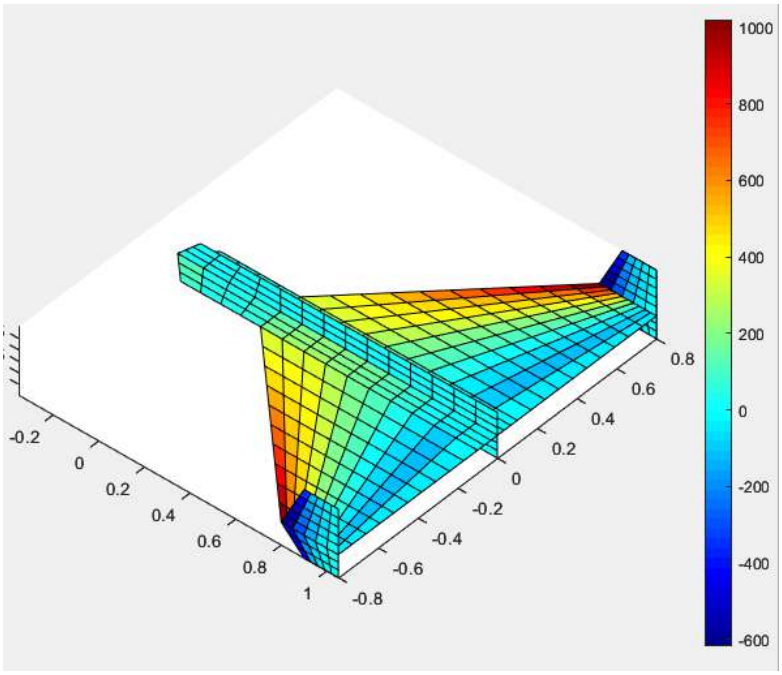
Cấu hình sơ bộ của UAV được minh họa ở Hình 1



Hình 1. Cấu hình của UAV

3. Tính toán thiết kế cấu hình UAV dạng cánh delta

Mô hình UAV với các kích thước ở **Error! Reference source not found.** được mô phỏng trên phần mềm mô phỏng khí động lực học tự phát triển nội bộ VLM/Panel dựa trên lý thuyết của Katz và Plotkin [3] với các kết quả về lực nâng, lực cản, phân bố áp suất trên cánh ở Hình 2 như sau:



Hình 2. Phân bố áp suất trên UAV tại góc tấn 3°

3.1 Vận tốc, góc tấn hành trình

Giả thiết góc tấn bay hành trình chọn $\alpha = 3^o$ nhằm đảm bảo biên an toàn chống tách dòng, vì cánh có góc vặn hình học khoảng 4^o để đảm bảo ổn định tĩnh nên góc tấn hiệu dụng tại một số tiết diện có thể xấp xỉ $\alpha_{eff} \approx \alpha + 4^o$. Nếu chọn góc tấn hành trình lớn hơn, α_{eff} sẽ tăng đáng kể, dễ tiến gần vùng thất tốc/tách dòng trên cánh, làm giảm hiệu suất và có thể gây mất ổn định khí động [1,4,5].

Hệ số lực nâng khi bay hành trình: $C_L = 0.334$

Hệ số lực cản khi bay hành trình: $C_D = 0.0312$

Vận tốc bay hành trình với UAV có khối lượng 13 kg:

$$V_c = \sqrt{\frac{13 \times 9.81}{0.5 \times 1.225 \times 1.04 \times 0.334}} = 24.5(\text{m/s}) \quad (1)$$

Vận tốc bay thất tốc (tương ứng với hệ số lực nâng lớn nhất $C_{Lmax} = 0.7825$) :

$$V_{stall} = \sqrt{\frac{13 \times 9.81}{0.5 \times 1.225 \times 1.04 \times 0.7825}} = 16.0(\text{m/s}) \quad (2)$$

Lực cản khi bay tại tốc độ hành trình V_c

$$D = \frac{1}{2} \times 1.225 \times 24.5^2 \times 0.0312 \times 1.04 = 11.93(\text{N}) \quad (3)$$

3.2 Động cơ điện và pin

Công suất tiêu thụ của UAV trong chế độ bay bằng

Công suất tương ứng với trường hợp đường kính cánh quạt 20 inch dựa trên lý thuyết động lượng [6]:

$$P = \eta_1 \eta_2 T \left(\frac{V_c}{2} + \sqrt{\left(\frac{V_c}{2}\right)^2 + \frac{T}{2\rho A}} \right) =$$

$$1.3 \times \frac{1}{0.85} \times 11.93 \times \left(\frac{24.5}{2} + \sqrt{\left(\frac{24.5}{2}\right)^2 + \frac{11.93}{2 \times 1.225 \times 3.1416 \times \left(\frac{0.5080}{2}\right)^2}} \right) \quad (4)$$

$$= 464W$$

Công suất động cơ có tính đến dự trữ: $P_{dc} = 150\% \times 464 \approx 696(\mathrm{W})$

Năng lượng cần thiết cho chuyến bay 15 phút

$$E_{15} = 464 \times \frac{30}{60} = 232(\mathrm{Wh})$$

Năng lượng cần thiết (dự trữ 20%)

$$E_1 = 232 \times 1.5 = 348(\mathrm{Wh})$$

Mật độ năng lượng trung bình của pin Lipo là 170 Wh/kg

Khối lượng pin

$$m_{pin} = \frac{348}{170} \approx 2(kg)$$

Khối lượng dự kiến của các thành phần

Khối lượng dự kiến của các thành phần được thể hiện trong Bảng 1.

Bảng 1. Khối lượng dự kiến của các thành phần

Thành phần	Khối lượng (kg)
Pin và hệ thống liên quan	**3 (1 cục pin LiPo 6S 10000 mAh)**
Hệ thống đẩy:	**1**
- 1 ĐC đẩy	0.5
- 1 cánh quạt đẩy	0.15
- 1 ESC	0.15
Hệ thống điện tử	**1**
Tải trọng đầu chiến đấu	**3**
Thân, khung vỏ	**5**

Tính toán cánh quạt động cơ

Kích thước cánh quạt

Cánh quạt dạng đường kính 20 in. tương đương với 0.508 m

Lực đẩy động cơ

Lực đẩy động cơ được tính theo lý thuyết động lượng [6] có tính tới hao hụt năng lượng của động cơ K

$$T = \sqrt[3]{\frac{\rho A P^2}{K^2} + \sqrt{\left(\frac{2\rho A P V_c}{3K}\right)^3 + \left(\frac{\rho A P^2}{K^2}\right)^2}} + \sqrt[3]{\frac{\rho A P^2}{K^2} - \sqrt{\left(\frac{2\rho A P V_c}{3K}\right)^3 + \left(\frac{\rho A P^2}{K^2}\right)^2}} \quad (5)$$

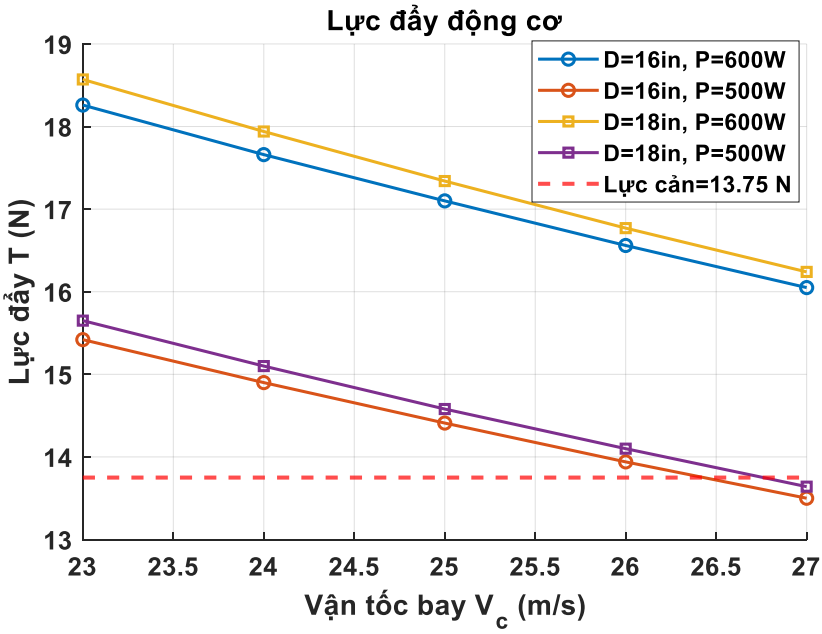
Với A là diện tích cánh quạt đường kính 20 in., K = 1.3 là giá trị trung bình của các dạng cánh quạt thông dụng, công suất P = 464 W, vận tốc bay của UAV V_c = 24.5 m/s, mật độ không khí ρ = 1.225 kg/m^3, ta thu được T = 12.4 N.

Lực cản của UAV theo tính toán ở trên là 11.93 N nên lực đẩy của cánh quạt thắng được lực cản của UAV. (***Hợp lý***)

Ngoài ra, ta có bảng thông số tính toán và hình vẽ minh họa giá trị lực đẩy động cơ tại các giá trị công suất, vận tốc bay, đường kính cánh quạt khác nhau dựa trên công thức (5)

Bảng 3. Thông số tính toán công suất và lực kéo với các điều kiện đầu vào khác nhau của đường kính cánh quạt D và vận tốc hành trình V_c

***D* (in.)**	***A* (m^2)**	***K***	***P* (W)**	***V*$_c$**	***T* (N)**
16	0.1297	1.3	464	23	18.26
16	0.1297	1.3	464	24	17.66
16	0.1297	1.3	464	25	17.10
16	0.1297	1.3	464	26	16.56
16	0.1297	1.3	464	27	16.05
16	0.1297	1.3	500	23	15.42
16	0.1297	1.3	500	24	14.90
16	0.1297	1.3	500	25	14.41
16	0.1297	1.3	500	26	13.94
16	0.1297	1.3	500	27	***13.50***
18	0.1642	1.3	600	23	18.57
18	0.1642	1.3	600	24	17.94
18	0.1642	1.3	600	25	17.34
18	0.1642	1.3	600	26	16.77
18	0.1642	1.3	600	27	16.24
18	0.1297	1.3	500	23	15.65
18	0.1297	1.3	500	24	15.10
18	0.1297	1.3	500	25	14.58
18	0.1297	1.3	500	26	14.10
18	0.1297	1.3	500	27	***13.64***



Hình 3. Đồ thị lực đẩy động cơ

Có thể thấy trên Hình 3, với đường kính cánh quạt là 16 và 18 in. thì khi giảm công suất động cơ xuống còn 400 W, lực kéo động cơ không thắng được lực cản UAV D = 11.25 N tại tốc độ 25 m/s, do đó vận tốc bay phải giảm xuống để có thể cân bằng với lực cản UAV.

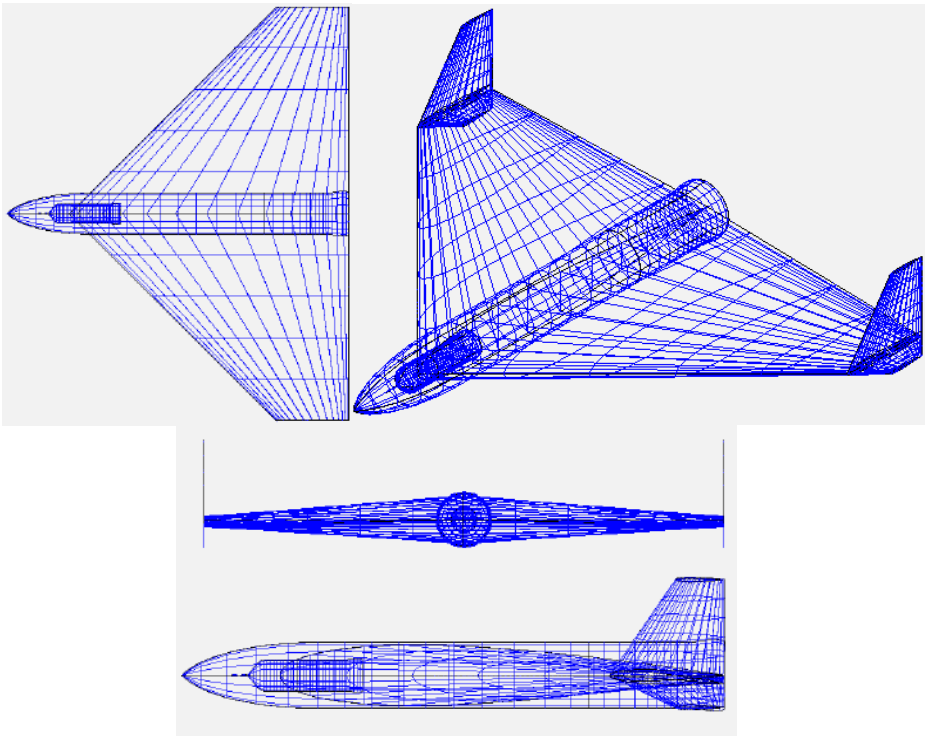
4. Bộ tham số thiết kế UAV dạng cánh Delta

Bộ tham số cấu hình chi tiết của thiết bị bay sau tính toán được trình bày ở Bảng 2. và được minh họa trên Hình 4 như sau

Bảng 4. Tham số cấu hình UAV dạng cánh delta

Thông số	Giá trị
Khối lượng	13 kg
Sải cánh	1.6 m
Chiều dài thân	1.4 m
Đường kính thân	0.2 m
Dây cung gốc cánh	1.05 m
Dây cung mút cánh	0.25 m
Góc mũi tên	45°
Góc giữa cánh và thân	4°
Dây cung gốc cánh đuôi 1	0.25 m
Dây cung mút cánh đuôi 1	0.15 m
Chiều rộng cánh đuôi 1	0.2 m
Góc giữa cánh đuôi 1 và thân	90°

Thông số	Giá trị
Dây cung gốc cánh đuôi 2	0.25 m
Dây cung mút cánh đuôi 2	0.15 m
Chiều rộng cánh đuôi 2	0.1 m
Góc giữa cánh đuôi 2 và thân	90^o
Đường kính đầu chiến đấu	0.095 m
Chiều dài đầu chiến đấu	0.4 m
Diện tích tham chiếu	1.04 m^2
Chiều dài dây cung trung bình khí động MAC	0.732 m
Biên dạng cánh	Eppler 340
Thời gian bay hành trình	15-30 phút



Hình 4. Cấu hình chi tiết của UAV

5. Kết luận

Trên cơ sở các phân tích và tính toán đã thực hiện, nghiên cứu này đã làm rõ những đặc điểm chính ảnh hưởng đến quá trình thiết kế và xác định cấu hình của UAV dạng cánh delta. Các thông số hình học quan trọng như góc quét cánh, diện tích cánh, tỷ lệ sải cánh, đường kính cánh quạt và phân bố khối lượng đã được xem xét một cách có hệ thống nhằm đánh giá ảnh hưởng của chúng đến đặc tính khí động, khả năng tạo lực nâng và tính ổn định của UAV. Kết quả cho thấy việc lựa chọn cấu hình cánh delta phù hợp có vai trò quyết định trong việc nâng

cao hiệu suất bay, đặc biệt trong dải tốc độ từ thấp đến trung bình, là điều kiện hoạt động phổ biến của nhiều loại UAV hiện nay. Thông qua quá trình tính toán lý thuyết kết hợp với mô phỏng, cấu hình đề xuất đã thể hiện khả năng giảm lực cản, cải thiện tỷ số lực nâng trên lực cản và tăng độ ổn định khi bay. Điều này chứng tỏ UAV cánh delta không chỉ có ưu điểm về kết cấu đơn giản và độ bền mà còn có tiềm năng lớn trong các ứng dụng trinh sát, giám sát và nghiên cứu khoa học. Bên cạnh đó, kết quả nghiên cứu cũng cung cấp cơ sở khoa học cho việc lựa chọn các thông số thiết kế ban đầu, góp phần rút ngắn thời gian và chi phí trong quá trình phát triển UAV. Tuy nhiên, nghiên cứu vẫn còn một số hạn chế nhất định, đặc biệt là việc chưa tiến hành thử nghiệm thực tế để kiểm chứng toàn diện các kết quả mô phỏng. Trong các nghiên cứu tiếp theo, cần mở rộng phạm vi phân tích sang các yếu tố điều khiển bay, kết cấu vật liệu và thử nghiệm thực nghiệm nhằm hoàn thiện hơn nữa thiết kế UAV dạng cánh delta và nâng cao khả năng ứng dụng trong thực tiễn.

Lời cảm ơn

Nghiên cứu này được tài trợ bởi Quỹ Phát triển Khoa học và Công nghệ Quốc gia Việt Nam (NAFOSTED) theo mã số đề tài 107.03-2025.42.

Tài liệu tham khảo

1 J. D. Anderson, Fundamentals of Aerodynamics, 5th ed. New York, NY, USA: McGraw-Hill, 2010.

2 D. P. Raymer, Aircraft Design: A Conceptual Approach, 6th ed. Reston, VA, USA: AIAA, 2018.

3 J. Katz and A. Plotkin, Low-Speed Aerodynamics, 2nd ed. Cambridge, U.K.: Cambridge University Press, 2001.

4 R. Eppler, Airfoil Design and Data. Berlin, Germany: Springer-Verlag, 1990.

5 M. Drela, "XFOIL: An analysis and design system for low Reynolds number airfoils," in Low Reynolds Number Aerodynamics, T. J. Mueller, Ed. Berlin, Germany: Springer-Verlag, 1989.

6 M. K. Rwigema, "Propeller blade element momentum theory with vortex wake deflection," in Proc. 27th Int. Congr. Aeronaut. Sci. (ICAS), 2010.

Research on design and configuration sizing of a delta-wing UAV

Abstract: *This paper presents the design and preliminary configuration sizing of a delta-wing unmanned aerial vehicle (UAV) for low-to-medium speed missions. Key geometric parameters, including wing sweep, span, and wing area, were analyzed to evaluate their effects on lift, drag, and flight stability. Aerodynamic characteristics were estimated using an in-house VLM/Panel simulation tool. At a cruise angle of attack of 3°, the model gives CL = 0.334 and CD = 0.0312. For a 13 kg UAV, the estimated cruise speed is about 24.5 m/s. Propulsion matching results show that a 20-inch propeller at 464 W produces approximately 12.4 N of thrust, which exceeds the cruise drag of 11.93 N. The proposed configuration, therefore, satisfies baseline performance requirements and provides a practical basis for detailed design, prototyping, and flight-test validation.*

Keywords: *Delta-wing UAV; aerodynamic design; configuration sizing; VLM/Panel method; propulsion computation.*

Nghiên cứu ảnh hưởng của tấm điều khiển dòng dạng Gurney tới đặc tính khí động của biên dạng cánh hoạt động ở số Reynolds thấp

Nguyễn Quốc Anh[1], Bùi Văn Tiến[2], Trần Văn An[2], Nguyễn Lê Hùng[2], Lê Đình Anh[1], Lê Ngọc Minh[3], Trần Thế Hùng[2*]

[1]*Viện Công nghệ Hàng không vũ trụ, Trường Đại học Công nghệ, Đại học Quốc Gia Hà Nội;*
[2]*Học viện Kỹ thuật Quân sự;*
[3]*Nhà máy Z181/ Tổng cục Công nghiệp quốc phòng*
Email: tranthehung_k24@lqdtu.edu.vn; Tel: 0355544745

Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu ảnh hưởng của tấm điều khiển dòng dạng Gurney đến đặc tính khí động của biên dạng Ishii trong điều kiện Reynolds thấp, đặc trưng cho máy bay tầng bình lưu. Phương pháp tính toán sử dụng mô hình URANS kết hợp mô hình chuyển tiếp Transition SST (Gamma–Theta) nhằm mô phỏng chính xác quá trình hình thành và phát triển của vùng xoáy kín tại Re ≈ 2,3 × 10^4 và M = 0,2. Kết quả cho thấy mô hình tính toán tái hiện tốt vị trí tách và tái bám dòng so với dữ liệu thực nghiệm. Khi lắp tấm Gurney với chiều cao từ 1% đến 4% dây cung, lực nâng và lực cản đều tăng ở mọi góc tấn, trong khi xu hướng biến thiên theo góc tấn ít thay đổi. Hiệu suất khí động đạt cải thiện tối đa khoảng 21% tại h/c ≈ 3%, đồng thời góc tấn ứng với tỷ số nâng–cản lớn nhất dịch về giá trị nhỏ hơn. Tuy nhiên, khi chiều cao lớn hơn 3%, lực cản tăng mạnh do mở rộng vùng xoáy và tương tác bất lợi với LSB.

Từ khóa: *Tấm Gurney; mô phỏng số; tách hợp dòng; Reynolds nhỏ*

1. Đặt vấn đề

Ngày nay, thiết bị bay không người lái đã và đang được ứng dụng rộng rãi trong các lĩnh vực của đời sống. Các thiết bị bay này phục vụ cho việc phát triển kinh tế tầm thấp cũng như nghiên cứu khoa học. Một trong số đó là thiết bị bay hoạt động trên tầng bình lưu (HALE UAV). Thiết bị bay này hoạt động trên độ cao lớn với mật độ không khí thấp. Điều này dẫn tới nhiều điểm khác biệt về đặc tính khí động so với thiết bị bay hoạt động tầm thấp [1].

Một trong các đặc điểm khác biệt khí động lớn nhất là do số Reynolds thấp, cánh HALE UAV thường được thiết kế mảnh và dài hơn so với thiết bị bay thông thường. Với độ dày nhỏ, hiện tượng tách và hợp dòng xuất hiện trên cánh ngay ở góc tấn thấp, dẫn tới hình thành của vùng xoáy kín, làm thay đổi kích thước hình học đặc trưng của cánh [2]. Các hiện tượng phi tuyến khí động xuất hiện, ảnh hưởng tới đặc tính khí động của thiết bị bay. Khi có sự xuất hiện của LSB, dòng chảy trở nên bất ổn định, trong đó bất ổn định Kelvin–Helmholtz chiếm ưu thế. Điều này gây ra các xoáy cuộn trong lớp trượt tự do, là nhân tố chính dẫn đến quá trình chuyển tiếp. Khi lớp trượt không thể tái bám dính, bong bóng "vỡ" (bursting) và dòng chảy tách hoàn toàn. Theo tiêu chí Crabtree, hiện tượng này xảy ra khi hệ số phục hồi áp suất đạt giá trị tới hạn khoảng $\sigma \approx 0.35$ [3], [4]. LSB làm biến đổi đáng kể hình dạng hiệu dụng của cánh, từ đó ảnh

* Email: tranthehung_k24@lqdtu.edu.vn

hưởng đến đặc tính lực nâng và lực cản. Bong bóng tách hợp dòng dài hoặc bị phá vỡ dẫn đến tăng lực cản áp suất và làm giảm đáng kể chất lượng khí động của cánh. Các nghiên cứu gần đây trên cánh Ishii chỉ rõ các đặc tính và sự phát triển của vùng xoáy này cho số Mach từ 0.2 tới 0.8 và số Reynolds nhỏ [5], [6].

Một trong các phương pháp tăng chất lượng khí động là sử dụng tấm điều khiển dạng Gurney. Gurney flap là một tấm cánh nhỏ (tab) có chiều cao rất thấp, thường từ 1–3% chiều dài dây cung (chord), được gắn vuông góc tại mép sau (trailing edge) của cánh khí động. Cấu hình này lần đầu được phổ biến trong lĩnh vực đua xe bởi Dan Gurney vào thập niên 1970, sau đó được nghiên cứu hệ thống trong khí động học cánh nâng. Về bản chất, Gurney flap làm thay đổi điều kiện biên áp suất tại mép sau, tạo ra một vùng tách dòng cục bộ với cặp xoáy đối xứng (counter-rotating vortices) phía sau flap. Hệ quả là đường dòng hiệu dụng bị bẻ cong xuống (effective camber tăng), làm gia tăng chênh lệch áp suất giữa mặt trên và mặt dưới của cánh, từ đó tăng hệ số lực nâng C_L mà chỉ gây tăng lực cản C_D ở mức tương đối nhỏ trong miền góc tấn trung bình. Phân tích lý thuyết và thực nghiệm cho thấy cơ chế này tương đương với việc tăng độ cong hình học của profile mà không cần thay đổi toàn bộ hình dạng cánh. Các nghiên cứu về tấm Gurney được thực hiện bởi Cole và cộng sự [7] cho các mô hình biên dạng cánh khác nhau. Ảnh hưởng của hình dạng và vị trí tấm Gurney được khảo sát, cho thấy tấm Gurney giúp giảm đáng kể tách dòng tại mặt trên của cánh. Masdari và cộng sự [8] sử dụng tấm Gurney cho cánh NACA 0012 và cho thấy chiều cao hiệu quả của tấm nằm trong khoảng 1 tới 3,2%. Tương tự, Voogte và cộng sự [9] cho thấy số Reynolds có ảnh hưởng đáng kể tới hiện tượng thất tốc trên cánh. Gần đây, Karthikeyan và Harish [10] áp dụng tấm Gurney cho cánh NACA4412 cho thấy tấm Gurney có giúp tăng đáng kể chất lượng khí động của cánh.

Các nghiên cứu trước chỉ ra rằng, tấm Gurney đặc biệt hiệu quả trong các cấu hình yêu cầu hệ số nâng cao tại Reynolds trung bình đến cao, chẳng hạn cánh máy bay không người lái, cánh tà cỡ nhỏ, hoặc cánh xe đua. Các nghiên cứu CFD và thử nghiệm hầm gió chỉ ra rằng với chiều cao tối ưu (khoảng 1.5–2% dây cung), hệ số C_L có thể tăng 10–30% tùy mô hình, trong khi tỷ số chất lượng khí động vẫn được cải thiện trong một dải góc tấn nhất định. Tuy nhiên, khi chiều cao vượt ngưỡng tối ưu, dòng chảy tách mạnh và vùng xoáy mở rộng làm C_D tăng nhanh, dẫn đến suy giảm hiệu suất tổng thể. Do đó, thiết kế Gurney flap đòi hỏi tối ưu hóa đa mục tiêu (multi-objective optimization) giữa lực nâng, lực cản và độ ổn định dòng, đặc biệt trong các bài toán khí động nén được hoặc tương tác với lớp biên rối. Sử dụng tấm Gurney cho cánh máy bay hoạt động trên tầng bình lưu chưa được nghiên cứu rộng rãi. Do đặc trưng về hiện tượng

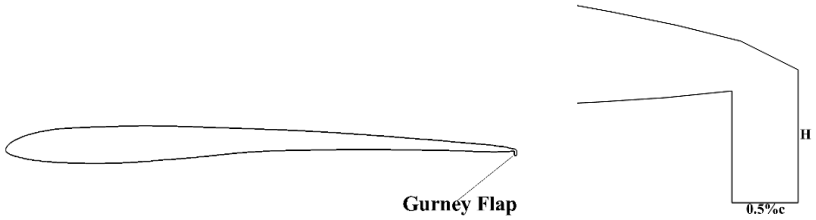
Trong bài báo này, chúng tôi ứng dụng sử dụng tấm Gurney cho biên dạng cánh máy bay hoạt động trên tầng bình lưu bằng phương pháp mô phỏng số. Chiều cao của tấm được thay đổi từ 1% tới 4%, nhằm khảo sát ảnh hưởng của nó tới đặc tính khí động của thiết bị bay. Mô hình tính toán được lựa chọn và hiệu chỉnh phù hợp với kết quả thực nghiệm. Các kết quả tính toán cho thấy, tấm Gurney có tác dụng tốt với cánh mỏng cho tới chiều cao 3%. Tuy nhiên, khi tiếp tục tăng chiều cao, chất lượng khí động của cánh giảm. Hiện tượng giảm chất lượng khí động có liên quan tới dòng chảy quanh cánh. Các kết quả này được thảo luận cụ thể trong bài báo.

2. Mô hình và phương pháp nghiên cứu

2.1. Mô hình cánh Ishii

Cánh Ishii là một airfoil chuyên biệt cho điều kiện Reynolds thấp, được phát triển nhằm nghiên cứu chi tiết hiện tượng laminar separation bubble (LSB) và chuyển tiếp lớp biên trong miền dòng chảy tầng–rối tương tác. Hình dạng của biên dạng này tương đối mảnh và có độ cong vừa phải, tạo điều kiện thuận lợi cho sự hình thành và phát triển LSB trong dải góc tấn nhỏ đến trung bình.

Về hình học, dây cung được chuẩn hóa với c=1 (không thứ nguyên), cho phép biểu diễn toàn bộ hình dạng dưới dạng tọa độ tương đối (x/c, y/c). Tỷ lệ bề dày cực đại đạt khoảng 7,1% tại vị trí x/c≈0,25 trong khi độ cong tối đa xấp xỉ 2,3% tại x/c≈0,62. Cấu trúc này tạo nên gradient áp suất bất lợi đặc trưng trên mặt hút, thuận lợi cho việc khảo sát cơ chế tách–tái bám ở Reynolds thấp.



Hình 1. Mô hình cánh Ishii và tấm Gurney

Gurney flap được lắp đặt tại cạnh sau phía mặt áp của cánh Ishii nhằm khảo sát ảnh hưởng của phần tử tăng lực nâng thụ động đến cấu trúc lớp biên và hậu lưu ở Reynolds thấp. Về mô hình hình học, Gurney được biểu diễn như một tấm phẳng mỏng đặt vuông góc với dây cung, gắn đúng tại vị trí x/c=1, tức trùng với mép cạnh sau.

Chiều dài theo phương dòng (phần bề dày gắn vào cạnh sau) được giữ cố định ở mức khoảng 0,05c , trong khi chiều cao theo phương pháp tuyến là tham số khảo sát chính, với các tỷ lệ h/c=0% (baseline), 1%, 2%, 3% và 4%. Cách tiếp cận này cho phép đánh giá định lượng ảnh hưởng của biên độ nhiễu động cục bộ do Gurney tạo ra lên phân bố áp suất và sự phát triển của laminar separation bubble.

Trong tất cả các cấu hình, Gurney flap được nối hình học liên tục với cạnh sau bằng biên dạng trơn, bảo đảm điều kiện không có khe hở giữa bề mặt cánh và bản Gurney. Cách xử lý này loại bỏ các hiệu ứng nhân tạo do gián đoạn hình học, đồng thời duy trì điều kiện biên tường không trượt (no-slip wall) nhất quán trong mô phỏng URANS–Transition SST.

2.2. Mô hình tính toán

Một trong những yêu cầu quan trọng của mô hình tính toán là cần dự đoán chính xác đặc tính tách và hợp dòng tại mặt trên của cánh khi góc tấn thay đổi. Bên cạnh đó, yêu cầu thời gian tính toán cần đảm bảo phù hợp với giai đoạn thiết kế sơ bộ. Do vậy, nghiên cứu này sử dụng phương pháp trung bình theo Reynolds để giải bài toán tính toán các đặc trưng khí động. Trong phương pháp này, mô hình chảy rối *k-ω SST* thường được sử dụng. Tuy nhiên, tính toán cho thấy mô hình trên chỉ phù hợp với các góc tấn nhỏ, nơi đặc trưng về hiện tượng tách hợp dòng trên bề

mặt chưa xuất hiện. Tại góc tấn lớn, mô hình chảy rối *k-ω SST* dự đoán quá các đặc trưng về trường ma sát trên bề mặt mô hình. Trong nghiên cứu trước đây, Trần và cộng sự đề xuất chuyển đổi mô hình chảy rối k-ε, giúp tăng độ chính xác của tính toán. Tuy nhiên, việc chuyển đổi giữa các mô hình tính thường ít được sử dụng trong các nghiên cứu trước đây. Trong nghiên cứu này, chúng tôi đề xuất sử dụng mô hình chảy rối Transition SST (Gamma–Theta). Hệ phương trình mô tả mô hình trên được mô tả dưới đây:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t}+\frac{\partial(\rho U_j k)}{\partial x_j}=\gamma P_k-\beta^*\rho k\omega+\frac{\partial}{\partial x_j}\left[(\mu+\sigma_k\mu_t)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right] \quad (1)$$

$$\frac{\partial(\rho\omega)}{\partial t}+\frac{\partial(\rho U_j \omega)}{\partial x_j}=\alpha\frac{\omega}{k}\gamma P_k-\beta\rho\omega^2+\frac{\partial}{\partial x_j}\left[(\mu+\sigma_\omega\mu_t)\frac{\partial \omega}{\partial x_j}\right] \quad (2)$$

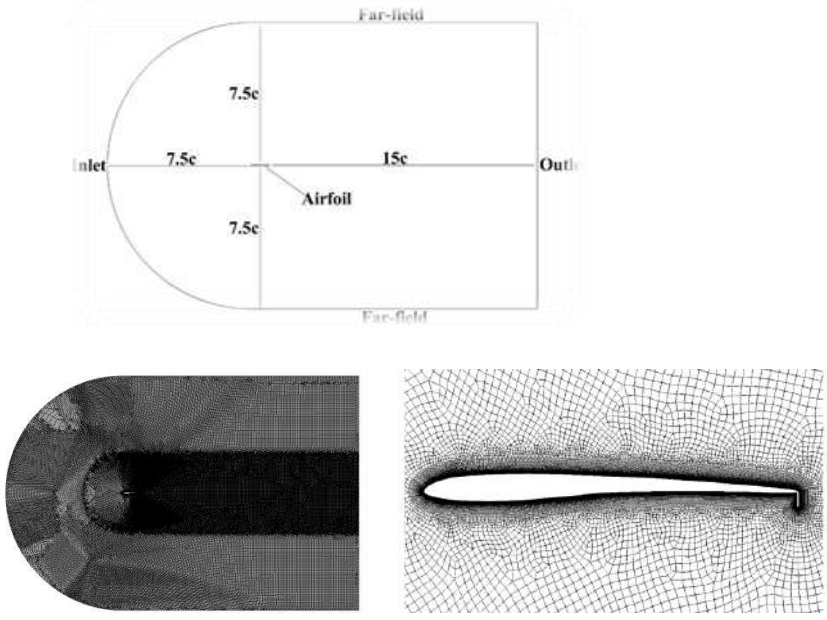
$$\frac{\partial(\rho\gamma)}{\partial t}+\frac{\partial(\rho U_j \gamma)}{\partial x_j}=P_\gamma-E_\gamma+\frac{\partial}{\partial x_j}\left[(\mu+\sigma_\gamma\mu_t)\frac{\partial \gamma}{\partial x_j}\right] \quad (3)$$

Trong đó độ nhớt rối được xác định:

$$\mu_t=\frac{\rho k}{\omega}\cdot\gamma$$

Trong các phương trình trên: ρ: khối lượng riêng của chất lưu, U_j: thành phần vận tốc theo phương x_j, t: thời gian, x_j: tọa độ không gian, k: động năng rối, ω: tần số tiêu tán riêng, γ: hệ số intermittency, P_k: tốc độ sinh động năng rối $P_k=\mu_t S^2$,với S là độ lớn tensor biến dạng,γP_k: production bị điều khiển bởi quá trình chuyển tiếp, α, β, β^*: hằng số mô hình SST, $\sigma_k, \sigma_\omega, \sigma_\gamma$: hệ số khuếch tán.

Vùng tính toán có dạng C-type bao quanh cánh, như chỉ ra trên Hình 2. Trong đó, biên xa phía trước và phía trên cách cạnh trước khoảng 7,5c theo phương pháp tuyến để đảm bảo vùng vào không bị ảnh hưởng bởi nhiễu cục bộ. Biên phía sau kéo dài 15c tính từ cạnh sau theo phương trục dây cung, giúp mô tả chính xác và đầy đủ các cấu trúc xoáy sau Gurney.



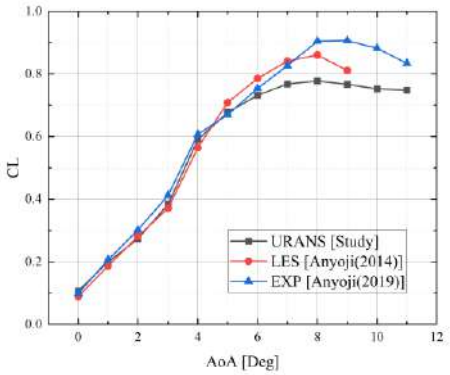
Hình 2: Vùng tính toán và lưới quanh mô hình

Lưới tính toán có dạng phi cấu trúc ở vùng xa giúp giảm kích thước lưới tính toán. Trên vùng sát mô hình, 40 lớp biên với tỉ lệ phát triển 1,1 được sử dụng để thu được đầy đủ trường vận tốc sát mô hình. Tổng số lượng ô lưới trên vùng tính toán khoảng $2,5 \times 10^5$. Cấu trúc lưới tổng thể và vùng lưới sát mô hình được trình bày trên Hình 2. Lưới có skewness dưới 0,4. Bước thời gian trong nghiên cứu này là 5e-5s. Thời gian lấy trung bình 0,75s sau khi đã chạy 0,75s quá độ. Nghiên cứu được thực hiện tại số Mach M = 0,2 với vận tốc tương ứng là 60 m/s. Đây là điều kiện hoạt động trên tầng bình lưu. Số Reynolds tương ứng là Re = 23000. Cường độ chảy rối TI = 0,1 %.

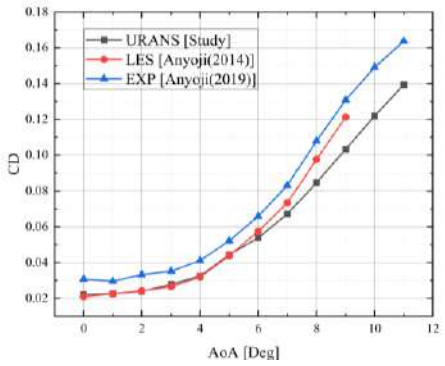
3. Kết quả và thảo luận

3.1. Đặc tính khí động của mô hình chuẩn

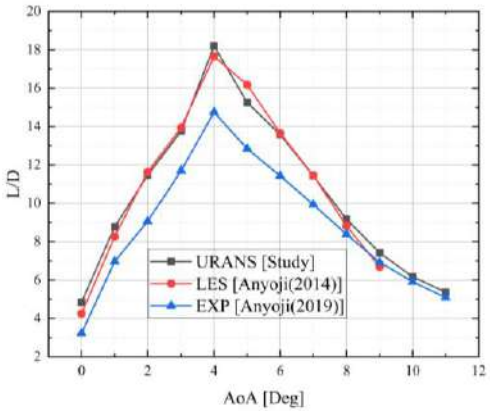
Hình 3 trình bày hệ số lực nâng, lực cản và chất lượng khí động theo góc tấn. Các kết quả nghiên cứu trước đây sử dụng thực nghiệm và mô hình xoáy lớn cũng được trình bày. Có thể thấy rằng, các kết quả của nghiên cứu này có sự tương đồng cao so với nghiên cứu trước đây. Cụ thể, lực nâng tuyến tính theo góc tấn tới khoảng 4°. Tại góc tấn lớn hơn, các hiện tượng dòng chảy phức tạp xuất hiện, làm thay đổi đáng kể xu hướng của lực. Các kết quả cũng cho thấy, chất lượng khí động lớn nhất đạt được tại góc tấn khoảng 4°. Tại góc tấn lớn, sự khác biệt giữa mô hình tính toán hiện tại (URANS) và thực nghiệm xuất hiện. Điều này do sự khác biệt về điều kiện biên và độ nhiễu của thực nghiệm. Cụ thể, mô hình tính toán trong nghiên cứu này coi cánh dài vô hạn. Còn thực nghiệm, mô hình có chiều dài do vậy xuất hiện cuộn xoáy hai bên mép cánh, làm ảnh hưởng đáng kể tới vùng xoáy kín trên cánh.



Hệ số lực nâng theo góc tấn



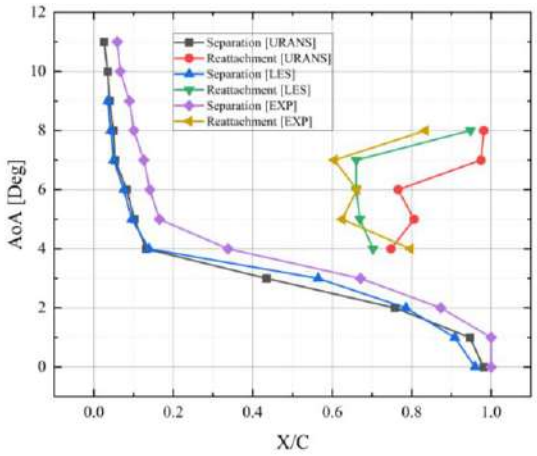
Hệ số lực cản theo góc tấn



Chất lượng khí động theo góc tấn

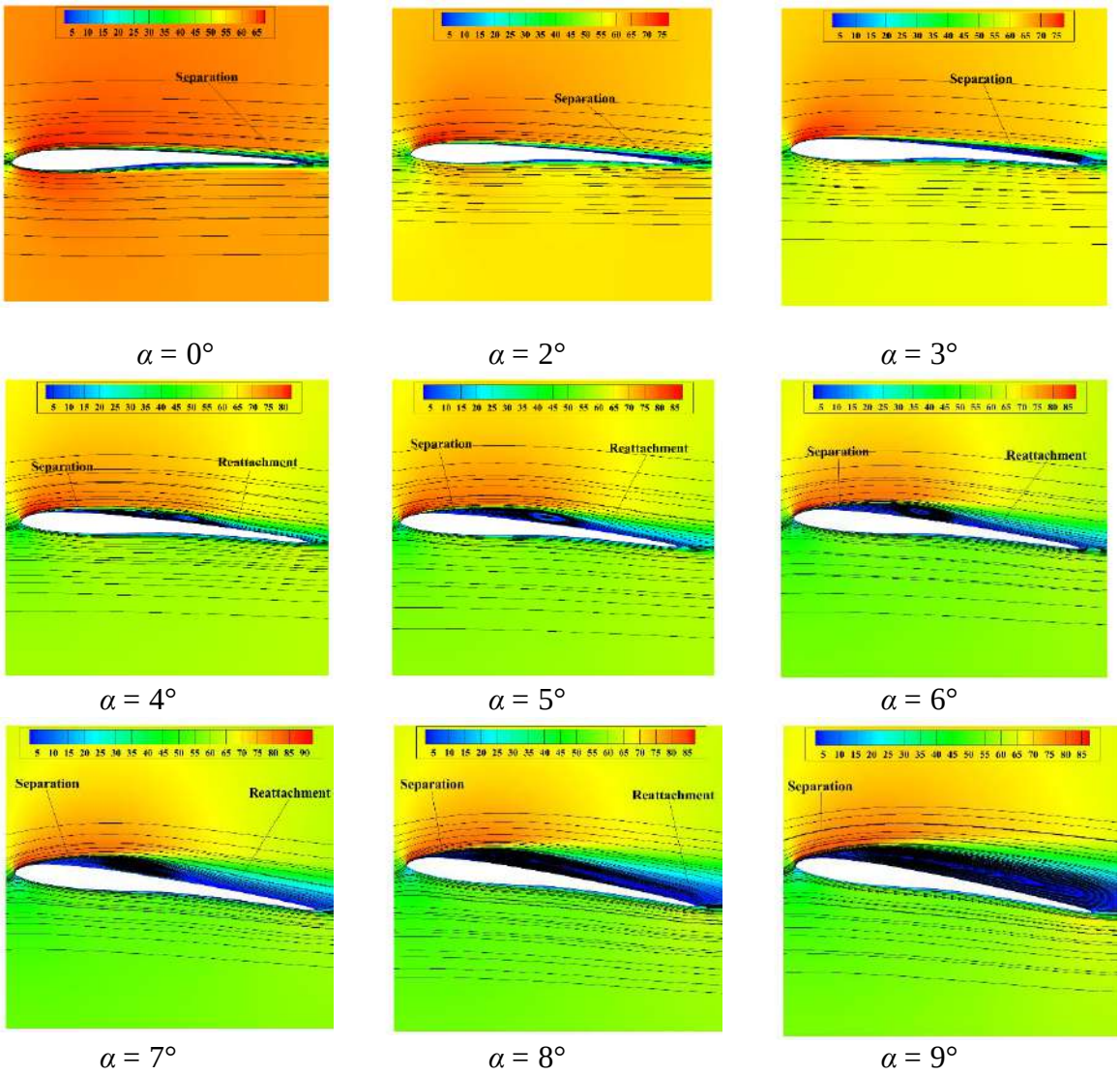
Hình 3. Đặc tính lực và chất lượng khí động

Chi tiết hơn về sự hình thành vùng tách hợp dòng trên cánh, Hình 4 tổng hợp vị trí tách hợp dòng tại mặt trên của cánh theo các góc tấn khác nhau. Ở đây, vị trí tách và hợp dòng được xác định từ hệ số ma sát dọc theo dòng chảy thay đổi dấu từ dương sang âm (tách dòng) và âm sang dương (hợp dòng). Có thể thấy rằng với mô hình chuẩn, bong bóng tách dòng (Laminar Separation Bubble – LSB) bắt đầu xuất hiện tại góc tấn $\alpha \approx 4°$, trong khi với $\alpha < 4°$ dòng chảy vẫn chủ yếu bám dính và lớp biên tầng chưa hình thành vùng tách rõ rệt trên cánh. Khi α tăng từ 4° đến khoảng 7°, vị trí tách dòng dịch dần về phía trước gần cạnh trước, đồng thời vị trí tái bám dịch về phía sau, làm chiều dài vùng xoáy kín tăng lên đáng kể. Tiệm cận stall ($\alpha \approx 8°$), LSB kéo dài và tiến sát cạnh sau; ở các góc tấn cao hơn, dòng không còn tái bám trước cạnh sau, cho thấy cơ chế thất tốc chuyển tiếp từ LSB sang vùng tách diện rộng. So sánh giữa các kết quả URANS, thực nghiệm (EXP) và LES cho thấy sai lệch vị trí tách và tái bám chỉ nằm trong biên độ chấp nhận được (vài phần trăm chiều dài dây cung), đồng thời xu hướng hình thành LSB từ 4° và gia tăng chiều dài theo góc tấn phù hợp với các nghiên cứu trước đây. Điều này xác nhận rằng mô hình URANS–Transition SST có khả năng tái hiện chính xác cả động học LSB lẫn các đặc trưng khí động tổng thể của cánh Ishii.



Hình 4. So sánh LSB của URANS với LES, EXP.

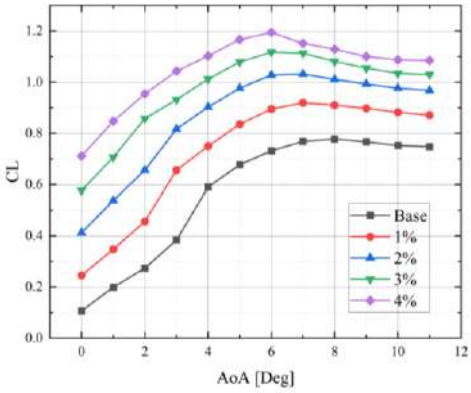
Chi tiết hơn về dòng chảy, Hình 5 trình bày dòng chảy bao quanh cánh tại các góc tấn khác nhau cho mô hình chuẩn. Ở $\alpha < 4°$, trường dòng gần bề mặt thể hiện lớp biên bám dính ổn định, không xuất hiện vùng tuần hoàn đáng kể trên mặt hút. Bắt đầu từ $\alpha = 4°$, một vùng tuần hoàn hình thành ngay phía trên mặt hút, giới hạn trong khoảng x/c giữa vị trí tách và tái bám, đặc trưng cho sự xuất hiện của laminar separation bubble. Khi α tiếp tục tăng, bong bóng phồng lên và kéo dài theo phương dòng chính, dịch dần từ khu vực phía sau cạnh trước về gần cạnh sau; đồng thời độ dày lớp cắt phía trên bong bóng gia tăng, làm tăng cường mức nhiễu loạn và thúc đẩy quá trình chuyển tiếp rối. Tại $\alpha \approx 9°$, vùng tuần hoàn phía sau mở rộng, bao phủ phần lớn mặt hút, trong khi hậu lưu sau cạnh sau trở nên dày và dao động mạnh, thể hiện rõ cơ chế stall do tách dòng diện rộng.



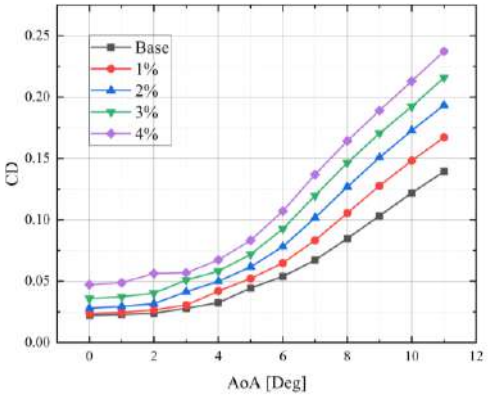
Hình 5. Trường dòng chảy trung bình quanh Ishii airfoil chuẩn theo vận tốc

3.2. Ảnh hưởng của tấm Gurney tới đặc tính khí động

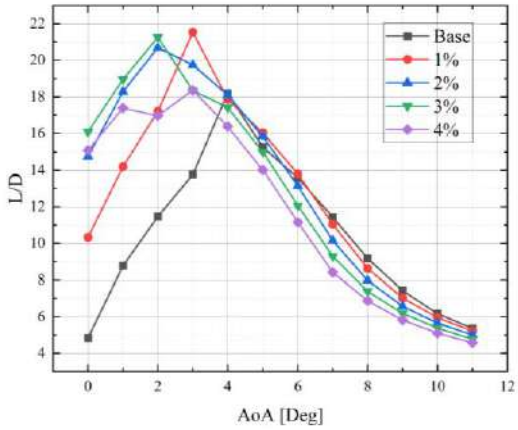
Hình 6 trình bày đặc tính khí động của mô hình với tấm Gurney có độ dày từ 1 tới 4%. Kết quả chỉ ra rằng, tấm Gurney làm tăng lực nâng và lực cản của mô hình tại tất cả các góc tấn được khảo sát. Cụ thể, tại góc tấn 6°, lực nâng của mô hình tấm Gurney 4% tăng 64% so với trường hợp không có tấm Gureny, trong khi giá trị lực cản cũng tăng gấp hai lần. Tuy nhiên, xu hướng chung của lực theo góc tấn ít thay đổi. Điểm khác biệt nhất là ảnh hưởng của tấm Gurney tới chất lượng khí động của cánh. Kết quả cho thấy khi sử dụng tấm flap, góc tấn với chất lượng khí động lớn nhất có xu hướng giảm từ 4° về 2° cho trường hợp độ dày tăng tới 3%. Đồng thời, chất lượng khí động tăng tới 22% khi độ dày tấm là 3%. Tuy nhiên, khi tiếp tục tăng độ dày, chất lượng khí động của cánh giảm xuống. Điều này cho thấy, việc lựa chọn độ dày tấm Gurney có vai trò quan trọng trong điều chỉnh chất lượng khí động của cánh.



Hệ số lực nâng theo góc tấn



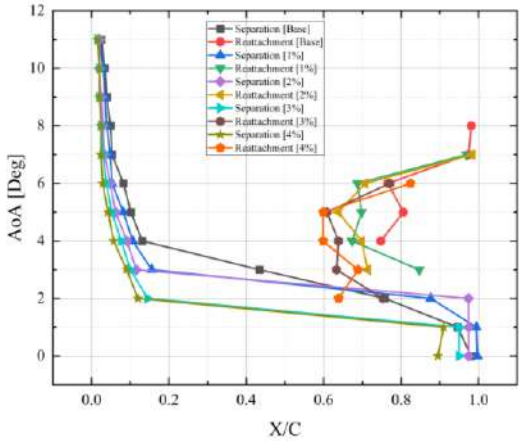
Hệ số lực cản theo góc tấn



Chất lượng khí động theo góc tấn

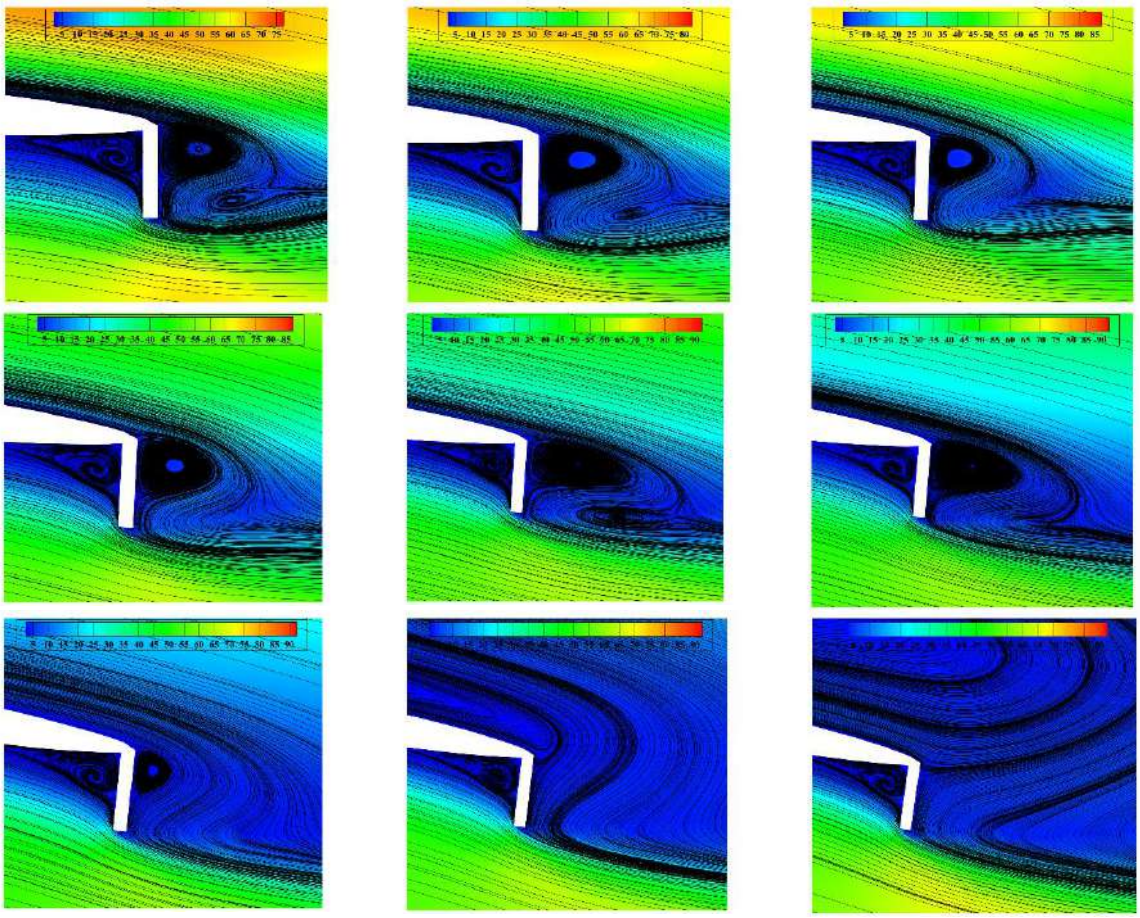
Hình 6. So sánh hệ số lực và chất lượng khí động các cấu hình airfoil.

Kết quả về vị trí tách hợp dòng tại bề mặt trên của cánh cho thấy, tấm Gurney ít ảnh hưởng tới vị trí tách dòng tại bề mặt trên của cánh (Hình 7). Tuy nhiên, vị trí hợp dòng có xu hướng dịch chuyển về phía trước khi sử dụng tấm Gurney. Hiện tượng này xuất hiện chủ yếu ở góc tấn từ 2 tới 7°. Xu hướng hiện tượng thất tốc hoàn toàn ít bị ảnh hưởng bởi sự hiện diện của tấm Gurney.

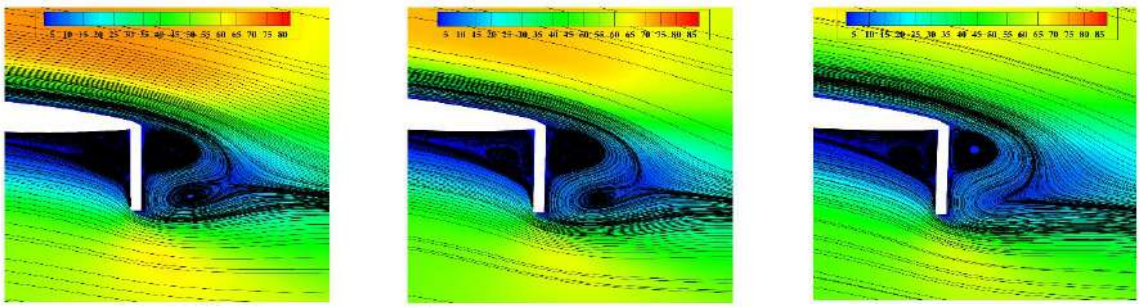


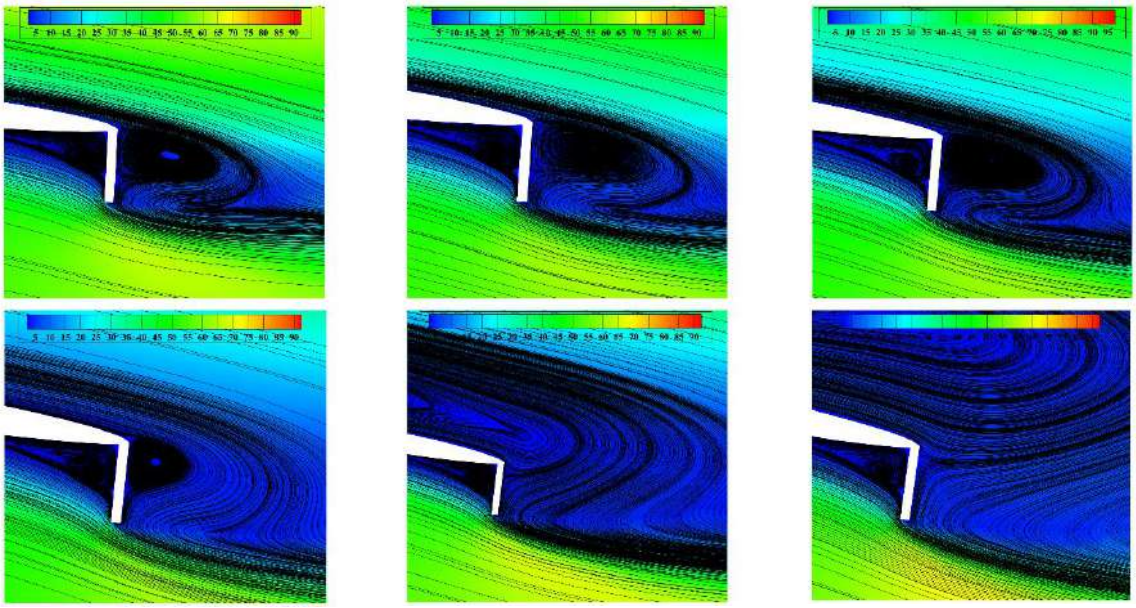
Hình 7. Vị trí tách hợp dòng trên cánh

Chi tiết hơn về cấu trúc dòng chảy, Hình 8 và 9 mô tả đặc tính trường dòng chảy quanh tấm Gurney cho mô hình 3 và 4% tại các góc tấn khác nhau. Kết quả chỉ ra rằng, hiện tượng tách dòng hoàn toàn đã xuất hiện tại góc tấn nhỏ. Phía sau tấm Gurney, dòng chảy được đặc trưng bởi cặp xoáy ngược chiều. Tại góc tấn lớn, xoáy phía trên phát triển nhưng xoáy phía dưới bị mất đi. Điều này là do sự khác biệt về áp suất giữa mặt trên và dưới của cánh. Tại góc tấn lớn, xoáy sau tấm Gurney bị trộn với vùng tách dòng trên cánh tạo ra vùng vận tốc thấp sau cánh. Cấu trúc tương tự xuất hiện với tấm Gurney 4%.



Hình 8. Trường vận tốc trung bình qua cạnh sau Gurney Flap 3% tại các góc tấn 0, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9 (theo chiều từ trái sang phải, trên xuống dưới)





Hình 9. Trường vận tốc trung bình qua cạnh sau Gurney Flap 4% tại các góc tấn 0, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9 (theo chiều từ trái sang phải, trên xuống dưới).

Các kết quả tính toán cho thấy tấm Gurney làm thay đổi đáng kể dòng chảy phía sau của cánh. Nhìn chung sử dụng tấm Gurney giúp tăng đáng kể chất lượng khí động của cánh. Tuy nhiên, chiều dài tối đa của tấm cần dưới 4% để đảm bảo lực cản sinh ra do cánh không quá lớn.

4. Kết luận

Nghiên cứu này triển khai một khung tính toán số có độ trung thực phù hợp với bài toán Reynolds thấp, kết hợp URANS và mô hình chuyển tiếp Transition SST (γ–Reθ), nhằm làm sáng tỏ tương tác giữa Gurney flap và laminar separation bubble (LSB) trên cánh Ishii trong điều kiện tầng bình lưu (Re ≈ 2,3 × 10⁴, M ≈ 0,2, TI ≈ 0,1%). Kết quả không chỉ chứng minh khả năng của mô hình trong việc tái hiện chính xác động học LSB, vị trí tách–tái bám và các hệ số khí động tổng thể, mà còn làm rõ cơ chế vật lý chi phối: Gurney flap tái phân bố áp suất cục bộ, gia tăng gradient bất lợi ở mặt hút phía sau, điều chỉnh cấu trúc lớp cắt phía trên bong bóng và biến đổi hình thái hậu lưu, từ đó ảnh hưởng trực tiếp đến lực nâng, lực cản và đặc tính gần stall. Trên cơ sở phân tích định lượng, nghiên cứu đề xuất chiều cao tối ưu của Gurney flap khoảng h/c ≈ 3%, cho phép cải thiện hiệu suất khí động mà không kích hoạt tách dòng diện rộng sớm. Trong bối cảnh các phương tiện bay tầng cao như HAPS, pseudo-satellites và UAV tầng bình lưu ngày càng được phát triển, các kết quả này cung cấp một nền tảng cơ học dòng chảy có giá trị cho những nghiên cứu tiếp theo về tối ưu hóa hình học thụ động, điều khiển LSB và nâng cao hiệu suất khí động trong môi trường khí quyển loãng và Reynolds thấp.

Tài liệu tham khảo

1 J. Aeronautical *et al.*, “Aerodynamic Design of the Solar-Powered High Altitude Long Endurance (HALE) Unmanned Aerial Vehicle (UAV),” International Journal of Aeronautical and Space Sciences, vol. 17, no. 1, pp. 132–138, 2016. http://dx.doi.org/10.5139/IJASS.2016.17.1.132.

2 M. Anyoji *et al.*, “Computational and experimental analysis of a high-performance airfoil under low-Reynolds-number flow condition,” *J. Aircr.*, vol. 51, no. 6, pp. 1864–1872, 2014. https://doi.org/10.2514/1.C032553.

3 W. J. F. Koning, E. A. Romander, H. V Cummings, and B. N. P. Perez, “On Improved Understanding

of Airfoil Performance Evaluation Methods at Low Reynolds Numbers," *Journal of Aircraft*, pp. 1–15, https://doi.org/10.2514/1.C037023.
4 H. Shah, J. Kitaba, S. Mathew, and C. M. Lim, "Experimental flow visualization over a two-dimensional airfoil at low Reynolds number," *IET Conf. Publ.*, vol. 2014, no. CP649, 2014, https://doi.org/10.1049/cp.2014.1069.
5 T. T. Hung, N. N. The, P. Van Duy, and D. A. Le, "Highly effective simulation models in analyzing aerodynamics of airfoils at low reynolds number," *J. Sci. Tech.*, vol. 20, no. 02, 2025. https://doi.org/10.56651/lqdtu.jst.v20.n02.934
6 T. N. Ngoc, A. Le Dinh, T. H. Tran, and M. Do Van, "The Effect of Leading-Edge Serration on Aerodynamic Characteristics of an Ishii Airfoil," in *International Conference on Applied Mathematics and Computer Science*, Springer, 2024, pp. 381–391.
7 J. A. Cole, B. A. O. Vieira, J. G. Coder, A. Premi, and M. D. Maughmer, "Experimental investigation into the effect of gurney flaps on various airfoils," *J. Aircr.*, vol. 50, no. 4, pp. 1287–1294, 2013, https://doi.org/10.2514/1.C032203.
8 M. Masdari, M. Mousavi, and M. Tahani, "Dynamic stall of an airfoil with different mounting angle of Gurney flap," *Aircr. Eng. Aerosp. Technol.*, vol. 92, no. 7, pp. 1037–1048, 2020, https://doi.org/10.1108/AEAT-03-2019-0042.
9 F. De Voogt and B. Ganapathisubramani, "Effects of a trailing-edge flap on stall cell characteristics of a NACA0012 wing," *Flow*, vol. 2, p. E15, 2022, https://doi.org/10.1017/flo.2022.11.

Influence of a Gurney flap on the aerodynamic characteristics of an airfoil operating at low Reynolds number

Abstract: *This paper investigates the influence of a Gurney flap on the aerodynamic characteristics of the Ishii airfoil under low Reynolds number conditions representative of stratospheric aircraft. The computational approach employs the URANS model coupled with the Transition SST (Gamma–Theta) transition model to accurately simulate the formation and development of the laminar separation bubble (LSB) at Re ≈ 2.3 × 10⁴ and M = 0.2. The results demonstrate that the numerical model reproduces well the separation and reattachment locations compared with reference data. When a Gurney flap with a height ranging from 1% to 4% of the chord is installed, both lift and drag increase at all angles of attack, while the variation trend with respect to angle of attack remains largely unchanged. The maximum aerodynamic efficiency improvement reaches approximately 21% at h/c ≈ 3%, and the angle of attack corresponding to the maximum lift-to-drag ratio shifts toward a lower value. However, when the flap height exceeds 3–4%, drag increases significantly due to wake expansion and unfavorable interaction with the LSB. The results confirm that the Gurney flap is an effective passive control solution for low-Reynolds-number airfoils if the geometry is properly optimized.*

Keywords: Gurney flap; numerical simulation; flow separation and reattachment; low Reynolds number.

Nghiên cứu sự ảnh hưởng của số Mach tới hiệu quả giảm lực cản của rãnh dọc cho vật thể đuôi vát tròn xoay

Bùi Thị Hoài Thu[1], Nguyễn Đình Quang[2*]

[1]*Viện Công nghệ, Tổng cục Công nghiệp Quốc phòng;*

[2]*Khoa Hàng không Vũ trụ, Đại học KT Lê Quý Đôn;*

quangnd90@lqdtu.edu.vn; Tel: 0356082717

Tóm tắt

Vật thể đuôi vát tròn xoay thường có lực cản đáy lớn và dòng chảy phức tạp sau đuôi. Rãnh dọc đã được chứng minh là một phương pháp hiệu quả trong việc giảm lực cản thụ động đối với các vật thể đuôi vát tròn xoay. Tuy nhiên, để đánh giá đầy đủ hiệu quả của phương pháp này, cần phải nghiên cứu trong nhiều điều kiện hoạt động khác nhau. Bằng phương pháp mô phỏng số RANS sử dụng mô hình rối *k-ω* SST, nghiên cứu này tập trung phân tích ảnh hưởng của vận tốc dòng chảy (số Mach) đối với khả năng giảm lực cản của rãnh dọc trên các vật thể đuôi vát tròn xoay. Các kết quả mô phỏng sẽ được đối chiếu với dữ liệu thực nghiệm thu thập trong những điều kiện tương tự, nhằm kiểm chứng độ chính xác của mô phỏng. Kết quả cho thấy, rãnh dọc có tác dụng giảm lực cản đối với vật thể đuôi vát tròn xoay ở cả chế độ dòng chảy dưới âm, cận âm và siêu âm. Các phân tích về dòng chảy, phân bố ma sát và áp suất quanh đuôi vát, cũng như tiêu chuẩn Q, sẽ được thực hiện cho cả hai trường hợp có và không có rãnh, giúp làm rõ cơ chế vật lý và nguyên nhân của hiện tượng này.

Từ khóa: *Rãnh dọc, số Mach, lực cản, vật thể đuôi vát tròn xoay, mô phỏng số…*

1. Đặt vấn đề

Trong kỹ thuật và đời sống, nhiều thiết bị như máy bay, UAV, xe cộ có thiết kế dạng đuôi vát với mục đích tăng thể tích chứa thiết bị. Tuy nhiên, lực cản đáy do đuôi vát gây ra là rất lớn, dòng chảy xung quanh đuôi cũng rất phức tạp với sự tách dòng và độ chảy rối cao [1, 2]. Những hiện tượng này không chỉ làm tăng tiêu hao nhiên liệu mà còn gây tiếng ồn, rung lắc và ảnh hưởng đến cấu trúc vật thể. Vì vậy, giảm lực cản đuôi cho các vật thể dạng đuôi vát là một yêu cầu quan trọng. Rất nhiều nhà khoa học trên thế giới đã nghiên cứu và tìm ra phương pháp giảm lực cản, trong đó cải tiến hình dạng đuôi được coi là giải pháp hiệu quả và tiết kiệm chi phí [3]. Để giảm lực cản cho vật thể đuôi cụt, Tran và cộng sự [3-6] đã sử dụng đuôi vát và chỉ ra rằng đuôi vát có thể giảm đáng kể lực cản, đặc biệt khi góc vát từ 0º đến 14º. Tuy nhiên, khi góc vát vượt quá 14º, lực cản lại tăng và tiệm cận giá trị của mô hình đuôi cụt ở các góc lớn hơn 24º.

Trong tự nhiên, một số loại động vật có cách giảm lực cản khá thú vị và hiệu quả. Chẳng hạn như, ở một số loại chim, ví dụ như chim cắt, các lớp lông vũ trên cánh và đuôi giúp tạo thành những rãnh dọc theo thân khi bay. Hay ở cá mập, bên cạnh hình dạng thân chảy thuôn, trên da cá mập cũng có các rãnh dọc siêu nhỏ, giúp tạo các dòng chảy xoáy nhỏ trên bề mặt. Các dòng xoáy trên bề mặt mang động năng lớn giúp tránh hiện tượng tách dòng. Thông qua đó, vận tốc của cá mập tăng lên và năng lượng tiêu thụ giảm đi [7, 8]. Đi sâu nghiên cứu vấn đề này, Howard và cộng sự [9] đề xuất sử dụng rãnh để giảm lực cản cho vật thể dạng đối xứng. Bằng phương pháp hiển thị dòng chảy sử dụng khói thuốc, họ chỉ ra rằng các rãnh dọc giúp loại bỏ hiện tượng tách dòng và giảm lực cản cho vật. Trong khi Mariotti và cộng sự [10, 11] đã chứng minh rằng các rãnh ngang này làm chậm sự tách dòng trên bề mặt đuôi từ đó giảm lực

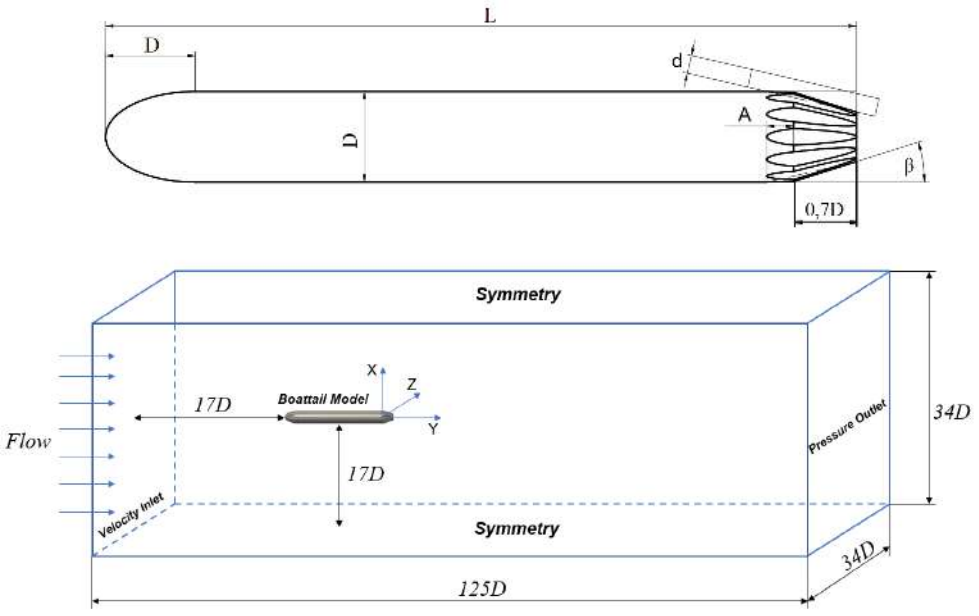
cản áp suất. Quang và cộng sự [12] đã áp dụng rãnh dọc lên mô hình đuôi vát với góc vát từ 0º đến 22º. Kết quả mô phỏng bằng phương pháp RANS cho thấy các rãnh dọc có tác dụng lớn trong việc giảm lực cản, đặc biệt ở góc vát lớn, với mức giảm lên đến 24% ở góc vát 22º. Các rãnh giúp làm dòng chảy trên bề mặt đuôi vát trơn đều hơn, giảm tách dòng và tăng áp suất trên bề mặt đuôi và đáy, từ đó giảm lực cản áp suất.

Tuy nhiên, các nghiên cứu của Quang chỉ được thực hiện tại vận tốc thấp là 22 m/s, tương ứng với số Reynolds $Re \approx 3.34 \times 10^4$. Trong khi đó, các thiết bị trên thực tế có vận tốc lớn hơn nhiều. Do đó, nhằm đánh giá ảnh hưởng của vận tốc dòng chảy đến hiệu quả giảm lực cản khí động của rãnh dọc với dải số Mach thay đổi M = 0,1÷3,0. Điều này cho phép nhận diện rõ sự thay đổi cơ chế tác động của rãnh từ dòng dưới âm, dòng cận âm, đến dòng siêu âm đối với quá trình tách dòng, tái hợp dòng, phân bố áp suất và ma sát sau đuôi. Kết quả của nghiên cứu này sẽ cung cấp cơ sở khoa học để đánh giá tính khả thi và mở rộng áp dụng phương pháp rãnh dọc cho các loại thiết bị bay trong thực tế.

2. Phương pháp mô phỏng số

2.1. Mô hình nghiên cứu

Trên Hình 1 là mô hình vật thể tròn xoay được sử dụng trong nghiên cứu này và mô hình vùng tính toán sử dụng cho mô phỏng. Các mô hình có đường kính D = 30 mm và tổng chiều dài L = 251 mm. Phần trước của mô hình có dạng elip để tránh dòng chảy phân tách trên bề mặt. Đuôi vát có dạng hình côn với góc β = 20°. Chiều dài đuôi thuyền L_b được cố định ở 0,7D. Mô hình sử dụng các rãnh dọc với các thông số: số lượng rãnh n=12; đường kính rãnh d=0,2D; khoảng cách từ đỉnh rãnh đến mép vát A=0,3D; rãnh đi qua giao tuyến của bề mặt vát và mặt đáy của đuôi.



Hình 1. Mô hình hình học và vùng tính toán

Miền tính toán trong nghiên cứu này được thiết lập có kích thước 125D × 34D × 34D tương ứng với chiều dài, chiều rộng và chiều cao của miền như trên Hình 1. Kích thước này được lựa chọn nhằm đảm bảo dòng chảy phát triển đầy đủ trước khi tương tác với mô hình,

đồng thời hạn chế tối đa ảnh hưởng của biên xa (far-field) đến vùng dòng chảy sau đuôi. Khoảng cách từ Inlet đến mũi vật thể được bố trí 17*D*, đủ lớn để đảm bảo sự ổn định của lớp biên và tránh ảnh hưởng của điều kiện đầu vào đến vùng khảo sát. Vận tốc dòng tới được đặt là U_∞ = 22 m/s, phù hợp với các điều kiện thử nghiệm đã được công bố trong các nghiên cứu trước đây [3, 13]. Việc lựa chọn giá trị này giúp so sánh, kiểm chứng và khẳng định độ tin cậy của kết quả mô phỏng với dữ liệu thực nghiệm, đồng thời đảm bảo miền dòng chảy nằm trong vùng rối phát triển hoàn toàn.

2.2. Mô hình rối

Trong nghiên cứu này, phương trình RANS với mô hình rối *k*-*ω* SST được áp dụng cho mô phỏng số. Đây là mô hình được kết hợp từ mô hình từ mô hình *k*-*ω* cho dòng gần tường và mô hình *k*-*ε* cho dòng xa tường. Mô hình rối *k*-*ω* SST chứa hai phương trình rối bổ sung *k*- *ε* và *k*-*ω* để mô phỏng các đặc tính rối [14], cho phép thu được kết quả chính xác cao về dòng chảy gần bề mặt vật thể và giảm thời gian tính toán trong mô phỏng số. Cụ thể, mô hình RANS *k*–*ω* SST có thể được biểu diễn như sau [14]:

$$\begin{aligned}
&\frac{\partial k}{\partial t}+U_j\frac{\partial k}{\partial x_j}=P_k-\beta k\omega+\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\nu+\sigma_k\nu_T\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right]\\
&\frac{\partial \omega}{\partial t}+U_j\frac{\partial \omega}{\partial x_j}=\alpha S^2-\beta\omega^2+\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\nu+\sigma_\omega\nu_T\right)\frac{\partial \omega}{\partial x_j}\right]+2\left(1-F_1\right)\sigma_{\omega 2}\frac{1}{\omega}\frac{\partial k}{\partial x_i}\frac{\partial \omega}{\partial x_i}
\end{aligned} \tag{1}$$

$$\nu_T=\frac{a_1 k}{\max\left(a_1\omega, SF_2\right)} \tag{2}$$

Trong đó:

$$F_2=\tanh\left[\left[\max\left(\frac{2\sqrt{k}}{\beta\omega y}, \frac{500\nu}{y^2\omega}\right)\right]^2\right] \tag{3}$$

$$P_k=\min\left(\tau_{ij}\frac{\partial U_i}{\partial x_j}, 10\beta k\omega\right) \tag{4}$$

$$F_1=\tanh\left\{\left\{\min\left[\max\left(\frac{\sqrt{k}}{\beta\omega y}, \frac{500\nu}{y^2\omega}\right), \frac{4\sigma_{\omega 2}k}{CD_{k\omega}y^2}\right]\right\}^4\right\} \tag{5}$$

$$\begin{aligned}
&CD_{k\omega}=\max\left(2\rho\sigma_{\omega 2}\frac{1}{\omega}\frac{\partial k}{\partial x_i}\frac{\partial \omega}{\partial x_i}, 10^{-10}\right)\\
&\phi=\phi_1 F_1+\phi_2\left(1-F_1\right)
\end{aligned} \tag{6}$$

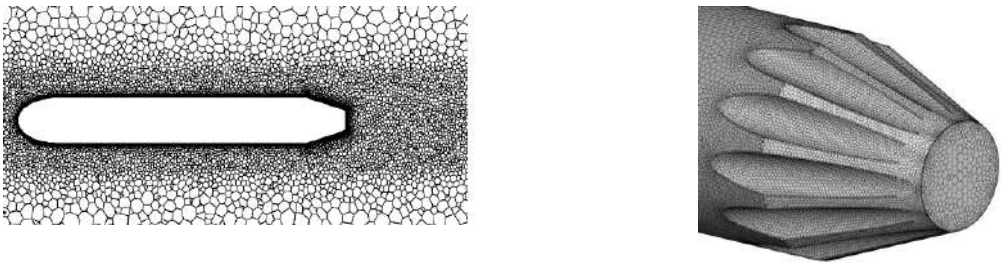
Các hằng số của các phương trình trên được xác định như sau [14]:

$$\alpha_1 = \frac{5}{9},\ \alpha_2 = 0.44, \beta_1 = \frac{3}{40},\ \beta_2 = 0.0828, \beta^* = 0.09,$$
$$\sigma_{k1} = 0.85,\ \sigma_{k2} = 1, \sigma_{\omega 1} = 0.5,\ \sigma_{\omega 2} = 0.856 \quad (7)$$

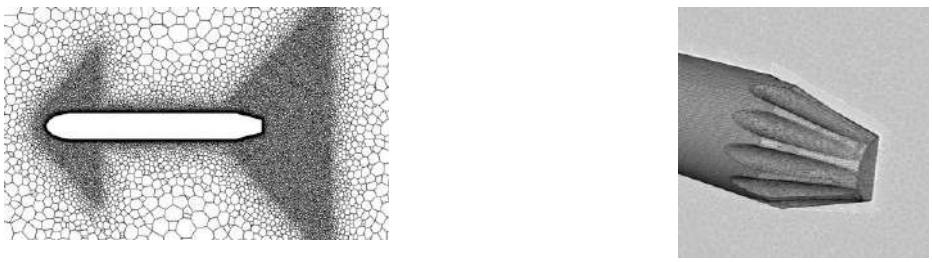
Nghiên cứu này sử dụng phần mềm thương mại ANSYS Fluent bản quyền để mô phỏng. Thuật toán Couple đã được chọn với điều kiện hội tụ có sai số là 10^{-6}.

2.3. Chia lưới vùng thể tích tính toán

Vùng thể tích tính toán được chia lưới không cấu trúc (unstructured mesh) theo kiểu lưới polyhedrall. Hình ảnh lưới trên bề mặt mô hình nghiên cứu được thể hiện trên Hình 2. Đối với các trường hợp vận tốc đầu vào M<0,8 thì có số lượng ô lưới bề mặt là 3,7 triệu ô lưới sau khi đã kiểm tra tính độc lập lưới như trên Hình 4. Kích thước ô lưới trên bề mặt mô hình khoảng 0,001 m. Để phù hợp với mô hình rối *k-ω* SST, 10 lớp lưới song song được sử dụng ở khu vực lớp biên với chiều dày lớp lưới đầu tiên từ bề mặt mô hình có độ cao 8,5×10-5 m với tỷ lệ tăng cho các lớp tiếp theo là 1,18. Khi vận tốc M> 0,8 số lớp lưới song song là 15 với chiều dày lớp lưới đầu tiên là 2,84 ×10^{-5} m và tỷ lệ tăng là 1,1.



a) Dưới âm



b) Trên âm

Hình 2. Cấu trúc lưới trên bề mặt và xung quanh mô hình



a) Dưới âm *b) Trên âm*

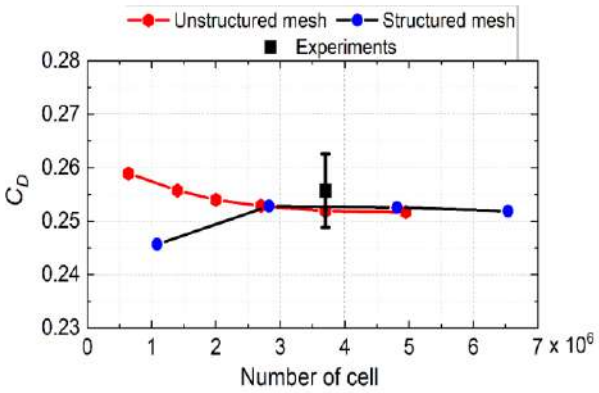
Hình 3. Phân bố giá trị y^+ trên bề mặt vật thể

Khi đó ta thu được giá trị y^+ trên bề mặt vật thể như trên Hình 3a với dòng dưới âm và Hình 3b cho dòng cận và trên âm. Các giá trị y^+ cao nhất xuất hiện tại vùng mũi của mô hình. Tuy nhiên, đặc trưng dòng chảy tại khu vực này chủ yếu là dòng bám dính, có độ dày lớp biên

rất mỏng và chưa xuất hiện các hiệu ứng nhiễu loạn phức tạp hay hiện tượng tách dòng. Do cơ chế tách dòng chủ yếu xảy ra ở phía sau vật thể mới là yếu tố quyết định đến đặc tính khí động học tổng thể, nên sai số cục bộ của y^+ tại mũi không gây ảnh hưởng đáng kể đến kết quả chung. Hơn nữa, mô hình k–ω SST có khả năng xử lý tốt vùng gần tường và các dòng chảy có gradient áp suất bất lợi [15], do đó, cấu hình lưới hiện tại là phù hợp cho mục tiêu nghiên cứu. [15]

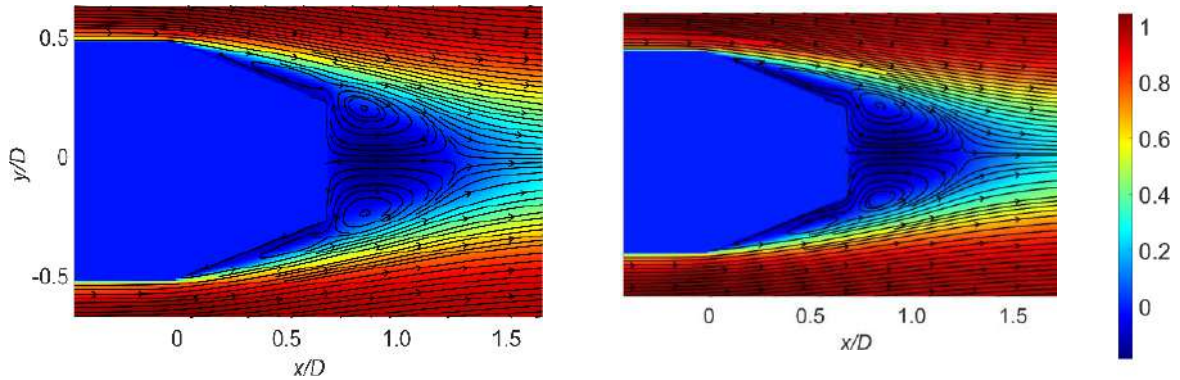
2.4. Kiểm chứng

Kết quả mô phỏng số được kiểm nghiệm thông qua so sánh với kết quả tính toán của Tran và cộng sự [3] khi tác giả tính toán cho cùng mô hình vật thể đuôi vát tròn xoay ở góc vát 20º bằng phương pháp thực nghiệm cũng như mô phỏng số với lưới cấu trúc. Kết quả cho thấy, sai lệch của mô phỏng hiện tại với kết quả của Tran là ≤ 2 % được chỉ ra trên Hình 4. Kết quả trên cho thấy mô hình tính toán có độ chính xác cao, bảo đảm cho việc thực hiện các tính toán cho các mô hình góc vát khác.



Hình 4. So sánh hệ số lực cản với kết quả của Tran [3] tại β = 20°

Hình 5 trình bày sự so sánh trường dòng quanh đuôi vát tại góc vát β = 20º giữa kết quả thực nghiệm của Tran [3] (a) và kết quả mô phỏng trong nghiên cứu hiện tại (b). Các đường đồng mức thể hiện sự phân bố vận tốc trong khu vực xung quanh đuôi vát. Mô phỏng hiện tại cho thấy trường dòng tương tự như trong nghiên cứu của Tran, với sự phát triển của dòng chảy và sự hình thành vùng xoáy tuần hoàn ở phía sau đuôi vát. Sự tương đồng giữa hai kết quả cho thấy mô phỏng số của nghiên cứu này đã tái hiện chính xác đặc tính dòng chảy thực tế, khẳng định độ tin cậy của phương pháp mô phỏng được sử dụng.



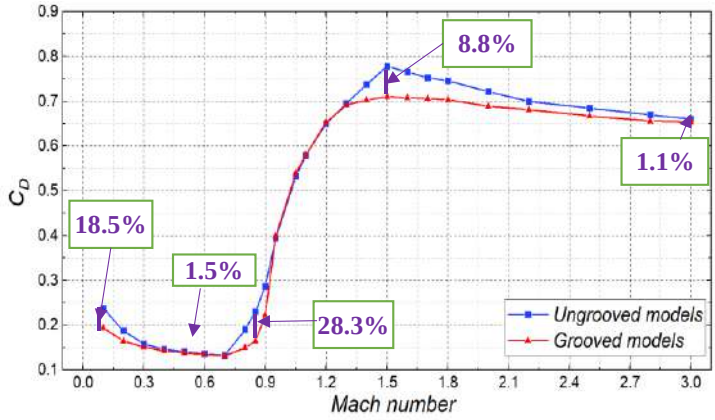
a) Tran [3] *b) Mô phỏng hiện tại*

Hình 5. So sánh trường dòng quanh đuôi vát β = 20°

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Hệ số lực cản khi số Mach thay đổi

Hình 6 trình bày sự biến thiên của hệ số lực cản C_D theo số Mach đối với các mô hình có và không có rãnh dọc trên bề mặt đuôi vát tròn xoay. Có thể nhận thấy rằng, trong toàn bộ dải số Mach khảo sát, hệ số lực cản của mô hình có rãnh luôn nhỏ hơn so với mô hình trơn, tuy nhiên mức độ giảm lực cản phụ thuộc rõ rệt vào chế độ dòng chảy.



Hình 6. Hệ số lực cản theo số Mach

Kết quả tính toán cho thấy hiệu quả giảm lực cản của rãnh dọc phụ thuộc rõ rệt vào số Mach. Trong miền dưới âm thấp đến trung bình (M<0,6), rãnh dọc làm giảm đáng kể hệ số lực cản, với mức giảm lớn nhất khoảng 18,5% tại M=0,1. Khi số Mach tăng trong miền dưới âm, hiệu quả này giảm dần và chỉ còn khoảng 1÷2% ở vùng gần cận âm. Trong miền cận âm (0,8<M<1,1), hiệu quả của rãnh dọc đạt giá trị lớn nhất, với mức giảm hệ số lực cản khoảng 28,3%. Đây là miền mà sự khác biệt giữa mô hình có rãnh và không có rãnh thể hiện rõ nhất, cho thấy rãnh dọc có ảnh hưởng mạnh đến cấu trúc dòng chảy và phân bố áp suất ở vùng sau đuôi. Sang miền siêu âm thấp (1,2<M<1,6), hiệu quả giảm lực cản vẫn được duy trì nhưng giảm xuống, với mức giảm khoảng 8÷10%. Khi số Mach tiếp tục tăng (M>2,0), chênh lệch hệ số lực cản giữa hai cấu hình trở nên rất nhỏ; tại M=3,0, mức giảm chỉ còn khoảng 1%. Như vậy, từ kết quả tính toán có thể thấy rãnh dọc phát huy hiệu quả tốt nhất trong miền cận âm, còn trong miền siêu âm cao hiệu quả giảm lực cản là không đáng kể.

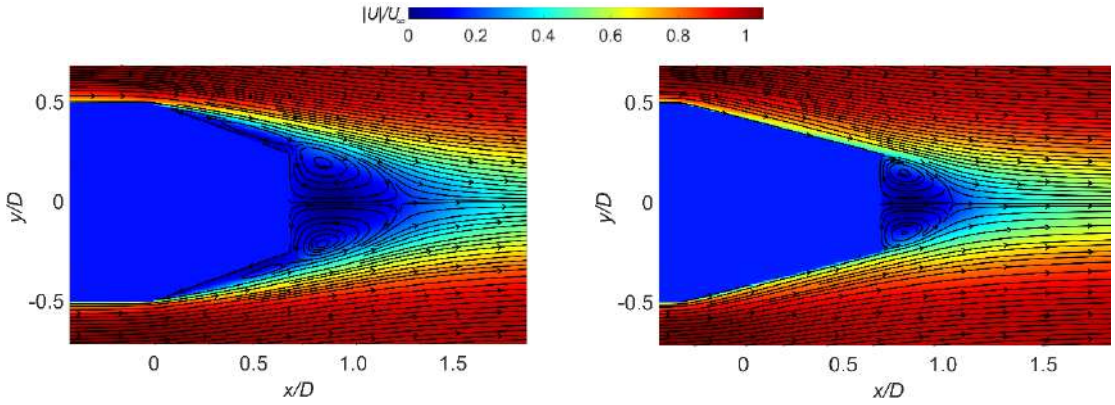
3.2. Dòng chảy quanh đuôi khi đường kính thân thay đổi

Hình 7 trình bày trường dòng chảy trung bình quanh mô hình đuôi vát tại một số số Mach đặc trưng; trong đó, cột bên trái là mô hình không rãnh và cột bên phải là mô hình có rãnh dọc. Kết quả cho thấy ảnh hưởng của rãnh dọc đến cấu trúc dòng chảy thay đổi rõ rệt theo số Mach.

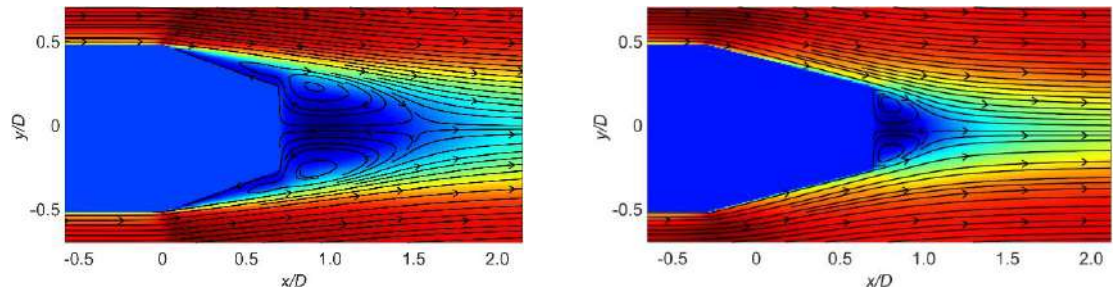
Ở M=0,1, sự khác biệt giữa hai cấu hình thể hiện rất rõ. Với mô hình không rãnh (bên trái), vùng tuần hoàn phía sau đuôi lớn, kéo dài và bám rộng theo phương dòng chảy. Trong khi đó, ở mô hình có rãnh (bên phải), vùng xoáy sau đuôi thu hẹp rõ rệt, chiều dài vùng tuần hoàn giảm và các đường dòng phía sau đuôi phục hồi sớm hơn. Điều này phù hợp với kết quả lực cản, khi hiệu quả giảm lực cản của rãnh dọc đạt giá trị lớn ở miền dưới âm thấp.

Tại M = 0,8, dòng chảy bắt đầu xuất hiện các sóng xung kích yếu và vùng tương tác phức tạp giữa sóng, lớp biên và xoáy phía sau đuôi. Đối với mô hình không rãnh, tương tác này dẫn đến sự mở rộng đáng kể của vùng xoáy, tách dòng lại xảy ra ngay trên đuôi vát và gia tăng mức

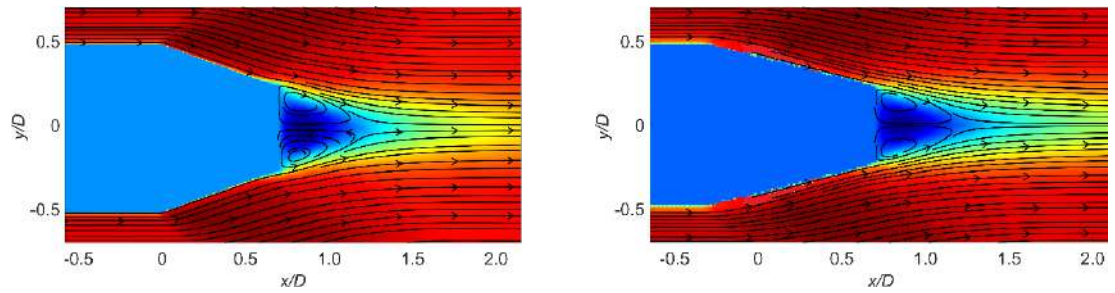
độ không ổn định của dòng chảy sau đuôi. Khi rãnh dọc được áp dụng, không còn tách dòng trên đuôi vát, cấu trúc xoáy trở nên hẹp hơn và các xoáy chính bị suy yếu, góp phần ổn định dòng chảy quanh đuôi.



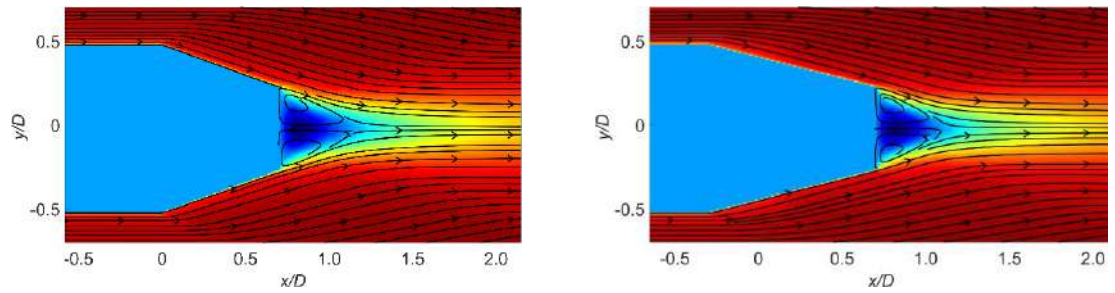
a) M = 0.1



b) M = 0.8



cd) M = 1.5



d) M = 3.0

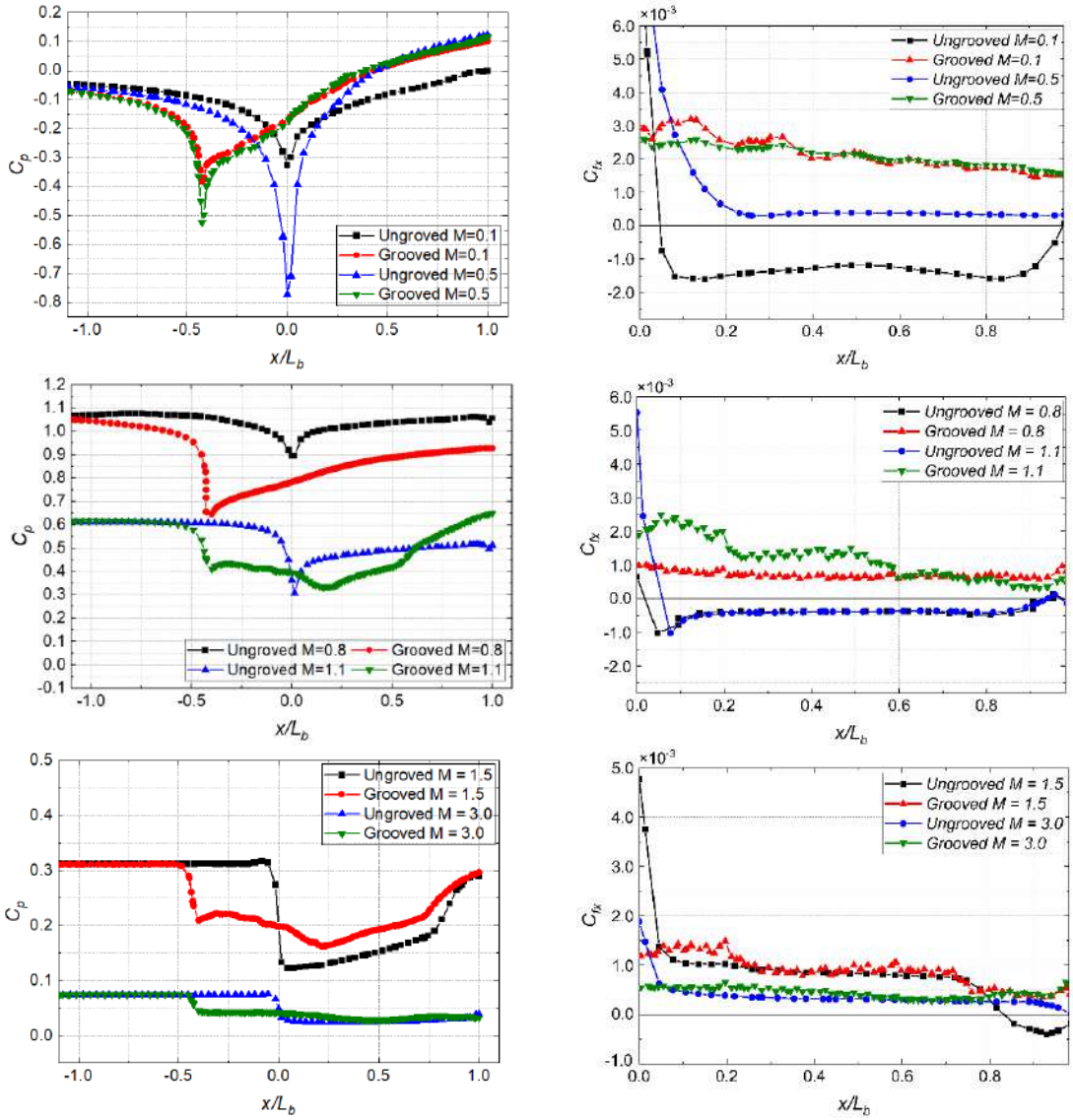
Hình 7. Dòng chảy quanh mô hình đuôi vát ở các số Mach khác nhau

Trong miền siêu âm, giữa M = 1.5 và M = 3.0 ta thấy hệ thống sóng xung kích đã hình thành rõ ràng, hiện tượng tách dòng trên bề mặt vát không còn kể cả ở mô hình không rãnh. Tuy vậy, ở M = 1,5, rãnh dọc vẫn có khả năng tạo ra sự cải thiện nhất định trong cấu trúc xoáy, thể hiện qua việc thu hẹp nhẹ vùng tuần hoàn và làm tăng áp suất đáy, từ đó mang lại mức giảm

lực cản vừa phải. Tuy nhiên, khi số Mach tăng lên M = 3,0, lực cản sóng trở thành thành phần chi phối, trong khi vùng xoáy tuần hoàn bị nén mạnh và chiều dài giảm đáng kể. Do đó, sự khác biệt về cấu trúc dòng chảy phía sau đuôi giữa hai cấu hình trở nên rất nhỏ, và hiệu quả giảm lực cản của rãnh dọc gần như không còn đáng kể.

3.3. Phân bố áp suất và ma sát bề mặt khi đường kính thân thay đổi

Hình 8 trình bày phân bố hệ số áp suất C_p (bên phải) và hệ số ma sát C_f (bên trái) dọc theo bề mặt đuôi vát tròn xoay đối với các cấu hình có và không có rãnh dọc tại các số Mach đặc trưng. Các kết quả cho thấy sự thay đổi rõ rệt của đặc trưng phân bố bề mặt theo chế độ dòng chảy, đồng thời phản ánh trực tiếp cơ chế vật lý chi phối lực cản khí động của mô hình.



Hình 8. Phân bố hệ số áp suất và ma sát trên bề mặt vát

Trong miền dưới âm, phân bố C_p trên bề mặt đuôi vát của mô hình không rãnh thể hiện sự suy giảm mạnh áp suất ngay sau vai vát, đi kèm với gradient áp suất bất lợi lớn, là nguyên nhân chính gây tách dòng sớm và hình thành vùng xoáy rộng phía sau. Khi áp dụng rãnh dọcquá trình phục hồi áp suất sau vai vát diễn ra hiệu quả hơn, phù hợp với sự thu hẹp của vùng xoáy sau đuôi đã quan sát ở Hình 7. Phân bố hệ số ma sát C_f trong miền dưới âm cho thấy sự khác

biệt rõ rệt giữa hai cấu hình. Đối với mô hình không rãnh, C_f mang giá trị âm trong một khoảng dài dọc theo đuôi vát, phản ánh sự tồn tại của vùng dòng chảy ngược và vùng tuần hoàn sau tách. Trong khi đó, đối với mô hình có rãnh, vùng C_f âm bị thu hẹp đáng kể và vị trí tái bám của dòng chảy dịch chuyển về phía sau, cho thấy rãnh dọc đã góp phần ổn định lớp biên và làm trì hoãn quá trình tách dòng.

Tại số Mach M = 0,8, phân bố C_p xuất hiện các đỉnh tăng cục bộ, đặc trưng cho ảnh hưởng của sóng xung kích yếu trong miền cận âm. Ở cấu hình không rãnh, các biến thiên C_p lớn hơn, cho thấy tương tác sóng – lớp biên mạnh hơn và phù hợp với trường dòng có vùng xoáy phát triển hơn ở Hình 7. Ngược lại, ở cấu hình có rãnh, phân bố C_p mượt hơn và các đỉnh cục bộ giảm xuống, phản ánh trường dòng ổn định hơn và áp suất đáy được cải thiện. Đồng thời, phân bố C_f của mô hình có rãnh duy trì giá trị dương trên gần như toàn bộ bề mặt đuôi vát, cho thấy hiện tượng tách dòng bị triệt tiêu hoặc suy giảm mạnh. Đây là cơ sở trực tiếp giải thích cho hiệu quả giảm lực cản lớn nhất trong miền cận âm.

Trong miền siêu âm, phân bố C_p trên bề mặt đuôi vát bị chi phối chủ yếu bởi sóng xung kích và các vùng giãn nở, dẫn đến sự thay đổi áp suất mang tính đột ngột nhưng phân bố tương đối đồng đều giữa hai cấu hình. Chênh lệch C_p giữa mô hình có và không rãnh trong miền này là nhỏ, cho thấy rãnh dọc không ảnh hưởng đáng kể đến đặc trưng áp suất bề mặt khi lực cản sóng chiếm ưu thế. Tương tự, phân bố C_f trong miền siêu âm cho thấy dòng chảy bám tốt trên bề mặt đuôi vát đối với cả hai cấu hình, với giá trị C_f dương gần như toàn bộ chiều dài đuôi và sự khác biệt giữa hai trường hợp là không đáng kể.

3.4. Tiêu chuẩn Q

Hình 9 trình bày các cấu trúc xoáy ba chiều được trích xuất theo tiêu chuẩn Q đối với mô hình đuôi vát tròn xoay có và không có rãnh dọc tại các số Mach đặc trưng, từ miền dưới âm đến siêu âm cao. Tiêu chuẩn Q cho phép nhận diện trực quan các vùng dòng chảy mà chuyển động quay chiếm ưu thế so với biến dạng, qua đó phản ánh rõ mức độ phát triển, phân bố và tương tác của các cấu trúc xoáy trong vùng xoáy phía sau đuôi.

Trong miền dưới âm (M = 0,1 và M = 0,5), mô hình không rãnh xuất hiện các cấu trúc xoáy lớn, kéo dài và phát triển liên tục phía sau đuôi. Ngược lại, ở mô hình có rãnh, các cấu trúc xoáy có xu hướng ngắn hơn, nhỏ hơn và phân bố đều hơn quanh chu vi đuôi. Sự khác biệt này thể hiện rõ nhất tại M=0,1, cho thấy rãnh dọc làm thay đổi đáng kể cấu trúc xoáy trong vùng sau đuôi ở miền Mach thấp.

Trong miền cận âm (M = 0,8 và M = 1,1), cường độ và mức độ phức tạp của các cấu trúc xoáy tăng lên rõ rệt ở cả hai cấu hình. Tuy nhiên, với mô hình không rãnh, các xoáy có kích thước lớn hơn và phát triển mạnh hơn phía sau đuôi, trong khi ở mô hình có rãnh, các cấu trúc xoáy ngắn hơn, tập trung hơn và phân bố đều hơn theo chu vi. Kết quả này cho thấy rãnh dọc có ảnh hưởng rõ đến cấu trúc xoáy trong miền cận âm, đặc biệt tại M = 0,8.

Trong miền siêu âm (M = 1,5 và M = 3,0), các cấu trúc xoáy ở cả hai cấu hình đều ngắn hơn và kém phát triển hơn so với các miền Mach thấp. Đồng thời, sự khác biệt giữa mô hình có rãnh và không có rãnh giảm đi rõ rệt. Điều này cho thấy ảnh hưởng của rãnh dọc đến cấu trúc xoáy sau đuôi trong miền siêu âm là hạn chế.

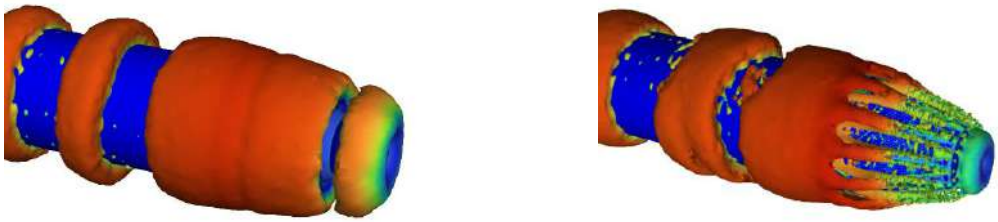
Ungrooved *Grooved*



a) M = 0,1



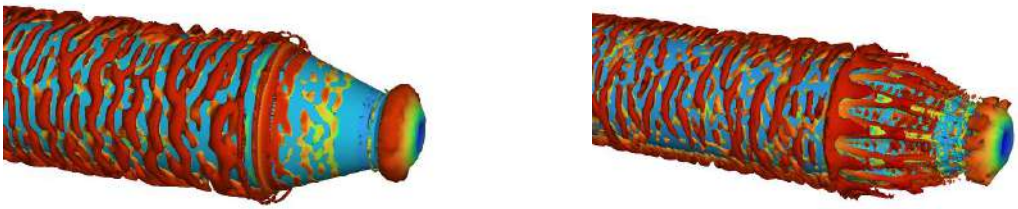
b) M = 0,5



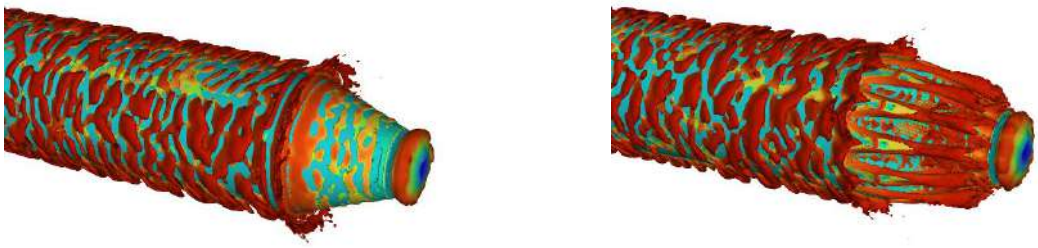
c) M = 0,8



d) M = 1,1



e) M = 1,5



f) M = 3,0

Hình 9. Tiêu chuẩn Q ở các số Mach khác nhau không rãnh (bên phải) và có rãnh (bên trái)

4. Kết luận

Bài báo đã áp dụng phương pháp mô phỏng số RANS *k-ω* SST để nghiên cứu ảnh hưởng của số Mach đến hiệu quả giảm lực cản của rãnh dọc trên các vật thể đuôi vát tròn xoay. Kết quả cho thấy, rãnh dọc làm giảm lực cản không chỉ ở vận tốc dưới âm mà còn cả ở khu vực cận và trên âm với các mức giảm khác nhau. Nguyên nhân giảm lực cản trong vùng dưới âm chủ yếu đến từ việc làm giảm hiện tượng tách dòng, thu hẹp vùng xoáy tuần hoàn sau đáy và phục hồi áp suất sau đuôi vát cũng như tăng áp suất đáy. Đối với dòng cận và trên âm, rãnh dọc giúp ổn định dòng chảy và giảm sự tương tác giữa sóng và lớp biên. Kết quả này một lần nữa khẳng định được hiệu quả của rãnh dọc trong việc giảm lực cản cho vật thể đuôi vát tròn xoay, từ đó có thể áp dụng cho các thiết bị bay trên thực tế ở cả vận tốc dưới, cận và trên âm.

Lời cảm ơn

Nghiên cứu này được tài trợ bởi Quỹ Phát triển khoa học và công nghệ Quốc gia (NAFOSTED) trong đề tài mã số 107.03-2021.52.

Tài liệu tham khảo (References)

1. Krieger, R. J. & Vukelich, S. R. (1986). Tactical missile drag, tactical missile aerodynamics. *Prog. Astronautics Aeronautics, AIAA*, 104, 383-420.
2. Viswanath, P. R. (1996). Flow management techniques for base and afterbody drag reduction. *Progress in Aerospace Sciences*, 32(2-3), 79-129.
3. Tran, T.H. (2021). Effect of boattail angle on near-wake flow and drag of axisymmetric models: a numerical approach. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 35, 563-573.
4. Tran, T.H. (2018). Effect of boattail angles on the flow pattern on an axisymmetric afterbody surface at low speed. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 99, 324-335.
5. Tran, T.H. (2020). The effect of boattail angles on the near-wake structure of axisymmetric afterbody models at low-speed condition. *International Journal of Aerospace Engineering*, 2020 (1), 1-14.
6. Tran, T.H. (2019). Effect of Reynolds number on flow behavior and pressure drag of axisymmetric conical boattails at low speeds. *Experiments in Fluids*, 60, 1-19.
7. Lang, A., P. Motta, P. Hidalgo, & M. Westcott (2008). Bristled shark skin: a microgeometry for boundary layer control?. *Bioinspiration & biomimetics*, 3(4), 046005.

8. Fu, Y., C. Yuan, & X. Bai (2017). Marine drag reduction of shark skin inspired riblet surfaces. *Biosurface and Biotribology*, 3(1), 11-24.
9. Howard, F.G. & W.L. Goodman (1985). Axisymmetric bluff-body drag reduction through geometrical modification. *Journal of aircraft*, 22(6), 516-522.
10. Mariotti, A., G. Buresti, G. Gaggini, & M. Salvetti (2017). Separation control and drag reduction for boat-tailed axisymmetric bodies through contoured transverse grooves. *Journal of Fluid Mechanics*, 832, 514-549.
11. Mariotti, G.B., & M. V. Salvetti (2019). Drag reduction of boat-tailed bluff bodies through transverse grooves, in Direct and Large-Eddy Simulation XI. *Springer International Publishing: Switzerland*, 489–495.
12. Quang ND, T.H., & Le D.A. (2024). Drag reduction for axisymmetric boattail model by longitudinal groove cavity under low-speed conditions. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 38(8), 4209-4220.
13. Ambo, T., L. Chen, T. Nonomura, & K. Asai (2019). Effect of boattail angle on pressure distribution and drag of axisymmetric afterbodies under low-speed conditions. *Transactions of the Japan Society for Aeronautical and Space Sciences*, 62(4), 219-226.
14. Menter, F.R. (1994). Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. *AIAA journal*, 32(8), 1598-1605.
15. Kalitzin, G. (2005). Near-wall behavior of RANS turbulence models and implications for wall functions. *Journal of Computational Physics*, 204(1), 265-291.

Effect of Reynolds number on the drag reduction efficiency of longitudinal grooves for axisymmetric boattail bodies

Abstract: *Boattail bodies typically exhibit high base drag and complex flow behind the tail. Longitudinal grooves have been proven to be an effective method for reducing drag on these bodies. However, to fully assess the effectiveness of this method, it is necessary to conduct studies under various operating conditions. This study uses numerical simulation with the RANS k-ω SST model to analyze the impact of flow velocity (Mach number) on the drag reduction efficiency of longitudinal grooves for boattail bodies. The simulation results will be compared with experimental data collected under similar conditions to verify the accuracy of the simulations. The results show that longitudinal grooves reduce drag for boattail bodies in both subsonic, transonic, and supersonic flow regimes. Flow analysis, as well as the distribution of friction and pressure around the boattail and the Q-criterion, will be conducted for both grooved and ungrooved cases to clarify the physical mechanisms and causes behind this phenomenon.*

Keywords: Longitudinal grooves, Mach number, drag, axisymmetric boattail model, numerical simulation.

PHÂN TÍCH HIỆU NĂNG HỆ THỐNG CHUYỂN TIẾP SONG CÔNG SÓNG MILIMET VỚI KỸ THUẬT ĐA TRUY CẬP PHÂN CHIA TỐC ĐỘ VÀ LỰA CHỌN ĂNG-TEN PHÁT

Đinh Công Hùng*, Nguyễn Bá Cao, Phạm Xuân Nghĩa, Lê Thị Thanh Huyền

Khoa Vô tuyến điện tử, Học viện Kỹ thuật quân sự, Hà Nội, Việt Nam

Khoa Cơ sở, Đại học Thông tin liên lạc, Khánh Hoà, Việt Nam

Tóm tắt:

Bài báo trình bày một phân tích hiệu năng cho hệ thống chuyển tiếp song công trong băng (IBFDR) hoạt động ở dải sóng milimet (MW) kết hợp với kỹ thuật đa truy cập phân chia tốc độ (RSMA) và lựa chọn ăng-ten phát (TAS). Khác với các nghiên cứu trước đây chỉ tập trung vào một hoặc hai chỉ số hiệu năng, công trình này xây dựng các biểu thức dạng đóng cho bốn chỉ số hiệu năng quan trọng: Xác suất dừng (OP), hiệu suất năng lượng (EE) và dung lượng ergodic (EC) trên kênh pha-đinh Nakagami-*m* với các tham số hệ thống thực tế. Kết quả số cho thấy hệ thống MW-IBFDR với RSMA và TAS vượt trội đáng kể so với hệ thống NOMA truyền thống trên tất cả bốn chỉ số. Đặc biệt, OP giảm hơn 10 lần, EE tăng gấp đôi, và EC cao hơn rõ rệt. Nghiên cứu cũng đánh giá ảnh hưởng của các tham số then chốt bao gồm công suất phát, mức nhiễu tự giao thoa dư (RSI), khoảng cách thu-phát, hệ số phân bổ công suất, và tần số MW, từ đó đề xuất các khuyến nghị tối ưu cho hệ thống.

Từ khóa: *Chuyển tiếp song công trong băng (IBFDR: In-band full-duplex relaying); Đa truy cập phân chia tốc độ (RSMA: Rate-splitting multiple access); Lựa chọn ăng-ten phát (TAS: Transmit antenna selection); Sóng milimet (MW: Millimeter-wave); Xác suất dừng (OP: Outage probabilitie); Hiệu suất năng lượng (EE: Energy efficiency); Dung lượng (EC: Ergodic capacity).*

1. Giới thiệu

Trong bối cảnh mạng truyền thông không dây thế hệ thứ sáu (6G), nhu cầu về tốc độ dữ liệu cực cao, độ trễ cực thấp và kết nối khổng lồ đặt ra những thách thức lớn cho công nghệ truyền thông. Chuyển tiếp song công trong băng (IBFDR) là một kỹ thuật đột phá cho phép thu và phát đồng thời trên cùng một băng tần, giúp tăng gấp đôi hiệu suất phổ so với hệ thống bán song công truyền thống [1]. Tuy nhiên, thách thức chính của IBFDR là nhiễu tự giao thoa (SI), đòi hỏi các kỹ thuật triệt tiêu SI tiên tiến.

Đa truy cập phân chia tốc độ (RSMA) là một chiến lược truyền dẫn linh hoạt, cho phép quản lý nhiễu đa người dùng hiệu quả bằng cách chia thông điệp thành phần chung và phần riêng [2,3]. RSMA đã được chứng minh là vượt trội hơn các phương pháp đa truy cập truyền thống như NOMA và SDMA nhờ khả năng thích ứng linh hoạt với điều kiện kênh truyền và nhu cầu người dùng đa dạng.

Truyền thông sóng milimet (MW) hoạt động ở dải tần 30–300 GHz, cung cấp băng thông rộng lớn hỗ trợ tốc độ dữ liệu cực cao [4]. Kết hợp với lựa chọn ăng-ten phát (TAS) giúp tối ưu hóa chất lượng tín hiệu với độ phức tạp phần cứng thấp do chỉ cần một chuỗi RF duy nhất [5].

Các nghiên cứu gần đây thường chỉ kết hợp hai trong bốn công nghệ MW, IBFDR, RSMA và TAS, hoặc chỉ phân tích một hoặc hai chỉ số hiệu năng. Ví dụ, [6] phân tích OP của hệ thống RSMA-MW; [7] nghiên cứu OP và thông lượng cho hệ thống RSMA-MW-FDR-TAS; [8] đề xuất biểu thức EE và EC cho hệ thống MW-IBFDR-RSMA-TAS. Tuy nhiên, chưa có công

* *Email: Dinhconghung84@ lqdtu.edu.vn*

trình nào cung cấp một khung phân tích thống nhất cho cả ba chỉ số hiệu năng (OP, EE, EC) trong một hệ thống tích hợp đầy đủ bốn công nghệ.

Bài báo này lấp đầy khoảng trống nghiên cứu trên bằng cách trình bày một phân tích hiệu năng cho hệ thống MW-IBFDR với RSMA và TAS. Các đóng góp chính bao gồm:

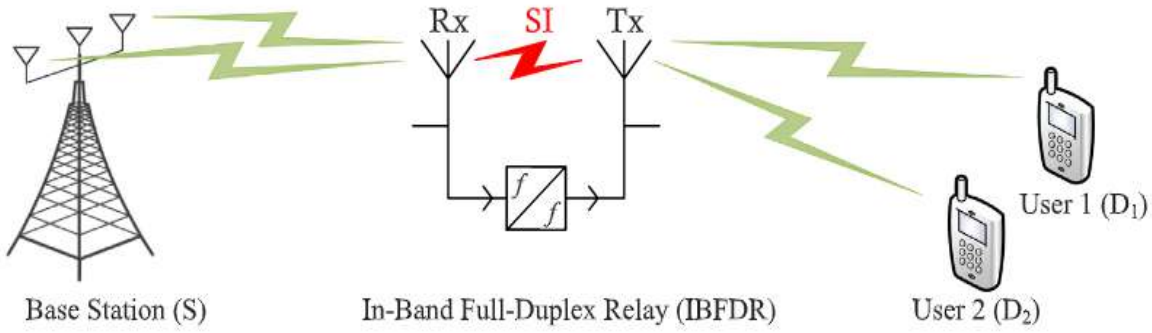
(1) Xây dựng mô hình hệ thống tích hợp đồng thời bốn công nghệ tiên tiến: truyền thông sóng milimet, chuyển tiếp song công trong băng, đa truy cập phân chia tốc độ, và lựa chọn ăng-ten phát.

(2) Đạo hàm các biểu thức dạng đóng cho bốn chỉ số hiệu năng: OP, EE và EC trên kênh pha-đinh Nakagami-*m*, tạo thành khung phân tích toàn diện nhất cho hệ thống loại này.

(3) Đánh giá toàn diện ảnh hưởng của các tham số hệ thống then chốt và đề xuất khuyến nghị tối ưu hóa thực tế.

2. Mô hình hệ thống

Hình 1 mô tả mô hình hệ thống MW-IBFDR với RSMA và TAS. Trạm gốc S được trang bị N_S ăng-ten phát, sử dụng RSMA để truyền hai thông điệp riêng biệt tới hai người dùng D_1 và D_2. Do khoảng cách lớn, một IBFDR sử dụng giao thức giải mã-và-chuyển tiếp (DF) được đặt giữa S và các người dùng. IBFDR có hai ăng-ten riêng biệt cho thu và phát. Hệ thống hoạt động ở dải tần MW (30–300 GHz).



Hình 1. Mô hình hệ thống MW-IBFDR

2.1. Tín hiệu phát và thu

Tín hiệu phát từ S kết hợp tuyến tính tín hiệu chung x_n và hai tín hiệu riêng x_1, x_2:

$$x_S = x_n\sqrt{P_S\xi_n} + x_1\sqrt{P_S\xi_1} + x_2\sqrt{P_S\xi_2}, \quad (1)$$

trong đó ξ_n, ξ_1, ξ_2 là các hệ số phân bổ công suất thỏa mãn $\xi_n + \xi_1 + \xi_2 = 1$; P_S là công suất phát trung bình của S.

Với TAS, ăng-ten thứ p được chọn từ N_S ăng-ten để tối đa hóa công suất thu tại IBFDR. Sau các giai đoạn triệt tiêu SI (SIC), tín hiệu thu tại IBFDR là:

$$y_R = h_{S_pR}(x_n\sqrt{P_S\xi_n} + x_1\sqrt{P_S\xi_1} + x_2\sqrt{P_S\xi_2}) + r_{SI}\sqrt{P_R} + \eta_R, \quad (2)$$

trong đó $r_{SI} \sim \mathbb{CN}(0, \Omega_{RR}\rho^2_R)$ là nhiễu tự giao thoa dư (RSI), với Ω_{RR} là hệ số khuếch đại SI trung bình và ρ^2_R là mức RSI.

2.2. Tỷ số tín hiệu trên nhiễu cộng giao thoa (SINR)

IBFDR giải mã x_n trước, coi x_e là nhiễu. Sau khi loại bỏ x_n, IBFDR giải mã x_e. SINR tại IBFDR cho x_n và x_e lần lượt là:

$$\alpha^{R}(x_n) = |h_{SpR}|^2 P_S \xi_n / (|h_{SpR}|^2 P_S(\xi_1 + \xi_2) + \Omega_{RR}\rho^2{}_R P_R + \sigma^2{}_0) \quad (3)$$

$$\alpha^{R}(x_e) = |h_{SpR}|^2 P_S \xi_e / (|h_{SpR}|^2 P_S \xi_1 + \Omega_{RR}\rho^2{}_R P_R + \sigma^2{}_0) \quad (4)$$

Tại người dùng D_e, SINR cho x_n và x_e được tính tương tự:

$$\alpha^{D_e}(x_n) = |h_{RD_e}|^2 P_R \xi_n / (|h_{RD_e}|^2 P_R(\xi_1 + \xi_2) + \sigma^2{}_0) \quad (5)$$

$$\alpha^{D_e}(x_e) = |h_{RD_e}|^2 P_R \xi_e / (|h_{RD_e}|^2 P_R \xi_1 + \sigma^2{}_0) \quad (6)$$

Hệ số khuếch đại trung bình cho kịch bản NLoS với truyền thông MW được tính theo mô hình 3GPP:

$$\Omega = G_{tx} + G_{rx} - 31.7 \cdot \log(d) - 20 \cdot \log(f_c) - 32.4 \quad (7)$$

3. Phân tích hiệu năng

3.1. Xác suất dừng (OP)

Sự kiện dừng tại D_e xảy ra khi: (i) IBFDR không giải mã được x_n hoặc x_e; hoặc (ii) D_e không giải mã được x_n hoặc x_e. OP tại D_e được định nghĩa:

$$\wp^{D_e}{}_{out} = \Pr\{(\alpha^{(xn)}{}_R < \alpha^{(xn)}{}_{th}) \cup (\alpha^{(xe)}{}_R < \alpha^{(xe)}{}_{th}) \cup (\alpha^{(xn)}{}_{D_e} < \alpha^{(xn)}{}_{th}) \cup (\alpha^{(xe)}{}_{D_e} < \alpha^{(xe)}{}_{th})\} \quad (8)$$

Định lý 1. *OP tại D_e của hệ thống MW-IBFDR với RSMA và TAS trên kênh Nakagami-m được cho bởi biểu thức (20) trong [8], bao gồm ba trường hợp dựa trên mối quan hệ giữa ngưỡng SINR và hệ số phân bổ công suất. Cụ thể, khi $\alpha^{(xn)}{}_{th} < \xi_n/(\xi_1 + \xi_2)$ và $\alpha^{(xe)}{}_{th} < \xi_e/\xi_1$, OP phụ thuộc vào cả tham số kênh S-IBFDR (Ω_{SR}, m_{SR}) và IBFDR-D_e (Ω_{RDe}, m_{RDe}), cũng như số lượng ăng-ten N_S thông qua khai triển nhị thức. Khi các ngưỡng vượt giới hạn, OP = 1.*

3.2. Hiệu suất năng lượng (EE)

EE được định nghĩa là tỷ số giữa thông lượng hệ thống và tổng công suất tiêu thụ:

$$\eta = B_W \cdot (\tau_{D_1} + \tau_{D_2}) / P_{all} \quad (10)$$

trong đó B_W là băng thông, $P_{all} = P_S + P_R + \tilde{P}_S + \tilde{P}_R + \tilde{P}_{D_1} + \tilde{P}_{D_2}$ là tổng công suất tiêu thụ bao gồm công suất phát và công suất mạch tiêu tán.

Định lý 2. *EE của hệ thống MW-IBFDR với RSMA và TAS được tính theo biểu thức (25) trong [8], kết hợp thông lượng tại hai người dùng và tổng công suất tiêu thụ. Biểu thức này cho phép xác định công suất phát tối ưu tại đó EE đạt cực đại.*

3.3. Dung lượng Ergodic (EC)

EC tại D_e bao gồm dung lượng cho cả thông điệp chung và riêng:

$$C_{D_e} = C^{(xn)}{}_{D_e} + C^{(xe)}{}_{D_e} = (1/\ln 2)[\min(I_{De-1}, I_{De-2}) + \min(I_{De-3}, I_{De-4})] \quad (11)$$

Định lý 3. *EC tại D_e được tính bằng phương pháp xấp xỉ Chebyshev-Gauss, trong đó các thành phần I_{De-1} đến I_{De-4} được cho bởi các biểu thức (32)–(35) trong [8]. Các biểu thức này bao gồm tích phân được biến đổi thành tổng hữu hạn thông qua phương pháp cầu phương Chebyshev với tham số L.*

4. Kết quả số và thảo luận

Phần này trình bày kết quả phân tích và mô phỏng Monte-Carlo để đánh giá hiệu năng hệ thống. Các tham số mặc định được tổng hợp trong Bảng 1.

Bảng 1. Tham số mô phỏng hệ thống (theo chuẩn 3GPP UMi [4] và thiết lập trong [7,8])

Tham số (Ký hiệu)	Giá trị	Tham số (Ký hiệu)	Giá trị
Băng thông (BW)	10 MHz	Mật độ tạp âm (ND)	−174 dBm/Hz
Hệ số tạp âm (NF)	10 dB	Công suất phát (Ptx)	0~40 dBm
CS mạch TX, Relay (P̃S, P̃R)	10 dBm	CS mạch User (P̃D1, P̃D2)	10 dBm
Tăng ích ăng-ten (Gtx, Grx)	5 dBi	KC nguồn–relay (dSR)	50 m
KC relay–user1 (dRD1)	60 m	KC relay–user2 (dRD2)	50 m
KC SI (dRR)	0,05 m	Tần số MW (fc)	30~300 GHz
Mức RSI (ρ²R)	−110~−90 dB	HS phân bổ CS (ξn)	0,6; 0,8
Số ăng-ten TAS (NS)	1; 3	Tham số Nakagami (m)	3

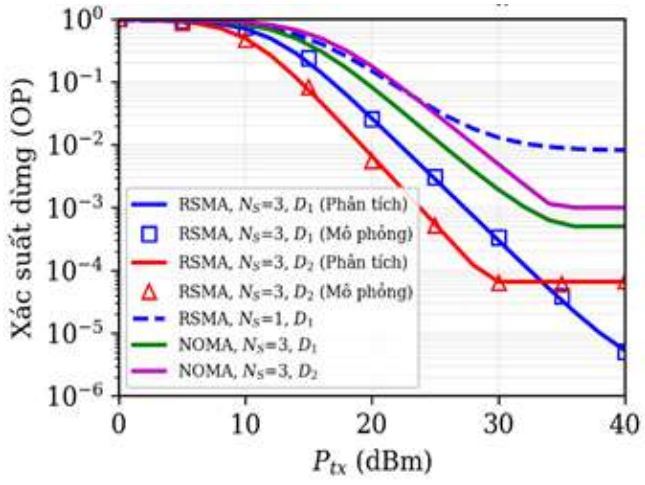
Ghi chú: Các tham số được lựa chọn theo chuẩn 3GPP TR 38.901 cho kịch bản Urban Micro (UMi) NLoS [4], phù hợp với mô hình small cell 5G/6G. Giá trị mặc định Ptx = 30 dBm, fc = 30 GHz, ρ²R = −110 dB, ξn = 0,8 trừ khi có ghi chú khác. Các giá trị này nhất quán với [7,8] để đảm bảo tính so sánh.

4.1. Phân tích xác suất dừng

Kết quả OP cho thấy hệ thống RSMA-MW vượt trội so với NOMA-MW. Cụ thể, tại P_{tx} = 30 dBm với f_c = 40 GHz, OP tại D_1 và D_2 của hệ thống RSMA-MW lần lượt là $3{,}6\times10^{-4}$ và $6{,}6\times10^{-5}$, trong khi hệ thống NOMA-MW có OP là $5{,}6\times10^{-3}$ và $1{,}1\times10^{-3}$. Như vậy, RSMA giảm OP hơn 10 lần so với NOMA.

Ảnh hưởng của TAS rất đáng kể: với N_S = 1 (không TAS), OP bão hòa sớm do RSI; với N_S = 3, OP tiếp tục giảm và đạt 10^{-6} với P_{tx} < 50 dBm. Điều này là do TAS tăng $|h_{SpR}|^2$ thông qua chọn ăng-ten tốt nhất, giúp SINR tại IBFDR đủ cao để vượt qua sàn lỗi.

Mức RSI ρ^2_R ảnh hưởng mạnh: khi ρ^2_R = −100 dB, OP bão hòa tại $6{,}3\times10^{-2}$ với P_{tx} = 35 dBm; khi ρ^2_R = −110 dB, OP đạt 10^{-6} với P_{tx} < 40 dBm. Khoảng cách d_{SR} cũng là tham số quan trọng, với vị trí tối ưu của IBFDR phụ thuộc vào mức RSI và công suất phát.



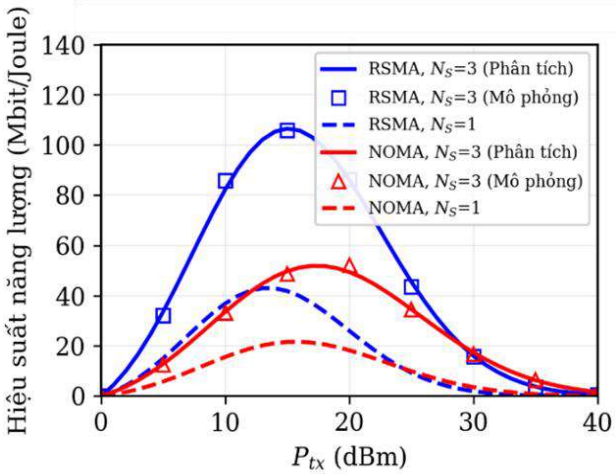
Hình 2. Xác suất dừng (OP) theo công suất phát P_{tx} tại D_1 và D_2.

4.2. Phân tích hiệu suất năng lượng

EE của hệ thống RSMA cao hơn đáng kể so với NOMA. EE cực đại với RSMA đạt 120 Mbit/Joule, trong khi NOMA chỉ đạt 60 Mbit/Joule (trường hợp $N_S = 3$, $\Sigma\mathscr{R} = 0{,}8$ bpcu). Đặc biệt, công suất phát tối ưu cho EE của RSMA thấp hơn NOMA, cho thấy lợi thế kép: hiệu suất cao hơn tại công suất thấp hơn.

Khi ρ^2_R tăng từ −110 dB đến −90 dB, EE giảm từ 116 Mbit/Joule xuống 0 Mbit/Joule (P_{tx} = 15 dBm). Với RSMA, IBFDR có thể hoạt động hiệu quả khi $\rho^2_R < -95$ dB, trong khi NOMA yêu cầu $\rho^2_R < -100$ dB. Tần số MW cũng ảnh hưởng đáng kể: EE cực đại lần lượt là 141, 72, và 18 Mbit/Joule cho f_c = 30, 40, 50 GHz.

Hệ số phân bổ công suất ξ_n có tác động đáng kể đến EE. Khi ξ_n tăng, EE ban đầu tăng rồi giảm. Với $\mathscr{R}_n = 0{,}6$ bpcu, EE tăng từ 0 lên 118 Mbit/Joule rồi giảm khi ξ_n thay đổi từ 0,4 đến 0,9. Khuyến nghị tránh $\mathscr{R}_n \geq 1$ bpcu để duy trì EE.

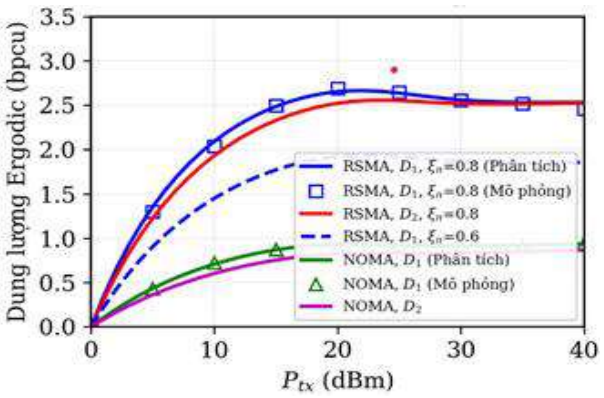


Hình 3. Hiệu suất năng lượng EE theo công suất phát P_{tx}

4.3. Phân tích dung lượng Ergodic

EC của RSMA cao hơn rõ rệt so với NOMA. Với $\xi_n = 0{,}8$, $\xi_1 = \xi_2 = 0{,}1$, EC tại cả D_1 và D_2 vượt trội so với trường hợp $\xi_n = 0{,}6$. Cả RSMA và NOMA đều bão hòa EC ở P_{tx} cao do RSI.

Tần số MW ảnh hưởng mạnh: EC giảm từ 2,9–3 bpcu (f_c = 30 GHz) xuống 0,4–0,6 bpcu (f_c = 300 GHz) khi P_{tx} = 30 dBm. Khi f_c = 300 GHz và P_{tx} = 20 dBm, EC xấp xỉ 0. Khoảng cách d_{SR} ảnh hưởng ít khi $\rho^2_R = -110$ dB nhưng ảnh hưởng lớn khi $\rho^2_R = -90$ dB, do phụ thuộc vào hệ số kênh $|h_{SpR}|^2$.



Hình 4. Dung lượng Ergodic theo công suất phát P_{tx} tại D_1 và D_2

4.4. Thảo luận tổng hợp và khuyến nghị

Bảng 2 tổng hợp so sánh hiệu năng giữa RSMA và NOMA trên cả bốn chỉ số.

Bảng 2. So sánh hiệu năng RSMA và NOMA (P_{tx} = 30 dBm, N_S = 3, f_c = 30 GHz)

Chỉ số hiệu năng	RSMA	NOMA	Cải thiện	Đối chiếu
OP tại D_1	$3{,}6\times10^{-4}$	$5{,}6\times10^{-3}$	>15 lần	[7] H.3
EE cực đại (Mbit/J)	120	60	2 lần	[8] H.5
EC tại D_1 (bpcu)	≈3,0	≈1,2	>2,5 lần	[8] H.7
Ngưỡng RSI hiệu quả	−95 dB	−100 dB	+5 dB	Mới

Ghi chú: Cột "Đối chiếu" cho biết nguồn kiểm chứng từ công trình trước hoặc đánh dấu kết quả mới từ phân tích liên chỉ số.

Dựa trên phân tích tổng hợp bốn chỉ số, chúng tôi đề xuất các khuyến nghị thiết kế kèm cơ sở khoa học:

(K1) Sử dụng TAS với $N_S \geq 3$: Hình 2 cho thấy TAS loại bỏ sàn lỗi OP, đồng thời Hình 3 và 4 cho thấy EE và EC đều tăng đáng kể. *Cơ sở:* TAS cung cấp độ lợi phân tập chọn lọc bậc N_S, tăng SINR tại IBFDR theo hệ số $\approx N_S \cdot \Omega_{SR}$ [5,7].

(K2) Đảm bảo $\rho^2_R < -95$ dB cho RSMA, < -100 dB cho NOMA: Hình 5 cho thấy vượt các ngưỡng này, EE giảm >50% và OP tăng >10 lần. *Cơ sở:* RSI xuất hiện ở mẫu số SINR, khi $\rho^2_R P_R > \sigma^2_0$ thì RSI trở thành nhiễu chi phối [1].

(K3) Phân bổ $\xi_n = 0{,}8$ cho tín hiệu chung: Hình 4 cho thấy EC tăng rõ rệt khi tăng ξ_n. *Cơ sở:* ξ_n cao đảm bảo cả hai người dùng giải mã thành công phần chung, giảm OP chung và tăng tổng EC [2,8].

(K4) Đặt IBFDR tại $d_{SR} \approx 30$–40 m: *Cơ sở:* Vị trí này cân bằng suy hao đường truyền hai chặng, tối ưu $\min(\text{SINR}_{SR}, \text{SINR}_{RD})$ theo phân tích trong [7, Hình 6].

(K5) Giữ $R_n < 1$ bpcu: *Cơ sở:* Tốc độ mục tiêu cao làm tăng ngưỡng SINR giải mã, tăng OP và giảm thông lượng hiệu dụng, dẫn đến EE sụt giảm [8, Hình 8].

5. Kết luận

Bài báo này đã tổng hợp các biểu thức hiệu năng từ [7] và [8] vào một khung phân tích thống nhất bốn chỉ số (OP, thông lượng, EE, EC) cho hệ thống MW-IBFDR-RSMA-TAS. Đóng

góp chính là phân tích tương quan liên chỉ số và xác định ngưỡng hoạt động so sánh giữa RSMA và NOMA. RSMA vượt trội trên cả bốn chỉ số: OP giảm >15 lần, EE tăng 2 lần, EC tăng >2,5 lần, và ngưỡng RSI chịu đựng tốt hơn 5 dB. Năm khuyến nghị thiết kế được đề xuất kèm cơ sở khoa học cụ thể.

Hướng phát triển: (i) Mở rộng phân tích cho kênh pha-đinh tổng quát hơn (α-μ, κ-μ) thay cho Nakagami-*m*; (ii) Tối ưu hóa đồng thời nhiều tham số (ξ_n, P_{tx}, vị trí relay) bằng thuật toán tối ưu đa mục tiêu; (iii) Xem xét hệ thống đa relay và đa cặp người dùng; (iv) Kết hợp với bề mặt phản xạ thông minh (RIS) để cải thiện hiệu năng trong môi trường NLoS nghiêm trọng.

Tài liệu tham khảo

[1] S. Li, K.Y. Yang, D. Wu, "Wideband metasurface antenna for in-band full-duplex applications," Int. J. Commun. Syst., vol. 38, no. 2, 2025.

[2] K. Aswini, M. Surendar, "Performance analyses of IRS aided downlink multi-user RSMA system for 6G applications," Comput. Netw., vol. 242, 2024.

[3] M. Can, I. Altunbas, "Outage probability analysis of RSMA-based hybrid satellite-terrestrial relay network," IEEE Trans. Aerosp. Electron. Syst., vol. 59, no. 5, pp. 6508–6517, 2023.

[4] M.S. Sim et al., "Millimeter wave full-duplex systems: System-level evaluation," IEEE Wirel. Commun., vol. 32, no. 1, pp. 76–82, 2025.

[5] B.C. Nguyen et al., "TAS for spatial modulation MIMO IoT networks with FD relaying," AEU-Int. J. Electron. Commun., vol. 123, 2020.

[6] H. Lei et al., "Outage analysis of millimeter wave RSMA systems," IEEE Trans. Commun., vol. 71, no. 3, pp. 1504–1520, 2023.

[7] C.H. Dinh et al., "Transmit antenna selection for FDR millimeter-wave communications employing RSMA," Int. J. Commun. Syst., vol. 38, no. 3, 2025.

[8] C.H. Dinh et al., "Boosting energy efficiency and capacity in MW FD relay systems: A multi-antenna approach with RSMA," AEU-Int. J. Electron. Commun., vol. 200, 2025.

[9] S.K. Singh et al., "OP and throughput analysis of UAV-assisted RSMA," IEEE Wirel. Commun. Lett., vol. 10, no. 11, pp. 2528–2532, 2021.

[10] P.T. Tran et al., "Exploiting multiple RISs and direct link for performance enhancement," IEEE Trans. Commun., vol. 70, no. 8, pp. 5599–5611, 2022.

Performance Analysis of Millimeter-Wave Full-Duplex Relay Systems with Rate-Splitting Multiple Access and Transmit Antenna Selection

Abstract: *This paper presents a performance analysis of an In-Band Full-Duplex Relaying (IBFDR) system operating in the millimeter-wave (mmWave) band, integrated with Rate-Splitting Multiple Access (RSMA) and Transmit Antenna Selection (TAS). Unlike prior studies that focused on only one or two performance metrics, this work derives closed-form expressions for four critical indicators: Outage Probability (OP), Energy Efficiency (EE), and Ergodic Capacity (EC) over Nakagami-m fading channels with realistic system parameters. Numerical results demonstrate that the mmWave-IBFDR system with RSMA and TAS significantly outperforms traditional Non-Orthogonal Multiple Access (NOMA) systems across all four metrics. Specifically, the OP is reduced by more than tenfold, the EE is doubled, and the EC is markedly higher. The study also evaluates the impact of key parameters, including transmit power, Residual Self-Interference (RSI) levels, transceiver distance, power allocation coefficients, and mmWave frequency, thereby proposing optimal recommendations for system design.*

Keywords: *In-band full-duplex relaying (IBFDR*); *Rate-splitting multiple access (RSMA); Transmit antenna selection (TAS); Millimeter-wave (MW); Outage probabilitie (OP); Energy efficiency (EE); Ergodic capacity (EC).*

THIẾT KẾ LÕI RV32I ĐƠN CHU KỲ VÀ KIỂM CHỨNG SAI PHÂN TỰ ĐỘNG BẰNG COCOTB

Lê Phú Cường[1], Hoàng Văn Phúc[1], Đinh Quang Anh[1]

[1]*Viện Tích hợp hệ thống; Học viện Kỹ thuật Quân sự*

Email: lephucuongttmta@gmail.com

Tóm tắt

Bài báo trình bày quá trình thiết kế và hoàn thiện một lõi xử lý RISC-V RV32I đơn chu kỳ ở mức RTL bằng SystemVerilog, đồng thời đề xuất một quy trình kiểm chứng tự động dựa trên Cocotb kết hợp phương pháp kiểm chứng sai phân theo chu kỳ. Lõi xử lý được xây dựng nhằm phục vụ nghiên cứu và đào tạo kiến trúc máy tính, hỗ trợ đầy đủ tập lệnh cơ sở RV32I bao gồm các nhóm lệnh số học–logic, truy cập bộ nhớ theo byte và halfword, cũng như điều khiển luồng chương trình. Khác với các phương pháp kiểm thử định hướng truyền thống, quy trình kiểm chứng đề xuất thực hiện so sánh toàn bộ trạng thái kiến trúc của lõi RTL với mô hình tham chiếu ISA được xây dựng bằng Python, bao gồm bộ đếm chương trình (PC), tập thanh ghi và các sự kiện ghi bộ nhớ. Kết quả thực nghiệm cho thấy phương pháp này cho phép phát hiện hiệu quả các lỗi liên quan đến xử lý immediate, cập nhật PC và truy cập bộ nhớ từng phần. Thiết kế và framework kiểm chứng đề xuất có thể làm nền tảng cho việc phát triển các kiến trúc pipeline và hệ thống SoC tích hợp trong tương lai.

Từ khóa: RISC-V, RV32I, đơn chu kỳ, Cocotb, kiểm chứng sai phân, verification.

1. Giới thiệu

Sự gia tăng độ phức tạp của các hệ thống System-on-Chip (SoC) hiện đại đã đặt ra nhiều thách thức trong giai đoạn kiểm chứng trước khi chế tạo (pre-silicon verification). Theo nhiều nghiên cứu, quá trình kiểm chứng có thể chiếm hơn 70% thời gian và chi phí phát triển phần cứng [1], [2]. Khi số lượng khối chức năng và mức độ tích hợp tăng lên, việc đảm bảo tính đúng đắn chức năng của toàn bộ hệ thống trở nên ngày càng khó khăn, đặc biệt đối với các hệ thống nhúng yêu cầu độ tin cậy cao.

Trong bối cảnh đó, kiến trúc RISC-V nổi lên như một nền tảng mở và linh hoạt cho thiết kế bộ xử lý tùy chỉnh [3]. Với đặc tính mô-đun và khả năng mở rộng, RISC-V cho phép người thiết kế xây dựng các lõi xử lý phù hợp với từng ứng dụng cụ thể. Tuy nhiên, chính sự linh hoạt này cũng đặt ra yêu cầu cao về kiểm chứng, bởi mỗi cấu hình tùy biến đều có thể tiềm ẩn lỗi chức năng nếu không được kiểm tra đầy đủ.

Tập lệnh cơ sở RV32I cung cấp nền tảng cho các hệ thống 32-bit, bao gồm các nhóm lệnh số học–logic, truy cập bộ nhớ và điều khiển luồng chương trình [4]. Trong đào tạo và nghiên cứu kiến trúc máy tính, mô hình lõi đơn chu kỳ thường được sử dụng làm nền tảng nhờ cấu trúc rõ ràng, dễ phân tích datapath và control path. Mặc dù kiến trúc đơn chu kỳ có cấu trúc đơn giản hơn pipeline, việc kiểm chứng đầy đủ chức năng của nó vẫn đòi hỏi một quy trình bài bản, đặc biệt khi mở rộng hỗ trợ truy cập bộ nhớ theo byte và halfword.

Các phương pháp kiểm chứng truyền thống dựa trên SystemVerilog và Universal Verification Methodology (UVM) cung cấp khả năng tạo stimulus ngẫu nhiên và thu thập coverage ở mức cao [5], [6]. Tuy nhiên, các phương pháp này thường yêu cầu công cụ thương

mại, giấy phép đắt tiền và kiến thức chuyên sâu, gây khó khăn cho môi trường học thuật và các dự án mã nguồn mở. Ngoài ra, quá trình xây dựng testbench bằng HDL thuần túy có thể kéo dài và khó tích hợp với các công cụ phân tích dữ liệu hiện đại.

Trong những năm gần đây, các framework kiểm chứng dựa trên Python như Cocotb đã được nghiên cứu và ứng dụng nhằm giảm rào cản kỹ thuật và chi phí [7], đồng thời mở ra hướng tiếp cận kiểm chứng chức năng và coverage-driven verification dựa trên Python [8]. Cocotb cho phép xây dựng testbench bằng Python, đồng mô phỏng với thiết kế RTL và tận dụng hệ sinh thái thư viện phong phú của Python cho việc sinh test, phân tích dữ liệu và tự động hóa kiểm thử.

Một nghiên cứu gần đây [11] về kiểm chứng Load/Store của RISC-V sử dụng Cocotb đã xây dựng testbench chuyên biệt cho nhóm lệnh truy cập bộ nhớ. Tuy nhiên, phạm vi công trình đó còn giới hạn ở hai lệnh lw và sw, chưa mở rộng sang toàn bộ tập lệnh RV32I. Đồng thời, phương pháp kiểm chứng chủ yếu dựa trên so sánh giá trị mong đợi được tính toán thủ công trong testbench, chưa triển khai kiểm chứng sai phân (differential verification) dựa trên mô hình tham chiếu độc lập và chưa thực hiện so sánh toàn bộ trạng thái kiến trúc theo từng chu kỳ.

Xuất phát từ khoảng trống đó, bài báo này mở rộng hướng tiếp cận theo các nội dung sau:

Thứ nhất, thiết kế và hoàn thiện một lõi xử lý RV32I đơn chu kỳ ở mức RTL, hỗ trợ đầy đủ các nhóm lệnh cơ sở, bao gồm truy cập bộ nhớ theo byte (lb, lbu, sb) và halfword (lh, lhu, sh), thông qua cơ chế byte-enable mask và mạch mở rộng dấu/zero-extension tuân thủ đặc tả ISA.

Thứ hai, xây dựng một mô hình tham chiếu ISA bằng Python, đóng vai trò như một "golden reference model" để thực thi các lệnh RV32I ở mức kiến trúc. Mô hình này lưu trữ và cập nhật trạng thái PC, tập thanh ghi và bộ nhớ độc lập với RTL.

Thứ ba, đề xuất cơ chế kiểm chứng sai phân theo từng chu kỳ (cycle-accurate differential verification), trong đó sau mỗi chu kỳ clock, toàn bộ trạng thái kiến trúc của lõi RTL (PC, 32 thanh ghi và các sự kiện ghi bộ nhớ) được so sánh với trạng thái tương ứng của mô hình tham chiếu. Cơ chế này cho phép phát hiện các sai lệch nhỏ trong xử lý immediate, cập nhật PC hoặc truy cập bộ nhớ mà kiểm thử định hướng truyền thống có thể bỏ sót.

Thông qua việc kết hợp thiết kế lõi xử lý và phương pháp kiểm chứng sai phân dựa trên Python, bài báo không chỉ đóng góp một triển khai RV32I hoàn chỉnh ở mức RTL mà còn đề xuất một quy trình kiểm chứng có tính hệ thống, dễ tái sử dụng và phù hợp với môi trường nghiên cứu và đào tạo.

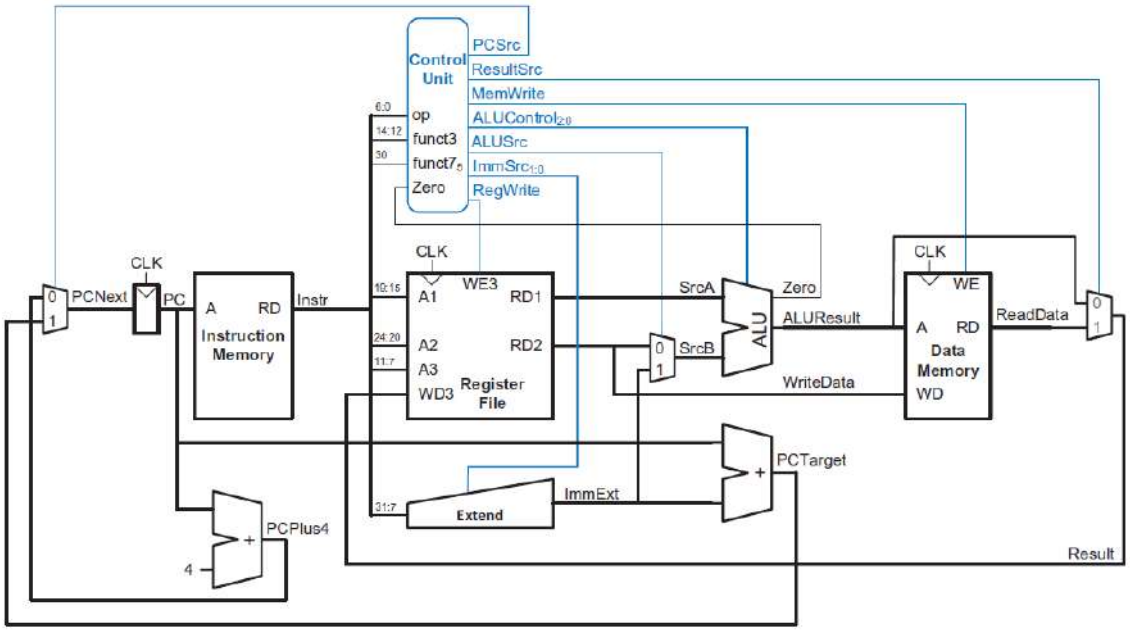
2. Kiến trúc lõi đơn chu kỳ và tập lệnh RV32I

2.1 Kiến trúc lõi xử lý đơn chu kỳ

Lõi xử lý đơn chu kỳ (single-cycle processor core) là mô hình kiến trúc trong đó mỗi lệnh được thực thi hoàn tất trong đúng một chu kỳ xung nhịp, nghĩa là toàn bộ các giai đoạn của quá trình xử lý lệnh bao gồm nạp lệnh (Instruction Fetch), giải mã (Decode), thực thi (Execute), truy cập bộ nhớ (Memory Access) và ghi kết quả (Write Back) đều diễn ra trong cùng một chu kỳ clock. Trong mô hình này, cấu trúc datapath được tổ chức sao cho các khối

chức năng cần thiết được kết nối theo một đường truyền tổ hợp liên tục, bảo đảm dữ liệu có thể đi qua toàn bộ các khối xử lý trong một chu kỳ duy nhất. Khi một lệnh được nạp vào hệ thống, bộ điều khiển (Control Unit) dựa trên các trường opcode, funct3 và funct7 để sinh ra các tín hiệu điều khiển nhằm định tuyến dữ liệu qua các khối như tập thanh ghi (Register File), bộ số học–logic (ALU), khối tạo giá trị tức thời (Immediate Generator) và bộ nhớ dữ liệu (Data Memory), trước khi kết quả cuối cùng được ghi về thanh ghi đích.

Đặc trưng quan trọng của kiến trúc đơn chu kỳ là không sử dụng pipeline, do đó không tồn tại hazard dữ liệu hoặc hazard điều khiển; cấu trúc điều khiển tương đối đơn giản và toàn bộ trạng thái kiến trúc được cập nhật đồng thời tại cạnh xung clock. Tuy nhiên, do toàn bộ quá trình xử lý lệnh phải hoàn tất trong một chu kỳ, thời gian chu kỳ clock phải đủ dài để đáp ứng đường truyền tới hạn (critical path), vốn thường kéo dài từ bộ đếm chương trình (PC), qua bộ nhớ lệnh, khối giải mã, tập thanh ghi, ALU, bộ nhớ dữ liệu và quay trở lại tập thanh ghi. Điều này dẫn đến việc chu kỳ clock bị giới hạn bởi lệnh có độ trễ lớn nhất, thường là lệnh truy cập bộ nhớ, làm giảm hiệu năng tổng thể của hệ thống.



Hình 1. Sơ đồ kiến trúc lõi xử lý RISC-V đơn chu kỳ [12]

Mặc dù tồn tại hạn chế về tốc độ và khả năng mở rộng so với kiến trúc pipeline, mô hình đơn chu kỳ vẫn có nhiều ưu điểm như cấu trúc rõ ràng, dễ phân tích và minh họa, phù hợp cho mục đích đào tạo và nghiên cứu cơ sở kiến trúc máy tính, đồng thời thuận lợi cho việc xây dựng và kiểm chứng mô hình ISA ở mức kiến trúc. Trong nghiên cứu này, kiến trúc đơn chu kỳ được lựa chọn nhằm đảm bảo tính minh bạch của luồng dữ liệu và điều khiển, qua đó tạo điều kiện thuận lợi cho việc triển khai kiểm chứng sai phân theo chu kỳ, do toàn bộ trạng thái kiến trúc được cập nhật tại một thời điểm xác định trong mỗi chu kỳ, giúp quá trình so sánh giữa thiết kế RTL và mô hình tham chiếu diễn ra chính xác và trực tiếp.

2.2. Tập lệnh RISC-V RV32I

RV32I là tập lệnh cơ sở 32-bit của kiến trúc RISC-V, được thiết kế theo nguyên tắc RISC với định dạng lệnh thống nhất, cấu trúc đơn giản và khả năng triển khai hiệu quả trên phần

cứng. Là phần nền tảng của hệ sinh thái RISC-V, RV32I cung cấp đầy đủ các thao tác tính toán số học–logic, truy cập bộ nhớ và điều khiển luồng chương trình, đủ để xây dựng một lõi xử lý hoàn chỉnh mà không cần các phần mở rộng như M, A hay F. Việc lựa chọn RV32I trong nghiên cứu này giúp giảm độ phức tạp thiết kế và tạo điều kiện thuận lợi cho kiểm chứng ở mức kiến trúc do đặc tả rõ ràng và phạm vi lệnh hữu hạn.

RV32I định nghĩa 32 thanh ghi đa dụng (x0–x31), mỗi thanh ghi rộng 32 bit, trong đó x0 luôn giữ giá trị bằng 0. Trạng thái kiến trúc tối thiểu của hệ thống bao gồm tập thanh ghi và bộ đếm chương trình (PC). Trong quá trình thực thi tuần tự, PC tăng theo PC+4; đối với các lệnh điều khiển luồng, PC được cập nhật theo địa chỉ tính toán từ immediate. Tất cả các lệnh RV32I (không xét extension C) có độ dài cố định 32 bit với các trường mã hóa thống nhất gồm opcode, rd, rs1, rs2, funct3, funct7 và immediate. Cách tổ chức này cho phép thiết kế bộ điều khiển phân tầng, trong đó opcode xác định nhóm thao tác chính, còn funct3 và funct7 quyết định chi tiết phép toán.

Bảng 1. Bảng mã hóa lệnh RV32I

Lệnh	Chức năng	Opcode	Funct3	Funct7	Mô tả
ADD	Phép cộng	0110011	000	0000000	Cộng hai số.
SUB	Phép trừ	0110011	000	0100000	Trừ một số khỏi số khác.
SLL	Dịch trái logic	0110011	001	0000000	Dịch các bit sang trái.
SLT	So sánh nhỏ hơn (có dấu)	0110011	010	0000000	Gán 1 nếu nhỏ hơn (so sánh có dấu).
SLTU	So sánh nhỏ hơn (không dấu)	0110011	011	0000000	Gán 1 nếu nhỏ hơn (so sánh không dấu).
XOR	Phép XOR	0110011	100	0000000	Thực hiện phép XOR từng bit.
SRL	Dịch phải logic	0110011	101	0000000	Dịch các bit sang phải theo kiểu logic.
SRA	Dịch phải số học	0110011	101	0100000	Dịch các bit sang phải theo kiểu số học.
OR	Phép OR	0110011	110	0000000	Thực hiện phép OR từng bit.
AND	Phép AND	0110011	111	0000000	Thực hiện phép AND từng bit.

RV32I bao gồm các định dạng lệnh cơ bản: R-type cho phép toán giữa hai thanh ghi; I-type cho phép toán với hằng tức thời, load và jalr; S-type cho store; B-type cho nhánh có điều kiện; J-type cho nhảy không điều kiện; và U-type cho các lệnh tạo hằng hoặc tính địa chỉ tương đối PC. Các định dạng B-type, J-type và S-type có cấu trúc immediate rời rạc, yêu cầu tái cấu trúc và mở rộng dấu chính xác trước khi sử dụng. Đây là nguồn lỗi phổ biến trong thiết kế và là đối tượng quan trọng trong kiểm chứng.

Đối với truy cập bộ nhớ, địa chỉ hiệu dụng được tính theo biểu thức EA = rs1 + imm. Các lệnh load và store hỗ trợ truy cập theo byte, halfword và word, đòi hỏi cơ chế mở rộng dấu hoặc zero-extension khi đọc dữ liệu và cơ chế chọn byte (byte-enable) khi ghi dữ liệu. Việc xử lý chính xác các trường hợp này có ý nghĩa quyết định đối với tính tuân thủ ISA.

Nhờ cấu trúc lệnh thống nhất, phạm vi rõ ràng và tính đầy đủ về mặt chức năng, RV32I là nền tảng phù hợp để triển khai lõi đơn chu kỳ và áp dụng kiểm chứng sai phân ở mức kiến trúc. Việc so sánh trạng thái PC, tập thanh ghi và sự kiện ghi bộ nhớ giữa thiết kế RTL và mô

hình tham chiếu cho phép phát hiện hiệu quả các sai lệch trong xử lý immediate, điều kiện nhánh và truy cập bộ nhớ.

2.3. Thiết kế lõi RV32I đơn chu kỳ mức RTL

Lõi xử lý trong nghiên cứu này được thiết kế theo mô hình đơn chu kỳ và hiện thực ở mức Register Transfer Level (RTL) bằng SystemVerilog. Phạm vi triển khai bao gồm tập lệnh cơ sở RV32I với các nhóm lệnh số học–logic (R-type, I-type), truy cập bộ nhớ (load/store theo byte, halfword và word) và điều khiển luồng chương trình (branch, jump). Các phần mở rộng như M, CSR hoặc cơ chế xử lý ngoại lệ nâng cao không được xét ở bài báo này nhằm tập trung vào tính đúng đắn chức năng ở mức kiến trúc.

Kiến trúc tổng thể bao gồm các khối chính: bộ đếm chương trình (PC), bộ nhớ lệnh, khối giải mã và điều khiển, tập thanh ghi, khối tạo immediate, bộ số học–logic (ALU), bộ nhớ dữ liệu và khối ghi kết quả (write-back). Do toàn bộ lệnh sẽ được thực thi trong một chu kỳ xung nhịp, các tín hiệu điều khiển và dữ liệu phải được tính toán tổ hợp và ổn định trước cạnh lên của clock.

Cơ chế cập nhật PC và điều khiển luồng: PC được hiện thực dưới dạng thanh ghi 32 bit, cập nhật đồng bộ tại cạnh lên của clock. Giá trị PC_next được lựa chọn giữa PC + 4 và các địa chỉ đích được tính toán từ immediate hoặc rs1 + immediate (đối với jalr). Đối với lệnh nhánh, điều kiện so sánh dựa trên kết quả ALU quyết định việc cập nhật PC tuần tự hay chuyển hướng. Cấu trúc này bảo đảm ánh xạ chính xác ngữ nghĩa ISA trong môi trường đơn chu kỳ.

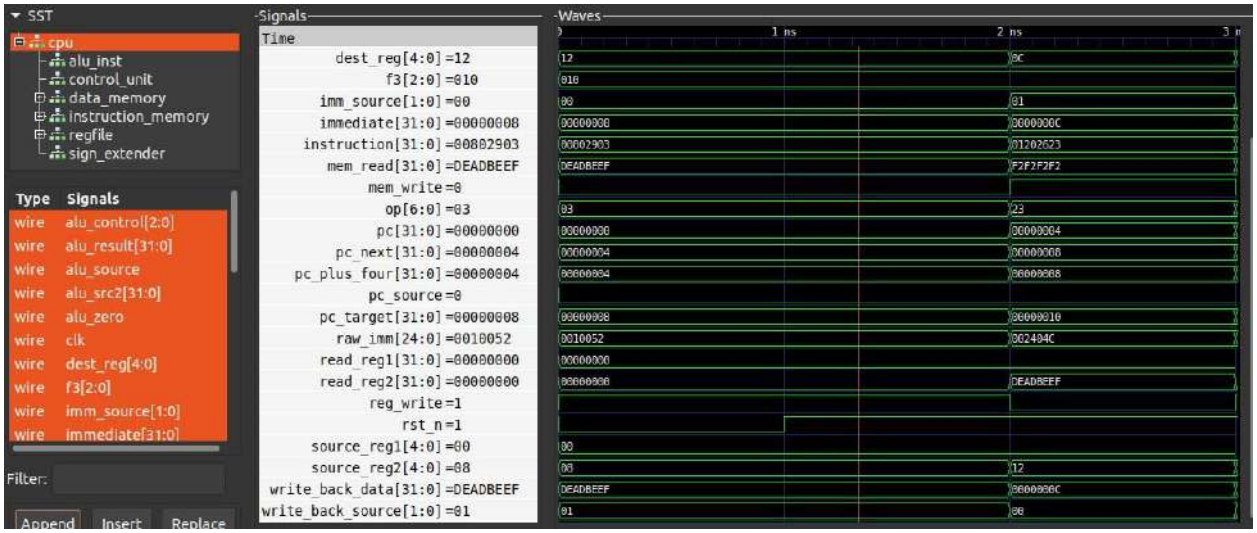
Khối giải mã và điều khiển: Instruction 32 bit được tách thành các trường opcode, funct3, funct7, rd, rs1 và rs2. Kiến trúc điều khiển được tổ chức hai tầng gồm Main Decoder (dựa trên opcode) và ALU Decoder (dựa trên funct3/funct7). Các tín hiệu điều khiển chính gồm RegWrite, MemWrite, ALUSrc, ResultSrc, ImmSrc, ALUControl và PCSrc. Việc phân tầng giúp giảm độ phức tạp và thuận tiện mở rộng lệnh.

Tập thanh ghi và khối tạo immediate: Tập thanh ghi gồm 32 thanh ghi 32 bit với hai cổng đọc và một cổng ghi đồng bộ. Thanh ghi x0 được cố định bằng 0 thông qua cơ chế chặn ghi khi rd = 0. Khối tạo immediate tái cấu trúc và mở rộng dấu các trường immediate theo từng định dạng (I, S, B, U, J), bảo đảm tính đúng đắn cho lệnh nhánh và nhảy.

ALU và truy cập bộ nhớ: ALU thực hiện các phép toán số học–logic và tính địa chỉ hiệu dụng cho load/store. Tín hiệu ALUSrc chọn toán hạng thứ hai của ALU, trong khi ALUControl xác định phép toán cụ thể. Bộ nhớ dữ liệu được mô hình hóa với cơ chế ghi đồng bộ và đọc tổ hợp. Để hỗ trợ truy cập theo byte và halfword, thiết kế bổ sung cơ chế byte-enable và logic mở rộng dữ liệu (sign-extension hoặc zero-extension) khi đọc từ bộ nhớ, bảo đảm tuân thủ đặc tả RV32I.

Khối ghi kết quả: Khối write-back lựa chọn dữ liệu ghi về rd từ kết quả ALU, dữ liệu bộ nhớ hoặc PC + 4. Do toàn bộ xử lý diễn ra trong một chu kỳ, đường truyền tới hạn thường

kéo dài từ PC qua bộ nhớ lệnh, tập thanh ghi, ALU, bộ nhớ dữ liệu và quay lại tập thanh ghi. Lệnh load thường tạo độ trễ lớn nhất, giới hạn chu kỳ clock của hệ thống.



Hình 2. Giản đồ sóng mô phỏng quá trình thực thi lệnh của CPU

Thiết kế lõi RV32I đơn chu kỳ được tổ chức theo cấu trúc mô-đun, tách biệt rõ ràng giữa datapath và control path. Cách tiếp cận này bảo đảm ánh xạ chính xác đặc tả ISA vào RTL, đồng thời tạo nền tảng thuận lợi cho việc quan sát và so sánh trạng thái kiến trúc trong quá trình kiểm chứng sai phân được trình bày ở mục tiếp theo.

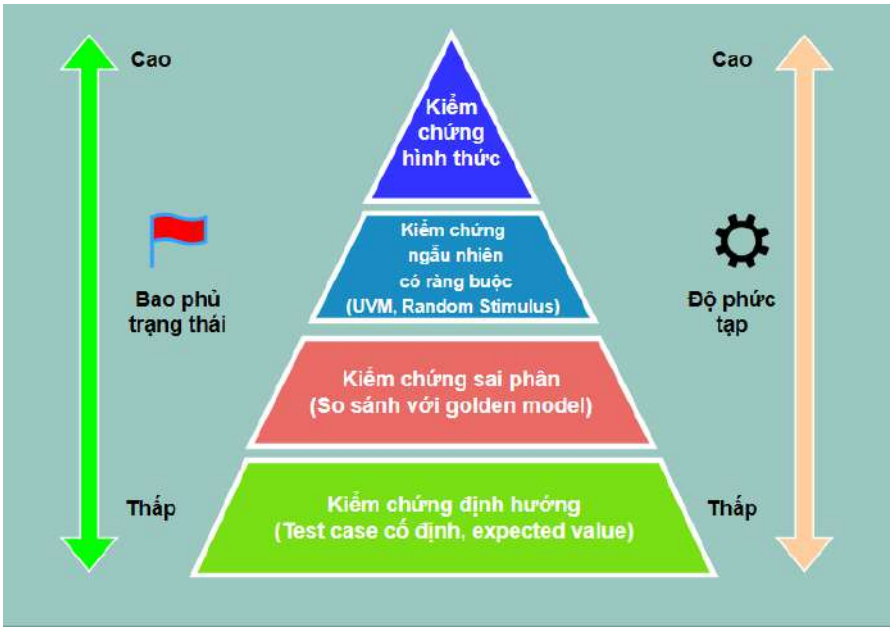
3. Phương pháp kiểm chứng sai phân bằng Cocotb

3.1. Phân loại phương pháp kiểm chứng và vị trí của kiểm chứng sai phân

Trong phát triển bộ xử lý và SoC, kiểm chứng chức năng đóng vai trò bảo đảm thiết kế RTL tuân thủ đặc tả kiến trúc. Các phương pháp kiểm chứng phần cứng có thể phân thành bốn nhóm chính: kiểm thử định hướng, kiểm thử ngẫu nhiên có ràng buộc, kiểm chứng hình thức và kiểm chứng sai phân.

Kiểm thử định hướng (directed verification) dựa trên các test case được xây dựng thủ công với giá trị mong đợi xác định trước. Phương pháp này đơn giản và dễ triển khai nhưng độ bao phủ phụ thuộc nhiều vào kinh nghiệm người thiết kế. Kiểm thử ngẫu nhiên có ràng buộc (constrained-random verification), thường được triển khai trong môi trường UVM, cho phép sinh stimulus tự động và đo độ bao phủ trạng thái, nhờ đó tăng khả năng phát hiện lỗi, nhưng yêu cầu hạ tầng phức tạp và công cụ chuyên dụng. Kiểm chứng hình thức (formal verification) sử dụng các kỹ thuật toán học như model checking để chứng minh tính đúng đắn của thiết kế; tuy nhiên, khả năng mở rộng cho toàn bộ CPU thường bị hạn chế do độ phức tạp cao. Gần đây, các thư viện như PyVSC cho phép hiện thực constraint và coverage theo phong cách SystemVerilog trực tiếp trong Python, góp phần thu hẹp khoảng cách giữa môi trường UVM truyền thống và kiểm chứng dựa trên Python [9].

Kiểm chứng sai phân (differential verification) dựa trên nguyên lý so sánh hành vi của thiết kế RTL với một mô hình tham chiếu độc lập khi thực thi cùng một đầu vào. Thay vì tính toán giá trị mong đợi cho từng test, phương pháp này so sánh trực tiếp trạng thái kiến trúc như PC, tập thanh ghi và truy cập bộ nhớ giữa hai hệ thống. Nhờ đó, kiểm chứng sai phân giảm phụ thuộc vào expected value thủ công và nâng cao khả năng phát hiện sai lệch kiến trúc.



Hình 3. So sánh các loại kiểm chứng điển hình

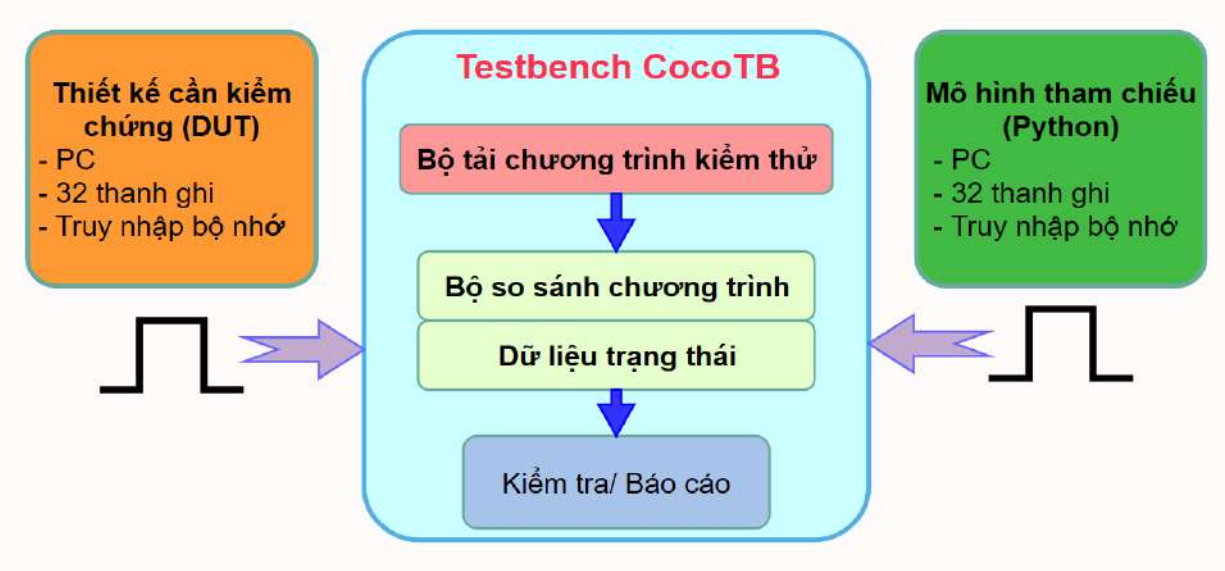
Về vị trí trong hệ phương pháp kiểm chứng, kiểm chứng sai phân có thể xem là giải pháp trung gian giữa directed test và constrained-random verification: đơn giản hơn UVM nhưng vẫn đạt mức bao phủ cao khi kết hợp với cơ chế hồi quy tự động. Do đó, phương pháp này đặc biệt phù hợp với môi trường nghiên cứu và đào tạo, cũng như các dự án CPU mã nguồn mở.

Trong nghiên cứu này, kiểm chứng sai phân theo chu kỳ được lựa chọn nhằm bảo đảm cân bằng giữa độ tin cậy, tính khả thi triển khai và mức độ tự động hóa, phù hợp với đặc điểm của lõi RV32I đơn chu kỳ.

3.2. Kiểm chứng sai phân bằng Cocotb

Để bảo đảm tính đúng đắn chức năng của lõi RV32I đơn chu kỳ, nghiên cứu này áp dụng phương pháp kiểm chứng dựa trên mô phỏng kết hợp kiểm chứng sai phân theo chu kỳ (cycle-accurate differential verification). Khác với kiểm thử định hướng truyền thống, nơi giá trị mong đợi được xác định thủ công cho từng trường hợp kiểm thử, phương pháp sai phân thực hiện so sánh toàn bộ trạng thái kiến trúc giữa thiết kế RTL và một mô hình tham chiếu độc lập tại mỗi chu kỳ thực thi lệnh. Cách tiếp cận này cho phép phát hiện sai lệch ngay tại thời điểm xuất hiện và giảm đáng kể phụ thuộc vào expected value được xây dựng thủ công.

Môi trường kiểm chứng được xây dựng bằng Cocotb – framework cho phép viết testbench bằng Python và đồng mô phỏng với RTL thông qua các simulator tiêu chuẩn. Hệ thống kiểm chứng gồm ba thành phần chính: thiết kế cần kiểm chứng (DUT), mô hình tham chiếu ISA và testbench điều phối. DUT là lõi RV32I đơn chu kỳ ở mức RTL; mô hình tham chiếu được hiện thực bằng Python nhằm mô phỏng hành vi kiến trúc theo đúng đặc tả RV32I; testbench Cocotb chịu trách nhiệm khởi tạo hệ thống, nạp chương trình kiểm thử, điều khiển clock và thực hiện so sánh sai phân. Hướng tiếp cận này phù hợp với xu hướng xây dựng methodology kiểm chứng dựa trên Python nhằm tăng tính linh hoạt và khả năng tự động hóa trong môi trường học thuật [10].



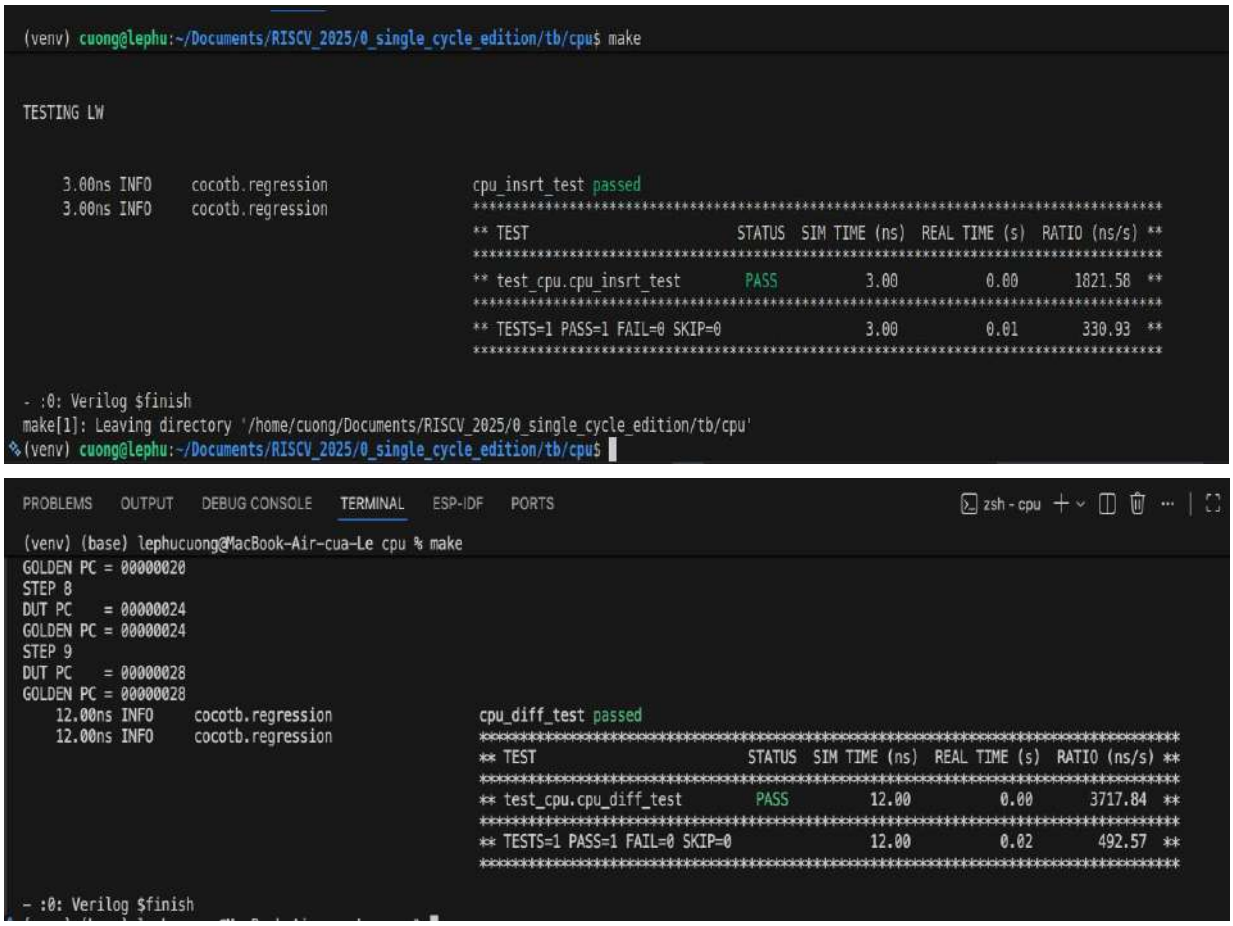
Hình 4. Hệ thống kiểm chứng sai phân dựa trên CocoTb

Quy trình kiểm chứng diễn ra đồng bộ theo chu kỳ. Sau khi DUT và mô hình tham chiếu được khởi tạo cùng trạng thái ban đầu, chương trình kiểm thử được nạp vào bộ nhớ lệnh. Tại mỗi cạnh lên của xung clock, DUT thực thi một lệnh và cập nhật trạng thái kiến trúc; đồng thời mô hình tham chiếu cũng thực hiện lệnh tương ứng. Trạng thái bao gồm giá trị PC, nội dung 32 thanh ghi và các sự kiện truy cập bộ nhớ được trích xuất và đưa vào bộ so sánh. Nếu phát hiện sai lệch giữa hai hệ thống, testbench kích hoạt assertion và dừng mô phỏng, đồng thời ghi lại thông tin phục vụ phân tích lỗi. Cơ chế này cho phép phát hiện hiệu quả các lỗi như sai ghép immediate ở định dạng B-type hoặc J-type, sai điều kiện nhánh, lỗi mở rộng dấu trong lệnh load hoặc sai logic write-back.

Bộ kiểm thử bao gồm các chương trình định hướng kiểm tra từng nhóm lệnh và các chương trình tích hợp kết hợp nhiều loại lệnh nhằm đánh giá sự tương tác giữa các thành phần. Toàn bộ test case được tổ chức thành bộ kiểm thử hồi quy và được thực thi tự động sau mỗi thay đổi trong mã RTL nhằm phát hiện lỗi hồi quy. Phương pháp tập trung vào kiểm chứng chức năng ở mức kiến trúc, không bao gồm phân tích timing hoặc tổng hợp phần cứng, và giả định bộ nhớ phản hồi trong một chu kỳ mô phỏng.

3.3. Kết quả thực nghiệm và đánh giá định lượng

Quá trình kiểm chứng được thực hiện trên môi trường mô phỏng sử dụng Cocotb kết hợp với simulator tiêu chuẩn (Icarus Verilog/ModelSim). Thiết kế RTL được viết bằng SystemVerilog và mô hình tham chiếu ISA được hiện thực bằng Python. Toàn bộ kiểm thử được chạy trên máy tính cá nhân hệ điều hành Linux. Bộ kiểm thử bao gồm các chương trình định hướng và chương trình tích hợp nhằm bao phủ toàn bộ nhóm lệnh của RV32I đã triển khai. Các test được tổ chức thành một bộ hồi quy và được thực thi tự động sau mỗi thay đổi trong mã nguồn RTL.



Hình 5. Kết quả kiểm chứng lõi RISCV đơn chu kỳ theo phương pháp định hướng (phía trên) và phương pháp sai phân (phía dưới)

Bảng 2. Bao phủ tập lệnh RV32I trong bộ kiểm thử hồi quy

Nhóm lệnh	Số lệnh triển khai	Số lệnh được kiểm tra	Tỷ lệ bao phủ (%)
R-type (add, sub, and, or, xor, sll, srl, sra, slt, sltu)	10	10	100
I-type (addi, andi, ori, xori, slti, sltiu, shift-imm)	8	8	100
Load (lb, lbu, lh, lhu, lw)	5	5	100
Store (sb, sh, sw)	3	3	100
Branch (beq, bne, blt, bge, bltu, bgeu)	6	6	100
Jump (jal, jalr)	2	2	100
Tổng cộng	**34**	**34**	**100**

Bảng 2 cho thấy 100% các nhóm lệnh trong phạm vi thiết kế được thực thi ít nhất một lần trong bộ kiểm thử hồi quy. Ngoài ra, đối với lệnh nhánh, cả hai trường hợp điều kiện đúng và sai đều được kích hoạt nhằm bảo đảm bao phủ hai hướng cập nhật PC. Đối với load/store, các trường hợp truy cập theo byte, halfword và word đều được kiểm tra với cả giá trị dương và âm để đánh giá cơ chế mở rộng dấu.

Như vậy, so với kiểm thử định hướng thuần túy, việc sử dụng kiểm chứng sai phân cho phép kiểm tra đồng thời toàn bộ trạng thái thanh ghi tại mỗi chu kỳ, thay vì chỉ kiểm tra thanh ghi đích của lệnh.

Bảng 3. Đánh giá khả năng phát hiện lỗi (Fault Injection Study)

Loại lỗi chèn	Nhóm lệnh	Phát hiện bởi sai phân	Chu kỳ phát hiện	Phát hiện bởi directed test
Sai ghép immediate	B-type	Có	Ngay chu kỳ nhánh	Có (cần test riêng)
Sai so sánh signed/unsigned	BLT/BGE	Có	Chu kỳ thực thi	Có (cần test riêng)
Sai sign-extension	LB/LH	Có	Chu kỳ load	Khó phát hiện
Ghi nhầm rd	R-type	Có	Chu kỳ write-back	Có
Cho phép ghi x0	Tất cả	Có	Chu kỳ write-back	Cần test riêng

Kết quả ở bảng 3 cho thấy tất cả các lỗi trên đều được phát hiện ngay tại chu kỳ đầu tiên xuất hiện sai lệch giữa DUT và mô hình tham chiếu. Cơ chế so sánh theo chu kỳ cho phép xác định chính xác thời điểm và nguyên nhân sai lệch, rút ngắn đáng kể thời gian debug so với kiểm thử truyền thống. Đặc biệt, các lỗi liên quan đến điều khiển luồng chương trình (branch/jump) được phát hiện thông qua sai lệch PC ngay sau chu kỳ thực thi lệnh, chứng minh hiệu quả của phương pháp trong việc kiểm tra logic cập nhật PC.

Bảng 4. So sánh phương pháp kiểm chứng

Tiêu chí	Directed Test	Differential (Đề xuất)
Cần expected value thủ công	Có	Không
So sánh toàn bộ thanh ghi	Không	Có
Phát hiện sai PC	Phụ thuộc test	Có
Phát hiện lỗi mở rộng dấu	Phụ thuộc test	Tự động
Khả năng hồi quy	Trung bình	Cao
Phức tạp triển khai	Thấp	Trung bình

Kết quả thực nghiệm cho thấy phương pháp kiểm chứng sai phân bằng Cocotb có khả năng bao phủ toàn bộ tập lệnh RV32I trong phạm vi thiết kế và phát hiện hiệu quả các lỗi điển hình của lõi đơn chu kỳ. Framework kiểm chứng đạt được sự cân bằng giữa độ bao phủ, khả năng tự động hóa và tính khả thi triển khai trong môi trường học thuật.

4. Kết luận

Bài báo đã trình bày quá trình thiết kế và kiểm chứng một lõi xử lý RV32I đơn chu kỳ được hiện thực ở mức RTL bằng SystemVerilog, đồng thời đề xuất một phương pháp kiểm chứng sai phân theo chu kỳ dựa trên Cocotb. Thiết kế lõi bao phủ đầy đủ các nhóm lệnh cơ sở của RV32I trong phạm vi triển khai, bao gồm số học–logic, truy cập bộ nhớ theo nhiều kích thước và điều khiển luồng chương trình. Cấu trúc datapath và khối điều khiển được tổ chức theo hướng mô-đun, tách biệt rõ ràng giữa đường dữ liệu và đường điều khiển, tạo điều kiện thuận lợi cho việc quan sát và so sánh trạng thái kiến trúc trong quá trình kiểm chứng.

Khác với kiểm thử định hướng truyền thống, phương pháp kiểm chứng sai phân được đề xuất thực hiện so sánh toàn bộ trạng thái kiến trúc giữa thiết kế RTL và mô hình tham chiếu ISA tại mỗi chu kỳ thực thi lệnh. Cách tiếp cận này cho phép phát hiện sai lệch ngay khi xuất hiện, đặc biệt hiệu quả đối với các lỗi liên quan đến xử lý immediate, cập nhật PC, mở rộng dấu trong truy cập bộ nhớ và logic ghi thanh ghi. Kết quả thực nghiệm cho thấy phương pháp đạt bao phủ đầy đủ các nhóm lệnh trong phạm vi thiết kế và phát hiện toàn bộ các lỗi chèn thử nghiệm tại chu kỳ đầu tiên xuất hiện sai lệch. Đồng thời, việc tổ chức bộ kiểm thử hồi quy tự động giúp duy trì tính ổn định của thiết kế trong quá trình phát triển.

So với các phương pháp kiểm chứng phức tạp hơn như constrained-random verification trong môi trường UVM, giải pháp đề xuất có ưu điểm về tính đơn giản, khả năng triển khai trong môi trường học thuật và không phụ thuộc vào công cụ thương mại. Mặc dù nghiên cứu hiện tại tập trung vào kiểm chứng chức năng ở mức kiến trúc và chưa xét đến các khía cạnh timing hoặc tổng hợp phần cứng, framework kiểm chứng được xây dựng theo hướng mở, cho phép mở rộng sang các kiến trúc pipeline nhiều giai đoạn hoặc hỗ trợ thêm các phần mở rộng của RISC-V.

Trong các nghiên cứu tiếp theo, hướng phát triển có thể bao gồm tích hợp kiểm thử ngẫu nhiên có ràng buộc nhằm tăng độ bao phủ trạng thái, bổ sung cơ chế đo functional coverage, cũng như kết hợp với kiểm chứng hình thức cho các khối điều khiển quan trọng. Việc mở rộng phương pháp sang các hệ thống SoC tích hợp nhiều thành phần cũng là một hướng nghiên cứu tiềm năng nhằm đánh giá khả năng tái sử dụng của framework trong các thiết kế quy mô lớn hơn.

TÀI LIỆU THAM KHẢO

[1] Gurushankar, N. "Challenges in Verifying Complex SOC Designs." J Artif Intell Mach Learn & Data Sci 2022 1.1 (2023): 1907-1911.

[2] M. Abadir et al., “Emerging Challenges in SoC Verification,” IEEE Design & Test, 2017.

[3] Cui, Enfang, Tianzheng Li, and Qian Wei. "Risc-v instruction set architecture extensions: A survey." IEEE Access 11 (2023): 24696-24711.

[4] Waterman, Andrew, et al. "The RISC-V instruction set manual." Volume I: User-Level ISA’, version 2 (2014): 1-79.

[5] Liew, Y. H. "Verification of RISC-V design with Universal Verification Methodology (UVM)[D]." Doctoral dissertation (2022)

[6] MONISHA, JK, and MG JATIN. "Verification Of Risc-V Core Blocks Using Uvm." INTERNATIONAL JOURNAL OF ENGINEERING DEVELOPMENT AND RESEARCH 13.4 (2025): 588-597.

[7] Cocotb Official Documentation, https://www.cocotb.org

[8] Liang, Honglei, et al. "Python based testbench for coverage driven functional verification." 2022 7th International Conference on Integrated Circuits and Microsystems (ICICM). IEEE, 2022.

[9] Ballance, M. "Pyvsc: Systemverilog-style constraints, and coverage in python." (2019).

[10] Ankitha, Aradhya, and H. V. R. Aradhya. "A python based design verification methodology." Journal of University of Shanghai for Science and Technology 23.6 (2021): 901-911.

[11] Güney, Şennur, and İhsan Çiçek. "Verification of RISC-V Load and Store Instructions using a Custom Cocotb based Testbench." 2024 5th International Conference on Communications, Information, Electronic and Energy Systems (CIEES). IEEE, 2024.

[12] Harris, Sarah, and David Harris. Digital Design and Computer Architecture, RISC-V Edition. Morgan Kaufmann, 2021.

XÂY DỰNG MÔI TRƯỜNG MÔ PHỎNG QUADROTOR 3D TƯƠNG TÁC THỜI GIAN THỰC.

Nguyễn Đình Hiếu[2], Nguyễn Văn Tình[1*], Lương Trường Vũ[2]

[1] *Khoa Vô tuyến điện tử,* [2] *Lớp TBBKNL58*

Tóm tắt

Trong bài báo này, các tác giả trình bày việc thiết kế và xây dựng một khung phần mềm (framework) mô phỏng Quadrotor 3D tương tác thời gian thực sử dụng ngôn ngữ lập trình Python. Khác với các môi trường mô phỏng nặng nề hiện nay, hệ thống được phát triển tập trung vào tính gọn nhẹ và khả năng can thiệp sâu vào cấu trúc vật lý thông qua mô hình hóa hướng đối tượng. Framework tích hợp phương trình động lực học 6 bậc tự do (6-DOF), cho phép tính toán các trạng thái góc Euler (Roll, Pitch, Yaw) và vị trí dựa trên tham số vật lý thực tế của thiết bị. Điểm nổi bật của nghiên cứu là việc tích hợp thành công giao thức điều khiển qua tay cầm (Joystick), tạo ra môi trường thử nghiệm trực quan cho người vận hành. Kết quả thực nghiệm cho thấy hệ thống đạt tốc độ phản hồi cao, hiển thị dữ liệu trạng thái ổn định, cung cấp một nền tảng mã nguồn mở hiệu quả cho việc kiểm thử các thuật toán điều khiển và đào tạo kỹ thuật drone cơ bản.

Từ khóa: *Quadrotor simulation, Python framework, Real-time control, 6-DOF Dynamics, UAV Open-source.*

1. Tổng quan

Hiện nay, thiết bị bay không người lái (UAV) đang là lĩnh vực được quan tâm phát triển trên thế giới nói chung và Việt Nam nói riêng. UAV được ứng dụng trong hầu hết mọi mặt của cuộc sống, từ nông nghiệp, công nghiệp, quy hoạch đô thị đến an ninh quốc phòng. Các hệ thống UAV càng ngày càng trở nên phức tạp hơn, được tích hợp thêm nhiều loại cảm biến và các chế độ tự động khác nhau, do đó cần có các công cụ mô phỏng để hỗ trợ quá trình thiết kế, thử nghiệm và vận hành.

Mô hình mô phỏng kết hợp (Co-simulation framework) là mô hình tích hợp nhiều phần mềm mô phỏng khác nhau để đưa ra phản ứng của hệ thống một cách toàn diện nhất. Cách tiếp cận này giúp tích hợp các thuật toán điều khiển, mô phỏng phần mềm trong vòng lặp SITL (Software in the Loop) và mô phỏng phần cứng trong vòng lặp HITL (Hardware in the Loop) một cách dễ dàng. Điều này giúp đẩy nhanh thời gian phát triển, giảm chi phí, và giảm rủi ro liên quan đến chế tạo và kiểm tra vật lý. Đồng thời, khả năng mô phỏng với các kịch bản khác nhau như điều kiện thời tiết bất lợi, mất kết nối trong khi vận hành sẽ giúp đánh giá chính xác hiệu suất và độ ổn định của UAV.

Hiện nay, các công cụ mô phỏng phổ biến Gazebo, AirSim hay MATLAB/Simulink cung cấp độ chính xác cao nhưng thường yêu cầu tài nguyên phần cứng lớn, quy trình thiết lập phức tạp và tính tùy biến mã nguồn mở đôi khi bị hạn chế đối với các nhà nghiên cứu trẻ. Nghiên cứu này tập trung vào việc xây dựng một Framework mô phỏng Quadrotor 3D tương tác sử dụng ngôn ngữ lập trình Python, tận dụng sức mạnh của các thư viện tính toán hiện đại để tối ưu hóa hiệu năng và khả năng tiếp cận.

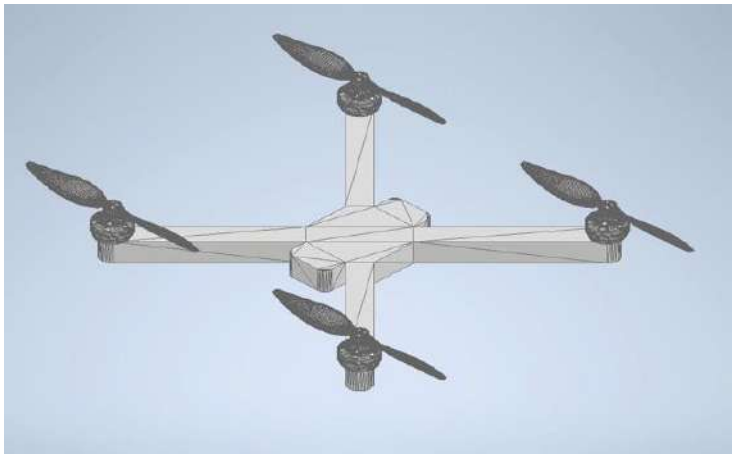
[*] Email: take@lqdtu.edu.vn

Để phục vụ quá trình thiết kế UAV và đào tạo học viên chuyên ngành "Thiết bị bay không người lái", việc xây dựng một chương trình mô phỏng UAV là vấn đề mang tính cấp thiết. Trong bài báo này, các tác giả xây dựng mô hình mô phỏng cho Quadrotor các tác giả trình bày việc thiết kế và xây dựng một khung phần mềm (Framework) mô phỏng Quadrotor 3D tương tác thời gian thực sử dụng ngôn ngữ lập trình Python 2. Thiết kế Framework mô phỏng thời gian thực Quadrotor.

2. Mô hình quadrotor và cơ sở lý thuyết mô hình bay Quadrotor.

2.1. Xây dựng mô hình 3D – UAV.

Trong bài báo này, nhóm tác giả lựa chọn cấu hình máy bay không người lái dạng quadrotor làm đối tượng nghiên cứu. Đây là mẫu UAV đa năng với bốn động cơ rotor đặt đối xứng, cho phép cất hạ cánh thẳng đứng (VTOL) và có khả năng bay lượn linh hoạt trong không gian hẹp. Mô hình 3D của thiết kế này được xây dựng trên phần mềm Inventor và được biểu diễn trong Hình 1.

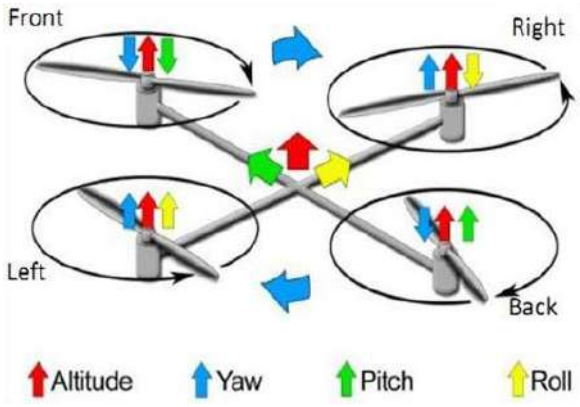


Hình 1. Mô hình Quadrotor mô phỏng trên Inventor

2.2. Cơ sở tính toán mô hình bay Quadrotor.

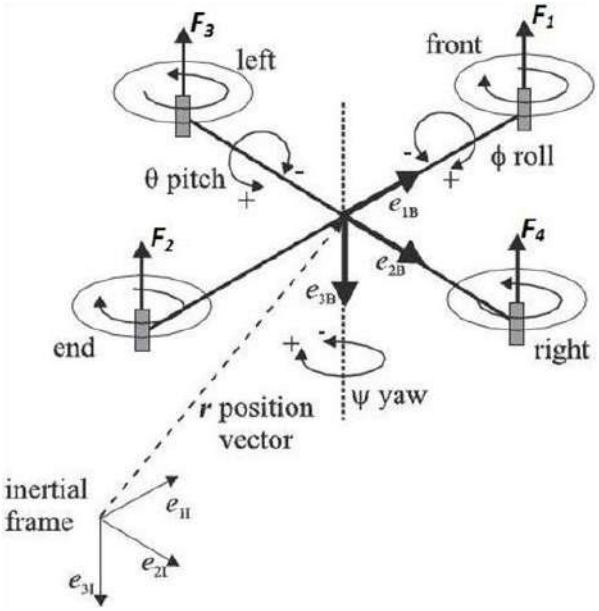
a) Lý thuyết chuyển động Quadrotor và phương trình động lực học máy bay.

Nguyên lý hoạt động chính của mô hình này dựa trên sự chuyển động của các dòng khí do cánh máy bay tạo ra di chuyển xuống dưới làm vật bay lên trên và sự điều chỉnh vận tốc từng động cơ sẽ làm thay đổi hướng quay của Quadrotor.



Hình 2. Chuyển động cơ bản của Quadrotor.

Để mô tả các chuyển động của hệ khung cứng 6 bậc tự do ta xét trên hai hệ quy chiếu: e_1 là hệ quy chiếu quán tính Trái Đất, e_B là hệ quy chiếu gắn với thân máy bay.



Hình 3. Hệ tọa độ và các lực/mômen tác dụng lên khung máy bay bốn cánh quạt.

Sự định hướng của Quadrotor được biểu thị bởi 3 góc Euler qua ma trận xoay R như sau:

$$R = \begin{bmatrix} c_\psi c_\theta & c_\psi s_\theta s_\phi - s_\psi c_\theta & c_\psi s_\theta c_\phi + s_\psi s_\phi \\ s_\psi c_\theta & s_\psi s_\theta s_\phi + c_\psi c_\phi & s_\psi s_\theta c_\phi - c_\psi s_\phi \\ -s_\theta & c_\theta s_\phi & c_\theta s_\phi \end{bmatrix} \quad (1)$$

Trong đó c_θ và s_θ lần lượt biểu thị $\cos(\theta), \sin(\theta)$ tương tự với ϕ và ψ. Vecto vị trí của tâm khối lượng trong hệ quy chiếu kí hiệu là r. Các lực tác dụng lên hệ thống là lực hấp dẫn theo hướng z_W và các lực từ mỗi roto, gọi là F_i: $F_i = b.\omega_i^2, i = 1,2,3,4$.

Khi đó lực nâng cho cả khung máy bay là:

$$T = \sum_{i=1}^{4} |F_i| = \sum_{i=1}^{4} \omega_i^2 \quad (2)$$

Phương trình mô tả gia tốc của Quadrotor:

$$\ddot{r} = \begin{pmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{y} \\ \ddot{z} \end{pmatrix} = g. \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{pmatrix} - R \frac{T}{m} \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{pmatrix} \quad (3)$$

Phương trình quan hệ giữa ma trận quán tính $I_R = (I_X, I_Y, I_Z)$, momen quay M và momen quay hồi chuyển:

$$I\ddot{\Omega} = -\left(\ddot{\Omega} \times I\dot{\Omega}\right) - M_G + M \quad (4)$$

Ta có momen quay hồi chuyển phụ thuộc vào các yếu tố vận tốc xoay với $u1 = T$, $u2$,$u3$,$u4$ lần lượt là các đơn vị momen quay các chuyển động roll, pitch, yaw hay vận tốc quay $u^T = (u_1, u_2, u_3, u_4)$ và vận tốc góc ω_i quadrotor sẽ được:

$$g(u) = \omega_1 + \omega_2 - \omega_3 - \omega_4 \quad (5)$$

Kết hợp (5) với (3) và (4) ta có phương trình động lực học của Quadrotor:

$$\ddot{x} = -(\cos\phi \sin\theta \cos\psi + \sin\phi \sin\psi).\frac{u_1}{m}$$

$$\ddot{y} = -(\cos\phi \sin\theta \cos\psi - \sin\phi \sin\psi).\frac{u_1}{m}$$

$$\ddot{z} = g - (\cos\phi \cos\theta).\frac{u_1}{m}$$

$$\ddot{\phi} = \dot{\theta}\dot{\psi}\left(\frac{I_y - I_z}{I_x}\right) - \frac{I_R}{I_x}\dot{\theta}\, g(u) + \frac{L}{I_x}u_2$$

$$\ddot{\theta} = \dot{\theta}\dot{\psi}\left(\frac{I_z - I_x}{I_y}\right) + \frac{I_R}{I_y}\dot{\phi}\, g(u) + \frac{L}{I_y}u_3$$

$$\ddot{\psi} = \dot{\phi}\dot{\theta}\left(\frac{I_x - I_y}{I_z}\right) + \frac{1}{I_z}u_4$$

3. Phương pháp xây dựng Framework và thuật toán điều khiển.

Mô hình mô phỏng Quadrotor được xây dựng thông qua ngôn ngữ lập trình Python mô phỏng Quadrotor trong thời gian thực bằng các thuật toán điều khiển đưa ra các tham số trạng thái của máy bay.

Mô hình hoá các tham số bằng cấu trúc dataclass để định nghĩa các lớp thông số đầu vào của Quadrotor với đầu vào là các hằng số vật lý như khối lượng, các mô men quán tính I_x, I_y, I_z và xác định trạng thái của máy bay trong hệ 6 bậc tự do (6-DOF) gồm vị trí (x, y, z) và tư thế dựa vào các góc (ϕ, θ, ψ).

```python
@dataclass
class ThamSoQuad:
    # Khối lượng và trọng trường
    m: float = 1.2
    g: float = 9.8

    # Tay đòn từ tâm đến motor (m)
    L: float = 0.31

    # Mô men quán tính
    Ix: float = 0.02
    Iy: float = 0.02
    Iz: float = 0.04
```

```python
@dataclass
class GainDieuKhien:
    # Điều khiển độ cao (PD)
    kp_z: float = 3.0
    kd_z: float = 2.0

    # Điều khiển góc (PD)
    kp_phi: float = 6.0
    kd_phi: float = 2.0

    kp_theta: float = 6.0
    kd_theta: float = 2.0

    # Điều khiển yaw (PD)
    kp_psi: float = 2.0
    kd_psi: float = 0.6
```

Hình 4. Hàm mô phỏng cấu trúc của Quadrotor

Thuật toán biến đổi tọa độ để hiển thị thái độ của drone trong không gian 3D. Nghiên cứu sử dụng hệ thống góc Euler theo thứ tự quay Z-Y-X để xác định hướng của thiết bị trong hệ tọa độ quán tính. Ma trận xoay tổng quát R được thiết lập thông qua tích của ba ma trận xoay thành phần:

$$R = R_z(\psi) \cdot R_y(\theta) \cdot R_x(\phi)$$



Hình 5. Mô hình toán học và ma trận xoay.

Framework tích hợp giao thức điều khiển trực tiếp thông qua thiết bị ngoại vi (Joystick) bằng thư viện Pygame. Thuật toán xử lý vòng lặp điều khiển (Control Loop) được thực hiện tại hàm cap_nhat và đọc giá trị analog từ các trục (axis) của tay cầm điều khiển. Chuyển đổi các tín hiệu analog từ Joystick sang các đại lượng thể hiện vị trí và trạng thái: Trục 0 và 1 điều khiển trực tiếp góc Roll và Pitch, trục 2 điều khiển hướng mũi Yaw, trục 3 điều khiển độ cao. Các giá trị mục tiêu được cập nhật vào trạng thái của lớp QuadSim, tạo ra chuyển động tương ứng của mô hình 3D trên màn hình.



Hình 6. Thuật toán điều khiển tương tác thời gian thực.

Mô hình mô phỏng Framework xây dựng môi trường hiển thị các vị trí và tư thế của Quadrotor sử dụng hàm Matplotlib và đưa mô hình thực tế của Quadrotor chuyển đổi đối tượng Poly3DCollection để render trong không gian ba chiều bằng cách dùng thư viện mesh.

```
    # --- LOAD MÔ HÌNH STL TỪ INVENTOR ---
try:
    drone_mesh = mesh.Mesh.from_file('drone.stl')
    # Tỷ lệ chuyển đổi: Inventor (mm) -> Code (m). Nếu drone quá to/nhỏ hãy chỉnh ở đây.
    ti_le_stl = 0.01
    drone_mesh.vectors *= ti_le_stl
    #xoay mô hình
    drone_mesh.rotate([1, 0, 0], np.deg2rad(-90))
    # 2. CĂN TÂM: Đưa trọng tâm mô hình về gốc tọa độ (0,0,0)
    min_v = drone_mesh.vectors.min(axis=(0,1))
    max_v = drone_mesh.vectors.max(axis=(0,1))
    center = (min_v + max_v) / 2
    drone_mesh.vectors -= center

    original_vectors = drone_mesh.vectors.copy()
    # Lưu lại bản gốc để transform mỗi frame không bị sai lệch tích lũy
    original_vectors = drone_mesh.vectors.copy()

    # Tạo đối tượng 3D (Poly3DCollection)
    drone_poly = Poly3DCollection(drone_mesh.vectors, alpha=0.85, edgecolor='#2b2f45', linewidths=0.1)
    drone_poly.set_facecolor('#4cc9f0') # Màu của drone
    ax3d.add_collection3d(drone_poly)
except Exception as e:
    print(f"Lỗi load drone.stl: {e}")
    return

def update(_frame):
    nonlocal state, armed, prev_arm_btn, js_offsets, da_bat_dau_dieu_khien, da_ha_canh
```

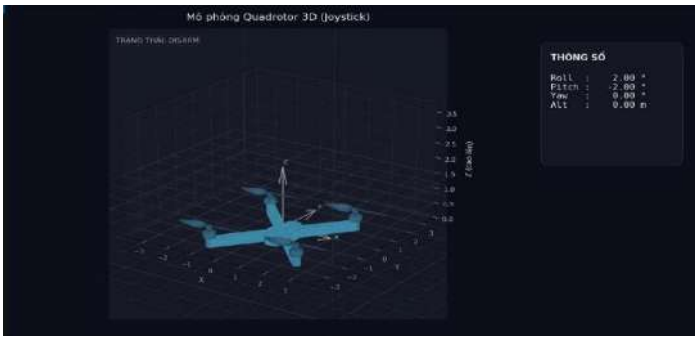
Hình 7. Mô phỏng hiện thị và giám sát

Các hệ số số về vị trí và trạng thái của Quadrotor được nhúng trực tiếp vào bảng hiển thị giá trị thời gian thực của các góc (ϕ,θ,ψ) và độ cao

Kết quả mô phỏng có thể được thể hiện dưới dạng:

- Bảng trạng thái của UAV, bao gồm: vị trí và tư thế của UAV bao gồm: góc chúc ngóc, vận tốc góc quanh trục y, vị trí của UAV.

- Điều khiển 6 – DOF bằng Joystick mô phỏng thời gian thực.



Hình 8. Kết quả mô phỏng

4. Kết luận

Bài báo đã xây dựng mô hình mô phỏng Framework mô phỏng Quadrotor 3D tương tác thời gian thực trên nền tảng ngôn ngữ Python. Thông qua việc áp dụng phương pháp lập trình hướng đối tượng, hệ thống đã tối ưu hóa được việc quản lý các tham số vật lý phức tạp thông qua các hàm trạng thái. Tối ưu dữ liệu thực tế để render mô hình thực nghiệm, can thiệp trực tiếp vào quỹ đạo bay.

Hướng phát triển tiếp theo của nghiên cứu là hoàn thiện mô hình động lực học, mô phỏng đầy đủ chuyển động 6 bậc tự do của UAV. Ngoài ra, định hướng tích hợp phần cứng để phát triển thành mô hình mô phỏng bán tự nhiên. Có thể kết hợp với các bộ điều khiển bay và nhúng bằng vi điều khiển STM32 để tạo thành hệ thống sẽ thực hiện việc lấy các hệ số thực tế (như giá trị cảm biến IMU, hệ số PID, hoặc dòng điện động cơ) trực tiếp từ mạch STM32 thông qua giao thức truyền thông UART/Serial.

Tài liệu tham khảo

[1] S. Bouabdallah, "Design and control of quadrotors with application to autonomous flying," Ph.D. dissertation, École Polytechnique Fédérale de Lausanne, 2007.

[2] R. W. Beard and T. W. McLain, *Small Unmanned Aircraft: Theory and Practice*. Princeton University Press, 2012.

[3] O. E. Yuceol and A. Akbulut, "Modeling and Simulation of a Small Unmanned Aerial Vehicle," in *Nostradamus 2013: Prediction, Modeling and Analysis of Complex Systems*, (Advances in Intelligent Systems and Computing, 2013, ch. Chapter 25, pp. 245-255.

[4] N. Michael, D. Mellinger, Q. Lindsey, and V. Kumar, "The GRASP Multiple Micro-UAV Testbed," *IEEE Robotics & Automation Magazine*, vol. 17, no. 3, pp. 56-65, Sept. 2010.

[5] R. A. McDonald and J. R. Gloudemans, "Open Vehicle Sketch Pad: An Open Source Parametric Geometry and Analysis Tool for Conceptual Aircraft Design," presented at the AIAA SCITECH 2022 Forum, 2022.

RESEARCH ON BUILDING AN INTERACTIVE 3D SIMULATION FRAMEWORK FOR QUADROTORS USING PYTHON AND JOYSTICK INTEGRATION.

Abstract: *This paper presents the development of a lightweight, interactive 3D simulation framework for Quadrotors using Python. The system utilizes an object-oriented approach with dataclasses to manage physical parameters such as mass and moments of inertia, ensuring high computational fidelity. A significant feature is the integration of a human-in-the-loop control interface via a peripheral joystick using the Pygame library. The simulation leverages Matplotlib for real-time rendering of STL-based models and a live data dashboard. Future work includes hardware-in-the-loop synchronization with STM32 controllers and autonomous road-following mapping..*

Keywords: *Quadrotor simulation, Python framework, 6-DOF Dynamics, Joystick control, STM32 integration.*

Cải thiện độ chính xác trong việc ước tính lượng mưa cho khu vực trung Trung bộ dựa trên mô hình học máy và mặt nạ mây

Nguyễn Tiến Phát[1], Vũ Duy Đông[1*], Lưu Đình Nam[1]
[1]Khoa Vô tuyến điện tử; Đại học kỹ thuật Lê Quý Đôn
Email: nguyenphat@lqdtu.edu.vn; Tel:0983.737.000

Tóm tắt

Nghiên cứu này sử dụng mô hình học máy Light Gradient Boosting Machine (LGBM) cùng với mặt nạ mây nhằm phân loại và ước tính lượng mưa cho các tỉnh duyên hải thuộc khu vực trung Trung bộ của Việt nam. Dữ liệu sử dụng bao gồm dữ liệu vệ tinh Himawari-8, dữ liệu ERA-5, ASTER DEM, và dữ liệu lượng mưa từ 175 trạm đo mưa khu vực. Mặt nạ mây được tạo ra dựa trên ngưỡng Nhiệt độ sáng (BT) của các band phổ hồng ngoại từ vệ tinh Himawari-8 đã được sử dụng nhằm nâng cao hiệu suất phân loại mưa. Hiệu suất phân loại và hồi quy lượng mưa của sản phẩm mưa đề xuất được so sánh với các sản phẩm mưa hiện có trong khu vực. Về hiệu suất phân loại mưa, sản phẩm mưa đề xuất đạt hiệu suất cao nhất với Critical Success Index (CSI) là 0,57 và Probability of Detection (POD) là 0,78. Về hiệu suất hồi quy lượng mưa, sản phẩm mưa đề xuất đạt hiệu suất cao nhất về Correlation Coefficient (CC) là 0,49, trong khi chỉ số lỗi Mean Absolute Error (MAE) là 2,90 (mm/h), Root Mean Squared Error (RMSE) là 5,68(mm/h) là các giá trị thấp nhất trong số các sản phẩm mưa được đánh giá. Phương pháp đã đề xuất có thể làm cơ sở cho việc ứng dụng các mô hình ML trong việc ước tính lượng mưa cho các khu vực có địa hình, khí hậu, thời tiết phức tạp với độ chính xác cao.

Từ khóa: *Ước tính lượng mưa, mặt nạ mây, Light GBM, Himawri-8, ERA-5.*

1. Giới thiệu

Mưa là hiện tượng thời tiết biến thiên liên tục theo không gian và thời gian. Sự thay đổi về lượng mưa là nguyên nhân trực tiếp gây ra hiện tượng lũ lụt, hạn hán, sạt lở. Vì vậy, xây dựng được bộ dữ liệu về lượng mưa có độ chính xác cao có ý nghĩa rất lớn đối với sự phát triển kinh tế của các quốc gia [1].

Hiện nay, mô hình học máy (ML) có thể xử lý hiệu quả các tập dữ liệu đa nguồn, kích thước lớn, đang được sử dụng rộng rãi trong các nghiên cứu về khí tượng [2]. Trong nghiên cứu [3], tác giả sử dụng mô hình Support Vector Machine (SVM), Random Forest (RF), Artificial Neural Network (ANN) để ước tính lượng mưa theo quy mô 03h và cả ngày cho khu vực Bắc Algeria. Dữ liệu nhiệt độ sáng (BT) từ các kênh hồng ngoại (IR) của vệ tinh Meteosat và dữ liệu ra đa khu vực trong năm 2010-2011 đã được sử dụng để huấn luyện mô hình. Các thông tin về mây như độ cao đỉnh mây (CTH), nhiệt độ đỉnh mây (CTT), độ dày quang học của mây (COT), và pha mây (CP) đã được sử dụng để nâng cao độ chính xác trong phân loại mưa. Kết quả cho thấy, mô hình SVM có độ tương quan (CC) trong ước tính lượng mưa cao hơn so với mô hình RF và ANN với CC là 0,78/03h và 0,94/day. Chỉ số BIAS của mô hình SVM là 0,24 mm/3h, 0,61 mm/day thấp hơn mô hình RF và ANN. Nghiên cứu [4] thực hiện ước tính lượng mưa vào mùa hè cho khu vực Đông Á bằng mô hình RF, dữ liệu sử dụng gồm dữ liệu vệ tinh Himawari-8, bộ dữ liệu mô hình dự báo thời tiết số (NWP) – GFS, độ cao bề mặt (DEM) được cung cấp bởi NOA và dữ liệu lượng mưa từ sản phẩm mưa IMERG Final Run được dùng

làm nhãn huấn luyện. Nghiên cứu này đề xuất mô hình 1 tầng phân loại thực hiện phân loại mưa/không mưa và sau đó thực hiện ước tính lượng mưa. Kết quả cho thấy, mô hình có độ chính xác cao trong phân loại mưa với Accuracy (ACC) = 0,87, và MAE = 0,51 mm/h, RMSE = 2,0 mm/h, và kết quả này tốt hơn so với sản phẩm mưa GPM tham chiếu.

Mây là một thành phần phổ biến trong khí quyển, bao phủ khoảng 66% diện tích bề mặt và đóng vai trò quan trọng trong các nghiên cứu về khí tượng, khí hậu. Các thông tin của mây như CTH, CTT, COT), và CP có liên quan trực tiếp đến sự hình thành, phát triển và cường độ của mưa [5]. Sử dụng mặt nạ mây có thể cải thiện độ chính xác trong các nghiên cứu về phát hiện và phân loại mưa, đặc biệt đối với mưa đối lưu và mưa phân tầng [3].

Nghiên cứu này nhằm mục đích cải thiện độ chính xác trong việc phân loại và ước tính lượng mưa cho các tỉnh duyên hải thuộc khu vực trung Trung bộ của Việt nam, dựa trên mô hình học máy LGBM, cùng với dữ liệu đa nguồn gồm Himawari-8, ERA-5, ASTER DEM và mạng lưới các trạm đo mưa khu vực. Đóng góp chính của nghiên cứu là sử dụng mặt nạ mây nhằm tăng cường độ chính xác trong việc phân loại mưa, từ đó nâng cao hiệu suất hồi quy lượng mưa cho khu vực nghiên cứu.

Phần còn lại của bài báo được cấu trúc như sau: Phần 2 trình bày dữ liệu và phương pháp nghiên cứu. Phần 3 trình bày một số kết quả và đánh giá. Phần 4 đưa ra kết luận và đề xuất hướng nghiên cứu tiềm năng trong tương lai.

2. Dữ liệu và phương pháp

2.1. Dữ liệu

Bốn tỉnh duyên hải thuộc khu vực trung Trung bộ của Việt nam bao gồm Quảng Bình, Quảng Trị, Huế, Đà Nẵng. Địa hình khu vực này chủ yếu là đồi núi có độ cao và độ dốc lớn. Khí hậu trong khu vực mang đặc điểm nhiệt đới gió mùa, chịu ảnh hưởng bởi gió mùa đông bắc mang theo hơi nước. Vì vậy, lượng mưa trung bình hàng năm của khu vực rất lớn và có nhiều diễn biến rất phức tạp.

Dữ liệu đầu vào bao gồm dữ liệu trạm đo mưa, vệ tinh Himawari-8 (BT) và dữ liệu phụ trợ bao gồm dữ liệu ERA-5 và ASTER DEM được thu thập trong năm 2019-2020. Ngoài ra, hình ảnh ra đa được sử dụng để tham chiếu bản đồ lượng mưa theo các mốc thời gian khác nhau. Các nguồn dữ liệu sử dụng trong nghiên cứu này được trình bày chi tiết trong Bảng 1.

Bảng 1. Thống kê các nguồn dữ liệu được sử dụng

Nguồn dữ liệu	Vai trò	Độ phân giải	
		Thời gian	Không gian
Himawari-8 [6]	Huấn luyện	10 Phút	02 km
ERA-5 [7]	Huấn luyện	60 Phút	25 km
ASTER DEM [8]	Huấn luyện		30 m
Trạm đo mưa	Nhãn	60 phút	
Ra đa	Tham chiếu bản đồ mưa	60 Phút	
IMERG Final Run [9]	So sánh	30 Phút	0,1° × 0,1°
IMER Early Run [9]	So sánh	30 Phút	0,1° × 0,1°
GSMap_MVK_Gauge [10]	So sánh	60 Phút	0,1° × 0,1°
PERSIANN -CCS[11]	So sánh	30 Phút	0,04° × 0,04°

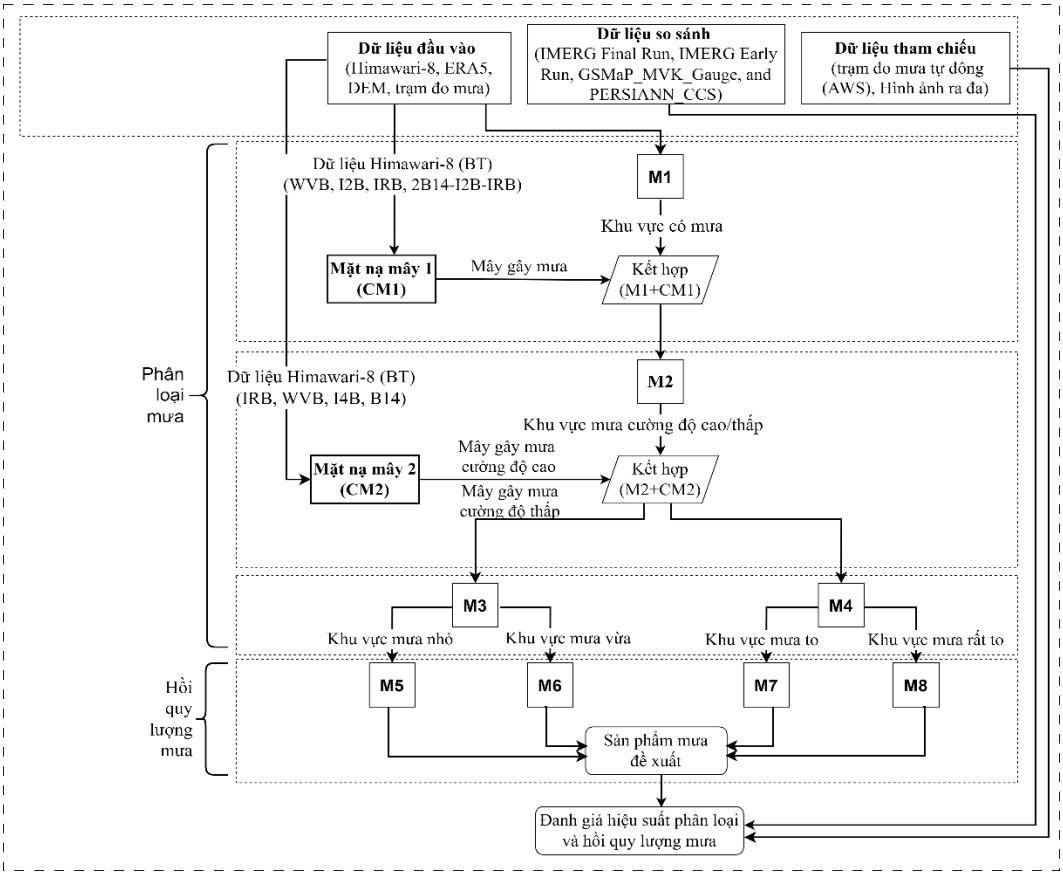
2.2. Phương pháp

2.2.1. Thuật toán

LGBM là một thuật toán tối ưu thuộc nhóm Gradient Boosting Decision Tree (GBDT) được phát triển dựa trên mô hình các cây quyết định (DT). LGBM phát triển dựa trên biểu đồ histogram và chiến lược phát triển cây theo lá (leaf-wise). LGBM lấy mẫu dựa trên thuật toán Exclusive Feature Bundling (**EFB**) và Gradient-based One-Side Sampling (**GOSS**). Trong đó, EFB giúp giảm số lượng đặc trưng cần xử lý bằng cách kết hợp các đặc trưng không tương quan lại với nhau, thu nhỏ kích thước không gian của dữ liệu và rút ngắn thời gian huấn luyện tổng thể của mô hình. GOSS tập trung vào các mẫu có gradient cao nhằm giảm bớt số lượng mẫu tham gia quá trình đào tạo [12].

2.2.2. Kiến trúc mô hình

Nghiên cứu này đề xuất một kiến trúc mô hình nhằm phân loại và hồi quy lượng mưa chi tiết, được thể hiện trong Hình 1.



Hình 1. Kiến trúc mô hình đề xuất ước tính lượng mưa

Dữ liệu đầu vào được đưa tới mô hình M1 để phân loại thành khu vực có mưa/không mưa với ngưỡng phân loại là 0,1 mm/h. Đồng thời, mặt nạ mây 1 (CM1), được tạo ra dựa trên ngưỡng BT từ các kênh IR của vệ tinh Himawari-8, bao gồm các vị trí mây gây mưa (1) và mây không gây mưa (0), sẽ được kết hợp với kết quả phân loại từ M1. Kết quả là bản đồ phân loại mưa/không mưa, kết hợp giữa CM1 và M1, gồm hai lớp: mưa (**Y**) và không mưa (**N**). Theo đó, chỉ những vị trí được M1 phân loại là có mưa và đồng thời nằm trong vùng có mây gây mưa của CM1 thì mới được xác định là mưa (**Y**), các vị trí còn lại được xác định là không mưa (**N**).

Tiếp theo, các vị trí có mưa (**Y**) sẽ được đưa vào mô hình M2 để phân loại thành khu vực mưa cường độ thấp và khu vực mưa cường độ cao, với ngưỡng phân loại là 5,0 mm/h. Mặt nạ mây 2 (CM2), cũng được tạo ra từ ngưỡng BT của các kênh IR, bao gồm các vị trí được xác định là mây gây mưa cường độ cao và mây gây mưa cường độ thấp. Sự kết hợp giữa CM2 và kết quả phân loại của M2 sẽ tạo thành bản đồ phân loại mưa cường độ cao/mưa cường độ thấp. Theo đó, chỉ những khu vực được xác định là có mây gây mưa cường độ cao từ CM2 và đồng thời được M2 phân loại là mưa to thì mới được xác định là mưa cường độ cao (**YY**), các khu vực còn lại được xác định là mưa cường độ thấp (**NN**). Sau đó, các khu vực được xác định là mưa cường độ thấp (**NN**) sẽ được đưa vào mô hình M3 để tiếp tục phân loại thành mưa rất nhỏ và mưa vừa, với ngưỡng là 1,0 mm/h. Các khu vực mưa cường độ cao (**YY**) sẽ được đưa vào mô hình M4 để phân loại thành mưa to và mưa rất to, với ngưỡng là 30,0 mm/h. Kết quả từ mô hình M3 và M4 sẽ được chuyển đến các mô hình hồi quy lượng mưa gồm: M5 (hồi quy lượng mưa rất nhỏ), M6 (hồi quy lượng mưa vừa), M7 (hồi quy lượng mưa to), và M8 (hồi quy lượng mưa rất to). Hiệu suất phân loại và hồi quy của sản phẩm lượng mưa đề xuất sẽ được so sánh với bốn sản phẩm mưa khu vực bao gồm: GSMaP_MVK_Gauge, IMERG Final Run, IMERG Early, PERSIANN_CCS, dựa trên lượng mưa tại các trạm đo mưa độc lập. Trong nghiên cứu này, kỹ thuật k-fold (k = 5) được sử dụng để tránh hiện tượng overfitting cho các mô hình.

2.2.3. Huấn luyện và đánh giá

Một số chỉ số đánh giá hiệu suất của mô hình phân loại được trình bày trong Bảng 2. Trong đó, Probability of Detection (**POD**) là xác suất phát hiện, cho biết khả năng phát hiện các mẫu mưa xảy ra trong thực tế của mô hình. Critical Success Index (**CSI**) – Chỉ số thành công quan trọng, cho biết tỷ lệ các mẫu mưa được mô hình phân loại chính xác so với tổng số mẫu được xác định là mưa. **Bias** thể hiện xu hướng phân loại mưa của mô hình, BIAS > 1 mô hình có số lần phân loại mưa nhiều hơn thực tế, BIAS < 1 mô hình có số lần phân loại mưa ít hơn thực tế. False Alarm Ratio (**FAR**), cho biết sai số trong việc phát hiện mưa, là tỉ lệ giữa những mẫu mưa được mô hình phân loại sai với tổng số các mẫu mưa. Vì vậy, **1-FAR** thể hiện độ chính xác trong phân loại mưa của mô hình.

Bảng 2. Các chỉ số phân loại cơ bản

Tên chỉ số	**Công thức tính**	**Khoảng giá trị**	**Tối ưu**
Critical Success Index (***CSI***)	$CSI = TP/(TP + FP + FN)$	$[0, 1]$	1
Probability of Detection (***POD***)	$POD = TP/(TP + FN)$	$[0, 1]$	1
False Alarm Ratio (**FAR**)	$FAR = FP/(TP + FP)$	$[0, 1]$	0
Frequency Bias Index (**Bias**)	$BIAS = TP + FP/(TP + FN)$	$[0, \infty)$	1

Tương tự, các chỉ số cơ bản đánh giá hiệu suất của mô hình hồi quy được trình bày trong Bảng 3. Trong đó, Correlation Coefficient ***(CC)*** thể hiện sự tương quan tuyến tính giữa giá trị lượng mưa mà sản phẩm mưa đề xuất ước tính với lượng mưa diễn ra trong thực tế. Chỉ số lỗi

Mean Absolute Error ***(MAE)*** và Root Mean Squared Error ***(RMSE)*** thể hiện sai số giữa giá trị lượng mưa ước tính với giá trị lượng mưa thực tế.

Bảng 3. Các chỉ số hồi quy cơ bản

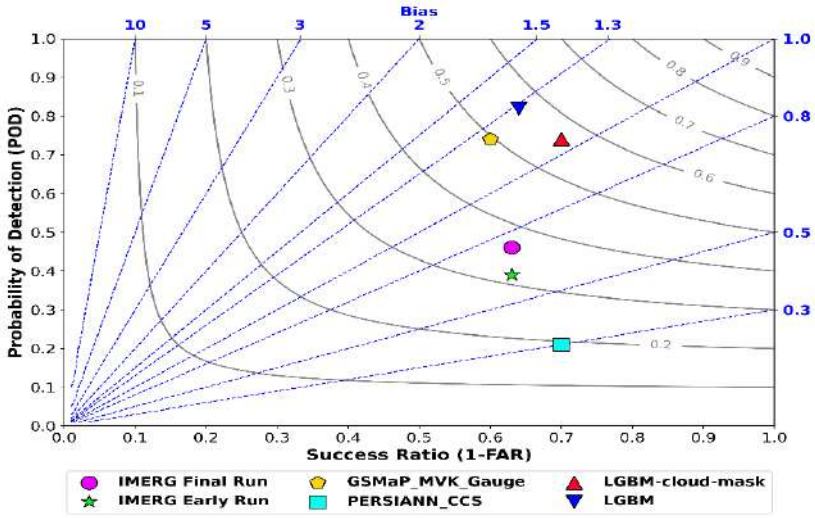
Tên chỉ số	Công thức tính	Khoảng giá trị	Tối ưu
Correlation Coefficient ***(CC)***	$CC = \frac{\sum(p_j - \bar{p_j})(p_i - \hat{p_i})}{\sqrt{\sum(p_j - \bar{p_j})^2}\sqrt{\sum(p_i - \hat{p_i})^2}}$	[-1: 1]	1
Mean Absolute Error ***(MAE)***	$MAE = \frac{\sum\lvert p_i - p_j\rvert}{N}$	[0: inf]	0
Root Mean Squared Error ***(RMSE)***	$RMSE = \sqrt{\frac{\sum(p_i - p_j)^2}{N}}$	[0: inf]	0

Trong đó, **TP** - mẫu mưa được phân loại chính xác là mưa; **FP** - mẫu không mưa được phân loại sai là mưa; **TN** - mẫu không mưa được phân loại chính xác là không mưa; **FN** - mẫu mưa được phân loại nhầm là không mưa; N - tổng số mẫu; p_i, p_j là giá trị lượng mưa mô hình ước tính và giá trị lượng mưa thực tế, là các giá trị lượng mưa thực tế trung bình và giá trị lượng mưa trung bình mô hình ước tính. β và γ thể hiện độ lệch và độ biến thiên của mô hình.

3. Kết quả

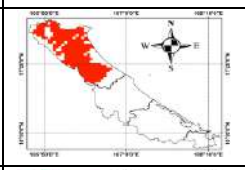
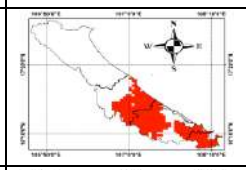
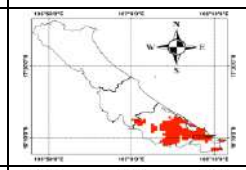
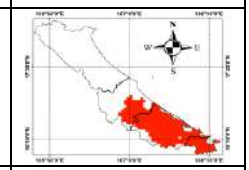
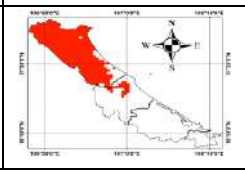
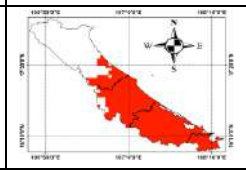
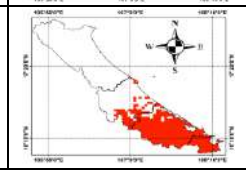
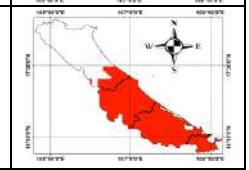
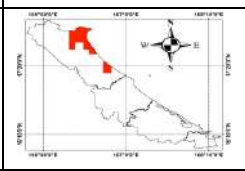
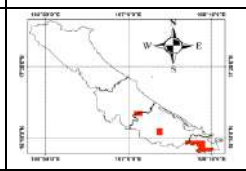
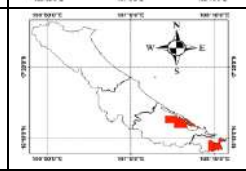
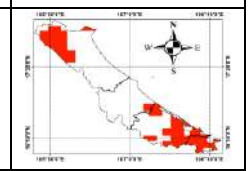
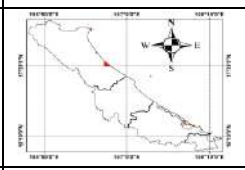
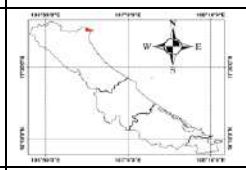
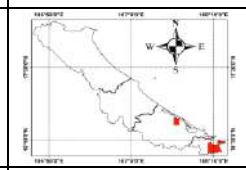
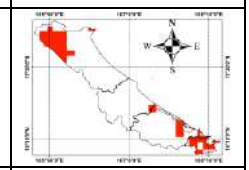
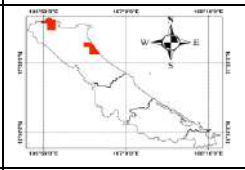
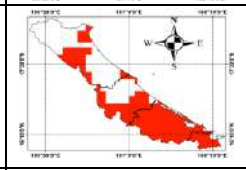
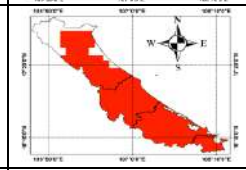
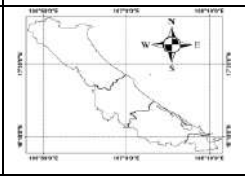
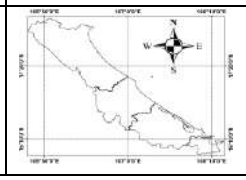
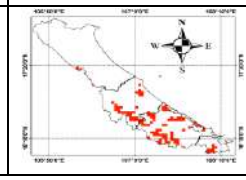
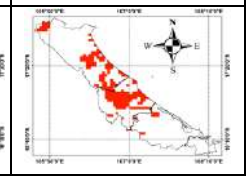
3.1. Kết quả phân loại

Sản phẩm lượng mưa đề xuất, sử dụng thuật toán LGBM kết hợp mặt nạ mây được gọi là LGBM-cloud-mask. Hiệu suất phân loại mưa của LGBM-cloud-mask được so sánh với bốn sản phẩm lượng mưa khu vực bao gồm IMERG Final Run, IMERG Early Run, GSMaP_MVK_Gauge, PERSIANN_CCS. Các sản phẩm này được đồng nhất về cùng độ phân giải theo thời gian và không gian, sau đó được đánh giá với lượng mưa từ các trạm đo mưa độc lập trong khu vực (Hình 2).



Hình 2. Hiệu suất phân loại của các sản phẩm mưa theo các trạm đo mưa độc lập. Đường cong màu đen biểu diễn giá trị CSI, Đường nét đứt màu xanh dương biểu diễn chỉ số Bias.

Trong Hình 2, hiệu suất phân loại của các sản phẩm lượng mưa được đánh giá theo bốn chỉ số: POD, CSI, 1 − FAR, và Bias. Theo đó, sản phẩm đề xuất LGBM-cloud-mask đạt POD = 0,78, CSI = 0,57, FAR = 0,32, và Bias = 1,14. So sánh với các sản phẩm giữ chậm, LGBM-cloud-mask vượt trội hơn sản phẩm có hiệu suất phân loại tốt nhất trong nhóm này là GSMaP_MVK_Gauge, với mức cải thiện lần lượt theo là 32,2% (POD), 23,91% (CSI), và 3,03% (1 − FAR), trong khi Bias của hai sản phẩm là tương đương. Đối với nhóm sản phẩm gần thời gian thực, IMERG Early Run là sản phẩm có hiệu suất phân loại mưa tốt nhất, nhưng LGBM-cloud-mask vẫn thể hiện vượt trội hơn với mức cải thiện lần lượt là 105,26% (POD), 78,13% (CSI), và 66,67% (Bias). Trong số các sản phẩm lượng mưa được đánh giá, PERSIANN_CCS có giá trị 1 − FAR cao nhất là 0,72, theo sau là LGBM-cloud-mask với 0,68. So sánh hiệu suất phân loại mưa giữa sản phẩm đề xuất LGBM-cloud-mask với sản phẩm không sử dụng Cloud_mask_1 và Cloud_mask_2 là LGBM, có thể thấy rằng LGBM-cloud-mask vượt trội hơn về các chỉ số CSI, 1 − FAR, và Bias. Cụ thể: Về CSI, LGBM-cloud-mask cao hơn 7,55% so với LGBM và 1−FAR cao hơn 17,24%, Bias cải thiện hơn 25,0%. Bản đồ phân loại mưa của các sản phẩm mưa được so sánh với bản đồ phân loại mưa của ra đa đóng vai trò làm chuẩn đã được thể hiện trong Hình 3.

Sản phẩm mưa	2019/10/28/12 Không mưa Mưa	2019/11/11/00 Không mưa Mưa	2020/03/25/06 Không mưa Mưa	2020/11/09/16 Không mưa Mưa
Radar				
Sản phẩm đề xuất LGBM-cloud-mask				
IMERG Final Run				
IMERG Early Run				
GSMaP_MVK_ Gauge				
PERSIANN_ CCS				

Hình 3. Bản đồ phân loại mưa/không mưa

Trong Hình 3, màu đỏ là vị trí mà các sản phẩm mưa và ra đa cùng phân loại là mưa, màu trắng là vị trí mà sản phẩm mưa và ra đa phân loại là không mưa. Có thể thấy rằng, trong bốn sự kiện mưa thì sản phẩm mưa đề xuất LGBM-cloud-mask phát hiện chính xác 100% các điểm mưa trên bản đồ mưa của ra đa. Đồng thời, diện tích vùng phân loại sai từ không mưa thành có mưa (phần bị loang) của sản phẩm mưa LGBM-cloud-mask cũng ít hơn so với sản phẩm mưa giữ chậm tốt nhất GSMaP_MVK_Gauge.

3.2. Kết quả hồi quy

Nhằm đánh giá hiệu suất hồi quy lượng mưa của sản phẩm đề xuất LGBM-cloud-mask. Nghiên cứu tiến hành so sánh hiệu suất hồi quy lượng mưa của sản phẩm LGBM-cloud-mask với các sản phẩm lượng mưa khu vực dựa trên lượng mưa quan trắc tại các trạm đo độc lập theo các chỉ số đánh giá bao gồm *CC, MAE, RMSE* và được thể hiện chi tiết trong Bảng 4.

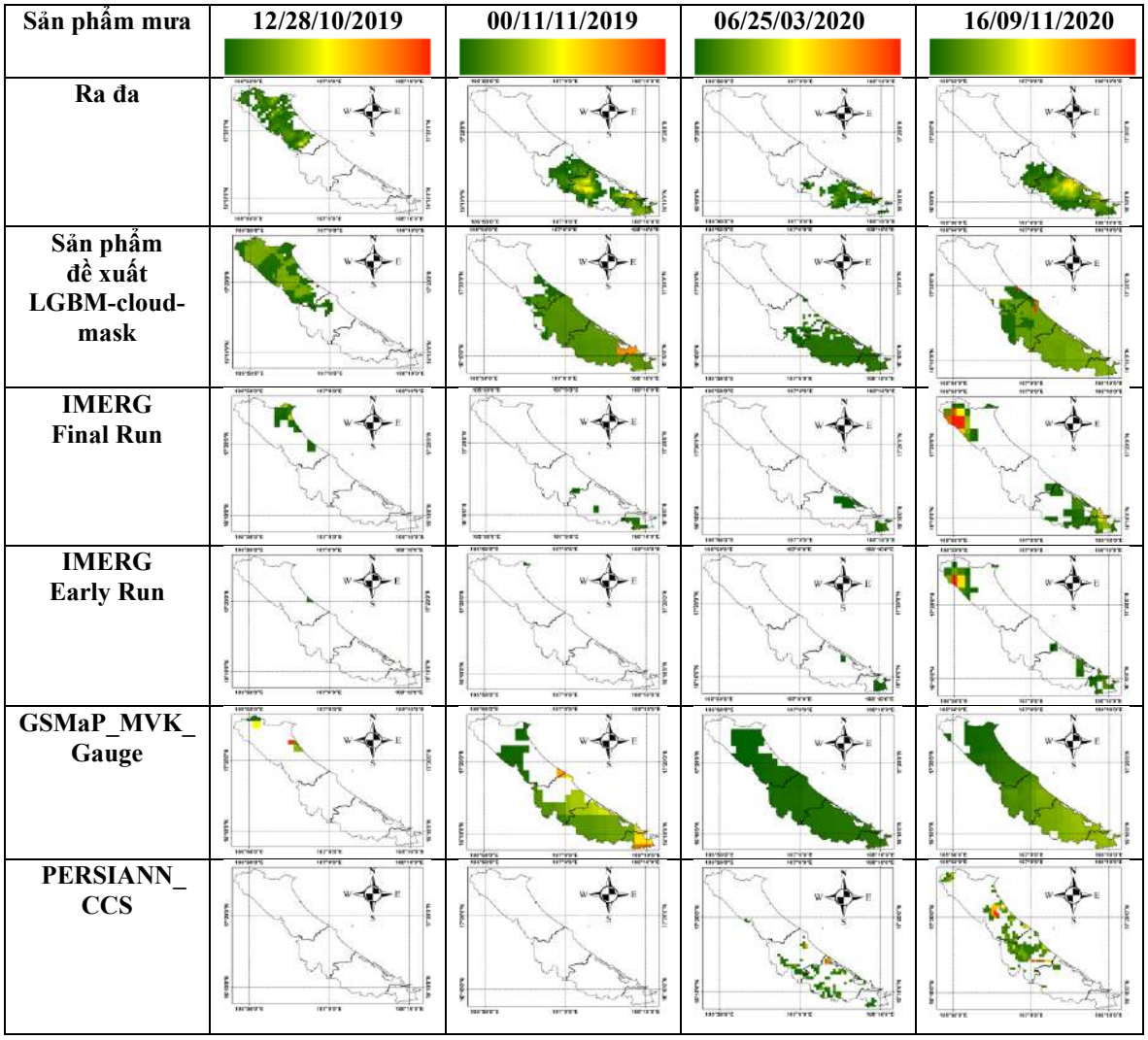
Bảng 4. Hiệu suất ước tính lượng mưa

Sản phẩm mưa	**CC**	**MAE**	**RMSE**
LGBM	0,47	3,10	5,82
Sản phẩm mưa đề xuất LGBM-cloud-mask	**0,49**	**2,90**	**5,68**
IMERG Final Run	0,46	3,55	7,70
IMERG Early Run	0,38	3,21	6,77
GSMaP_MVK_Gauge	0,31	3,03	6,92
PERSIANN_CCS	0,33	3,06	6,29

Bảng 4 cho thấy rằng, sản phẩm đề xuất LGBM-cloud-mask có MAE= 2,90 (mm/h) và RMSE= 5,68 (mm/h) là giá trị thấp nhất trong số các sản phẩm được đánh giá. So sánh với các sản phẩm lượng mưa giữ chậm, LGBM-cloud-mask cải thiện so với sản phẩm mưa có kết quả tốt nhất là GSMaP_MVK_Gauge lần lượt là 4,29% (MAE) và 17,92%(RMSE). So sánh với các sản phẩm gần thời gian thực, LGBM-cloud-mask cũng cải thiện hơn so với sản phẩm có kết quả tốt nhất là PERSIANN_CCS lần lượt là 5,23% (MAE) và 9,70% (RMSE). Về CC, LGBM-cloud-mask cho kết quả cao nhất trong số các sản phẩm mưa được đánh giá với CC = 0,49. Kết quả này vượt trội hơn so với sản phẩm mưa giữ chậm tốt nhất là IMERG Final Run là 6,52%, và vượt trội hơn so với sản phẩm mưa gần thời gian thực tốt nhất là IMERG Early Run là 28,95% (CC). Bên cạnh đó, so sánh hiệu suất hồi quy lương mưa giữa sản phẩm đề xuất LGBM-cloud-mask với sản phẩm LGBM theo chỉ số CC, MAE, và RMSE cũng cho thấy, LGBM-cloud-mask cho kết quả vượi trội hơn lần lượt là 4,26%, 6,45% và 2,41%.

Nhằm đánh giá trực quan hiệu suất ước tính lượng mưa của sản phẩm lượng mưa đã đề xuất LGBM-cloud-mask và các sản phẩm mưa khu vực. Bản đồ lượng mưa của các sản phẩm lượng mưa này được so sánh với bản đồ lượng mưa tham chiếu của ra đa. Bốn sự kiện mưa tại các mốc thời gian khác nhau đã được lựa chọn để đánh giá và thể hiện trong Hình 4.

Trong Hình 4, lượng mưa tại các khu vực được thể hiện bằng các màu sắc khác nhau, với khu vực không mưa được thể hiện bằng màu trắng, các khu vực có lượng mưa > 0,1 mm/h trở lên được thể hiện bằng từ màu xanh đậm đến màu đỏ phản ánh cường độ lượng mưa tại vị trí tương ứng. Từ Hình 4 nhận thấy rằng, bản đồ lượng mưa của sản phẩm LGBM-cloud-mask đã đề xuất có sự tương đồng cao với bản đồ lượng mưa từ ra đa. Cụ thể, trong sự kiện mưa lúc 12h, 28/10/2019 khu vực có mưa ở phía trên của bản đồ lượng mưa, và sự kiện mưa lúc 00h, 11/11/2019, 06h, 25/3/2020, và 16, 09/11/2020 khu vực mưa ở phía dưới của bản đồ lượng mưa có sự thống nhất giữa bản đồ lượng mưa của sản phẩm LGBM-cloud-mask và ra đa. Trong khi đó, các sản phẩm lượng mưa khu vực có vùng mưa và cường độ mưa bị sai lệch nhiều, hoặc không trùng với vị trí mưa của bản đồ lượng mưa từ ra đa.



Hình 4. Bản đồ lượng mưa chi tiết của các sản phẩm lượng mưa

4. Kết luận

Nghiên cứu này đề xuất sử dụng thuật toán LGBM kết hợp với mặt nạ mây nhằm nâng cao độ chính xác trong phân loại và hồi quy lượng mưa cho bốn tỉnh duyên hải thuộc khu vực trung Trung bộ của Việt nam. Kết quả nghiên cứu cho thấy sản phẩm lượng mưa đề xuất LGBM-cloud-mask đề xuất thể hiện ưu thế vượt trội cả về hiệu suất phân loại và hiệu suất hồi

quy lượng mưa so với bốn sản phẩm lượng mưa khu vực. Ngoài ra, sản phẩm đề xuất có sử dụng mặt nạ mây để phân loại mưa có hiệu suất phân loại vượt trội hơn so với mô hình không sử dụng mặt nạ mây theo các chỉ số CSI, FAR, Bias lần lượt là 7,55%, 23,91%, 25,00%.

Tài liệu tham khảo

[1] F. Baig, L. Ali, F. Ma, H. Chen, and M. Sherif, "How accurate are the machine learning models in improving monthly rainfall prediction in hyper arid environment?," *J. Hydrol. (Amst).*, vol. 633, p. 131040, Feb. 2024, doi: 10.1016/j.jhydrol.2024.131040.

[2] H. HIROSE, S. Shige, M. YAMAMOTO, and A. Higuchi, "High Temporal Rainfall Estimations from Himawari-8 Multiband Observations Using the Random-Forest Machine-Learning MethodHigh Temporal Rainfall Estimations from Himawari-8 Multiband Observations Using the Random-Forest Machine-Learning Method," *Journal of the Meteorological Society of Japan. Ser. II*, vol. 97, Jan. 2019, doi: 10.2151/jmsj.2019-040.

[3] M. Sehad, L. Mourad, and A. Soltane, "Novel SVM-based technique to improve rainfall estimation over the Mediterranean region (north of Algeria) using the multispectral MSG SEVIRI imagery," *Advances in Space Research*, vol. 59, Dec. 2016, doi: 10.1016/j.asr.2016.11.042.

[4] M. Min *et al.*, "Estimating Summertime Precipitation from Himawari-8 and Global Forecast System Based on Machine Learning," *IEEE Transactions on Geoscience and Remote Sensing*, vol. 57, pp. 2557–2570, Dec. 2019, doi: 10.1109/TGRS.2018.2874950.

[5] J. Liu *et al.*, "Near-real-time atmospheric and oceanic science products of Himawari-8 and Himawari-9 geostationary satellites over the South China Sea," *Earth Syst. Sci. Data*, vol. 16, pp. 4949–4969, Jun. 2024, doi: 10.5194/essd-16-4949-2024.

[6] V. Đông, an Nguyen, N. Phát, N. Thanh, and N. Huyền, "IMPROVING PRECIPITATION ESTIMATION ACCURACY FOR THE CENTRAL VIETNAM REGION USING THE XGBOOST MODEL WITH MULTI-SOURCE DATA," *TNU Journal of Science and Technology*, vol. 229, pp. 69–77, Feb. 2024, doi: 10.34238/tnu-jst.11346.

[7] D. Lavers, A. Simmons, F. Vamborg, and M. Rodwell, "An evaluation of ERA5 precipitation for climate monitoring," *Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society*, vol. 148, Nov. 2022, doi: 10.1002/qj.4351.

[8] A. Mohammadi *et al.*, "A Multi-Sensor Comparative Analysis on the Suitability of Generated DEM from Sentinel-1 SAR Interferometry Using Statistical and Hydrological Models," *Sensors*, vol. 20, p. 7214, Nov. 2020, doi: 10.3390/s20247214.

[9] L. Xuegang *et al.*, "Comparative evaluation of GPM IMERG V07 early, late and final run products compared to IMERG V06 in Sichuan Province, China," *Theor. Appl. Climatol.*, vol. 156, Aug. 2025, doi: 10.1007/s00704-025-05569-x.

[10] C. Zhou, L. Zhou, J. Du, J. Yue, and T. Ao, "Accuracy evaluation and comparison of GSMaP series for retrieving precipitation on the eastern edge of the Qinghai-Tibet Plateau," *J. Hydrol. Reg. Stud.*, vol. 56, p. 102017, 2024, doi: https://doi.org/10.1016/j.ejrh.2024.102017.

[11] P. Nguyen *et al.*, "The PERSIANN family of global satellite precipitation data: a review and evaluation of products," *Hydrol. Earth Syst. Sci.*, vol. 22, pp. 5801–5816, Feb. 2018, doi: 10.5194/hess-22-5801-2018.

[12] X. Liu, H. Duan, W. Huang, R. Guo, and B. Duan, "Classified Early Warning and Forecast of Severe Convective Weather Based on LightGBM Algorithm," *Atmospheric and Climate Sciences*, vol. 11, pp. 284–301, Dec. 2021, doi: 10.4236/acs.2021.112017.

Improving rainfall classification and estimation accuracy in four coastal provinces of Central Vietnam using LightGBM and cloud masking

Abstract: *This study employs the Light Gradient Boosting Machine (LGBM) integrated with cloud masking to classify and estimate rainfall across the North Central Coastal region of Vietnam. The model utilizes a multi-source dataset, including Himawari-8 satellite imagery, ERA5 reanalysis, ASTER DEM, and observations from 175 local rain gauges. To enhance classification accuracy, a cloud mask was developed based on Brightness Temperature (BT) thresholds from Himawari-8 infrared bands. Compared to existing rainfall products, the proposed model demonstrated superior performance. Classification results yielded a Critical Success Index (CSI) of 0.57 and a Probability of Detection (POD) of 0.78. For rainfall estimation, the model achieved a Correlation Coefficient (CC) of 0.49, with the lowest error metrics (MAE: 2.90 mm/h; RMSE: 5.68 mm/h). These findings suggest that the proposed ML-based approach is highly effective for high-accuracy rainfall monitoring in regions with complex topography and climatic conditions.*

Keywords: Rainfall estimation, Cloud mask, LightGBM, Himawari-8, ERA-5.

TỐI ƯU NGƯỠNG THÀNH PHẦN CHO HỆ THỐNG RA ĐA NHIỀU VỊ TRÍ XỬ LÝ PHÂN TÁN SỬ DỤNG THUẬT TOÁN TIẾN HÓA VI SAI

Phạm Đức Sự[1*], Phạm Văn Hùng[2], Vương Ngọc Huấn[2]

[1]Lớp NCS, H_2; [2]Học viện Kỹ thuật Quân sự

Email; Tel: supd_k31@lqdtu.edu.vn, 0988833000

Tóm tắt

Bài báo trình bày phương pháp áp dụng thuật toán tiến hóa vi sai tối ưu hóa khả năng phát hiện mục tiêu trong hệ thống ra đa nhều vị trí xử lý phân tán khi tỉ số công suất tín hiệu trên nền nhiễu khác nhau giữa các trạm thành phần. Bài toán phát hiện được tối ưu theo g tiêu chuẩn Neyman-Pearson với ràng buộc xác suất báo động lầm toàn hệ thống không đổi. Thuật toán tiến hóa vi sai được sử dụng để tối ưu tập ngưỡng thành phần nhằm cực đại hóa xác suất phát hiện toàn cục. Các kết quả mô phỏng được thực hiện dưới giả thiết nhiễu Gauss cho các dạng mục tiêu Swerling. Kết quả cho thấy việc tối ưu ngưỡng thành phần giúp tăng đáng kể chất lượng phát hiện đối với các mục tiêu thăng giáng nhẹ (Swerling 2 và 4), trong khi quy luật hợp nhất OR với giả thiết ngưỡng đồng nhất nên được sử dụng cho các mục tiêu tháng giáng mạnh (Swerling 1 và 3).

Từ khóa: *tối ưu hóa ngưỡng thành phần; tiến hóa vi sai; ra đa phân tán; mục tiêu Swerling; hợp nhất quyết định.*

Abstract

This paper presents a method for applying the Differential Evolution (DE) algorithm to optimize target detection performance in a distributed-processing multistatic radar system where the signal-to-noise power ratio varies across component stations. The detection problem is formulated under the Neyman–Pearson criterion with a fixed global false-alarm probability constraint. The DE algorithm is employed to optimize the set of local decision thresholds in order to maximize the global probability of detection. Simulation results are obtained under the assumption of Gaussian noise for different Swerling target models. The results demonstrate that local threshold optimization significantly improves detection performance for weakly fluctuating targets (Swerling 2 and 4), whereas for strongly fluctuating targets (Swerling 1 and 3), the OR fusion rule with uniform local thresholds should be adopted, as it provides near-optimal performance.

Keywords: local threshold optimization; differential evolution; distributed radar; Swerling target; decision fusion

1. Đặt vấn đề

Hệ thống ra đa nhiều vị trí có nhiều ưu điểm, đặc biệt là khả năng phát hiện các mục tiêu nhỏ, mục tiêu tàng hình và chống lại tác chiến điện tử công nghệ cao [1]. So với phát hiện tập trung, mô hình phát hiện phân tán giảm chi phí băng thông, có độ tin cậy cao và vùng phủ lớn trong khi chất lượng phát hiện vẫn được cải thiện đáng kể [1]. Trong các cấu hình hệ thống, cấu hình song song của phát hiện phân tán trong ra đa nhiều vị trí đã thu hút được nhiều sự quan tâm [2-4].

Nghiên cứu này tập trung vào cấu hình song song hai mức, gồm các trạm thành phần và một trung tâm hợp nhất (FC). Mỗi trạm thành phần đưa ra một quyết định nhị phân về sự tồn tại của mục tiêu (trong mỗi ô phân giải không gian) và truyền các quyết định này tới FC. Tại FC, quyết định phát hiện mục tiêu cuối cùng được đưa ra sau khi hợp nhất các quyết định nhị phân thành phần.

Bài toán phát hiện phân tán đã được nghiên cứu rộng rãi trong nhiều công trình về mạng cảm biến [2, 5, 7 và 8]. Trong [5], các luật hợp nhất tại cảm biến được thiết kế cho bài toán phát

hiện phân tán hai cảm biến với các quan sát độc lập có điều kiện. Một luật hợp nhất tối ưu cho các bộ phát hiện thành phần đã được đề xuất trong [2]. Trong [7], phát hiện phân tán cũng được nghiên cứu theo tiêu chuẩn Neyman–Pearson nhằm thiết kế luật hợp nhất và các bộ phát hiện thành phần tại FC. Trong [8], thiết kế các bộ phát hiện thành phần và luật hợp nhất tối ưu cho các bài toán phát hiện phân tán với quyết định nhị phân trong hệ thống hợp nhất song song đã được thảo luận chi tiết hơn. Theo tiêu chuẩn Bayes và Neyman–Pearson, [8] chỉ ra rằng các quyết định thành phần tối ưu là các lượng tử nhị phân dựa trên tỷ số hợp lý (likelihood ratio), và phép hợp nhất tối ưu là tổng có trọng số của các quyết định thành phần.

Trong [9–11], mô hình hợp nhất các quyết định phân tán được đề xuất cho các mạng cảm biến lớn. Khi nghiên cứu ảnh hưởng của tương quan giữa các quyết định thành phần, các ví dụ trong [12] cho thấy sự suy giảm hiệu năng phát hiện mục tiêu khi hệ thống chịu ảnh hưởng của nhiễu Gauss và nhiễu Laplace tương quan. Một số nghiên cứu [13–14] đã cố gắng tổng hợp các luật hợp nhất tối ưu dưới ảnh hưởng của sự tương quan nội tại giữa các quyết định thành phần. Các công trình gần đây [15–18] đã nghiên cứu bài toán phát hiện phân tán khi các quyết định thành phần phụ thuộc thống kê.

Để đơn giản bài toán, hầu hết các nghiên cứu trên đều giả thiết tính đồng nhất của các ngưỡng phát hiện thành phần. Trong thực tế, các tham số hệ thống và môi trường không đồng nhất giữa các trạm phân tán. Do đó, giả thiết đồng nhất về ngưỡng phát hiện thành phần là chưa hợp lý; hệ thống sẽ chịu những tổn hao chất lượng nhất định.

Trong nghiên cứu này, chúng tôi thực hiện tối ưu các ngưỡng phát hiện thành phần của hệ thống ra đa nhiều vị trí xử lý phân tán cấu hình song song. Các ngưỡng tối ưu được tìm kiếm trong không gian nghiệm bằng thuật toán tối ưu tiến hóa vi sai (DE) nhằm cực đại hóa chất lượng phát hiện tổng thể của hệ thống theo tiêu chuẩn Neyman–Pearson.

2. Phương pháp

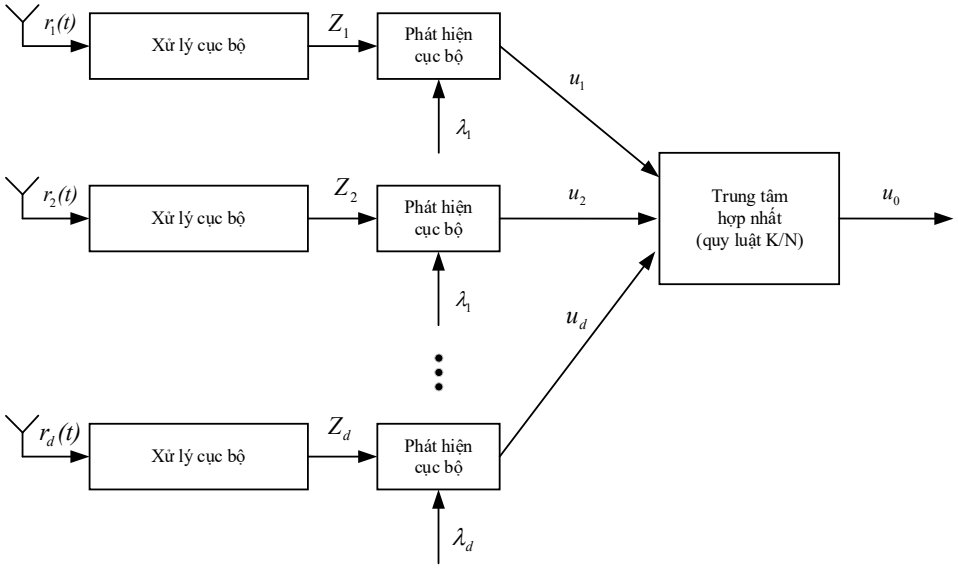
2.1. Mô hình xác suất phát hiện tại từng trạm

Xét bài toán phát hiện mục tiêu trong cấu hình song song cho hệ thống ra đa phát hiện phân tán, như minh họa trong Hình 1. Hệ thống gồm *d* trạm, ở trạm thứ *i* xử lý thành phần bao gồm: lọc phối hợp, tách sóng bình phương, tích lũy không tương can *N* xung sau đó so sánh với ngưỡng thành phần λ_i (đã chuẩn hóa theo mức nền) để đưa ra quyết định thành phần u_i. Cuối cùng, các quyết định này được hợp nhất để đưa ra quyết định cuối cùng u_0 về sự tồn tại hoặc không tồn tại của một mục tiêu nhất định (trong mỗi ô phân giải không gian).

Trong trường hợp không có mục tiêu (H_0), tín hiệu thu bao gồm tạp âm nhiệt (noise) và nhiễu nền (clutter) giả sử đều có phân bố Gauss (trung bình bằng không). Vì vậy sau tách sóng bình phương $Z_i \mid H_0$ có phân bố chi bình phương trung tâm (χ^2), khi này xác suất báo động lầm thành phần tại từng trạm được tính như sau [19]:

$$P_{F_i} = \Pr(Z_i > \lambda_i \mid H_0) = \Pr(\chi^2_{2N} > 2\lambda_i) \tag{1}$$

trong đó, χ^2_{2N} là phân bố chi bình phương với *2N* bậc tự do.



Hình 1. Cấu hình song song cho phát hiện phân tán trong hệ thống ra đa nhiều vị trí

Trong trường hợp có mục tiêu $(H_1), Z_i \mid H_1$ có phân bố chi bình phương lệch tâm và xác suất phát hiện được tính theo công thức [19]:

$$P_{D_i}(N, X_t, Y, K) = \int_0^\infty p(x \mid X_t, K) \int_Y^\infty p(v \mid N, x) dv dx \tag{2}$$

trong đó, N là số xung tích lũy, X_t là SIR trung bình, Y là ngưỡng chuẩn hóa, K là tham số dao động, x là SIR tức thời, v là SIR thu được sau tích lũy

Các dạng mục tiêu Swerling tương ứng với các giá trị K như sau:

Bảng 1. Tham số dao động tương ứng với các dạng mục tiêu Swerling

K	Dạng mục tiêu Swerling
∞	Sw0
1	Sw1
N	Sw2
2	Sw3
2N	Sw4

Công thức (2) có thể viết gọn như sau:

$$P_{D_i} = E_x[Q_N(\sqrt{2Nx}, \sqrt{2Y})] \tag{3}$$

trong đó, $Q_N(\cdot\,,\cdot\,)$ là hàm Marcum Q bậc N.

2.2. Quy luật hợp nhất ở trung tâm

Trung tâm sử dụng quy luật hợp nhất K/N. Do các trạm độc lập, xác suất báo động lầm và xác suất phát hiện toàn cục được tính như sau [8]:

$$P_F^{global} = \sum_{k=K}^{N} \binom{N}{k} \prod_{i=1}^{k} P_{F_i} (1 - P_{F_i})^{N-k} \tag{4}$$

$$P_D^{global} = \sum_{k=K}^{N} \binom{N}{k} \prod_{i=1}^{k} P_{D_i} (1 - P_{D_i})^{N-k} \tag{5}$$

trong đó,

$$\binom{N}{i} = \frac{N!}{i!(N-1)!}$$

Bài toán tối ưu được phát biểu theo tiêu chuẩn Neyman-Pearson như sau:

$$\begin{aligned} &\max_{\lambda \geq 0} P_D^{global}(\boldsymbol{\lambda}) \\ &\text{s.t } P_F^{global}(\boldsymbol{\lambda}) = \alpha_0 \end{aligned} \tag{6}$$

trong đó, $\boldsymbol{\lambda}$ là vector ngưỡng thành phần tại các trạm ($\boldsymbol{\lambda} = (\lambda_1, \lambda_2, \ldots, \lambda_d)$), α_0 là xác suất báo động lầm của toàn mạng cho trước

2.3. Thuật toán tối ưu tiến hóa vi sai (DE)

Thuật toán tiến hóa vi sai là một phương pháp tối ưu hóa toàn cục dựa trên quần thể, được đề xuất bởi Storn và Price [20]. DE đặc biệt hiệu quả đối với các bài toán tối ưu phi tuyến, không lồi, không khả vi hoặc có nhiều cực trị địa phương, mà trong đó các phương pháp truyền thống thường gặp khó khăn.

Thuật toán thực hiện các bước chính bao gồm: (1) khởi tạo quần thể, (2) đột biết và lai ghép tạo cá thể thử, (3) chọn lọc cá thể theo giá trị hàm mục tiêu.

Khi áp dụng thuật toán tiến hóa vi sai vào bài toán tối ưu ở biểu thức (6), để đảm bảo điều kiện ràng buộc $P_F^{global}(\boldsymbol{\lambda}) = \alpha_0$ được thỏa mãn nghiêm ngặt trong mọi lần đánh giá, thuật toán sử dụng cơ chế loại bỏ biến số [21] như sau:

1. Chọn một trạm j (là trạm có SIR lớn nhất) làm biến bị loại.
2. Tối ưu d-1 ngưỡng còn lại trong miền log (để đảm bảo điều kiện $\lambda_i \geq 0$, và giảm dải động của ngưỡng giúp thuật toán ổn định):
$$z_i = \log(\lambda_i) \text{ với } i \neq j$$
3. Với mỗi cá thể (mỗi vector **z**), khôi phục $\lambda_i = \exp(z_i)$ cho $i \neq j$ và giải λ_i bằng phương pháp chia đôi để thỏa mãn:
$$P_F^{global}(\lambda_1, ..., \lambda_j, ..., \lambda_d) = \alpha_0$$
4. Khi tìm được nghiệm khả thi, do DE là thuật toán tìm min nên hàm mục tiêu được chuyển thành dạng:
$$J(\boldsymbol{x}) = -P_D^{global}(\boldsymbol{x})$$

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Thiết lập mô phỏng

Để so sánh hiệu quả của việc tối ưu hóa ngưỡng thành phần trước tiên ta cần mô phỏng trường hợp sử dụng ngưỡng đồng nhất tại các trạm. Do khi sử dụng ngưỡng chung, P_F^{global} và

P_D^{global} đơn điệu theo ngưỡng tại các trạm [1], vì vậy ta dễ dàng tìm được nghiệm λ_0 từ điều kiện ràng buộc $P_F^{global}(\lambda_0) = \alpha_0$ bằng thuật toán kẹp nghiệm và chia đôi.

Khi tối ưu hóa ngưỡng thành phần ta thực hiện các bước như sau:

1. Sử dụng ngưỡng chung (λ_0) ở trên để khởi tạo quần thể ban đầu cho thuật toán tiến hóa vi sai.
2. Khởi tạo quần thể xung quanh nghiệm (λ_0), với mỗi cá thể *i* vừa tạo ra ta thực hiện loại bỏ biến số để đưa nó về miền nghiệm khả thi ($P_F^{global}(\lambda_i^{feas}) = \alpha_0$). Tính $P_D^{global}(\lambda_i^{feas})$ so sánh với các cá thể thử.
3. Vòng lặp DE: trong mỗi thế hệ, đối với mỗi cá thể *i* thì thuật toán DE sẽ sinh ra 1 cá thể thử u_i, cá thể thử được loại bỏ biến số để tạo ra u_i^{feas} thỏa mãn $P_F^{global}(u_i^{feas}) = \alpha_0$. Tính $P_D^{global}(u_i^{feas})$ và so sánh với $P_D^{global}(\lambda_i^{feas})$ ở bước 2, nếu $P_D^{global}(u_i^{feas})$ lớn hơn $P_D^{global}(\lambda_i^{feas})$ thì thay thế cá thể cũ bằng cá thể thử.
4. Sau một số thế hệ, ta lấy cá thể có P_D lớn nhất trong quần thể và kết thúc thuật toán.

3.2. Kết quả mô phỏng

Để đơn giản ta thực hiện khảo sát mạng gồm 2 trạm, trong đó có 1 trạm mạnh và 1 trạm yếu. SIR của trạm mạnh kí hiệu là SIR_{max}(dB), độ chênh lệch SIR của trạm yếu với trạm mạnh là ΔSIR (dB).

Thực hiện mô phỏng với các tham số của mạng như sau:

- Số trạm: d=2;
- Số xung: N=10;
- Kiểu mục tiêu: Swerling1-4;
- Xác suất báo động lầm toàn mạng: $\alpha_0 = 10^{-6}$;
- SIR của trạm mạnh: SIR_{max} = [0, 10] dB, bước nhảy 0,2 dB;

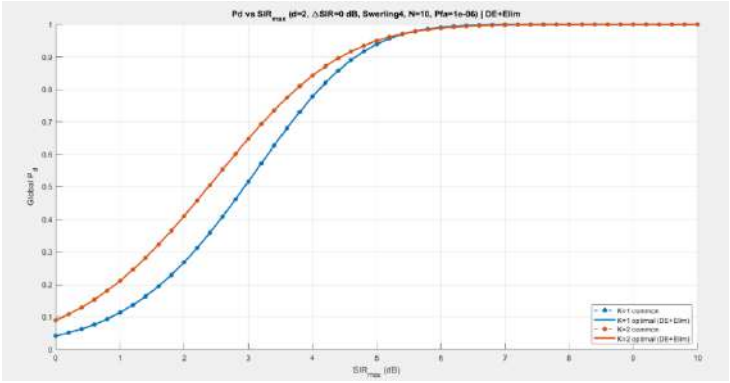
Tham số của thuật toán DE:

- Số cá thể trong quần thể: 30;
- Hệ số phân tán quần thể khi khởi tạo: 0,6;
- Số thế hệ: 120;
- Hệ số đột biến: 0,7;
- Hệ số lai ghép: 0,9;

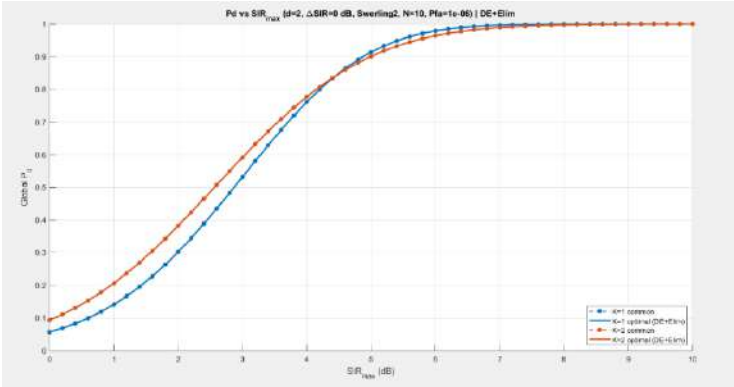
Sau đây là kết quả khảo sát khả năng phát hiện của mạng khi 2 trạm đồng đều (ΔSIR = 0 dB) đối với các kiểu mục tiêu Swerling:

Từ kết quả trên Hình 2-5, có thể thấy Swerling 4 và 2 có xu hướng giống nhau: ở SIR thấp thì luật AND thể hiện ưu thế hơn so với luật OR, còn khi SIR cao (> 4 dB) thì cả 2 luật cho hiệu quả gần bằng nhau (thậm chí OR nhỉ hơn AND một chút). Swerling 1 và 3 thì có xu hướng ngược lại, luật OR thể hiện ưu thế vượt trội so với AND trong toàn miền SIR đang xét,

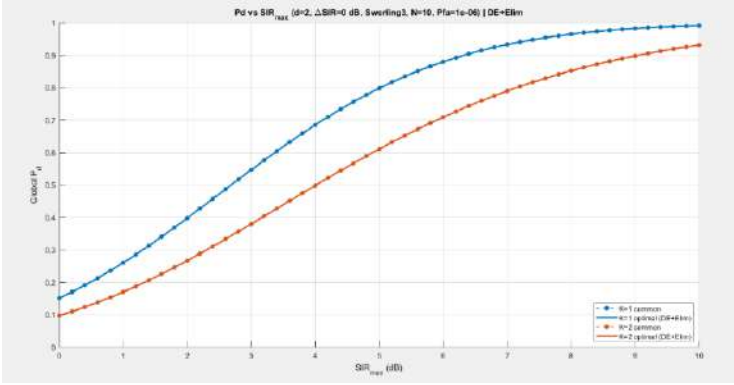
tuy nhiên có thể thấy rằng xác suất phát hiện của mạng bị tụt thấp ở vùng SIR trung bình và cao so với Swerling 4 và 2.



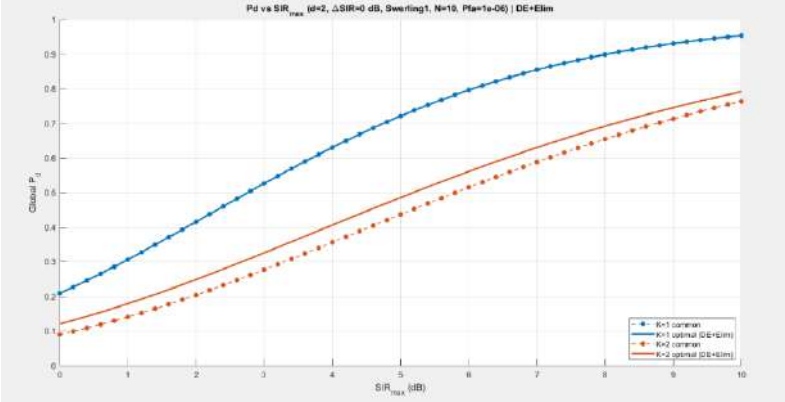
Hình 2. Đặc tuyến phát hiện của mạng đối với Swerling 4, khi ΔSIR = 0 dB



Hình 3. Đặc tuyến phát hiện của mạng đối với Swerling 2, khi ΔSIR = 0 dB



Hình 4. Đặc tuyến phát hiện của mạng đối với Swerling 3, khi ΔSIR = 0 dB



Hình 5. Đặc tuyến phát hiện của mạng đối với Swerling 1, khi ΔSIR = 0 dB

Ngoài ra, đối với mục tiêu Swerling 1, khi luật hợp nhất là AND thì đường tối ưu ngưỡng cao hơn đáng kể so với khi sử dụng ngưỡng chung (mặc dù SIR ở 2 đài là như nhau). Để phân tích hiện tượng này ta cần xem xét tới các ngưỡng, xác suất phát hiện và xác suất báo động lầm thành phần.

Sau đây là bảng phân bố các ngưỡng, xác suất phát hiện và xác suất báo động lầm thành phần tại SIR = 10 dB của Swerling 1 khi sử dụng luật hợp nhất AND:

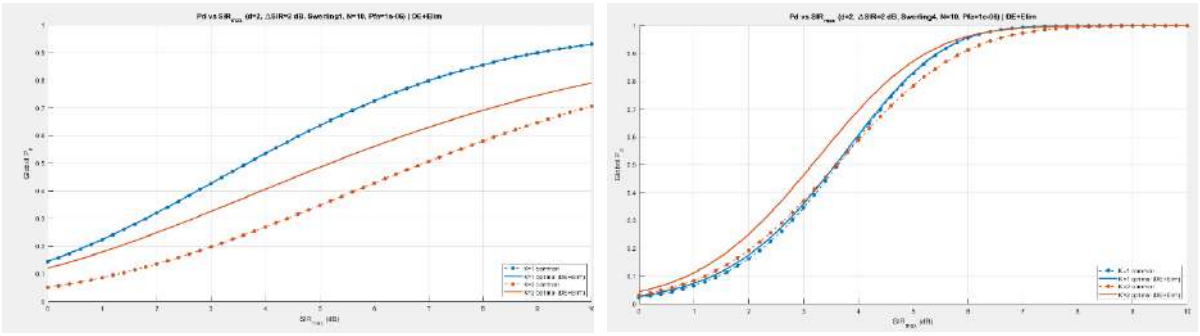
Bảng 2. Phân bố λ_i, P_{F_i}, P_{D_i} tại SIR = 10 dB đối với Swerling 1, luật hợp nhất AND

	λ_i	P_{F_i}	P_{D_i}	P_D^g
Ngưỡng chung	[2.266 2.266]	[1.000e-03 1.000e-03]	[0.874 0.874]	0.764
Ngưỡng tối ưu	[3.271 0.277]	[1.001e-06 9.994e-01]	[0.791 1.000]	0.791

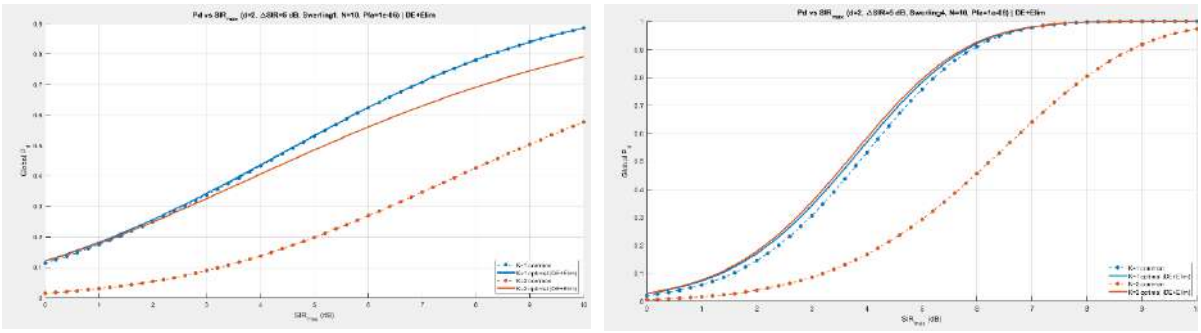
Từ bảng 2, có thể thấy đối với Swerling 1 chiến lược tối ưu của luật AND là bỏ một trạm, chỉ bám theo một trạm, tức là hạ ngưỡng thấp tại một trạm để P_D và P_F xấp xỉ 1. Khi này P_D^g và P_F^g chỉ còn phụ thuộc vào trạm còn lại. Mặc dù chiến lược này hơi cực đoan nhưng đối với mục tiêu thăng giáng mạnh Swerling 1 thì nó lại cho hiệu quả tốt hơn đáng kể so với phân bố đều cho hai trạm.

Từ kết quả trên, có thể chia các dạng mục tiêu thành 2 nhóm là: Swerling 1, Swerling 3 (thăng giáng mạnh) và Swerling 2, Swerling 4 (thăng giáng nhẹ). Từ các phần sau, ta chỉ khảo sát hai kiểu mục tiêu là Swerling 1(thăng giáng mạnh nhất) và Swerling 4 (thăng giáng nhẹ nhất) để đại diện cho hai nhóm.

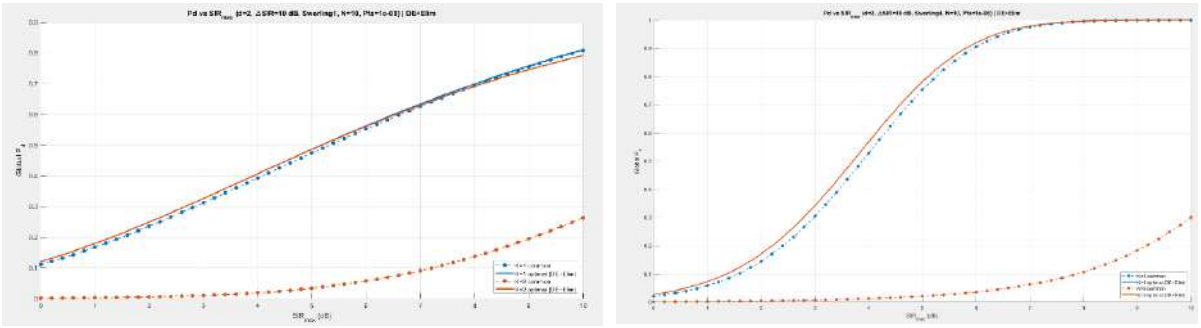
Tiếp theo, ta khảo sát với trường hợp có 1 trạm yếu. Sau đây là một số kết quả mô phỏng thu được:



Hình 6. Đặc tuyến phát hiện của mạng đối với Swerling 1 và 4, khi ΔSIR = 2 dB



Hình 7. Đặc tuyến phát hiện của mạng đối với Swerling 1 và 4, khi ΔSIR = 5 dB



Hình 8. Đặc tuyến phát hiện của mạng đối với Swerling1 và 4, khi ΔSIR = 10 dB

Dựa vào kết quả trên Hình 6-8, chúng ta có thể thấy việc tối ưu ngưỡng thể hiện tốt với luật AND, còn với luật OR thì hầu như không có tác dụng. Khi chênh lệch SIR thấp, luật OR vẫn cho hiệu quả tốt đối với Swerling 1(nhóm thăng giáng mạnh), còn AND hiệu quả hơn đối với Swerling 4 (nhóm thăng giáng nhẹ). Còn khi chênh lệch SIR cao, việc tối ưu ngưỡng làm cho luật AND và OR tiến sát với nhau, để hiểu được kết quả này, ta cần phân tích các ngưỡng, xác suất báo động lầm và xác suất phát hiện thành phần.

Sau đây là bảng phân bố các ngưỡng, xác suất báo động lầm và xác suất phát hiện thành phần của mục tiêu Swerling 4 với luật AND và OR, tại SIR_{max}= 5 dB, ΔSIR = 10 dB:

Bảng 3. Phân bố λ_i, P_{F_i}, P_{D_i} tại SIR = 10 dB, ΔSIR = 5 dB đối với Swerling 4, luật hợp nhất AND

	λ_i	P_{F_i}	P_{D_i}	P_D^g
Ngưỡng chung	[2.266 2.266]	[1.000e-03 1.000e-03]	[0.974 0.022]	0.021
Ngưỡng tối ưu	[3.271 0]	[1.000e-06 1.000]	[0.7818 1.0000]	0.782

Bảng 4. Phân bố λ_i, P_{F_i}, P_{D_i} tại SIR = 10 dB, ΔSIR = 5 dB đối với Swerling 4, luật hợp nhất OR

	λ_i	P_{F_i}	P_{D_i}	P_D^g
Ngưỡng chung	[3.365 3.365]	[5.000e-07 5.000e-07]	[0.7522 0.0001]	0.752
Ngưỡng tối ưu	[3.271 5.159]	[1.000e-06 3.389e-13]	[0.7818 0.0000]	0.782

Từ bảng 3 và 4, có thể thấy rằng khi chênh lệch SIR lớn (một đài yếu quá yếu so với đài còn lại) thì cả luật AND và OR đều thực hiện chiến lược tối ưu là bỏ đi đài yếu (trong luật AND thì đặt ngưỡng thật thấp để lúc nào cũng báo có mục tiêu, còn luật OR thì đặt ngưỡng thật cao để lúc nào cũng báo không có mục tiêu). Khi này P_D^g và P_F^g chỉ còn phụ thuộc vào trạm khỏe, chính vì vậy dù dùng luật hợp nhất là AND hay OR thì cũng cho kết quả giống nhau. Tuy nhiên, trong thực tế chúng ta không thể biết khi nào chênh lệch SIR giữa các đài lớn hay nhỏ vì vậy phải sử dụng luật AND và ngưỡng tối ưu trong mọi trường hợp.

4. Kết luận

Trong bài báo này, chúng tôi đã thực hiện tối ưu hóa ngưỡng thành phần của mạng ra đa phát hiện phân tán sử dụng thuật toán tiến hóa vi sai đối với bài toán phát hiện các mục tiêu Swerling trên nền nhiễu Gaussian. Kết quả cho thấy, đối với các mục tiêu thăng giáng mạnh (Swerling 1 và 3) luật hợp nhất OR cho hiệu quả tốt hơn luật AND, khi này hiệu quả của việc tối ưu ngưỡng tăng lên không đáng kể, vì vậy ta có thể sử dụng ngưỡng đồng nhất cho đơn gian mà vẫn đảm bảo hiệu quả. Còn đối với các mục tiêu thăng giáng nhẹ (Swerling 2 và 4) luật hợp nhất AND cho hiệu quả tốt hơn luật OR, khi này thuật toán tối ưu ngưỡng thể hiện tốt vai trò. Trong các nghiên cứu tiếp theo, chúng tôi sẽ thực hiện tối ưu đồng thời ngưỡng cục bộ và luật hợp nhất, xét môi trường nhiễu phân bố K, phân tích trường hợp phụ thuộc thống kê giữa các trạm.

Tài liệu tham khảo

1. Blunkett, Chernyak Victor S, “Fundamentals of multisite radar systems: multistatic radars and multiradar systems,” Routledge (2018).
2. E. Conte et al, “Multistatic radar detection: synthesis and comparison of optimum and suboptimum receivers,” IEE Proc. F - Commun., Radar and Signal Process., vol. 130, no. 6, pp. 484–494, (1983).
3. E. D’Addio et al: “Optimum and sub-optimum processors for multistatic radar systems,” in Riv. Tec. Selenia, vol. 8, no. 2, pp. 21–28, (1982).
4. R. Srinivasan, “Distributed radar detection theory,” IEE Proc. F - Commun., Radar and Signal Process., vol. 133, no. 1, pp. 55–60, (1986).
5. R. R. Tenney and N. R. Sandell, “Detection with distributed sensors,” IEEE Trans. Aerosp. Electron. Syst., vol. AES-17, no. 4, pp. 501–510, (1981).
6. Z. Chair and P. K. Varshney, “Optimal data fusion in multiple sensor detection systems,” IEEE Trans. Aerosp. Electron. Syst., vol. AES-22, no. 1, pp. 98–101, (1986).
7. I. Y. Hoballah and P. K. Varshney, “Neyman-Pearson detection with distributed sensors,” in Proc. 25th IEEE Conf. Decis. Control, vol. 25, pp. 237–241, (1986).
8. P. K. Varshney, “Distributed Detection and Data Fusion”. New York, NY, USA: Springer, (1997).
9. R. Viswanathan et al, “On counting rules in distributed detection,” IEEE Trans. Acoust., Speech, Signal Process., vol. 37, no. 5, pp. 772–775, (1989).
10. R. Niu and P. K. Varshney, “Distributed detection and fusion in a large wireless sensor network of random size,” EURASIP J. Wireless Commun. Netw., vol. 2005, no. 4, pp. 462–472, (2005).
11. R. Niu, P. K. Varshney, and Q. Cheng, “*Distributed detection in a large wireless sensor network*,” Inf. Fusion, vol. 7, no. 4, pp. 380–394, (2006).
12. V. Aalo et al, “*On distributed detection with correlated sensors: two examples*,” IEEE Trans. Aerosp. Electron. Syst., vol. 25, no. 3, pp. 414–421, (1989).
13. Nguyen Duc Minh, Bui Thi Dan, and Pham Van Hung, "*The effect of correlated noise with student-t distribution to detection quality of distributed multi-location radar network*", Journal of Military Science and Technology, vol. 56, pp. 68–75, (2018).
14. Nguyen Duc Minh, Bui Thi Dan, and Pham Van Hung, "*To solve the problem of detection in multi-location radar network which affected by correlated noise with log-normal distribution model*", Journal of Military Science and Technology, vol. 57, pp. 110–122, (2018).
15. Pham Van Hung and Nguyen Duc Minh, “*The detection performance of the multistatic radar system with the copula-based dependence structure*”, Journal of Science and Technology on Information and Communications, vol. 03, CS.01, pp. 124–130, (2020).
16. Pham Van Hung, Nguyen Duc Minh, and Nguyen Tuan Hung, “*A new method solving the detection problem in distributed-processing multistatic radar system with statistically dependent local decisions*”, Journal of Science and Technology on Information and Communications, vol. 01, CS.01, pp. 111–118, (2022).
17. Van Hung PHAM, Tuan Hung NGUYEN, Duc Minh Nguyen, and Hisashi Morishita, “*A New Method Based on Copula Theory for Evaluating Detection Performance of DistributedProcessing Multistatic Radar System*”, IEICE Transactions on Communications, vol. E105- B, no. 1, pp. 67–75, (2022).

18. Van Hung Pham, Tuan Hung Nguyen, and Hisashi Morishita, "*Detection Performance Analysis of Distributed-Processing Multistatic Radar System with Different Multivariate Dependence Models in Local Decisions*", IEICE Transactions on Communications, vol. E105-B, no. 9, pp. 1097–1104, (2022).
19. D.A. Shnidman, Radar Detection Probabilities and their Calculation, IEEE Trans. AES 31 (1995) 928-950.
20. Storn R, Price K, "Differential Evolution – A Simple and Efficient Heuristic for Global Optimization over Continuous Spaces," Journal of Global Optimization, vol. 11, no. 4, pp. 341–359 (1997).
21. J. Nocedal, S. J. Wright, *Numerical Optimization*, 2nd ed., Springer, New York (2006).

PHÂN LOẠI UAV DỰA TRÊN CHỮ KÝ MICRO-DOPPLER TỪ TÍN HIỆU RADAR SỬ DỤNG MẠNG NEURAL TÍCH CHẬP VỚI BÙ CHUYỂN ĐỘNG TỊNH TIẾN

Tạ Thị Kiều Lan[1], Hoàng Văn Phúc[2], Hoàng Thị Yến[1*]

[1]Khoa Vô tuyến điện tử, Học viện Kỹ thuật Quân sự

[2]Viện Tích hợp hệ thống, Học viện Kỹ thuật Quân sự

**Email: yenht@lqdtu.edu.vn*

Tóm tắt: Bài báo này đề xuất một phương pháp phân loại thiết bị bay không người lái (UAV) dựa trên chữ ký Micro-Doppler thu được từ radar mảng pha băng S. Không giống các nghiên cứu trước sử dụng bản đồ Range-Doppler hai chiều làm đầu vào, phương pháp đề xuất áp dụng bù chuyển động tịnh tiến (Translational Motion Compensation – TMC) trước khi tính phổ thời-tần bằng biến đổi STFT với cửa sổ Hamming 16 điểm. Trục tần số Doppler được chuẩn hóa về trục vận tốc vật lý (m/s) nhằm loại trừ sự khác biệt tần số lấy mẫu (PRF) giữa các tập dữ liệu. Thực nghiệm trên bộ dữ liệu thực tế gồm ba loại UAV đa cánh (M300, Inspire2, M30T) cho thấy phương pháp đề xuất đạt độ chính xác 97,7% trên tập kiểm định cùng kịch bản bay và 96,7% trên tập kiểm tra kịch bản bay chưa từng thấy trong huấn luyện. Trong khi đó, phương pháp cơ bản sử dụng bản đồ Range-Doppler chỉ đạt 25,7% trong điều kiện đánh giá chéo kịch bản, chứng minh rằng TMC và chuẩn hóa tần số giúp mô hình học được chữ ký rotor đặc trưng của từng loại UAV thay vì học các đặc trưng phụ thuộc kịch bản chuyển động.

Từ khóa: *UAV; Micro-Doppler; STFT; Bù chuyển động tịnh tiến; Phân loại radar; Mạng nơ-ron tích chập.*

1. Đặt vấn đề

Trong bối cảnh các thiết bị bay không người lái (UAV) ngày càng phổ biến trong cả lĩnh vực dân sự lẫn quân sự, nhu cầu nhận dạng và phân loại chính xác các loại UAV đang trở thành vấn đề cấp thiết trong an ninh hàng không [1, 2]. Radar, với ưu điểm hoạt động độc lập với điều kiện ánh sáng và thời tiết, được coi là phương tiện giám sát ưu việt. Tuy nhiên, phân loại chủng loại UAV từ tín hiệu radar đặt ra thách thức kỹ thuật đáng kể do sự tương đồng về hình dạng vật lý giữa các loại UAV cùng họ đa cánh quạt.

Hiệu ứng Micro-Doppler, phát sinh từ chuyển động quay của cánh quạt, tạo ra các vạch biên Doppler đặc trưng xung quanh tần số Doppler trung tâm của chuyển động tịnh tiến [3]. Tần số dải bên f_m phụ thuộc trực tiếp vào số cánh quạt và tốc độ quay, do đó mang thông tin đặc trưng của từng loại UAV. Khai thác hiệu ứng này để phân loại UAV đã được nhiều nghiên cứu chứng minh là khả thi [4, 5].

Thách thức chính trong các nghiên cứu hiện có là sự nhầm lẫn giữa Micro-Doppler và chuyển động tịnh tiến. Khi UAV thay đổi vận tốc bay, thành phần Doppler trung tâm dịch chuyển, kéo theo toàn bộ phổ Micro-Doppler. Nếu không có bước bù chuyển động trước khi phân tích, mô hình học máy có xu hướng học đặc trưng phụ thuộc kịch bản bay thay vì chữ ký rotor thực sự của UAV [3, 6]. Điều này dẫn đến sự sụt giảm nghiêm trọng về độ chính xác khi gặp kịch bản bay chưa được quan sát trong quá trình huấn luyện.

Bài báo này đóng góp ba điểm mới: (1) đề xuất pipeline tiền xử lý tích hợp TMC trước STFT để tách biệt hoàn toàn chữ ký Micro-Doppler khỏi thành phần tịnh tiến; (2) chuẩn hóa trục tần số về trục vận tốc vật lý (m/s) nhằm loại trừ ảnh hưởng của sự khác biệt PRF giữa các tập dữ liệu; (3) thiết kế thực nghiệm đánh giá chéo kịch bản (cross-scenario evaluation) làm thước đo khả năng tổng quát hóa của mô hình.

2. Phương pháp đề xuất

2.1. Bộ dữ liệu

Nghiên cứu sử dụng bộ dữ liệu radar của Lin và cộng sự (2024) thu thập bằng radar mảng pha băng S ($f_c = 3{,}13344\ GHz$; $BW = 120\ MHz$) với cấu hình 1 phát 8 thu [7]. Bộ dữ liệu bao gồm 11 tập dữ liệu (Data1 - Data11) tương ứng với 5 loại UAV khác nhau bay trong các kịch bản chuyển động đa dạng. Để tối ưu hóa bài toán phân loại theo đặc tính khí động học, nghiên cứu này tập trung vào ba loại UAV đa cánh quạt: DJI Matrice 300 (M300), DJI Inspire 2 và DJI Matrice 30T (M30T).

Bảng 1 tóm tắt thông tin chi tiết và vai trò của từng tập dữ liệu. Điểm nhấn trong phân bổ dữ liệu là việc thiết lập các tập "Kiểm tra kịch bản chéo" (Cross-scenario Test). Ví dụ, cấu hình huấn luyện Inspire 2 bằng dữ liệu bay tăng độ cao (Data4) nhưng kiểm tra bằng dữ liệu bay giảm độ cao (Data5) nhằm đánh giá năng lực tổng quát hóa của mô hình học sâu.

Bảng 1. Thông tin bộ dữ liệu thực nghiệm

Tập dữ liệu	Loại UAV	Kịch bản bay	PRF (Hz)	Số file	Vai trò
Data1	M300	Quỹ đạo S (5,8 m/s)	1000	274	Train
Data2	M300	Tiếp cận xa-gần (9,9 m/s)	1000	48	Train
Data3	M300	Lơ lửng (hovering)	1000	48	Test kịch bản chéo
Data4	Inspire 2	Tăng độ cao (9,7 m/s)	1875	87	Train
Data5	Inspire 2	Giảm độ cao (0,25 m/s)	1875	88	Test kịch bản chéo
Data7	M30T	Tiếp cận gần-xa (9,9 m/s)	1000	47	Train
Data8	M30T	Lơ lửng + nhiễu xe	1000	47	Train
Data9	M30T	Quỹ đạo S + lặn	1000	47	Test kịch bản chéo

2.2. Quy trình tiền xử lý tín hiệu

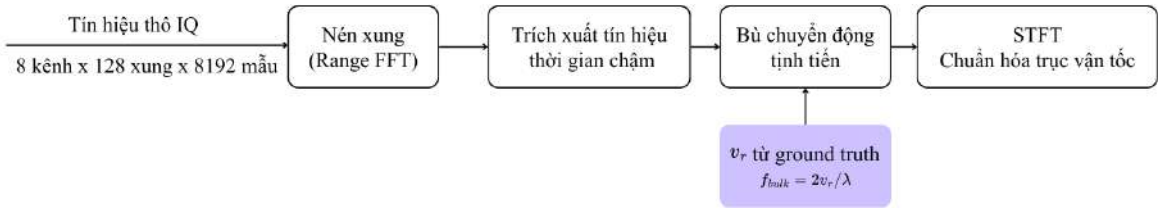
Quá trình chuyển đổi tín hiệu radar thô (Raw IQ) thành không gian đặc trưng Micro-Doppler được thực hiện qua chuỗi 4 bước tuần tự, minh họa tại Hình 1:

Bước 1 – Nén xung (Pulse Compression): Áp dụng biến đổi Fourier nhanh (FFT) dọc theo trục thời gian nhanh (fast-time) kết hợp cửa sổ Hamming để tạo dải biên độ theo tầm xa (Range Profile). Độ phân giải không gian đạt được là $\Delta R = \frac{c}{2BW} \approx 1{,}25 m/bin$.

Bước 2 – Trích xuất tín hiệu thời gian chậm (Slow-time Extraction): Dựa trên dữ liệu tọa độ thực tế (Ground Truth) được cung cấp đồng bộ từ GPS/RTK, hệ thống định vị chính xác

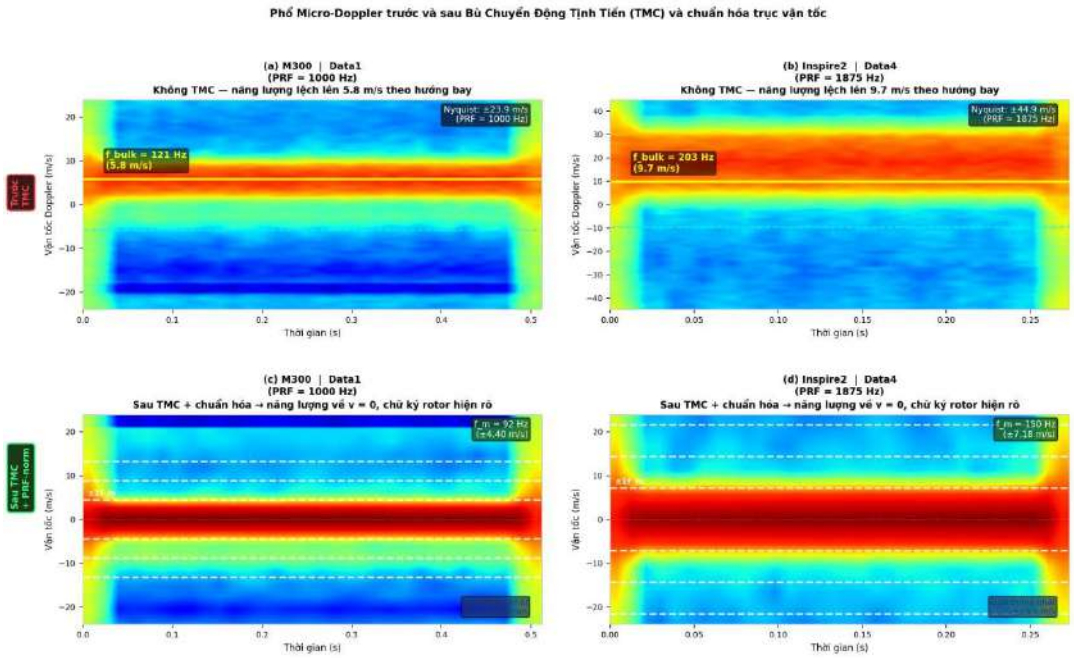
ô tầm xa (range bin) chứa mục tiêu. Tín hiệu phức theo trục thời gian chậm được trích xuất với độ dài 128 xung cho mỗi khung dữ liệu. Thời gian tích lũy kết hợp (T_{CPI}) biến thiên tùy thuộc vào PRF, đạt $0{,}128\,\text{s}$ đối với PRF $1000\ Hz$ và xấp xỉ $0{,}068s$ đối với PRF $1875\ Hz$.

Bước 3 – Bù chuyển động tịnh tiến (Translational Motion Compensation - TMC): Để loại bỏ sự dịch chuyển dải phổ do vận tốc bay vĩ mô, tín hiệu được nhân với một chuỗi pha hiệu chỉnh: $S_{TMC}(n) = S(n).\exp(-j2\pi f_{bulk}\dfrac{n}{PRF})$. Trong đó, $f_{bulk} = \dfrac{2v_r}{\lambda}$ là tần số Doppler trung tâm tương ứng với vận tốc hướng kính v_r trích xuất từ ground truth. Bước này ép thành phần phản xạ thân máy bay về tần số 0 Hz.



Hình 1. Quy trình tiền xử lý dữ liệu

Bước 4 – Biến đổi STFT và chuẩn hóa hệ quy chiếu: Áp dụng biến đổi STFT (cửa sổ Hamming 16 điểm, độ chồng lấp 12 điểm, FFT hai phía) để tạo giản đồ phổ Spectrogram. Để giải quyết sự sai lệch cấu trúc lưới do khác biệt PRF giữa các tập dữ liệu, trục tần số được quy đổi sang trục vận tốc vật lý ($v = f.\lambda/2$). Ma trận phổ sau đó được nội suy tuyến tính về một không gian chung thống nhất có kích thước 64×32 (64 bin vận tốc trong dải giới hạn $\pm23{,}94m/s$ và 32 bin thời gian) đảm bảo tất cả các UAV bất kể PRF đều có cùng trục vật lý như biểu diễn trong Hình 2, sẵn sàng cho mạng nơ-ron tích chập.



Hình 2. Phổ Micro-Doppler trước và sau bù chuyển động tịnh tiến (TMC) và chuẩn hóa trục vận tốc. Dữ liệu thực: M300 (Data1, PRF=1000 Hz) và Inspire2 (Data4, PRF=1875 Hz), mỗi ô tương ứng với trung bình 12 file liên tiếp.

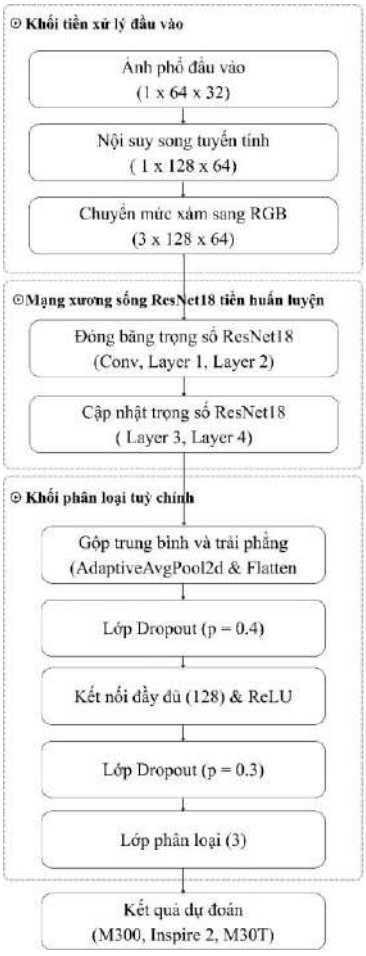
2.3. Kiến trúc mô hình phân loại

Phổ Micro-Doppler sau tiền xử lý có kích thước không gian (64, 32) – tương ứng 64 bin vận tốc × 32 khung thời gian. Ảnh được nội suy song tuyến tính lên kích thước (128, 64) trước khi đưa vào mạng ResNet18 [8] đã được tiền huấn luyện trên tập dữ liệu ImageNet. Cấu trúc ba kênh màu đầu vào được tạo ra bằng cách sao chép kênh cường độ dB ba lần (grayscale-to-RGB).

Về chiến lược tinh chỉnh (fine-tuning), nghiên cứu tiến hành đóng băng trọng số các lớp cơ sở (layer1, layer2, conv1 và bn1); chỉ huấn luyện layer3, layer4 và khối phân loại tùy chỉnh (Classification Head). Khối phân loại này được thiết kế theo trình tự: Dropout (0,4), Linear (128 node), ReLU, Dropout (0,3), Linear (3 node đầu ra). Tổng số tham số được cập nhật trong quá trình huấn luyện là 6.132.739.

Để xử lý vấn đề mất cân bằng dữ liệu trong cấu hình chia cùng kịch bản (M300: 298 mẫu; M30T: 114 mẫu; Inspire 2: 141 mẫu), thuật toán WeightedRandomSampler được sử dụng với trọng số lấy mẫu tỷ lệ nghịch với tần suất xuất hiện của từng lớp. Việc mất cân bằng lớp được xử lý hoàn toàn thông qua khâu phân bổ dữ liệu (sampler), do đó không áp dụng thêm trọng số phạt trong hàm mất mát nhằm tránh hiệu ứng bù đắp kép (double compensation).

Quá trình huấn luyện sử dụng bộ tối ưu hóa AdamW với $lr = 3\times10^{-4}$, w$eight_decay = 10^{-4}$, hàm mất mát CrossEntropyLoss tích hợp kỹ thuật làm trơn nhãn (label smoothing) bằng 0,1. Lịch trình học OneCycleLR được áp dụng với tần suất cập nhật tốc độ học theo từng lô (batch) thay vì theo chu kỳ (epoch). Hình 3 biểu diễu cụ thể kiến trúc mô hình phân loại được sử dụng trong bài.



Hình 3. Sơ đồ khối kiến trúc ResNet18 tùy chỉnh cho phân loại phổ Micro-Dopple

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Kết quả phân loại cùng kịch bản bay

Trong thực nghiệm đầu tiên, tập huấn luyện và kiểm định được chia theo thời gian (temporal split) từ cùng bộ dữ liệu: 80% file đầu dành cho huấn luyện, 20% file cuối dành cho kiểm định. Kết quả trình bày trong Bảng 2 cho thấy cả hai phương pháp đều đạt độ chính xác tương đương 97,7%, chứng minh rằng cả bản đồ Range-Doppler và phổ Micro-Doppler đều đủ thông tin để phân loại UAV trong điều kiện kịch bản bay đồng nhất.

Bảng 2. So sánh kết quả phân loại cùng kịch bản bay (Same-scenario validation)

Phương pháp	**Độ chính xác (P- Precision)**	**Độ nhạy (R - Recall)**	**Accuracy**
Baseline – Bản đồ Range-Doppler	0,97	0,99	97,7%
Đề xuất – Phổ Micro-Doppler (STFT+TMC)	0,99	0,96	97,7%

3.2. Kết quả đánh giá chéo kịch bản bay

Thực nghiệm thứ hai là bài kiểm tra quan trọng nhất: huấn luyện trên một tập hợp các kịch bản bay và kiểm tra trên kịch bản bay hoàn toàn khác của cùng loại UAV. Cụ thể, M300 được huấn luyện trên Data1 (quỹ đạo S) và Data2 (tiếp cận), nhưng kiểm tra trên Data3 (lơ lửng). Inspire2 được huấn luyện trên Data4 (tăng độ cao) nhưng kiểm tra trên Data5 (giảm độ cao). M30T huấn luyện trên Data7 và Data8, kiểm tra trên Data9.

Kết quả trình bày trong Bảng 3 cho thấy sự khác biệt rõ rệt giữa hai phương pháp. Phương pháp baseline sụt giảm nghiêm trọng xuống 25,7% – gần mức ngẫu nhiên (33,3% cho 3 lớp) – trong khi phương pháp đề xuất duy trì được 96,7%, chỉ suy giảm 1,0% so với kiểm định cùng kịch bản.

Bảng 3. Độ chính xác phân loại theo từng lớp trong đánh giá chéo kịch bản (Cross-scenario test)

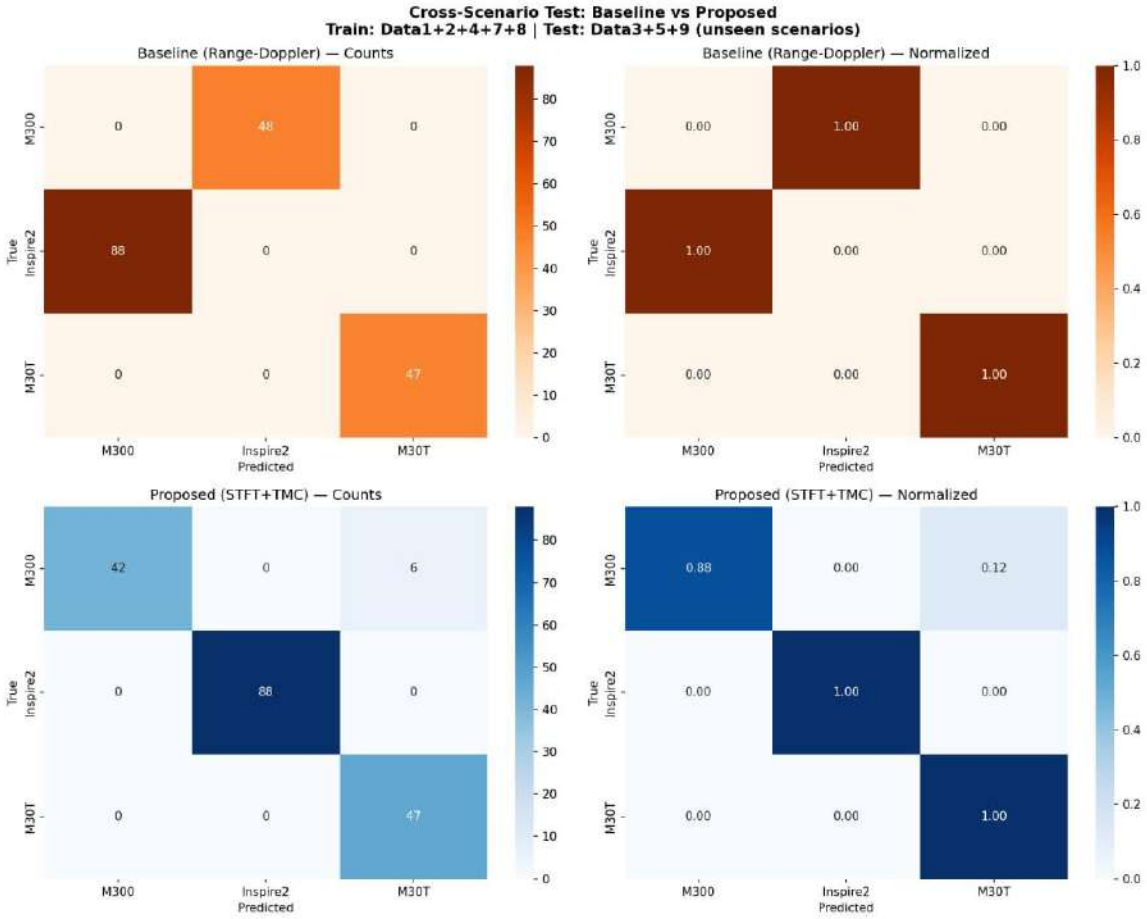
Loại UAV / Kịch bản test	**Baseline P**	**Baseline R**	**Đề xuất P**	**Đề xuất R**	**ΔAcc**
M300 / Lơ lửng (Data3)	0,00	0,00	1,00	0,88	+88%
Inspire2 / Giảm độ cao (Data5)	0,00	0,00	1,00	1,00	+100%
M30T / Quỹ đạo S+lặn (Data9)	1,00	1,00	0,89	1,00	0%
Trung bình (Macro)	**0,33**	**0,33**	**0,96**	**0,96**	**+63%**

Hình 4 trực quan hóa ma trận nhầm lẫn của hai phương pháp trong điều kiện chéo kịch bản. Có thể thấy rõ baseline hoàn toàn sụp đổ: toàn bộ 48 mẫu M300 bị phân loại nhầm thành Inspire2, trong khi 88 mẫu Inspire2 lại bị phân loại nhầm thành M300 — hai lớp này bị hoán đổi hoàn toàn. Phương pháp đề xuất phục hồi hoàn toàn Inspire2 (100%) và M30T (100%), chỉ còn 12% mẫu M300 bị nhầm với M30T do sự tương đồng một phần trong cấu trúc cánh quạt.

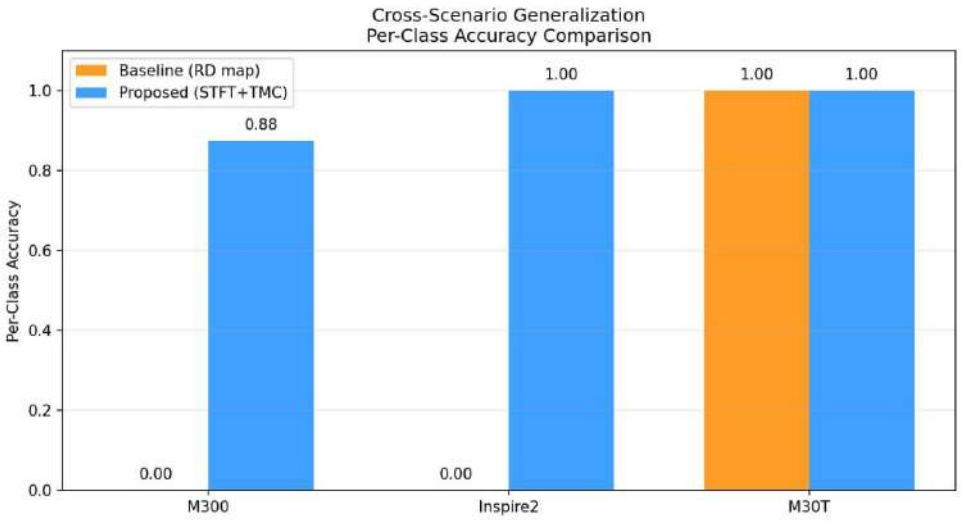
Bảng 4. Tổng hợp kết quả so sánh hai phương pháp

Thực nghiệm	Baseline (RD map)	Đề xuất (STFT+TMC)
Kiểm định cùng kịch bản (Same-scenario val.)	97,7%	97,7%
Kiểm tra chéo kịch bản (Cross-scenario test)	25,7%	**96,7%**
Cải thiện so với baseline (Cross-scenario)	–	**+71,0%**

Hình 5 tổng hợp độ chính xác theo từng lớp, làm rõ thêm tính bất đối xứng trong thất bại của baseline: M30T đạt 100% ở cả hai phương pháp nhờ chữ ký aliasing barcode đặc trưng, trong khi M300 và Inspire2 sụt về 0% với baseline nhưng được phục hồi về 88% và 100% với phương pháp đề xuất. Điều này xác nhận rằng TMC và chuẩn hóa trục vận tốc là điều kiện cần thiết để mô hình học được chữ ký rotor không phụ thuộc kịch bản chuyển động.



Hình 4. Ma trận nhầm lẫn (Confusion Matrix) trong đánh giá chéo kịch bản. Hàng trên: Baseline (Range-Doppler). Hàng dưới: Phương pháp đề xuất (STFT+TMC).



Hình 5. So sánh độ chính xác phân loại theo từng lớp UAV trong điều kiện chéo kịch bản.

3.3. Phân tích chữ ký Micro-Doppler theo loại UAV

Sự khác biệt về chữ ký Micro-Doppler giữa ba loại UAV được giải thích bởi các đặc tính cơ học của cánh quạt. M300 sử dụng cánh quạt 21 inch với tốc độ quay thấp ($f_r \approx 45,95$ vòng/giây), tạo ra các vạch biên tần số thưa nhưng rõ nét tại f_m=91,89Hz (=$2 \times f_r$, với 2 cánh quạt), nằm trong giới hạn Nyquist $\pm 500Hz$ của PRF = 1.000 Hz. Các bậc điều hòa $\pm 91,89Hz, \pm 183,78Hz, \pm 275,67Hz...$ đều quan sát được trong phổ.

M30T có cánh quạt ngắn hơn (16 inch) nhưng phải gánh tải trọng nặng hơn trên khung nhỏ gọn, buộc động cơ phải duy trì số vòng quay cao hơn đáng kể. Tần số nhịp cánh (blade flash rate) của M30T ước tính khoảng 130 –170 Hz, dẫn đến các bậc điều hòa cao vượt ngưỡng Nyquist và bị chồng lấn phổ nhiều lần. Hệ quả là phổ Micro-Doppler của M30T có dạng mã vạch phổ chồng lấn (aliasing barcode) trải đều trên toàn dải vận tốc – một chữ ký có tính phân biệt cao [9].

Inspire2, với cánh quạt nhỏ và tốc độ quay cao hơn M300, tạo ra phổ với các vạch biên dày đặc hơn và biên độ phân bố khác biệt. Sự kết hợp của ba loại chữ ký khác biệt này giải thích tại sao phương pháp đề xuất đạt độ chính xác cao ngay cả trên tập kiểm tra kịch bản chéo.

Hơn nữa, phương pháp baseline (bản đồ Range-Doppler) đạt 100% trên M30T trong bài kiểm tra chéo kịch bản, trong khi lại thất bại hoàn toàn với M300 và Inspire2. Điều này xảy ra vì thông tin mã vạch phổ chồng lấn của M30T đặc trưng đến mức ngay cả trong bản đồ Range-Doppler (không có TMC) mô hình vẫn có thể nhận ra. Ngược lại, M300 lơ lửng (Data3) và Inspire2 giảm độ cao (Data5) có thành phần Doppler trung tâm gần bằng 0, khác hoàn toàn so với các kịch bản huấn luyện có vận tốc cao, khiến baseline nhầm lẫn.

4. Kết luận

Bài báo đề xuất phương pháp phân loại UAV theo loại từ chữ ký Micro-Doppler radar sử dụng pipeline tiền xử lý tích hợp bù chuyển động tịnh tiến (TMC) và chuẩn hóa trục vận tốc vật lý. Kết quả thực nghiệm trên bộ dữ liệu radar băng S thực tế với ba loại UAV đa cánh quạt (M300, Inspire2, M30T) cho thấy phương pháp đề xuất đạt độ chính xác 97,7% trong điều kiện

kiểm định cùng kịch bản và 96,7% trong bài kiểm tra chéo kịch bản bay – cải thiện 71,0% so với phương pháp baseline sử dụng bản đồ Range-Doppler (25,7%).

Thực nghiệm đánh giá chéo kịch bản chứng minh một cách thuyết phục rằng: khi không có TMC, mô hình học các đặc trưng phụ thuộc kịch bản chuyển động (vị trí Doppler trung tâm, cấu trúc range-velocity) thay vì chữ ký rotor đặc trưng của UAV. Sau khi áp dụng TMC, mô hình học được thông tin Micro-Doppler thuần túy – tần số nhịp cánh, biên độ và cấu trúc các vạch biên điều hòa – có tính bất biến cao theo kịch bản bay.

Hạn chế hiện tại của nghiên cứu bao gồm: (i) dữ liệu thu thập từ một địa điểm và điều kiện môi trường cụ thể; (ii) chỉ sử dụng kênh thu đầu tiên trong số 8 kênh có sẵn. Hướng nghiên cứu tiếp theo sẽ tập trung vào khai thác thông tin không gian từ mảng 8 kênh thu để tăng cường độ phân giải góc phương vị, đồng thời mở rộng thực nghiệm sang các điều kiện SNR thấp và nhiều loại UAV hơn.

Tài liệu tham khảo

1. Mohsan, Syed Agha Hassnain, et al. "Unmanned aerial vehicles (UAVs): Practical aspects, applications, open challenges, security issues, and future trends." *Intelligent service robotics* 16.1 (2023): 109-137.

2. Criollo, Linker, Carlos Mena-Arciniega, and Shen Xing. "Classification, military applications, and opportunities of unmanned aerial vehicles." *Aviation* 28.2 (2024): 115-127.

3. Tahmoush, Dave. "Review of micro-Doppler signatures." *IET Radar, Sonar & Navigation* 9.9 (2015): 1140-1146.

4. Faul, Fabian T., Daniel Korthauer, and Thomas F. Eibert. "Impact of rotor blade rotation of UAVs on electromagnetic field measurements." *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement* 70 (2021): 1-9.

5. Xu, Fengtong, et al. "Detection and identification technology of rotor unmanned aerial vehicles in 5G scene." *International Journal of Distributed Sensor Networks* 15.6 (2019): 1550147719853990.

6. Ji, Guangyu, Chen Song, and Hongtao Huo. "Detection and identification of low-slow-small rotor unmanned aerial vehicle using micro-Doppler information." *IEEE Access* 9 (2021): 99995-100008.

7. Lin, Qianqiang, et al. "Ground-based radar detection dataset of “low slow small” unmanned aerial vehicles under simple field background conditions." *J. Signal Process.* 40 (2024): 2095-104.

8. Ou, Xianfeng, et al. "Moving object detection method via ResNet-18 with encoder–decoder structure in complex scenes." *IEEE Access* 7 (2019): 108152-108160.

9. Hanif, Ali, et al. "Micro-Doppler based target recognition with radars: A review." *IEEE Sensors Journal* 22.4 (2022): 2948-2961.

Cải thiện độ chính xác trong ước tính lượng mưa to cho khu vực miền Trung Việt nam bằng phương pháp Học máy

Nguyễn Thị Huyền[1*], Vũ Duy Đông[1]
[1]Khoa Vô tuyến điện tử; Đại học kỹ thuật Lê Quý Đôn
Email: nguyenhuyen@lqdtu.edu.vn; Tel:0912.959.582

Tóm tắt

Nghiên cứu này đề xuất xây dựng một kiến trúc học máy (ML) nhằm ước tính lượng mưa có độ chính xác cao, tập trung vào lượng mưa to và rất to. Dữ liệu bao gồm dữ liệu vệ tinh Himawari-8, dữ liệu ERA-5, ASTER DEM và dữ liệu từ 175 trạm đo mưa khu vực trong năm 2019-2020. Ba mô hình ML đã khảo sát bao gồm Light GBM (LGBM), XGBoost (XGB) và Random Forest (RF). Kết quả được so sánh với các sản phẩm mưa khu vực bao gồm IMERG Final Run, GSMaP_MVK_Gause, IMEG Early Run, và PERSIANN_CCS. Về hiệu suất phân loại mưa, chỉ số Probability of Detection (POD), Critical Success Index (CSI) của sản phẩm mưa đề xuất vượt trội hơn so với sản phẩm mưa khu vực tốt nhất - GSMaP_MVK_Gause lần lượt là 40,35% và 22,73%. Về hiệu suất hồi quy lượng mưa, sản phẩm mưa đề xuất đạt kết quả tốt nhất về Mean Absolute Error (MAE) = 2,91(mm/h), Root Mean Squared Error (RMSE) = 5,81(mm/h). Ngoài ra, chỉ số Correlation Coefficient (CC) và Modified Kling-Gupta Efficiency (mKGE) của mô hình đề xuất cao hơn tất cả các sản phẩm lượng mưa gần thời gian thực và thấp hơn một chút so với sản phẩm mưa giữ chậm IMERG Final Run. Mô hình đã đề xuất có thể làm cơ sở cho việc ứng dụng các mô hình ML trong việc ước tính lượng mưa gần thời gian thực có độ chính xác cao.

Từ khóa: *Ước tính lượng mưa, tăng cường dữ liệu, Light GBM, Himawri-8, ERA-5.*

1. Giới thiệu

Hàng năm, khu vực miền Trung Việt nam thường xuyên phải đối mặt với các hiện tượng thời tiết cực đoan như bão, lũ lụt và sạt lở đất, chủ yếu do sự biến động về lượng mưa, gây thiệt hại về người và sự phát triển kinh tế trong khu vực [1].

Đã có nhiều phương pháp khác nhau được sử dụng để ước tính lượng mưa, trong đó sử dụng các mô hình học máy truyền thống (ML), học sâu (DL) được coi là giải pháp hiệu quả, và đã nhận được nhiều sự quan tâm của các nhà nghiên cứu trên thế giới. Tuy nhiên, so với ML truyền thống, các mô hình DL đòi hỏi nhiều tài nguyên hơn về cấu hình máy tính, kích thước bộ dữ liệu và thời gian huấn luyện, cũng như có độ phức tạp cao hơn đáng kể [2]. Trong nghiên cứu [3], nhóm tác giả sử dụng mô hình Random Forest (RF) để ước tính lượng mưa mùa hè tại khu vực Đông Á từ dữ liệu vệ tinh Himawari-8. Kết quả cho thấy mô hình đạt độ chính xác cao trong phân loại mưa (0,87%) và sai số thấp trong ước tính lượng mưa với MAE = 0,51 và RMSE = 2,0 mm/h. Nghiên cứu [4] sử dụng mô hình XGBoost (XGB) để ước tính lượng mưa tại sáu khu vực ở Indonesia, kết hợp giữa dữ liệu Himawari-8 và dữ liệu radar thời tiết. Mô hình đạt độ chính xác cao từ 0.89 đến 0.92 và cải thiện RMSE từ 1,85 đến 3,08 mm/h. Trong nghiên cứu [5], mô hình Light GBM (LGBM) được sử dụng để tích hợp dữ liệu từ 64 trạm đo mưa và các sản phẩm mưa khu vực tại Hàn Quốc, cho kết quả vượt trội với CC = 0,944, MAE = 1,18 mm/d và RMSE = 4,55 mm/h.

Tại Việt Nam, các nghiên cứu về ước tính lượng mưa đã được tiến hành, nhưng việc đạt được độ chính xác cao trong các sự kiện mưa to và rất to tại các khu vực đồi núi có độ dốc lớn,

vẫn là một thách thức [6]. Trong nghiên cứu này, chúng tôi đề xuất sử dụng các phương pháp ML nhằm ước tính lượng mưa với độ chính xác cao cho khu vực miền Trung Việt Nam, tập trung vào các sự kiện mưa to và rất to. Bên cạnh đó, nghiên cứu cũng tiến hành kết hợp các kỹ thuật tăng cường dữ liệu khác nhau nhằm xử lý vấn đề mất cân bằng giữa các lớp mưa, từ đó cải thiện và nâng cao hiệu suất phân loại và phát hiện mưa.

Bài báo được cấu trúc như sau: Phần 2 trình bày dữ liệu và phương pháp nghiên cứu. Phần 3 trình bày kết quả và đánh giá. Phần 4 đưa ra kết luận và đề xuất hướng nghiên cứu tiềm năng trong tương lai.

2. Dữ liệu và phương pháp

2.1. Dữ liệu

Khu vực từ Quảng Bình đến Đà Nẵng có lượng mưa trung bình hàng năm rất lớn, tập trung chủ yếu vào mùa mưa từ tháng 8 đến tháng 12. Dữ liệu đầu vào bao gồm dữ liệu trạm đo mưa, dữ liệu vệ tinh Himawari-8 và dữ liệu phụ trợ bao gồm dữ liệu ERA-5 và ASTER DEM. Trong đó, dữ liệu từ 175 trạm đo mưa khu vực trong năm 2019-2020 được sử dụng làm nhãn cho quá trình huấn luyện. Dữ liệu từ bốn sản phẩm mưa khu vực bao gồm IMERG Final Run, IMERG Early Run, GSMaP_MVK_Gauge và PERSIANN_CCS được dùng để so sánh. Thông tin chi tiết về các nguồn dữ liệu được thể hiện trong Bảng 1.

Bảng 1. Thống kê các nguồn dữ liệu được sử dụng

Nguồn dữ liệu	Vai trò	Độ phân giải	
		Thời gian	Không gian
Himawari-8 [7]	Huấn luyện	10 Phút	02 km
ERA-5 [8]	Huấn luyện	60 Phút	25 km
ASTER DEM [9]	Huấn luyện		30 m
Trạm đo mưa	Nhãn và đánh giá hiệu suất	60 phút	
Ra đa	Tham chiếu bản đồ mưa	60 Phút	
IMERG Final Run [10]	So sánh	30 Phút	0,1° × 0,1°
IMER Early Run [10]	So sánh	30 Phút	0,1° × 0,1°
GSMap MVK Gauge [11]	So sánh	60 Phút	0,1° × 0,1°
PERSIANN -CCS[12]	So sánh	30 Phút	0,04° × 0,04°

2.2. Phương pháp

2.2.1. Thuật toán

Ba thuật toán ML khác nhau gồm RF, XGB, LGBM được lựa chọn để khảo sát, trong đó:

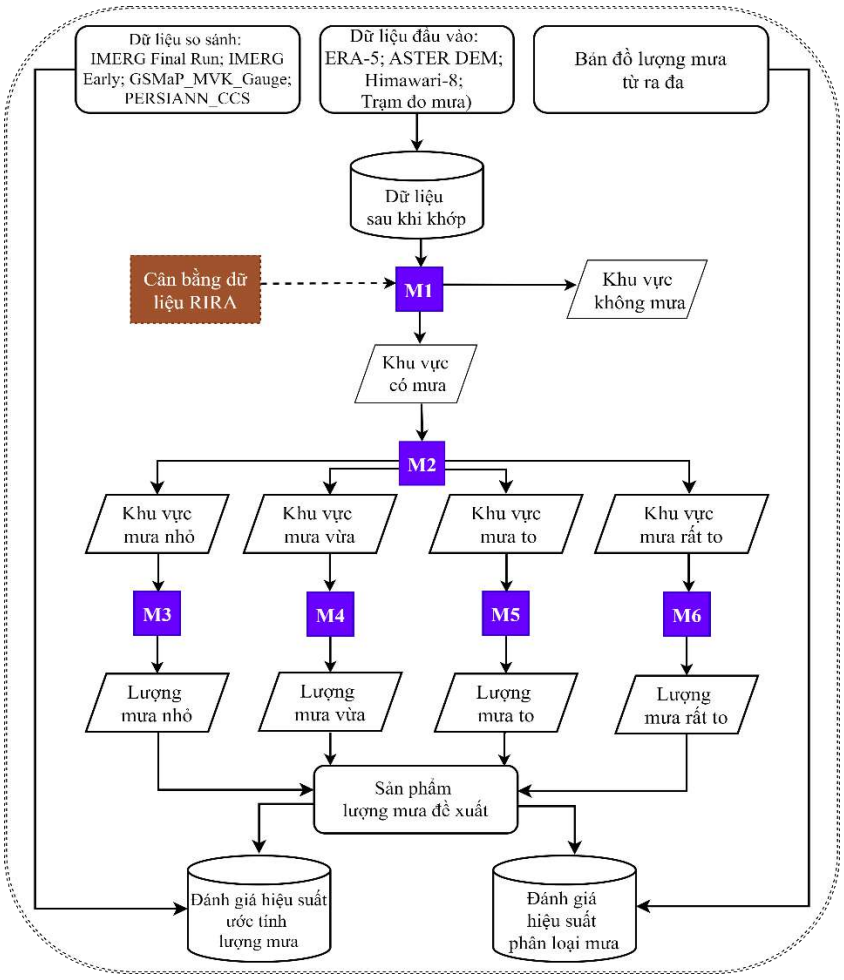
Thuật toán RF được giới thiệu vào năm 2001 bởi Breiman [13]. Theo đó, RF phát triển một tập hợp các Decision Trees (DT) dựa trên phương pháp lấy mẫu ngẫu nhiên (Boostrap) từ bộ dữ liệu đầu vào. Tập hợp các DT được huấn luyện song song và kết quả cuối cùng của mô hình được xác định dựa trên phương pháp bỏ phiếu đa số đối với mô hình phân loại hoặc tính trung bình đối với mô hình hồi quy.

XGB là một thuật toán Gradient Boosting tối ưu hóa dựa trên tập hợp các DT. XGB kết hợp nhiều mô hình học yếu nhằm giảm thiểu hàm mất mát và nâng cao hiệu suất huấn luyện [4]. XGB áp dụng chiến lược phát triển cây theo mức (level-wise), trong đó mỗi cây kế tiếp được xây dựng để sửa lỗi của các cây trước, giúp cải thiện hiệu suất tổng thể của mô hình.

LGBM là một thuật toán tối ưu thuộc nhóm Gradient Boosting Decision Tree (GBDT) được phát triển dựa trên mô hình các cây quyết định (DT). LGBM phát triển dựa trên biểu đồ histogram và chiến lược phát triển cây theo lá (leaf-wise). LGBM lấy mẫu dựa trên thuật toán Exclusive Feature Bundling (**EFB**) và Gradient-based One-Side Sampling (**GOSS**). Trong đó, EFB giúp giảm số lượng đặc trưng cần xử lý bằng cách kết hợp các đặc trưng không tương quan lại với nhau, thu nhỏ kích thước không gian của dữ liệu và rút ngắn thời gian huấn luyện tổng thể của mô hình. GOSS tập trung vào các mẫu có gradient cao nhằm giảm bớt số lượng mẫu tham gia quá trình đào tạo [5].

2.2.2. Kiến trúc mô hình

Nghiên cứu này đề xuất một kiến trúc mô hình nhằm phân loại và hồi quy lượng mưa chi tiết, được thể hiện trong Hình 1.



Hình 1. Kiến trúc mô hình đề xuất ước tính lượng mưa

Tập dữ liệu huấn luyện sẽ được đưa vào mô hình **M1** để phân loại thành khu vực có mưa và không mưa, với ngưỡng lượng mưa được lựa chọn là 0,1 mm/h. Kỹ thuật cân bằng số mẫu theo các khoảng giá trị lượng mưa (RIRA) đã được thực hiện nhằm tăng số lượng mưa và giảm sự chênh lệch với số mẫu không mưa. Tiếp theo, khu vực mà mô hình **M1** phân loại là có mưa sẽ được vào mô hình **M2** để phân loại thành các khu vực mưa khác nhau: mưa nhỏ (0,1 – 1,0 mm/h), mưa vừa (1,0 – 5,0 mm/h), mưa to (5,0 – 30,0 mm/h), và mưa rất to (> 30,0 mm/h). Kỹ

thuật cân bằng dữ liệu gán trọng số (CW) đã được sử dụng để gán trọng số cao hơn cho các lớp thiểu số (mưa vừa, mưa to, mưa rất to) trong quá trình huấn luyện. Các mô hình **M3, M4, M5,** và **M6** được sử dụng để hồi quy lượng mưa tương ứng với từng khu vực mưa đã được phân loại bởi M2. Sản phẩm lượng mưa cuối cùng là kết hợp đầu ra từ các mô hình hồi quy tương ứng với từng loại mưa (**M3**, **M4**, **M5**, **M6**). Hiệu suất của các sản phẩm lượng mưa đề xuất được đánh giá và so sánh với các sản phẩm lượng mưa khu vực khác như GSMaP_MVK_Gauge, IMERG Final Run, IMERG Early, và PERSIANN_CCS. Ngoài ra, bài báo cũng so sánh bản đồ lượng mưa chi tiết của ra đa với bản đồ lượng mưa của các sản phẩm lượng mưa nhằm đánh giá trực quan về hiệu suất của mô hình đã đề xuất. Nhằm tối ưu hiệu suất và giảm độ phức tạp trong quá trình huấn luyện, kỹ thuật lựa chọn đặc trưng và tối ưu tham số được áp dụng. Các đặc trưng quan trọng được lựa chọn bằng phương RF Importance (từ thư viện Scikit-learn). Phương pháp này sử dụng giá trị Importance để đánh giá tầm quan trọng của các đặc trưng đầu vào. Ngoài ra, phương pháp k-fold (k=5) được chúng tôi sử dụng để xác định bộ tham số tối ưu cho các mô hình. Nghiên cứu này lựa chọn ngưỡng Importance của các đặc trưng là 0.02 để chọn ra các đặc trưng phù hợp cho từng mô hình.

2.2.3. Huấn luyện và đánh giá

Một số chỉ số đánh giá hiệu suất của mô hình phân loại được trình bày trong Bảng 2. Trong đó, Probability of Detection (POD) là xác suất phát hiện, cho biết khả năng phát hiện các mẫu mưa xảy ra trong thực tế của mô hình. Critical Success Index (CSI) – Chỉ số thành công quan trọng, cho biết tỷ lệ các mẫu mưa được mô hình phân loại chính xác so với tổng số mẫu được xác định là mưa. Bias thể hiện xu hướng phân loại mưa của mô hình, BIAS > 1 mô hình có số lần phân loại mưa nhiều hơn thực tế, BIAS < 1 mô hình có số lần phân loại mưa ít hơn thực tế. False Alarm Ratio (FAR), cho biết sai số trong việc phát hiện mưa, là tỉ lệ giữa những mẫu mưa được mô hình phân loại sai với tổng số các mẫu mưa. Vì vậy, 1-FAR thể hiện độ chính xác trong phân loại mưa của mô hình.

Bảng 2. Các chỉ số phân loại cơ bản

Tên chỉ số	**Công thức tính**	**Khoảng giá trị**	**Tối ưu**
Critical Success Index (***CSI***)	$CSI = TP/(TP + FP + FN)$	$[0, 1]$	1
Probability of Detection (***POD***)	$POD = TP/(TP + FN)$	$[0, 1]$	1
False Alarm Ratio (**FAR**)	$FAR = FP/(TP + FP)$	$[0, 1]$	0
Frequency Bias Index (**Bias**)	$BIAS = TP + FP/(TP + FN)$	$[0, \infty)$	1

Tương tự, các chỉ số cơ bản đánh giá hiệu suất của mô hình hồi quy được trình bày trong Bảng 3. Trong đó, Correlation Coefficient (CC) thể hiện sự tương quan tuyến tính giữa giá trị lượng mưa mà sản phẩm mưa đề xuất ước tính với lượng mưa diễn ra trong thực tế. Chỉ số lỗi Mean Absolute Error (MAE) và Root Mean Squared Error (RMSE) thể hiện sai số giữa giá trị lượng mưa ước tính với giá trị lượng mưa thực tế. Modified Kling-Gupta Efficiency (mKGE)

thể hiện hiệu suất hồi quy tổng hợp của mô hình, mKGE đánh giá độ tương quan, độ lệch và độ biến thiên của lượng mưa ước tính so với lượng mưa xảy ra thực tế.

Bảng 3. Các chỉ số hồi quy cơ bản

Tên chỉ số	Công thức tính	Khoảng giá trị	Tối ưu
Correlation Coefficient ***(CC)***	$CC = \frac{\sum(p_j - \bar{p_j})(p_i - \hat{p_i})}{\sqrt{\sum(p_j - \bar{p_j})^2}\sqrt{\sum(p_i - \hat{p_i})^2}}$	[-1: 1]	1
Modified Kling-Gupta Efficiency ***(mKGE)***	$mKGE = 1 - \sqrt{(CC-1)^2 + (\beta-1)^2 + (\gamma-1)^2}$ $\beta = \mu_e/\mu_o ; \gamma = \sigma_e\mu_o/\sigma_o\mu_e$	$[-\infty, 1]$	1
Mean Absolute Error ***(MAE)***	$MAE = \frac{\sum\lvert p_i - p_j\rvert}{N}$	[0: inf]	0
Root Mean Squared Error ***(RMSE)***	$RMSE = \sqrt{\frac{\sum(p_i - p_j)^2}{N}}$	[0: inf]	0

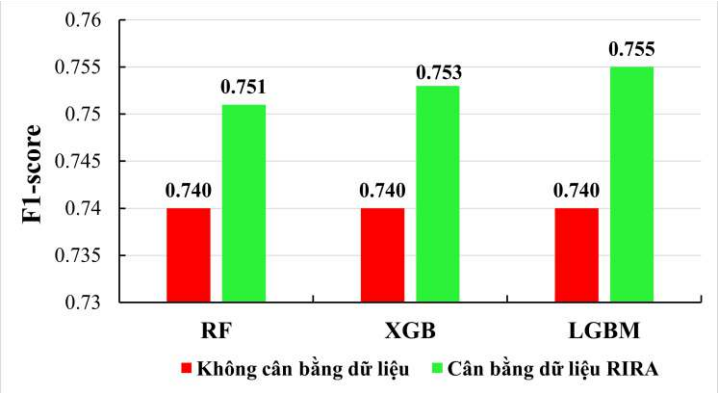
Trong đó, TP - mẫu mưa được phân loại chính xác là mưa; FP - mẫu không mưa được phân loại sai là mưa; TN - mẫu không mưa được phân loại chính xác là không mưa; FN - mẫu mưa được phân loại nhầm là không mưa; N - tổng số mẫu; p_i, p_j là giá trị lượng mưa mô hình ước tính và giá trị lượng mưa thực tế, là các giá trị lượng mưa thực tế trung bình và giá trị lượng mưa trung bình mô hình ước tính. β và γ thể hiện độ lệch và độ biến thiên của mô hình.

3. Kết quả

3.1. Hiệu suất phân loại mưa

3.1.1. Hiệu suất phân loại mưa khi tăng cường dữ liệu bằng kỹ thuật RVR.

Kết quả phân loại khu vực có mưa và không mưa của mô hình **M1** khi sử dụng các thuật toán ML trong trường hợp không thực hiện cân bằng dữ liệu và có cân bằng dữ liệu bằng kỹ thuật RIRA được trình bày trong Hình 2.



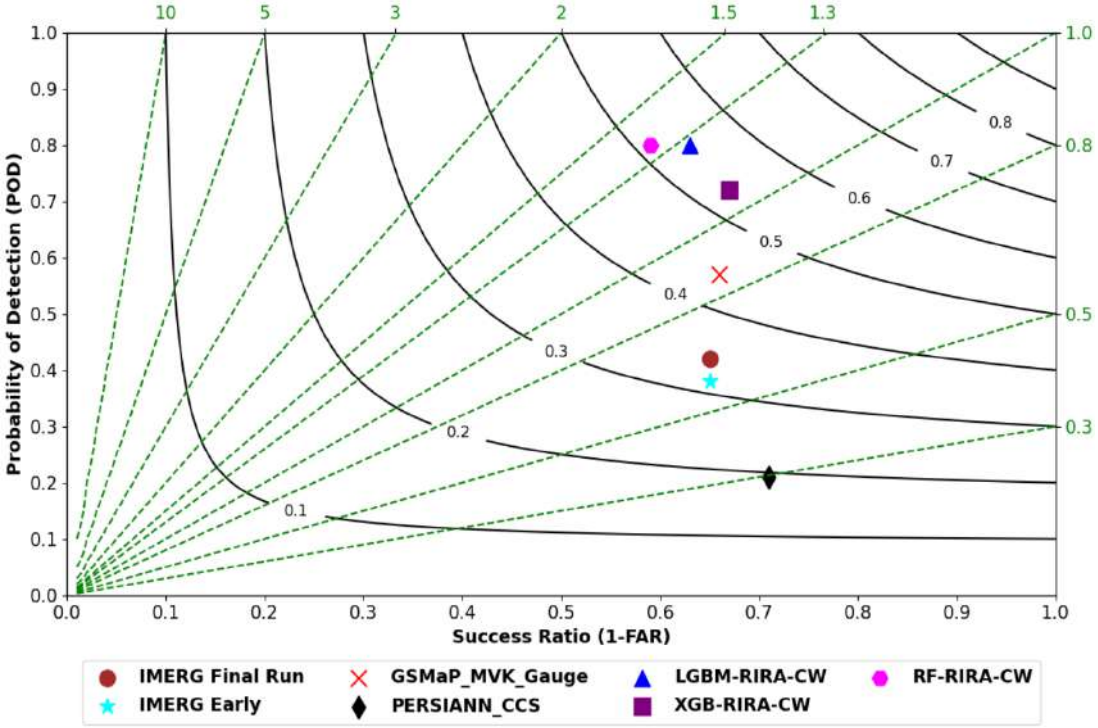
Hình 2. Kết quả phân loại mưa, không mưa

Từ Hình 2, có thể thấy rằng mô hình **M1** sau khi cân bằng dữ liệu có kết quả phân loại mưa, không mưa thì kết quả F1-score trên lớp mưa của tập test được cải thiện hơn so với khi

không cân bằng dữ liệu. Đặc biệt, mô hình **M1** sử dụng thuật toán LGBM có kết quả F1-score được cải thiện nhiều nhất là 2,03%, tiếp theo là XGB cải thiện 1,76%, RF là 1,49%.

3.1.2. Hiệu suất phân loại mưa của sản phẩm lượng mưa đề xuất.

Sản phẩm lượng mưa của mô hình đã đề xuất là sự kết hợp đầu ra của các mô hình M1, M2, M3, M4, M5, M6. Trong đó, mô hình **M1** có sử dụng kỹ thuật **RIRA** để cân bằng dữ liệu trong khi mô hình **M2** sử dụng kỹ thuật **CW**. Vì vậy, sản phẩm lượng mưa của mô hình đã đề xuất khi sử dụng phương pháp LGBM, XGB, và RF có tên tương ứng là LGBM-RIRA-CW, XGB-RIRA-CW, và RF-RIRA-CW. Hiệu suất phân loại mưa của các sản phẩm lượng mưa đề xuất được đánh giá và so sánh với các sản phẩm lượng mưa khu vực thông qua 3.332 bản đồ lượng mưa chi tiết, và được thể hiện trong Hình 3.



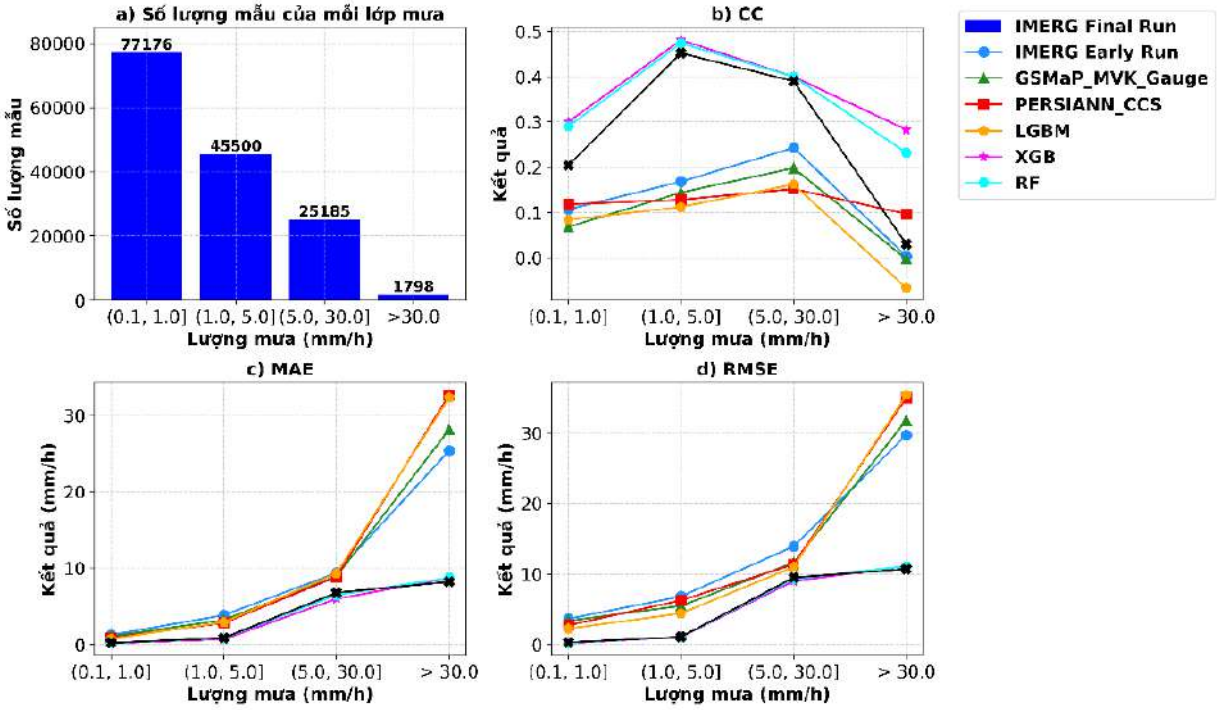
Hình 3. Hiệu suất phân loại của các sản phẩm mưa theo các trạm đo mưa độc lập. Đường cong màu đen biểu diễn giá trị CSI, Đường nét đứt màu xanh dương biểu diễn chỉ số Bias.

Dựa vào kết quả được thể hiện trong Hình 3, có thể thấy rằng các sản phẩm lượng mưa đã đề xuất đều có hiệu suất phân loại cao và vượt trội hơn so với các sản phẩm lượng mưa khu vực. Trong đó, sản phẩm *RF-RIRA-CW* và *LGBM-RIRA-CW* đạt hiệu suất cao nhất về POD và cao hơn so với *XGB-RIRA-CW* là 11.11%. Về chỉ số CSI, sản phẩm *LGBM-RIRA-CW* đạt hiệu suất cao nhất và cao hơn so với *XGB-RIRA-CW và RF-RIRA-CW* lần lượt là 1.89% và 1.92%. Trong khi đó, *XGB-RIRA-CW* đạt kết quả cao nhất về chỉ số thành công *(1-FAR).* Có thể thấy rằng sản phẩm lượng mưa đề xuất ***LGBM-RIRA-CW*** đạt hiệu suất phân loại tốt nhất trong số các sản phẩm lượng mưa khảo sát. Ngoài ra, dễ dàng nhận thấy rằng GSMaP_MVK_Gauge là sản phẩm lượng mưa khu vực có hiệu suất phân loại cao nhất. So sánh với sản phẩm lượng mưa đã đề xuất ***LGBM-RIRA-CW***, thì ***LGBM-RIRA-CW*** vượt trội hơn GSMaP_MVK_Gauge đáng kể theo các chỉ số: POD, CSI, HSS, lần lượt là 40.27%, 22.73%, 18.37%.

3.2. Hiệu suất hồi quy lượng mưa

3.2.1. Hiệu suất hồi quy theo các lớp mưa.

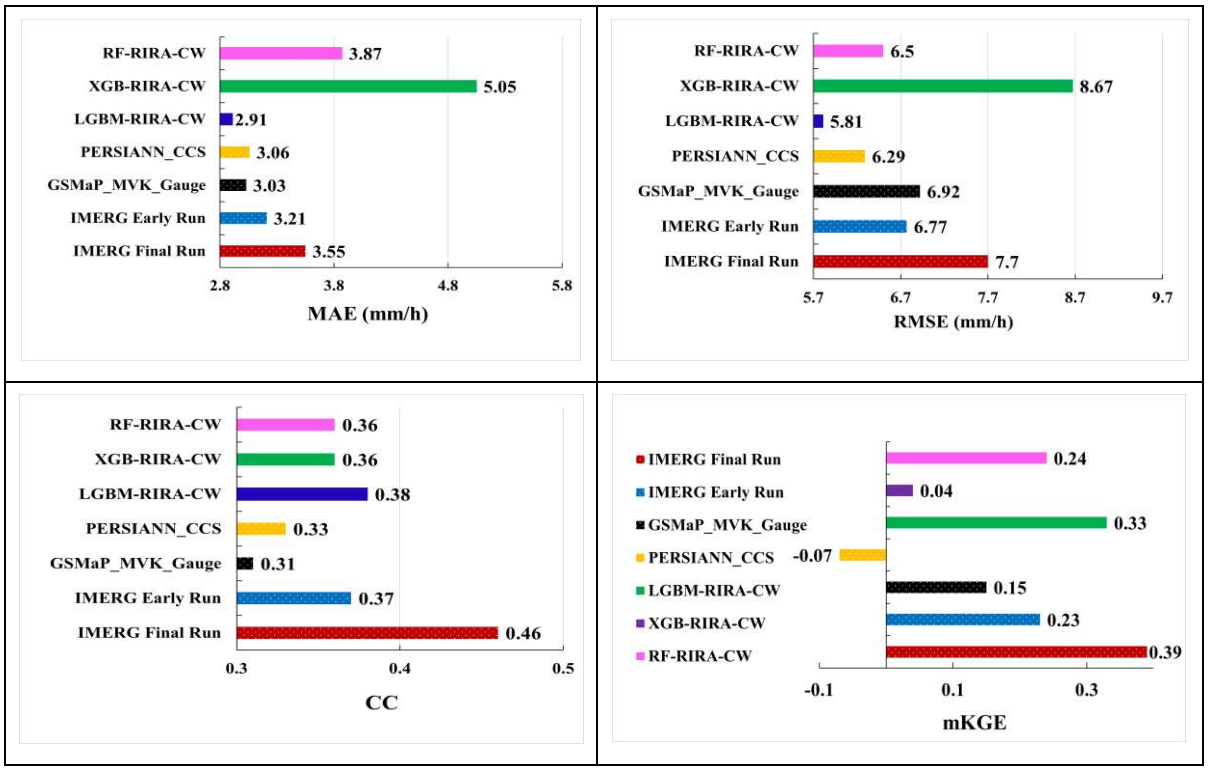
Sau khi lượng mưa được mô hình **M2** phân loại chi tiết thành các mức mưa khác nhau sẽ được đưa vào các mô hình **M3, M4, M5, M6** để thực hiện hồi quy lượng mưa. Hiệu suất của mô hình đề xuất khi sử dụng các phương pháp *LGBM*, *XGB*, và *RF* trong việc hồi quy lượng mưa được so sánh và đánh giá với các sản phẩm lượng mưa khu vực theo chỉ số *MAE, RMSE, CC* và được trình bày chi tiết trong Hình 4. Từ Hình 4 cho thấy, về chỉ số *MAE* và *RMSE* thì ba sản phẩm mưa khảo sát có giá trị tương đương nhau và thấp nhất trong số các sản phẩm lượng mưa được đánh giá. Xét về chỉ số *CC*, nhận thấy rằng phương pháp *LGBM* đạt giá trị cao nhất trên tất cả các lớp mưa.



Hình 4. So sánh hiệu suất hồi quy lượng mưa đối với từng loại mưa

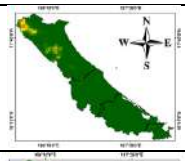
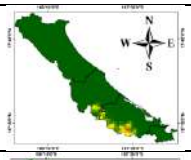
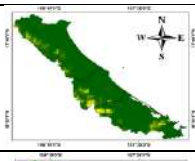
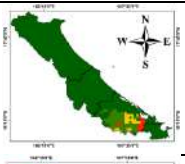
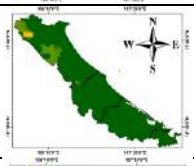
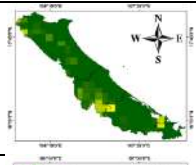
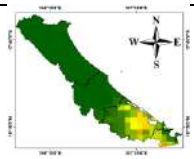
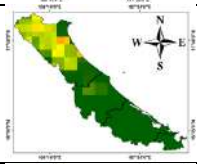
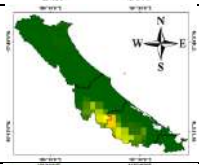
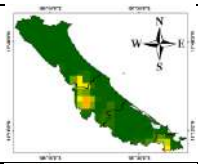
3.2.1. Hiệu suất hồi quy của sản phẩm mưa đề xuất.

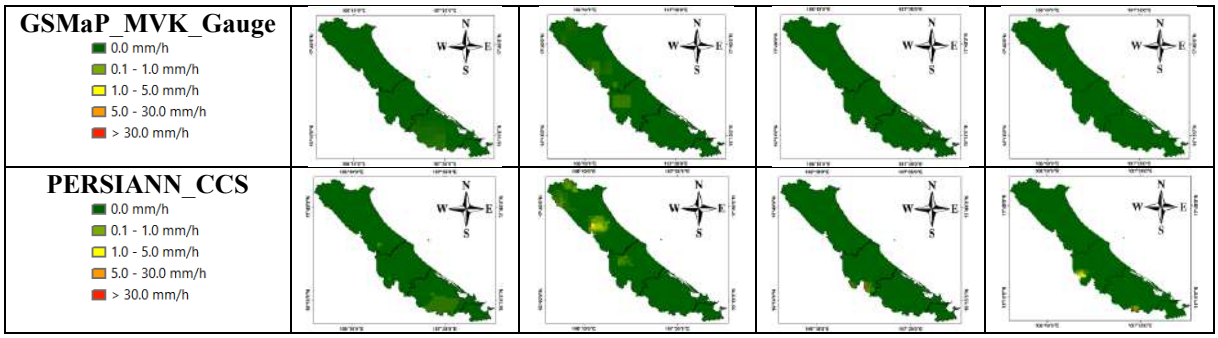
Tương tự như đánh giá hiệu suất phân loại của các sản phẩm lượng mưa. Để đánh giá hiệu suất hồi quy của các sản phẩm lượng mưa đề xuất gồm *LGBM-RIRA-CW, XGB-RIRA-CW, RF-RIRA-CW*. Nghiên cứu này cũng tiến hành so sánh hiệu suất hồi quy lượng mưa của các sản phẩm lượng mưa đề xuất với các sản phẩm lượng mưa khu vực theo các chỉ số đánh giá bao gồm *CC, CV, MAE, RMSE, MSLE, mKGE* và được thể hiện chi tiết trong Hình 5. Từ kết quả thể hiện trong Hình 5 có thể thấy rằng, sản phẩm mưa đề xuất ***LGBM-RIRA-CW*** có *MAE=2.91(mm/h)* và *RMSE= 5.81(mm/h)* là giá trị thấp nhất trong số các sản phẩm lượng mưa được đánh giá. Về chỉ số *CC* và *mKGE*, ***LGBM-RIRA-CW*** có kết quả cao thứ hai, thấp hơn một chút so với sản phẩm lượng mưa giữ chậm IMERG Final Run.



Hình 5. Bản đồ lượng mưa chi tiết của các sản phẩm lượng mưa

Nhằm đánh giá trực quan khả năng ước tính lượng mưa của sản phẩm lượng mưa đề xuất. Chúng tôi tiến hành so sánh bản đồ lượng mưa của sản phẩm mưa ***LGBM-RIRA-CW*** đã đề xuất cùng với bản đồ lượng mưa của các sản phẩm lượng mưa khu vực. Trong đó, bản đồ lượng mưa của ra đa được sử dụng để tham chiếu. Bốn sự kiện mưa tiêu biểu (Hình 6), đại diện cho các thời điểm khác nhau trong ngày và các tháng khác nhau đại diện mùa khô và mùa mưa trong năm, nhằm phản ánh đúng tính chất của lượng mưa trong khu vực đã được lựa chọn.

Time	12h00, 30/5/2019	06h00, 04/10/2019	12h00, 20/6/2020	06h00, 22/9/2020
Radar 0.0 mm/h 0.1 - 1.0 mm/h 1.0 - 5.0 mm/h 5.0 - 30.0 mm/h > 30.0 mm/h				
Sản phẩm đề xuất LGBM-RIRA-CW 0.0 mm/h 0.1 - 1.0 mm/h 1.0 - 5.0 mm/h 5.0 - 30.0 mm/h > 30.0 mm/h				
IMERG Final Run 0.0 mm/h 0.1 - 1.0 mm/h 1.0 - 5.0 mm/h 5.0 - 30.0 mm/h > 30.0 mm/h				
IMERG Early 0.0 mm/h 0.1 - 1.0 mm/h 1.0 - 5.0 mm/h 5.0 - 30.0 mm/h > 30.0 mm/h				



Hình 4. Bản đồ lượng mưa chi tiết của các sản phẩm lượng mưa

Hình 6 cho thấy rằng, bản đồ lượng mưa của sản phẩm lượng mưa ***LGBM-RIRA-CW*** đề xuất có sự tương đồng cao nhất với bản đồ lượng mưa của rada. Điều đó thể hiện khả năng ước tính lượng mưa với độ chính xác của mô hình đã đề xuất. Tuy nhiên, việc dự đoán chính xác lượng mưa rất to (> 30 mm/h) vốn thường diễn ra trong các điều kiện thời tiết, địa hình phức tạp thì còn gặp nhiều khó khăn.

4. Kết luận

Nghiên cứu này khảo sát sử dụng phương pháp học máy ***LGBM***, XGB, và RF và kết hợp kỹ thuật tăng cường dữ liệu dựa trên các khoảng lượng mưa nhằm nâng cao độ chính xác trong việc ước tính lượng mưa tại khu vực miền Trung Việt Nam. Kết quả nghiên cứu cho thấy sản phẩm lượng mưa ***LGBM-RIRA-CW*** đề xuất thể hiện ưu thế vượt trội cả về hiệu suất phân loại và hiệu suất hồi quy lượng mưa so với các sản phẩm lượng mưa khu vực, bao gồm sản phẩm lượng mưa giữ chậm như IMERG Final Run, GSMaP_MVK_Gauge, và các sản phẩm lượng mưa gần thời gian thực như IMERG Early, PERSIANN_CCS.

Tuy nhiên, đối với các sự kiện mưa cực đoan (lượng mưa > 30 mm/h), sản phẩm lượng mưa đề xuất vẫn còn gặp nhiều khó khăn trong việc ước tính lượng mưa với độ chính xác cao. Do đó, việc sử dụng các kỹ thuật học sâu tiên tiến có thể là một hướng nghiên cứu tiềm năng nhằm cải thiện hiệu suất ước tính đối với các sự kiện mưa rất to trong tương lai.

Tài liệu tham khảo

1. F. Baig, L. Ali, F. Ma, H. Chen, and M. Sherif, “How accurate are the machine learning models in improving monthly rainfall prediction in hyper arid environment?,” *J. Hydrol. (Amst).*, vol. 633, p. 131040, Feb. 2024, doi: 10.1016/j.jhydrol.2024.131040.
2. O. A. Wani *et al.*, “Predicting rainfall using machine learning, deep learning, and time series models across an altitudinal gradient in the North-Western Himalayas,” *Sci. Rep.*, vol. 14, no. 1, p. 27876, 2024, doi: 10.1038/s41598-024-77687-x.
3. M. Min *et al.*, “Estimating Summertime Precipitation from Himawari-8 and Global Forecast System Based on Machine Learning,” *IEEE Transactions on Geoscience and Remote Sensing*, vol. 57, pp. 2557–2570, Mar. 2019, doi: 10.1109/TGRS.2018.2874950.
4. M. Putra, M. Rosid, and D. Handoko, “High-Resolution Rainfall Estimation Using Ensemble Learning Techniques and Multisensor Data Integration,” *Sensors*, vol. 24, p. 5030, Mar. 2024, doi: 10.3390/s24155030.
5. G. V Nguyen, X. Le, L. Nguyen Van, S. Jung, C. Choi, and G. Lee, “Evaluating the Performance of Light Gradient Boosting Machine in Merging Multiple Satellite Precipitation Products Over South Korea,” Dec. 2023.

6. M. Min *et al.*, "Estimating Summertime Precipitation from Himawari-8 and Global Forecast System Based on Machine Learning," *IEEE Transactions on Geoscience and Remote Sensing*, vol. 57, pp. 2557–2570, Dec. 2019, doi: 10.1109/TGRS.2018.2874950.
7. V. Đông, an Nguyen, N. Phát, N. Thanh, and N. Huyền, "IMPROVING PRECIPITATION ESTIMATION ACCURACY FOR THE CENTRAL VIETNAM REGION USING THE XGBOOST MODEL WITH MULTI-SOURCE DATA," *TNU Journal of Science and Technology*, vol. 229, pp. 69–77, Feb. 2024, doi: 10.34238/tnu-jst.11346.
8. D. Lavers, A. Simmons, F. Vamborg, and M. Rodwell, "An evaluation of ERA5 precipitation for climate monitoring," *Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society*, vol. 148, Nov. 2022, doi: 10.1002/qj.4351.
9. A. Mohammadi *et al.*, "A Multi-Sensor Comparative Analysis on the Suitability of Generated DEM from Sentinel-1 SAR Interferometry Using Statistical and Hydrological Models," *Sensors*, vol. 20, p. 7214, Nov. 2020, doi: 10.3390/s20247214.
10. L. Xuegang *et al.*, "Comparative evaluation of GPM IMERG V07 early, late and final run products compared to IMERG V06 in Sichuan Province, China," *Theor. Appl. Climatol.*, vol. 156, Aug. 2025, doi: 10.1007/s00704-025-05569-x.
11. C. Zhou, L. Zhou, J. Du, J. Yue, and T. Ao, "Accuracy evaluation and comparison of GSMaP series for retrieving precipitation on the eastern edge of the Qinghai-Tibet Plateau," *J. Hydrol. Reg. Stud.*, vol. 56, p. 102017, 2024, doi: https://doi.org/10.1016/j.ejrh.2024.102017.
12. P. Nguyen *et al.*, "The PERSIANN family of global satellite precipitation data: a review and evaluation of products," *Hydrol. Earth Syst. Sci.*, vol. 22, pp. 5801–5816, Feb. 2018, doi: 10.5194/hess-22-5801-2018.
13. L. Breiman, "Random Forests," *Mach. Learn.*, vol. 45, no. 1, pp. 5–32, 2001, doi: 10.1023/A:1010933404324.

Enhancing Heavy Rainfall Estimation Accuracy for Central Vietnam Using Machine Learning Approaches

Abstract: *This study proposes a machine learning (ML) architecture designed for high-accuracy rainfall estimation, with a specific focus on heavy and very heavy precipitation events. The research utilizes a comprehensive dataset, including Himawari-8 satellite imagery, ERA-5 reanalysis data, ASTER DEM, and observations from 175 regional rain gauges collected during 2019-2020. Three ML models, including LightGBM (LGBM), XGBoost (XGB), and Random Forest (RF), were evaluated. The results were compared against existing regional rainfall products, namely IMERG Final Run, GSMaP_MVK_Gause, IMERG Early, and PERSIANN_CCS. In terms of rainfall classification, the proposed product's Probability of Detection (POD) and Critical Success Index (CSI) significantly outperformed the best-performing regional product (GSMaP_MVK_Gause) by 40.35% and 22.73%, respectively. For estimation performance, the proposed model achieved superior results with a Mean Absolute Error (MAE) of 2.91 mm/h and a Root Mean Squared Error (RMSE) of 5.81 mm/h. Additionally, its Correlation Coefficient (CC) and Modified Kling-Gupta Efficiency (mKGE) were higher than all near-real-time rainfall products and only slightly lower than the gauge-adjusted IMERG Final Run. This proposed model provides a robust foundation for applying ML in high-accuracy, near-real-time rainfall estimation.*

Keywords: Rainfall estimation, data balanced, LightGBM, Himawari-8, ERA-5.

NÂNG CAO ĐỘ ỔN ĐỊNH NHIỆT TRONG CÁC BỘ TẠO DAO ĐỘNG SIÊU TIẾT KIỆM NĂNG LƯỢNG DỰA TRÊN CẤU TRÚC DLS

Đinh Quang Anh

Viện Tích hợp hệ thống, Học viện Kỹ thuật Quân sự

Email:dinhquanganh3112@lqdtu.edu.vn; Tel:0347346997

Tóm tắt

Trong bài báo này, chúng tôi trình bày một đánh giá so sánh chi tiết về các cấu trúc bộ dao động công suất siêu thấp dựa trên logic Triệt tiêu dòng rò động (Dynamic Leakage Suppression - DLS) và các biến thể nâng cao của nó. Bốn kiểu logic — CMOS tiêu chuẩn, DLS truyền thống, DLS chế độ kép (Dual-Mode DLS) với phân cực nửa nguồn, và DLS triệt tiêu nguồn cấp tiến (Feed-Forward Starved DLS hay FF-DLS) — được triển khai trong cả hai kiến trúc: bộ dao động tích thoát và bộ dao động vòng. Các mô phỏng được thực hiện trên một dải điện áp nguồn rộng (từ 0.3 V đến 1.8 V) và dải nhiệt độ (từ –20°C đến 75°C), nhằm đánh giá độ ổn định tần số và mức tiêu thụ điện năng trung bình. Các kết quả chứng minh rằng FF-DLS đạt được sự cân bằng tốt nhất giữa hiệu suất năng lượng và độ ổn định tần số - nhiệt độ, đặc biệt là trong các điều kiện điện áp thấp và nhiệt độ thấp. Những phát hiện này khẳng định FF-DLS là một ứng cử viên đầy tiềm năng cho các ứng dụng trong các bộ dao động luôn bật (always-on), công suất siêu thấp trong các môi trường bị giới hạn về năng lượng như các nút Internet vạn vật (IoT) và các thiết bị cấy ghép y sinh.

Từ khóa: *Dao động tích thoát; dao động vòng, triệt tiêu dòng rò động (DLS); công suất thấp, Internet vạn vật.*

1. Đặt vấn đề

Các bộ dao động công suất siêu thấp là những thành phần thiết yếu trong các hệ thống bị giới hạn về năng lượng, chẳng hạn như các nút cảm biến không dây, thiết bị cấy ghép y sinh và các nền tảng IoT thu hoạch năng lượng [1-10]. Các hệ thống này thường yêu cầu các bộ tham chiếu thời gian luôn bật, phải duy trì hoạt động trên một dải rộng của điện áp nguồn và nhiệt độ môi trường trong khi tiêu thụ lượng điện năng tối thiểu. Trong bối cảnh đó, việc đảm bảo đồng thời độ ổn định tần số và hiệu suất năng lượng dưới các điều kiện hoạt động biến đổi là một thách thức thiết kế then chốt.

Cấu trúc logic Triệt tiêu dòng rò động (Dynamic Leakage-Suppression - DLS) đã nổi lên như một kỹ thuật đầy hứa hẹn cho các mạch kỹ thuật số và mạch định thời công suất siêu thấp, nhờ vào khả năng triệt tiêu dòng rò tĩnh bằng cách ép các transistor vào trạng thái "siêu cắt" (super-cutoff) **Error! Reference source not found.**, **Error! Reference source not found.**. Mặc dù các bộ dao động dựa trên DLS có thể đạt được mức tiêu thụ điện năng ở phạm vi pico-watt mà không cần phân cực bên ngoài hoặc điều chỉnh điện áp, chúng thường gặp phải vấn đề về độ nhạy tần số đáng kể đối với sự thay đổi của nhiệt độ và điện áp do đặc tính hoạt động của transistor ở vùng dưới ngưỡng (subthreshold).

Để giải quyết những hạn chế này, các cấu trúc nâng cao dựa trên DLS đã được đề xuất, bao gồm phân cực giả CMOS chế độ kép (dual-mode pseudo-CMOS biasing) và kiểm soát rò rỉ cấp tiến (feedforward leakage control) [12-14]. Những phương pháp tiếp cận này nhằm mục đích ổn định các đặc tính chuyển mạch của các phần tử logic, qua đó cải thiện độ bền tần số trong khi vẫn duy trì hoạt động ở mức công suất thấp. Trong khi đó, logic CMOS thông thường vẫn được quan tâm nhờ tốc độ cao và các đặc tính có thể dự đoán được, nhưng thường không phù hợp cho các bối cảnh đòi hỏi công suất siêu thấp do mức tiêu thụ điện năng tĩnh và động quá cao.

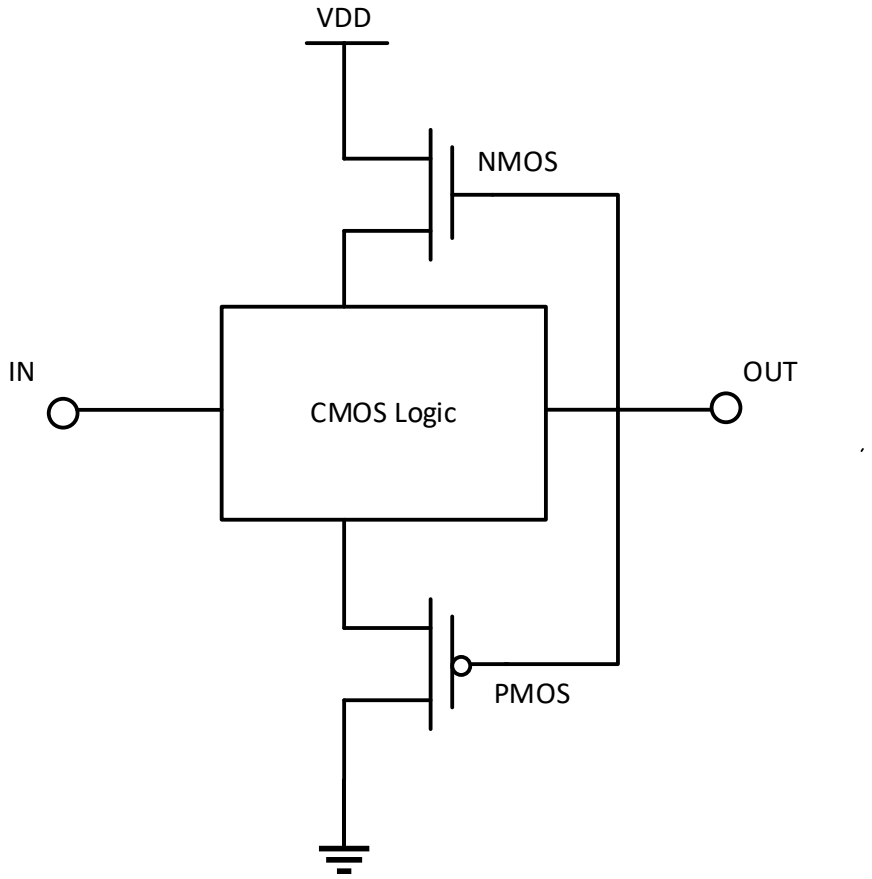
Trong nghiên cứu này, chúng tôi trình bày một sự so sánh có hệ thống giữa bốn kiểu logic — CMOS tiêu chuẩn, DLS, DLS chế độ kép (Dual-mode DLS) và DLS triệt tiêu nguồn cấp tiến (Feed-forward starved DLS) — được sử dụng trong cả hai kiến trúc: bộ dao động tích thoát và bộ dao động vòng.

Mỗi cấu hình được đánh giá thông qua các mô phỏng kỹ lưỡng trên một dải điện áp rộng (từ 0.3 V đến 1.8 V) và dải nhiệt độ (từ –20°C đến 75°C). Các chỉ số hiệu suất được đánh giá bao gồm tần số dao động, chu kỳ và mức tiêu thụ điện năng trung bình. Mục tiêu của nghiên cứu là xác định ưu, nhược điểm của từng cấu trúc logic và bộ dao động, đồng thời làm nổi bật các chiến lược hiệu quả nhất để tạo ra mạch tiêu thụ công suất siêu thấp, tín hiệu ổn định trong các điều kiện môi trường biến đổi.

2. Mô hình thiết kế

2.1. Logic DLS

Logic Triệt tiêu dòng rò động (DLS - Dynamic Leakage-Suppression) là một phương pháp tiếp cận logic kỹ thuật số công suất siêu thấp tiên tiến, được phát triển đặc biệt nhằm giảm thiểu mức tiêu thụ điện năng tĩnh. Nguyên lý hoạt động cơ bản của logic DLS liên quan đến việc đặt các transistor vào trạng thái "siêu cắt" (super-cutoff), giúp giảm thiểu đáng kể các dòng rò.



Hình 1. Cấu trúc của một phần tử logic DLS

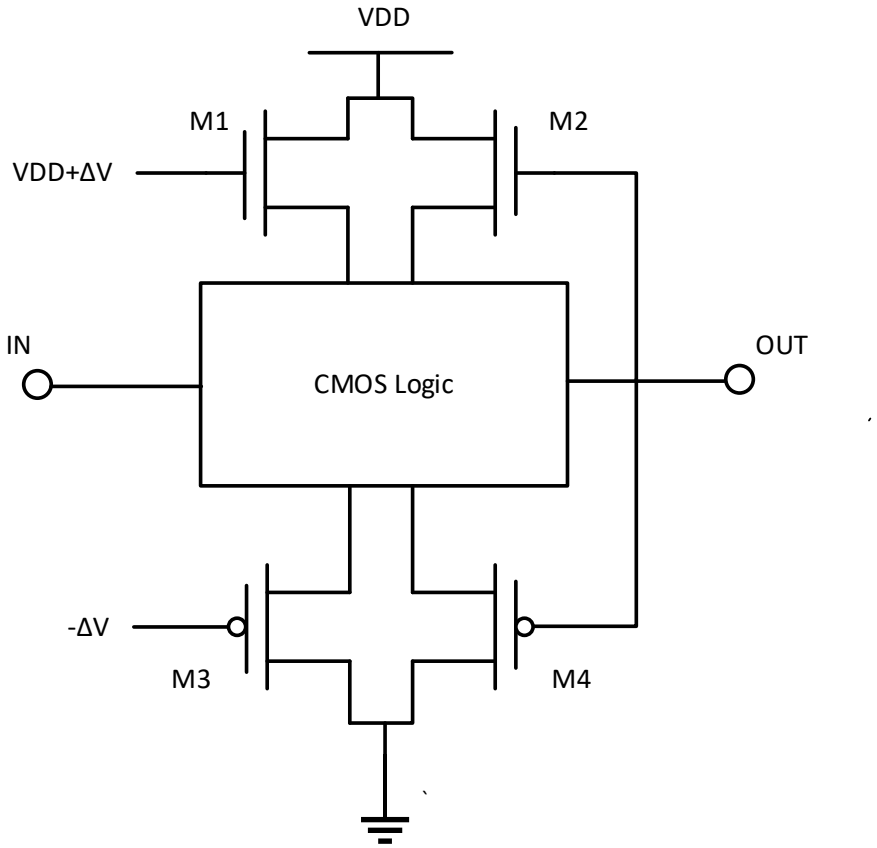
So với logic CMOS thông thường, các phần tử DLS sử dụng thêm các transistor phụ trợ (một NMOS ở cực nguồn - header và một PMOS ở cực đất - footer), trong đó các cực gate của chúng được điều khiển động bằng tín hiệu phản hồi từ đầu ra của phần tử logic (Hình 1). Sự sắp xếp phản

hồi tự điều khiển này đẩy các transistor vào sâu trong vùng dưới ngưỡng (sub-threshold), làm giảm đáng kể các dòng rò tĩnh xuống tới mức pico-ampere hoặc thậm chí là femto-ampere.

Tuy nhiên, một hạn chế nghiêm trọng cố hữu của các phần tử logic DLS là độ nhạy cao của tần số dao động đối với sự thay đổi của nhiệt độ. Vì dòng điện của transistor khi hoạt động trong vùng dưới ngưỡng sâu phụ thuộc rất mạnh vào nhiệt độ, nên ngay cả những thay đổi nhiệt độ nhỏ cũng có thể dẫn đến sự mất ổn định tần số đáng kể. Điều này hạn chế khả năng ứng dụng thực tế của các bộ dao động chỉ sử dụng thuần logic DLS trong các môi trường có sự dao động nhiệt độ lớn.

2.2. Logic DLS chế độ kép (Dual-mode DLS logic)

Mặc dù logic DLS cho phép hoạt động ở mức công suất siêu thấp bằng cách giảm thiểu dòng rò thông qua phân cực "siêu cắt" (super-cutoff biasing), nhưng độ nhạy vốn có của nó đối với sự thay đổi của nhiệt độ và điện áp nguồn vẫn là một nhược điểm lớn — đặc biệt là trong các ứng dụng định thời yêu cầu tần số ổn định trên các dải điều kiện môi trường rộng.



Hình 2. Cấu trúc của một phần tử logic DLS chế độ kép

Để giải quyết thách thức này, chúng tôi giới thiệu một cấu trúc logic nâng cao: Logic DLS chế độ kép (Dual-mode DLS Logic). Cấu trúc này tích hợp thêm các transistor được phân cực ở các chế độ bù nhằm cải thiện độ ổn định tần số trong khi vẫn duy trì mức tiêu thụ điện năng siêu thấp [14]. Cụ thể, trong cấu trúc này, một cặp transistor phụ trợ (NMOS và PMOS) được thêm vào phần tử DLS lõi (Hình 2). Các transistor này được phân cực ở hai mức điện áp nguồn khác biệt tùy thuộc vào cấu hình. Cấu hình chế độ kép này hoạt động như một cơ chế phân cực chủ động, củng cố một cách linh động độ ổn định của các điện áp nút bên trong và làm giảm sự biến thiên

gây ra bởi sự thay đổi điện áp ngưỡng hoặc sự dao động độ linh động của hạt tải điện dưới các điều kiện nhiệt độ và điện áp khác nhau.

Trái ngược với các cấu trúc giả CMOS (pseudo-CMOS) thông thường chủ yếu nhắm tới việc tăng cường hiệu năng hoặc khả năng chống nhiễu, logic DLS chế độ kép đặc biệt hướng tới việc bù đắp cho sự mất ổn định do môi trường gây ra bên trong cấu trúc DLS. Khi được phân cực hợp lý, các transistor bổ sung sẽ điều chế cường độ dẫn động hiệu dụng của các quá trình chuyển trạng thái logic, giúp duy trì độ trễ nhất quán hơn trên các dải nhiệt độ và điện áp rộng.

Trong Phần 3 của bài báo, chúng tôi đánh giá cấu hình logic DLS chế độ kép sử dụng phương pháp phân cực nửa nguồn (mid-supply biasing - VDD/2). Ở phiên bản này, cả transistor phụ trợ ở cực nguồn và cực đất đều được phân cực ở mức VDD/2, tạo thành một cơ chế kiểm soát đối xứng giúp cân bằng các quá trình chuyển đổi tăng và giảm của tín hiệu logic. Cấu hình này giúp tăng cường độ ổn định tần số ở mức độ vừa phải trong khi chỉ gây ra một mức tiêu hao năng lượng phụ trợ tối thiểu.

Bằng cách tích hợp sơ đồ phân cực chế độ kép này vào kiến trúc bộ dao động, nghiên cứu đã chứng minh được sự cải thiện về khả năng chống chịu trước các biến đổi về nhiệt và điện, biến thiết kế này trở nên rất phù hợp cho các khối định thời luôn bật trong các hệ thống IoT, thiết bị y sinh cấy ghép và thiết bị không dùng pin.

2.3. Cải thiện hiệu suất của các bộ dao động

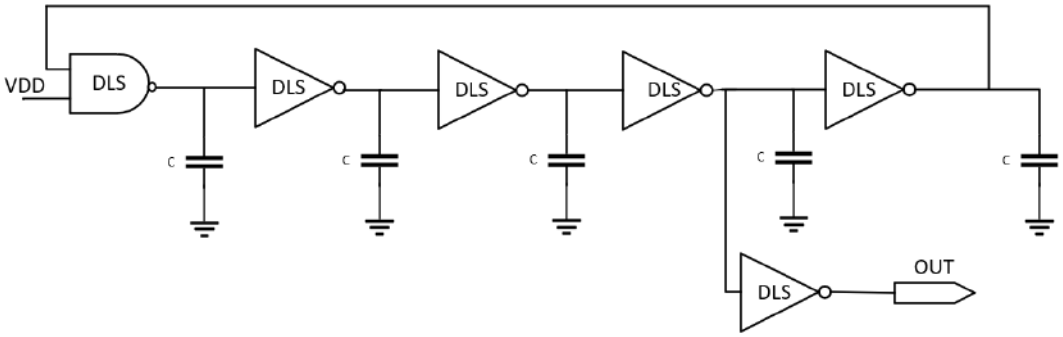
Chu kỳ dao động T_{osc} của một bộ dao động vòng gồm N tầng (Hình 3) được tính bằng tổng độ trễ truyền qua (propagation delay) của tất cả các tầng:

$$T_{osc} = 2Nt_{PD} = 10t_{PD} \quad (1)$$

trong đó t_{PD} là độ trễ truyền qua của mỗi tầng. Độ trễ truyền qua được tính bằng:

$$t_{PD} \approx \frac{C \cdot \Delta V}{I_{bias}} \quad (2)$$

với ΔV là biên độ dao động điện áp tại nút và I_{bias} là dòng điện chạy qua các phần tử DLS.

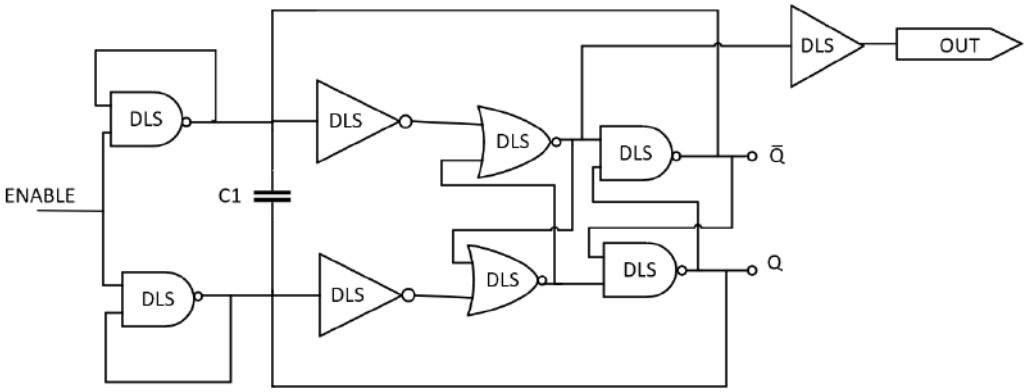


Hình 3. Cấu trúc của bộ dao động vòng

Đối với dao động tích thoát (Hình 4), chu kỳ dao động có thể được ước tính theo công thức [15]:

$$T_{osc} = \frac{2C_{osc}(V_H - V_L)}{I_{bias}} \quad (3)$$

trong đó C_{osc} là điện dung của bộ dao động, còn V_H và V_L lần lượt là điện áp cực đại và cực tiểu trên tụ điện.



Hình 4. Cấu trúc của bộ dao động tích thoát

Các phương trình (2) và (3) chỉ ra rằng chu kỳ dao động của cả hai mạch đều được quyết định bởi dòng điện chạy qua các phần tử DLS. Do đó, để nâng cao độ ổn định tần số theo nhiệt độ, cần phải cải thiện độ ổn định theo nhiệt độ của dòng điện này.

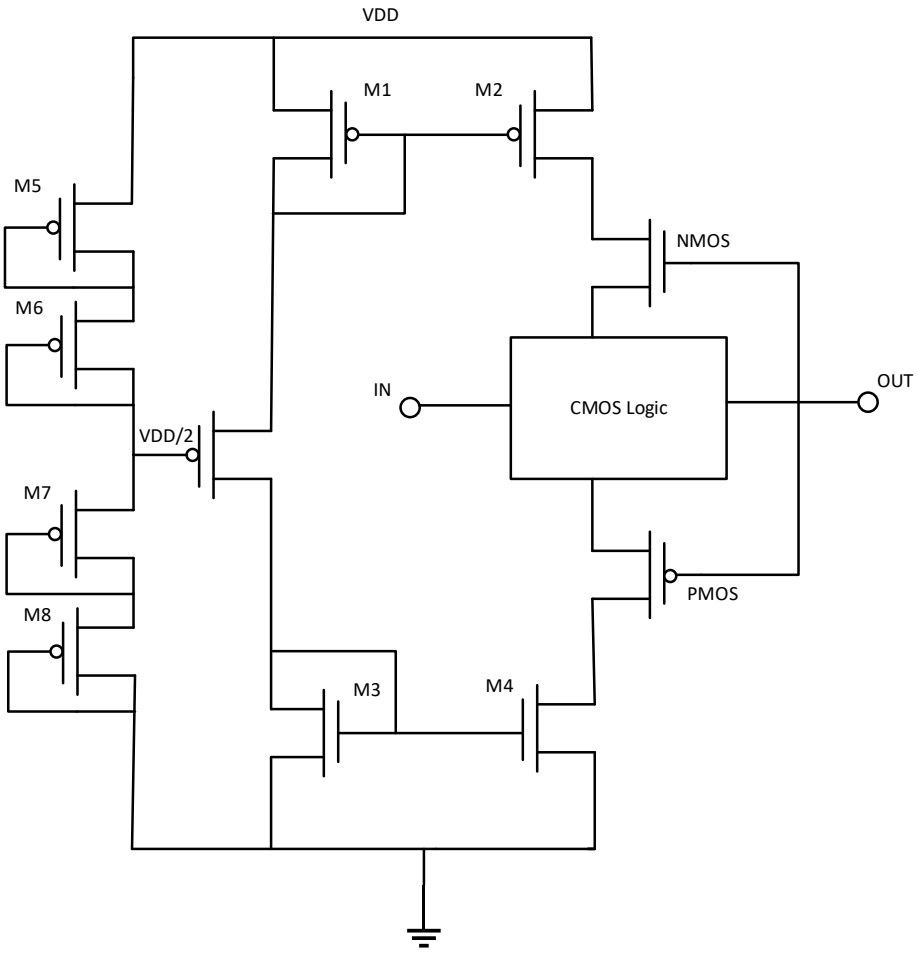
Để đạt được mục tiêu đó, cấu trúc Triệt tiêu dòng rò động cấp tiến (Feed-forward Dynamic Leakage Suppression - FFDLS) được đề xuất. FFDLS là một tiến bộ gần đây trong thiết kế logic công suất siêu thấp, mở rộng khái niệm của DLS truyền thống bằng cách giới thiệu cấu hình transistor ở cực nguồn và cực đất được điều khiển theo kiểu cấp tiến, thay vì dựa vào phản hồi từ đầu ra logic. Trong khi các mạch DLS truyền thống triệt tiêu dòng rò bằng cách đẩy các transistor này vào trạng thái siêu cắt dựa trên phản hồi đầu ra, thì FFDLS phân cực trước các transistor bằng cách sử dụng các tín hiệu cấp tiến bù, mang lại thời gian đáp ứng nhanh hơn và khả năng kiểm soát dòng rò mạnh mẽ hơn.

Cấu trúc FFDLS đề xuất (Hình 5) bao gồm một phần tử logic DLS thông thường có các đường cấp nguồn được đóng cắt bởi hai transistor phụ trợ: một header PMOS và một footer NMOS. Các transistor này hoạt động như các nguồn dòng cho phần tử DLS và được điều khiển bằng các tín hiệu đầu vào bù.

Cơ chế triệt tiêu dòng được điều khiển cấp tiến này hoàn thành hai vai trò chính:

- Triệt tiêu dòng rò: Vô hiệu hóa đường dẫn kéo lên (pull-up) hoặc kéo xuống (pull-down) dựa trên mức logic đầu vào trong quá trình hoạt động tĩnh. Điều này đẩy các nút bên trong của phần tử DLS tiến sâu hơn vào vùng dưới ngưỡng, giảm thiểu mức tiêu thụ điện năng ở trạng thái chờ.

- Tăng cường đặc tính chuyển mạch: Chỉ kích hoạt transistor thích hợp trong quá trình chuyển đổi trạng thái. Sự kích hoạt có kiểm soát này giúp nạp hoặc xả trơn tru các nút bên trong, qua đó làm giảm cả mức tiêu thụ điện năng động và dòng điện ngắn mạch trong quá trình chuyển mạch.



Hình 5. Cấu trúc của phần tử logic FFDLS

Không giống như các phần tử DLS dựa trên phản hồi thông thường, cấu trúc FFDLS tránh được các độ trễ sinh ra bởi vòng phản hồi phụ thuộc vào đầu ra. Điều này cho phép chuyển mạch nhạy bén hơn, đặc biệt có lợi trong các mạch nhạy cảm với độ trễ như các bộ dao động. Hơn nữa, vì việc đóng cắt được thực hiện trực tiếp từ đầu vào logic, cấu trúc này đơn giản hơn để triển khai và dễ dàng mở rộng theo độ phức tạp của mạch.

Khi được tích hợp vào các bộ dao động, logic FFDLS mang lại những cải thiện đáng kể về độ ổn định tần số dưới các biến đổi của điện áp nguồn và nhiệt độ. Cơ chế giới hạn dòng điện tường minh giúp làm giảm rò rỉ không cần thiết trong thời gian chờ và cho phép động học nạp/xả dễ dự đoán hơn. Chúng tôi sẽ trình bày cụ thể trong Phần 3 rằng các cấu trúc dao động dựa trên logic FFDLS đạt được sự cân bằng thuận lợi giữa khả năng triệt tiêu rò rỉ, năng lượng chuyển mạch và độ bền bỉ với môi trường, đặc biệt là trong các điều kiện khắc nghiệt như điện áp thấp hoặc nhiệt độ cao.

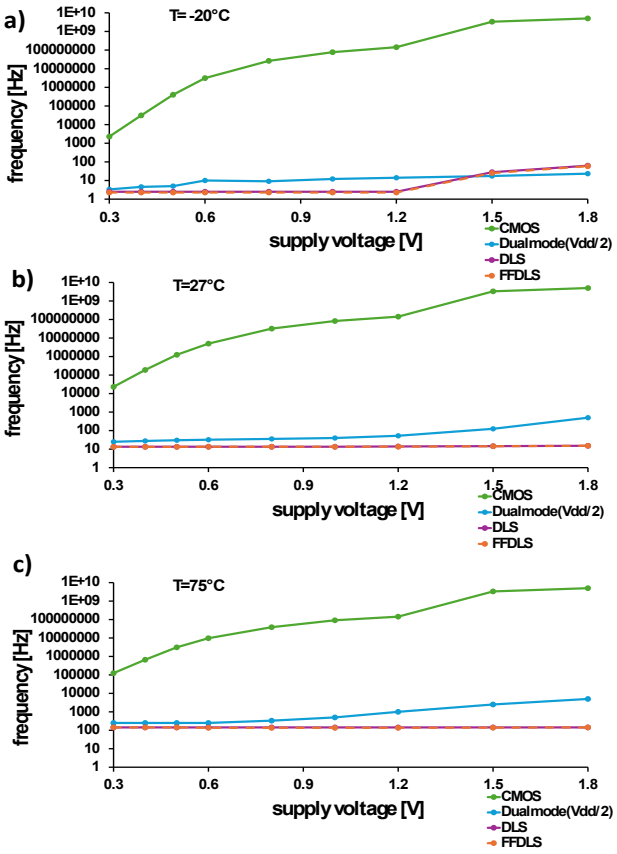
3. Kết quả và thảo luận

Để nghiên cứu tác động của các cấu trúc logic lên hiệu suất của bộ dao động dưới các biến đổi về môi trường và nguồn cấp, chúng tôi đề xuất một khuôn khổ thiết kế bộ dao động toàn diện dựa trên bốn kiểu logic riêng biệt: Logic CMOS tiêu chuẩn, Logic DLS truyền thống, Logic DLS chế độ kép với phân cực nửa nguồn (VDD/2), và Logic DLS triệt tiêu nguồn cấp tiến (FFDLS).

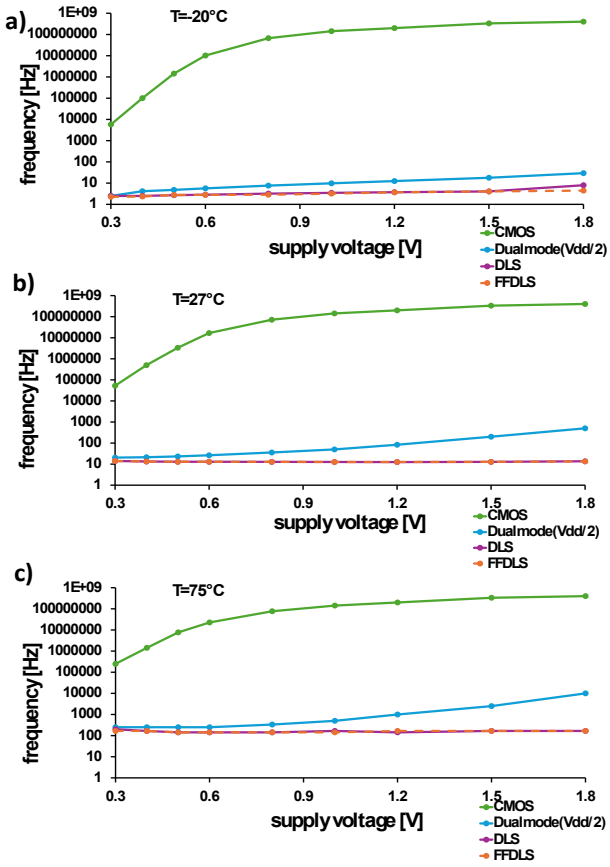
Mỗi kiểu logic được triển khai trên hai kiến trúc bộ dao động cơ bản: bộ dao động vòng (Hình 3) và bộ dao động tích thoát (Hình 4), tạo thành tổng cộng tám cấu hình để phân tích so

sánh. Các thiết kế này nhằm mục đích cân bằng ba chỉ số hiệu suất chính: công suất siêu thấp, độ ổn định tần số và khả năng chống chịu trước các biến đổi của môi trường.

Các bộ dao động được đề xuất trong Phần 2 được thiết kế trên công nghệ CMOS 180-nm, với một tụ điện tương đối nhỏ C = 500fF cho bộ dao động tích thoát (relaxation oscillator) và năm tụ điện nhỏ C = 100fF cho bộ dao động vòng (ring oscillator). Hiệu suất của các bộ dao động được phân tích thông qua các mô phỏng miền thời gian trước sơ đồ vật lý (pre-layout). Các thực nghiệm mô phỏng toàn diện đã được tiến hành để mô tả đặc tính và so sánh các cấu trúc dao động này. Cụ thể, hiệu suất của các bộ dao động được đánh giá bằng cách đo tần số và mức tiêu thụ điện năng trung bình dưới chín điều kiện điện áp nguồn khác biệt (0.3 V, 0.4 V, 0.5 V, 0.6 V, 0.8 V, 1.0 V, 1.2 V, 1.5 V, và 1.8 V) và năm mức nhiệt độ (-20°C, 0°C, 27°C, 50°C, và 75°C).



Hình 6. Phụ thuộc của tần số dao động đối với điệp áp cung cấp ở ba mức nhiệt độ cho bộ dao động tích thoát a) -20^{0}C, b) 27^{0}C, c) 75^{0}C

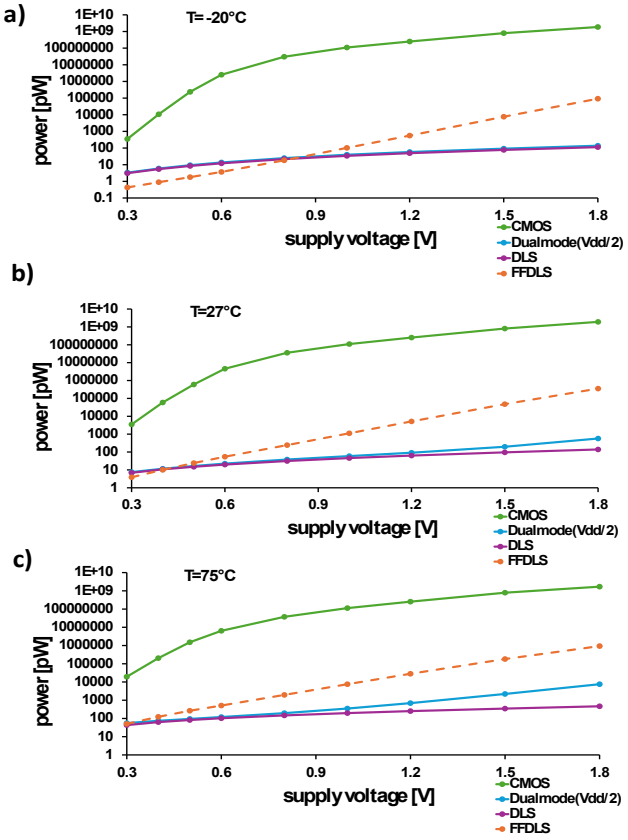


Hình 7. Phụ thuộc của tần số dao động đối với điệp áp cung cấp ở ba mức nhiệt độ cho bộ dao động vòng a) -20^{0}C, b) 27^{0}C, c) 75^{0}C

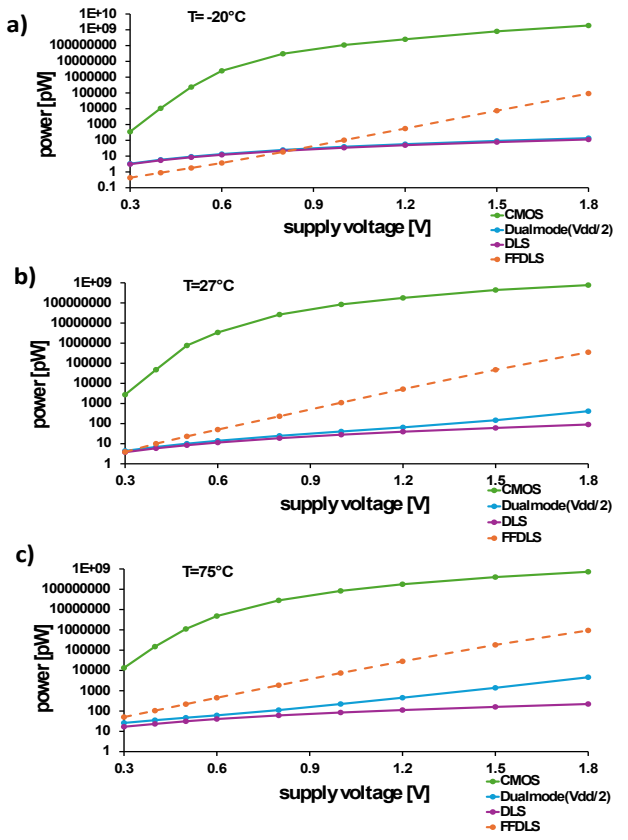
Hình 6 và Hình 7 trình bày tần số dao động đo được dưới dạng hàm số của điện áp nguồn đối với bốn cấu trúc logic trên ba mức nhiệt độ, được đánh giá thông qua cả hai kiến trúc bộ dao động tích thoát và dao động vòng. Kết quả chỉ ra rằng các cấu trúc DLS và FF-DLS thể hiện độ ổn định tần số giống hệt nhau và vượt trội trên toàn bộ dải điện áp nguồn, đồng thời cũng đạt được các tần số dao động thấp nhất trong số tất cả các cấu trúc được so sánh. Hiệu suất tốt thứ hai được quan sát thấy ở logic DLS chế độ kép phân cực tại mức nửa nguồn (VDD/2). Trái lại, logic CMOS thông thường lại cho thấy hành vi tần số kém ổn định nhất dưới các điện áp nguồn biến đổi.

Hình 8 và Hình 9 cho thấy mức tiêu thụ điện năng trung bình tương ứng của từng cấu trúc trên cùng dải điện áp nguồn và điều kiện nhiệt độ. Cấu trúc DLS một lần nữa vượt trội hơn các

cấu trúc khác về hiệu quả năng lượng, tiếp theo là FF-DLS và DLS chế độ kép phân cực mức nửa nguồn. Một lần nữa, cấu hình cơ sở CMOS lại tiêu thụ nhiều điện năng nhất trong số tất cả các bản triển khai. Đáng chú ý, trong các điều kiện nhiệt độ thấp và điện áp nguồn thấp, các tế bào FF-DLS chứng tỏ hiệu quả năng lượng và độ ổn định nhiệt độ của tần số được cải thiện so với logic DLS tiêu chuẩn.



Hình 8. Phụ thuộc của điện năng tiêu thụ đối với điệp áp cung cấp ở ba mức nhiệt độ cho bộ dao động tích thoát a) -20^{0}C, b) 27^{0}C, c) 75^{0}C



Hình 9. Phụ thuộc của điện năng tiêu thụ đối với điệp áp cung cấp ở ba mức nhiệt độ cho bộ dao động vòng a) -20^{0}C, b) 27^{0}C, c) 75^{0}C

Bảng 1 cho thấy sự so sánh giữa bộ dao động được đề xuất với các kỹ thuật hiện có gần đây về các bộ dao động tích thoát đánh thức ở tần số thấp dành cho các nút cảm biến có chu kỳ hoạt động lớn. Bộ dao động trong bài báo này thể hiện mức tiêu thụ điện năng thấp nhất với điện áp hoạt động ở 0.3 V, và dải điện áp nguồn rộng nhất từ 0.3 V đến 1.8 V.

Bảng 1. So sánh các cấu trúc thiết kế

	Cấu trúc dao động vòng trong bài báo	Cấu trúc dao động tích thoát trong bài báo	**Error! Reference source not found.**	**Error! Reference source not found.**	**Error! Reference source not found.**	**Error! Reference source not found.**	**Error! Reference source not found.**
Loại	FFDLS	FFDLS	Dual-mode	DLS	CMOS	CMOS	CMOS
Công nghệ [nm]	180	180	180	180	65	180	180
Điện áp nguồn [V]	0.4	0.4	0.5	0.4	0.6	0.6	1.2
Điện năng tiêu thụ [pW]	**3.8**	6.9	712	4.2	124	4.2	5,800
Tần số [Hz]	7	7	1.7	11	9.3	18	11
Dải điện áp [V]	**0.3 - 1.8**	**0.3 - 1.8**	0.3 - 0.5	**0.3 - 1.8**	0.6 - 1.1	N/A	1.2 - 2.2
Độ nhạy với điện áp nguồn [%/V]	2.7	2.8	36	0.8**	1.6****	50****	1****
Dải nhiệt độ [°C]	-20 to 75	-20 to 75	27^0C	-20 to 40	-40 to 120	-30 to 60	-10 to 90
Độ trôi nhiệt [ppm/°C]	21000	25000	N/A	20,000	1,000	20,000	45
Thiết kế cần bộ ổn áp /	**Không /**	**Không /**	Có / Không	**Không /**	Có / Có	Có / Có	Có / Có

4. Kết luận

Bài báo đã trình bày một phân tích so sánh toàn diện các cấu trúc bộ dao động công suất siêu thấp dựa trên logic Triệt tiêu Dòng rò Động (DLS) và các biến thể nâng cao. Bốn cấu hình logic, bao gồm CMOS tiêu chuẩn, DLS truyền thống, DLS chế độ kép với phân cực nửa nguồn, và DLS triệt tiêu nguồn cấp tiến (FF-DLS), đã được triển khai trên hai kiến trúc bộ dao động phổ biến là dao động thư giãn và dao động vòng, đồng thời được đánh giá trên dải điện áp nguồn rộng từ 0,3 V đến 1,8 V và dải nhiệt độ từ –20°C đến 75°C.

Kết quả cho thấy, mặc dù logic CMOS truyền thống có đặc tính tần số tương đối ổn định và dễ dự đoán, mức tiêu thụ công suất cao khiến nó không phù hợp với các hệ thống bị giới hạn nghiêm ngặt về năng lượng. Ngược lại, các bộ dao động dựa trên DLS đạt được mức tiêu thụ công suất cực thấp, song lại bộc lộ độ nhạy đáng kể của tần số đối với biến thiên điện áp và nhiệt độ. Việc áp dụng cấu hình DLS chế độ kép giúp cải thiện độ ổn định tần số ở một mức độ nhất định, đặc biệt khi sử dụng phân cực nửa nguồn. Tuy nhiên, cấu trúc FF-DLS cho thấy hiệu quả vượt trội, đạt được sự cân bằng tối ưu giữa hiệu suất năng lượng và độ ổn định tần số theo nhiệt độ, nhất là trong các điều kiện điện áp nguồn thấp và nhiệt độ thấp.

Những kết quả này khẳng định tính phù hợp của logic FF-DLS đối với các ứng dụng bộ dao động tần số thấp, luôn bật trong các hệ thống công suất siêu thấp như nút mạng IoT, thiết bị y sinh cấy ghép và các nền tảng tự chủ năng lượng. Bằng cách khắc phục hiệu quả những hạn chế cố hữu của logic DLS truyền thống, FF-DLS nổi lên như một chiến lược thiết kế mạnh mẽ và tiết kiệm năng lượng cho các mạch định thời có độ tin cậy cao, vận hành ổn định trong những điều kiện môi trường khắc nghiệt.

Tài liệu tham khảo

1. M. Alioto (Ed.), *Enabling the Internet of Things: From Integrated Circuits to Integrated Systems*, Springer, 2017.
2. O. Aiello, P.Crovetti, M. Alioto, “Fully Synthesizable Low-Area Digital-to-Analog Converter with Graceful Degradation and Dynamic Power-Resolution Scaling”, *IEEE Trans. on CAS I*, In Print.
3. A Y. Lee et al., “A modular 1 mm3 die-stacked sensing platform with low power I2C inter-die communication and multi-modal energy harvesting”, *IEEE J. Solid-State Circuits*, vol. 48, no. 1, pp. 229–243, Jan. 2013.
4. W. Lim, I. Lee, D. Sylvester, D. Blaauw, “Batteryless sub-nW Cortex-M0+ processor with dynamic leakage-suppression logic,” *IEEE Int. Solid-State Circuits Conf. (ISSCC) Dig. Tech. Papers*, pp. 1-3, Feb. 2015.

5. S. Kim, R. Vyas, J. Bito, K. Niotaki, A. Collado, A. Georgiadis, and M. M. Tentzeris, “Ambient RF energy-harvesting technologies for selfsustainable standalone wireless sensor platforms,” *Proceedings of the IEEE*, vol. 102, no. 11, pp. 1649–1666, 2014.
6. P. Xu, D. Flandre, and D. Bol, “A self-gating RF energy harvester for wireless power transfer with high-PAPR incident waveform,” *IEEE Journal of Solid-State Circuits*, vol. 56, no. 6, pp. 1816–1826, 2021.
7. W. X. Lian, H. Ramiah, G. Chong, and K. K. PC, “A differential RF front-end CMOS transformer matching for ambient RF energy harvesting systems,” in *2021 IEEE Asia Pacific Conference on Circuit and Systems (APCCAS)*. IEEE, 2021, pp. 133–136.
8. S. M. Noghabaei, R. L. Radin, Y. Savaria, and M. Sawan, “A highsensitivity wide input-power-range ultra-low-power RF energy harvester for IoT applications,” *IEEE Transactions on Circuits and Systems I: Regular Papers*, vol. 69, no. 1, pp. 440–451, 2021.
9. H. Jiang, Y. Zhao, Z. Wu, and H. Min, “A cascade structure with burst charging mode for RF energy harvesting,” in *2023 IEEE International Conference on RFID (RFID)*. IEEE, 2023, pp. 88–93.
10. S. Paul et al., “A Sub-cm3 energy-harvesting stacked wireless sensor node featuring a near-threshold voltage IA-32 microcontroller in 14-nm Tri-gate CMOS for always-on always-sensing applications,” *IEEE J. Solid-State Circuits*, vol. 52, no. 4, pp. 961–971, Apr. 2017.
11. D. Bol, R. Ambroise, D. Flandre, J. D. Legat, “Building Ultra-Low-Power Low-Frequency Digital Circuits with High-Speed Devices,” in *Proc. of ICECS 2007*, pp. 1404-1407, Marrakech (Morocco), Dec. 2007.
12. Srayan Sankar Chatterjee, Joydeep Basu, “Ultra-Low-Power Low-Frequency CMOS Integrated Oscillators for Energy-Efficient IoT Devices”, *2025 IEEE International Symposium on Circuits and Systems (ISCAS)*.
13. Jun Yin and Mircea R. Stan, “Design and Modeling for Very High-sensitivity UHF RF Energy Harvesting Circuit”, *2025 IEEE 16th Latin America Symposium on Circuits and Systems (LASCAS)*.
14. Longyang Lin, Saurabh Jain, Massimo Alioto, “Integrated Power Management for Battery-Indifferent Systems With Ultra-Wide Adaptation Down to nW”, *IEEE Journal of Solid-State Circuits*, vol. 55, no. 4, pp. 967-976, April 2020.
15. O. Aiello, P. Crovetti, L. Lin, and M. Alioto, “A pW-power Hz-range oscillator operating with a 0.3–1.8-V unregulated supply,” *IEEE Journal of Solid-State Circuits*, vol. 54, no. 5, pp. 1487-1496, May 2019.
16. H. Wang, P. P. Mercier, “A 1.6%/V 124.2 pW 9.3 Hz Relaxation Oscillator Featuring a 49.7 pW Voltage and Current Reference Generator,” in *Proc. of ESSCIRC*, pp. 99-102, Leuven (Belgium), 2017.
17. P. M. Nadeau, A. Paidimarri, A. P. Chandrakasan, “Ultra Low-Energy Relaxation Oscillator With 230 fJ/cycle Efficiency,” *IEEE Journal of Solid-State Circuits*, vol. 51, no. 4, pp. 789-799, April 2016.
18. S. Jeong, I. Lee, D. Blaauw, D. Sylvester, “A 5.8 nW CMOS Wake-Up Timer for Ultra-Low-Power Wireless Applications,” *IEEE Journal of Solid-State Circuits*, vol. 50, no. 8, pp. 1754-1763, Aug. 2015.

GROUPED BEAMFOCUSING FOR NEAR-FIELD LIS-AIDED MULTI-USER SYSTEMS WITH OMA AND NOMA

Truong Anh Dung*, Pham Thanh Hiep, Nguyen Thu Phuong, Bui Minh Tin

Faculty of Radio-Electronics, Le Quy Don Technical University, Ha Noi, Viet Nam

**Corresponding author: dungta@lqdtu.edu.vn*

Abstract: *As Large Intelligent Surface (LIS) apertures scale to extremely large arrays, users increasingly fall within the near-field region where spherical wavefronts render conventional far-field beamsteering ineffective. This paper proposes a grouped beamfocusing algorithm that partitions the LIS into sub-arrays, each applying an optimized shared phase shift, yielding a closed-form solution with lower complexity than iterative alternatives. Performance is evaluated under a realistic cascaded channel incorporating 3GPP Urban Macro path loss, shadow fading, and Rician fading, with both Orthogonal Multiple Access (OMA) and Non-Orthogonal Multiple Access (NOMA) to characterize the throughput–fairness trade-off. Monte Carlo simulations for K = 2, 4, 6 users show that the Grouped (2×2) configuration achieves 50–90% sum-rate improvement over far-field baselines, while OMA maintains Jain's fairness index above 0.90 and NOMA provides 15–30% additional throughput at reduced fairness. Results offer practical guidelines for group size selection and access scheme choice in LIS-aided 6G systems.*

Keywords: *Large Intelligent Surface (LIS), Near-Field Beamforming, Multi-User, OMA, NOMA, Grouped Beamforming, 6G.*

1. INTRODUCTION

1.1. Background and Motivation

The evolution towards sixth-generation (6G) wireless networks is driven by the demand for ubiquitous connectivity, ultra-high data rates, and support for a massive number of devices [1]. To meet these stringent requirements, disruptive technologies are being investigated, among which Large Intelligent Surfaces (LIS) are prominent candidates [2]. LIS, also known as Reconfigurable Intelligent Surfaces (RIS), composed of a large number of low-cost passive elements, can intelligently manipulate the phase of incident electromagnetic waves to create favorable propagation channels [3–5].

The deployment of LIS in wireless systems introduces a fundamental shift in wave propagation physics. As the surface aperture grows, the Fraunhofer distance, which demarcates the far-field from the near-field, extends significantly [5]. Consequently, users are increasingly likely to be located in the radiative near-field of the LIS, where the spherical nature of wavefronts can no longer be approximated as planar [6]. Real-world LIS-user channels exhibit Rician fading characteristics, where the dominant Line-of-Sight (LoS) component significantly affects near-field beamforming performance [15].

Traditional far-field beamforming, which steers beams towards specific angles, suffers from severe performance degradation in the near-field due to phase errors across the surface [7]. This has spurred research into near-field beamforming, which aims to focus energy onto specific spatial points, a technique often referred to as “beamfocusing” [8]. Advanced techniques incorporating velocity sensing and prediction have been proposed to handle mobile users in near-field scenarios [12]. While single-user near-field beamforming has been extensively studied [5, 9], the problem of serving multiple users simultaneously in the near-field is far more complex and less understood. Multi-user scenarios require the generation of multiple, independent focused beams, a task that poses significant challenges in terms of computational complexity and inter-user interference [24].

1.2. Literature Review and Research Gap

Recent research has made significant progress in near-field communications and LIS-aided systems. Domain-knowledge-based heuristics have been proposed for near-field beamforming, often decomposing complex problems into simpler sub-problems [10]. Examples include two-stage heuristic approaches to separately optimize analog and digital beamformers [11], and distributed algorithms to

handle phase errors [25]. These heuristic methods often have low computational complexity but may not achieve globally optimal performance [18].

Recent works have explored mixed near-field and far-field scenarios for practical LIS deployments, where users may be distributed across both regions [26]. Near-field communications have also been extended to integrated sensing and communication (ISAC) applications [27], demonstrating the versatility of LIS-based systems.

While most existing research focuses on ideal channel conditions using geometry-based models, real-world wireless channels are affected by multiple impairments including large-scale fading (path loss and shadow fading) [13, 14], small-scale fading (Rayleigh and Rician fading) [16, 17], and multi-user interference (MUI). The incorporation of these realistic channel effects fundamentally transforms the optimization problem from a cooperative signal enhancement task (maximizing array gain) to a competitive resource allocation problem (maximizing system throughput while managing interference).

Furthermore, the multiple access scheme significantly impacts system performance [19, 20]. Orthogonal Multiple Access (OMA) methods like TDMA/FDMA avoid inter-user interference at the cost of spectral efficiency, while Non-Orthogonal Multiple Access (NOMA) allows simultaneous transmission to multiple users, potentially improving spectral efficiency but requiring Successive Interference Cancellation (SIC) at the receiver [21, 22]. The integration of RIS/LIS with NOMA has been investigated to further enhance spectral efficiency through intelligent user pairing and interference management [23].

1.3. Contributions

This paper addresses the aforementioned research gap by systematically evaluating near-field beamforming algorithms under realistic channel conditions. The investigation focuses on a wireless communication system wherein a LIS serves multiple users located within its near-field region. The principal contributions are summarized as follows:

- A low-complexity grouped beamforming algorithm with $O(K \cdot MN)$ computational complexity is proposed for passive LIS systems, wherein the surface is partitioned into sub-arrays with each group applying a common phase shift, thereby providing a practical closed-form solution without iterative optimization;
- The beamforming framework is extended to incorporate both OMA and NOMA multiple access schemes under a cascaded BS→LIS→User channel model with 3GPP path loss, shadow fading, and Rician fading, enabling comprehensive throughput-fairness trade-off analysis;
- Through Monte Carlo simulations with statistical confidence analysis, it is demonstrated that Grouped (2×2) achieves 50–90% sum-rate improvement over far-field baselines, and quantitative guidelines for group size selection and access scheme choice are provided.

1.4. Paper Organization

The remainder of this paper is organized as follows. Section 2 presents the problem description including the system model with realistic channel conditions and near-field propagation regions. Section 3 details the proposed Grouped beamforming algorithm and its extension to realistic channels with OMA/NOMA access methods. Section 4 presents simulation results demonstrating performance under realistic conditions. Section 5 concludes the paper with key findings and future directions.

2. SYSTEM MODEL

2.1. System Architecture

We consider a downlink scenario where a Base Station (BS) communicates with K ground users through a Large Intelligent Surface (LIS) as illustrated in Fig. 1. The BS is located in the far-field region of the LIS, establishing a strong Line-of-Sight (LoS) link, while the users are positioned in the near-

field region where spherical wavefront effects become significant. The LIS performs near-field beamfocusing to serve multiple users simultaneously.

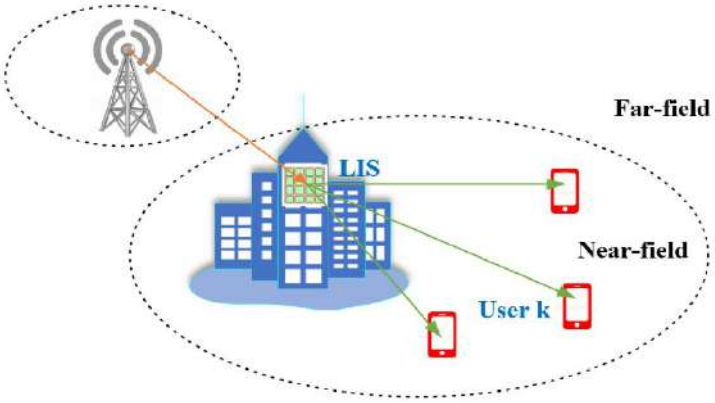


Fig. 1. System model: BS communicates with K users through LIS.

The LIS is a Uniform Planar Array (UPA) of M × N passive reflecting elements centered at the origin. Each element can independently adjust the phase of the incident signal. The (m,n)-th element position is:

$$\mathbf{p}_{mn} = \left[\left(m - \frac{M+1}{2}\right)\delta, \left(n - \frac{N+1}{2}\right)\delta, 0\right], \qquad (1)$$

where δ = λ/2 is element spacing and λ is wavelength. User k is located at u_k = (x_k, y_k, z_k) in the near-field region of the LIS.

2.2. Near-Field vs. Far-Field Propagation

The Fraunhofer distance demarcates the boundary between near-field and far-field regions. For a LIS with diagonal dimension D̃, the propagation boundaries are defined as:

$$d_{F,1} = \frac{2\tilde{D}^2}{\lambda}, \quad d_{F,2} = \frac{8\tilde{D}^2}{\lambda}, \qquad (2)$$

where $\tilde{D} = \frac{\lambda}{2}\sqrt{(M-1)^2 + (N-1)^2}$ is the LIS diagonal dimension. The region $d < d_{F,1}$ is the reactive near-field, $d_{F,1} < d < d_{F,2}$ is the radiative near-field, and $d > d_{F,2}$ is the far-field region, as illustrated in Fig. 2.

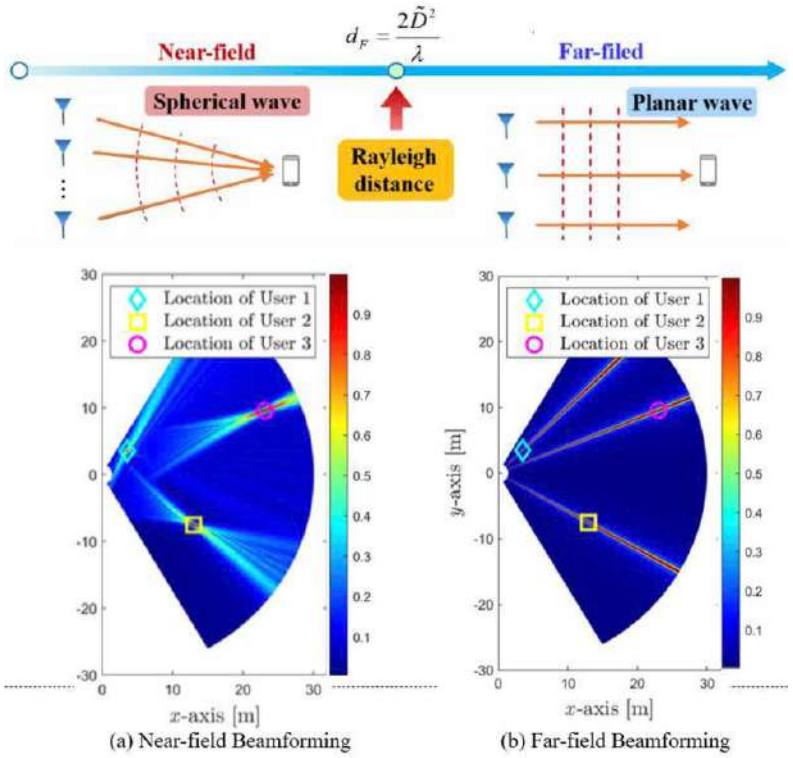


Fig. 2. Illustration of (a) NF beamforming, where beams are focused to specific points, and (b) FF beamforming, where beams are steered to angles.

Table 1. Near-Field vs. Far-Field Comparison

Property	**Far-Field**	**Near-Field**
Distance	$d > d_{F,2}$	$d_0 < d < d_{F,2}$
Wavefront	Planar	Spherical
Phase model	Angular	Distance-based
Beam technique	Steering	Focusing
Control	Angle (θ, φ)	Position (x, y, z)
Complexity	Low	High
Array gain	MN	$> MN$ (focal)

Table 1. compares the propagation characteristics between near-field and far-field regions.

2.3. Realistic Channel Model

The BS-LIS link is assumed to be in the far-field with strong LoS characteristics, modeled as a deterministic channel. The BS-to-LIS channel coefficient for element (m,n) is:

$$g_{mn} = \sqrt{L_{\text{BS}}} \cdot e^{-j\frac{2\pi}{\lambda} d_{\text{BS},mn}}, \qquad (3)$$

where L_{BS} is the free-space path loss from the BS to the LIS center, and $d_{\text{BS},mn}$ is the distance from BS to element (m,n). For a BS located at $\mathbf{b} = (x_b, y_b, z_b)$ in the far-field, the path loss is $L_{\text{BS}}^{\text{dB}} = 32.4 + 20\log_{10}(d_{\text{BS}}) + 20\log_{10}(f_c)$.

The focus of this work is on the LIS-user near-field channel, which incorporates practical propagation effects according to 3GPP standardized models [13]. The end-to-end cascaded channel from BS through LIS element (m,n) to user k is $g_{mn} \cdot e^{j\phi_{mn}} \cdot h_{k,mn}$.

The LIS-to-user channel coefficient from element (m,n) to user k is modeled as:

$$h_{k,mn} = \sqrt{L_{k,mn}} \cdot \zeta_{k,mn} \cdot e^{-j\frac{2\pi}{\lambda} d_{k,mn}}, \quad (4)$$

where $d_{k,mn} = \| \mathbf{u}_k - \mathbf{p}_{mn} \|$ is the propagation distance from element (m,n) to user k.

Regarding large-scale fading, the path loss follows the 3GPP Urban Macro (UMa) model [13, 14]:

$$L_{k,mn}^{\mathrm{dB}} = 28 + 22\log_{10}(d_{k,mn}) + 20\log_{10}(f_c), \quad (5)$$

where f_c is the carrier frequency in GHz. Shadow fading is modeled as log-normal with standard deviation $\sigma_s = 8$ dB for UMa scenarios:

$$S_k^{\mathrm{dB}} \sim \mathcal{N}(0, \sigma_s^2), \quad (6)$$

For small-scale fading characterization, the Rician fading model is adopted to capture the dominant LoS component typical in LIS-user links [17, 15], in contrast to Rayleigh fading which assumes no dominant LoS component [16]:

$$\zeta_{k,mn} = \sqrt{\tfrac{\kappa}{\kappa+1}} + \sqrt{\tfrac{1}{\kappa+1}}\tilde{h}, \tilde{h} \sim \mathcal{CN}(0,1), \quad (7)$$

where κ is the Rician K-factor representing LoS dominance. A higher κ indicates stronger LoS component, while $\kappa = 0$ reduces to Rayleigh fading.

2.4. Signal Model

The BS transmits signal s with power P_t. The signal propagates through the cascaded BS→LIS→User channel. The received signal at user k is:

$$y_k = \sqrt{P_t} \sum_{m,n} g_{mn} e^{j\phi_{mn}} h_{k,mn} \cdot s + w_k, \quad (8)$$

where $\phi_{mn} \in [0, 2\pi)$ is the phase shift applied by LIS element (m,n), and $w_k \sim \mathcal{CN}(0, \sigma_w^2)$ is additive white Gaussian noise (AWGN). Since the BS-LIS channel g_{mn} is deterministic and known, we absorb it into the effective LIS-user channel by defining $\tilde{h}_{k,mn} = g_{mn} \cdot h_{k,mn}$. The effective channel gain for user k is:

$$G_k(\mathbf{\Phi}) = \left| \sum_{m,n} \tilde{h}_{k,mn} e^{j\phi_{mn}} \right|^2. \quad (9)$$

The beamforming optimization objective is to design the phase matrix $\mathbf{\Phi}$ that maximizes system performance metrics while considering multi-user interference.

2.5. Multiple Access Schemes

Multiple access schemes fundamentally determine how system resources are shared among users [19, 20]. Two complementary approaches are considered in this work.

2.5.1. Orthogonal Multiple Access (OMA)

Traditional OMA schemes such as TDMA, FDMA, and OFDMA allocate orthogonal resources to users, completely avoiding inter-user interference at the cost of reduced spectral efficiency [20]. Each

user receives equal resource allocation with transmission time $1/K$ or bandwidth W/K. The signal-to-noise ratio (SNR) for user k in OMA methods like FDMA is:

$$\gamma_k^{\mathrm{O}} = \frac{G_k P_k}{\sigma_{w,k}^2} = \frac{G_k \cdot (P_t / K)}{N_0 W_k}, \qquad (10)$$

where N_0 is the noise power spectral density (W/Hz) and $\sigma_{w,k}^2 = N_0 W_k$ is the noise power within the allocated bandwidth. Substituting $W_k = W/K$:

$$\gamma_k^{\mathrm{O}} = \frac{G_k \cdot (P_t / K)}{N_0 \cdot (W/K)} = \frac{G_k P_t}{N_0 W} = \frac{G_k P_t}{\sigma_w^2}, \qquad (11)$$

where $\sigma_w^2 = N_0 W$ denotes the total system noise power. Note that while SNR is independent of K, the achievable rate is affected by bandwidth division:

$$R_k^{\mathrm{O}} = \frac{W}{K} \log_2\left(1 + \gamma_k^{\mathrm{O}}\right) = \frac{W}{K} \log_2\left(1 + \frac{G_k P_t}{\sigma_w^2}\right). \qquad (12)$$

2.5.2. Non-Orthogonal Multiple Access (NOMA)

Power-domain NOMA enables all users to share the entire bandwidth W simultaneously through superposition coding at the transmitter and Successive Interference Cancellation (SIC) at the receiver [21, 23]. In this work, a single composite beam generated by the LIS serves all K users in broadcast mode. Users are sorted by effective channel gain G_k in ascending order (weak→strong) and allocated power using Fractional Transmit Power Allocation (FTPA):

$$P_k = \frac{\alpha^{k-1}}{\sum_{j=1}^{K} \alpha^{j-1}} \cdot P_t, \quad \alpha < 1, \qquad (13)$$

where weaker users (smaller k) receive higher power to ensure fairness. The signal-to-interference-plus-noise ratio (SINR) for user k after SIC decoding is:

$$\gamma_k^{\mathrm{N}} = \frac{G_k P_k}{I_k^{\mathrm{MUI}} + I_k^{\mathrm{res}} + \sigma_w^2}, \qquad (14)$$

where $I_k^{\mathrm{MUI}} = \sum_{j>k} G_k P_j$ represents multi-user interference (MUI) from stronger users whose signals have not yet been decoded, and $I_k^{\mathrm{res}} = \sum_{j<k} (1-\eta) G_k P_j$ represents residual interference from imperfect SIC with efficiency $\eta \in [0,1]$. For perfect SIC ($\eta = 1$), $I_k^{\mathrm{res}} = 0$. Note that G_k appears in all interference terms because all users share the same LIS phase configuration optimized for aggregate channel gain.

The achievable rate for NOMA user k utilizes the full system bandwidth:

$$R_k^{\mathrm{N}} = W \log_2\left(1 + \gamma_k^{\mathrm{N}}\right). \qquad (15)$$

The fundamental trade-off between OMA and NOMA is evident: OMA provides interference-free transmission at the cost of bandwidth division (W/K), while NOMA achieves full bandwidth utilization (W) at the expense of managing MUI through SIC.

2.6. Performance Metrics

Three complementary metrics are employed to comprehensively evaluate system performance:

System sum-rate, which quantifies overall spectral efficiency:

$$R_{\text{sum}} = \sum_{k=1}^{K} R_k \quad [\text{Mbps}]. \qquad (16)$$

Minimum user rate, which measures worst-case quality-of-service (QoS) guarantee:

$$R_{\min} = \min_{k\in\{1,\ldots,K\}} R_k \quad [\text{Mbps}]. \qquad (17)$$

Jain's fairness index [28, 29], which provides a normalized measure of resource allocation equity:

$$\mathcal{J} = \frac{\left(\sum_{k=1}^{K} R_k\right)^2}{K \cdot \sum_{k=1}^{K} R_k^2} \in \left[\frac{1}{K}, 1\right]. \qquad (18)$$

where $\mathcal{J} = 1$ indicates perfect fairness (all users receive equal rates), and $\mathcal{J} = 1/K$ represents maximum unfairness.

Table 2. System Parameters

Parameter	Symbol	Value
	LIS Configuration	
Array size	$M \times N$	32 × 32
Total elements	N_{LIS}	1024
Carrier frequency	f_c	6 GHz
Wavelength	λ	0.05 m
Element spacing	δ	$\lambda / 2$
Fraunhofer dist. 1	$d_{F,1}$	48.1 m
Fraunhofer dist. 2	$d_{F,2}$	192.2 m
	Channel Model	
Path loss model	—	3GPP UMa
Shadowing std.	σ_s	8 dB
Rician K-factor	κ	3.0
	System Parameters	
Transmit power	P_t	30 dBm
Noise power density	N_0	−174 dBm/Hz
Bandwidth	W	20 MHz

Number of users	K	2, 4, 6
	Multiple Access	
NOMA power factor	α	0.6
SIC efficiency	η	0.8

Table 2. summarizes all system parameters used in this work.

3. PROPOSED BEAMFORMING ALGORITHM

3.1. Baseline Methods

Two baseline approaches are considered for performance comparison. The first, termed Far-Field (FF) beamforming, set $\phi_{mn} = 0$ for all elements, thereby ignoring near-field phase variations. This serves as a lower performance bound.

The second baseline, Average Phase (AP) method, computes far-field steering phases for each user and averages:

$$\phi_{mn} = \arg\left(\sum_{k=1}^{K} e^{j\psi_k(\theta_k,\varphi_k)} \right), \qquad (19)$$

where ψ_k is the steering phase based on user direction angles. This approach fails in near-field due to the planar wave assumption.

3.2. Grouped Near-Field Beamforming

The proposed method partitions the $M \times N$ LIS into groups of size $G_s \times G_s$ elements, where elements within each group share a common phase value. This reduces optimization variables from MN to $(M / G_s)(N / G_s)$.

For group $\mathcal{B}_{ij}$ centered at index (i, j) the group phase is computed to maximize the coherent sum of channel contributions from all users:

$$\phi^*_{\mathcal{B}_{ij}} = \arg\left(\sum_{k=1}^{K} \sum_{(m,n)\in\mathcal{B}_{ij}} \tilde{h}_{k,mn} \right). \qquad (20)$$

This low-complexity heuristic exploits spatial correlation in near-field channels without iterative optimization. While not globally optimal for sum-rate maximization, it provides a practical closed-form solution that effectively maximizes aggregate received signal strength.

Algorithm 1: Grouped Near-Field Beamforming

Input: User positions $\{\mathbf{u}_k\}_{k=1}^{K}$, LIS size M×N, Group size G_s

Output: Phase matrix $\mathbf{\Phi}$

1: Partition LIS into groups $\mathcal{B}_{ij}, i = 1,\ldots, M / G_s, j = 1,\ldots, N / G_s$

2: for each group $\mathcal{B}_{ij}$ do

3: Compute channel sum: $C_{ij} \leftarrow \sum_{k=1}^{K} \sum_{(m,n)\in\mathcal{B}_{ij}} \tilde{h}_{k,mn}$

4: Extract optimal phase: $\phi^*_{\mathcal{B}_{ij}} \leftarrow \arg(C_{ij})$

5: Assign: $\phi_{mn} \leftarrow \phi^*_{\mathcal{B}_{ij}}$ for all $(m,n) \in \mathcal{B}_{ij}$

6: end for

7: Return $\mathbf{\Phi}$

3.3. Multiple Access Integration

The proposed Grouped beamforming is integrated with both OMA and NOMA schemes as defined in Section 2. For OMA, the achievable rate follows Eq. (12) with effective channel gain G_k computed using the optimized phase matrix $\mathbf{\Phi}$. For NOMA, power allocation follows Eq. (13) and the achievable rate is given by Eq. (15). Users are decoded via SIC from weakest to strongest, where imperfect SIC ($\eta < 1$) introduces residual interference that degrades stronger users.

3.4. Complexity and Trade-off Analysis

The computational complexity of Grouped beamforming is $\mathcal{O}(K \cdot MN)$, linear in both user count and array elements. This is significantly lower than SDR-based methods ($\mathcal{O}(M^3N^3)$) and alternating optimization approaches [4]. Reported runtimes are measured on an Intel Core i7-10700 (2.9 GHz) with 64 GB RAM using Python 3.9/NumPy. Table 3. provides comprehensive trade-off analysis comparing beamforming methods and multiple access schemes.

Table 3. Trade-off Analysis

Method	Vars	Time	Control	Gain
Far-field	0	<1 ms	None	Low
Avg. Phase	1	~5 ms	Coarse	Low
Grouped 2×2	256	~8 ms	Fine	High
Grouped 4×4	64	~6 ms	Medium	Med
Grouped 8×8	16	~5 ms	Coarse	Med

Table 3b. Multiple Access Comparison

Aspect	OMA	NOMA
BW/user	W/K	W
Interference	None	MUI
Sum-rate	Lower	Higher
Fairness	Higher	Lower

Several key trade-offs emerge from this analysis. Smaller group sizes (e.g., 2×2) provide finer phase control and higher gain at the cost of increased computation and control overhead. Larger groups reduce complexity but sacrifice spatial resolution for near-field focusing. While OMA guarantees fairness through orthogonal resources, NOMA maximizes throughput via spectrum reuse at the expense of accurate SIC requirements.

4. SIMULATION RESULTS

This section presents a comprehensive performance evaluation of the proposed Grouped near-field beamforming algorithms for the LIS-aided wireless system under realistic channel conditions. The

simulations assess system throughput through Sum-Rate, Quality of Service (QoS) guarantee through Min-Rate, and resource allocation equity through Jain's Fairness Index. System parameters are summarized in Table 2, with additional simulation-specific settings: user distance range $z \in [10,150]$ m and 3000 Monte Carlo realizations.

4.1. Performance vs. Distance (K=2 Users)

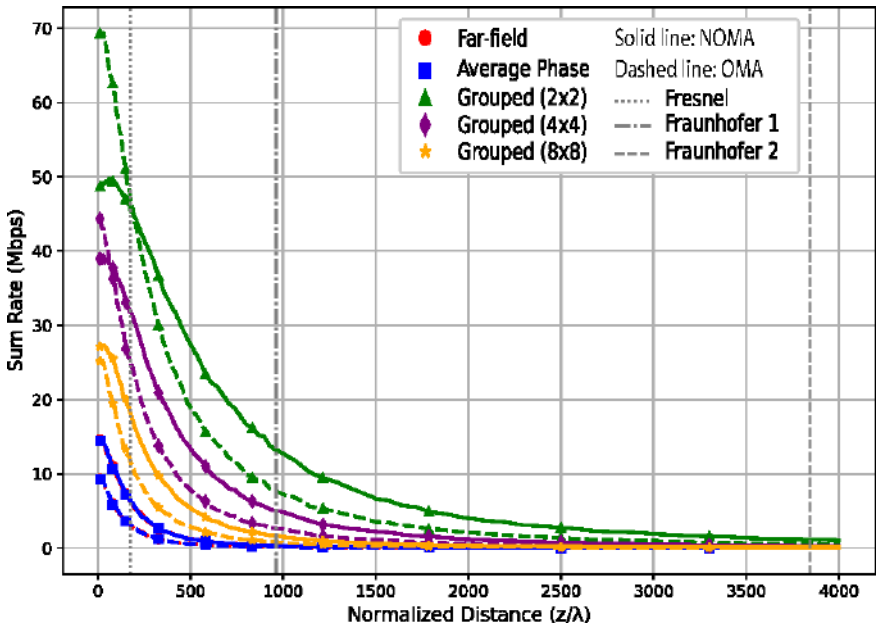


Fig. 3. Average Sum-Rate versus normalized distance (z / λ) for $K = 2$ users under LIS-aided system with realistic channel conditions.

Fig. 3. illustrates the average system sum-rate as users move from the reactive near-field through the radiating near-field to the far-field region. The realistic channel model incorporating 3GPP path loss, shadow fading, and Rician fading is employed. The baseline FF and AP methods exhibit significant performance degradation in the near-field region ($z < d_{F,1}$), achieving only 40–60% of the optimal sum-rate due to their inability to properly account for spherical wavefront propagation. This degradation occurs because the phase error $\Delta\phi_{mn} = (2\pi / \lambda)(d_{k,mn} - d_k)$ across the array exceeds π/8 radians, causing destructive interference. The proposed Grouped (2×2) method achieves the highest sum-rate across all distances, with particularly notable advantages in the intermediate near-field region ($d_{F,1} < z < d_{F,2}$). The smaller group size enables finer spatial resolution to capture the non-linear phase variation induced by spherical wavefronts.

As distance increases toward the far-field ($z > d_{F,2}$), the performance gap between methods narrows because the wavefront curvature diminishes and approaches planar, reducing the benefit of fine-grained phase control.

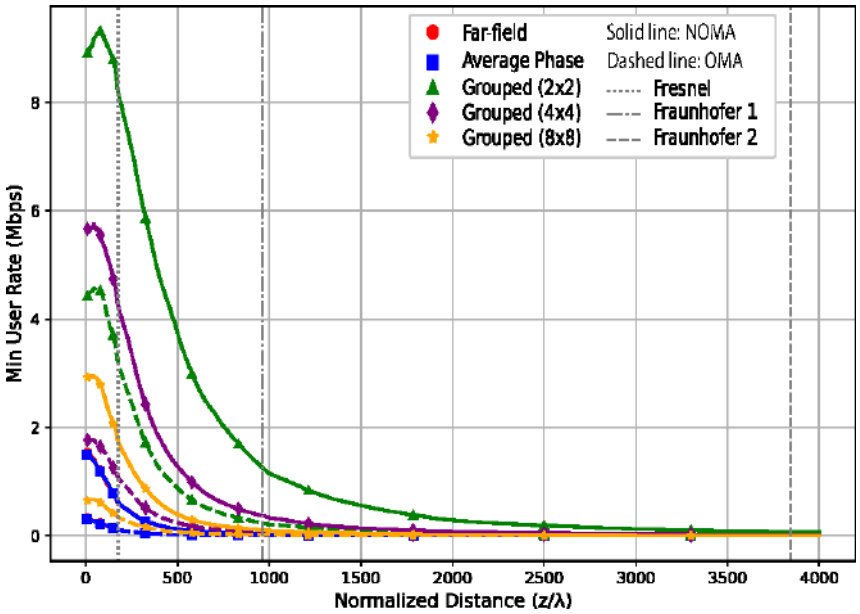
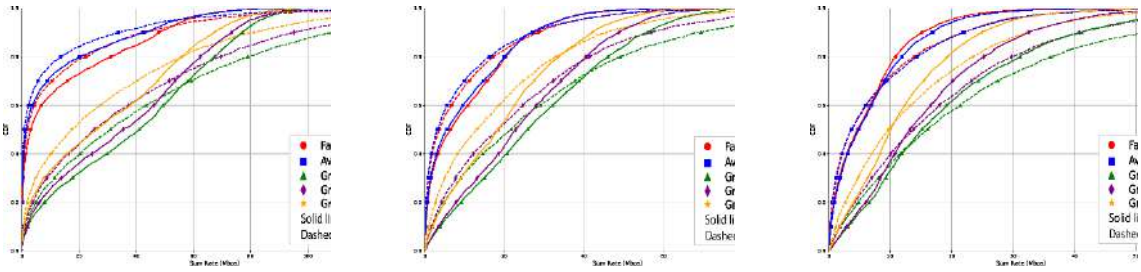


Fig. 4. Minimum user rate versus normalized distance (z/λ) for K=2 users, demonstrating fairness performance under realistic channel conditions.

Fig. 4. presents the minimum user rate (Min-Rate) versus distance, reflecting the quality of service (QoS) experienced by the worst-served user. The Grouped (2×2) method demonstrates superior fairness, maintaining a high Min-Rate (>80% of the best single-user rate) even when users are at significantly different positions. The performance gap between Grouped methods and baselines is even more pronounced for Min-Rate than for Sum-Rate, indicating that proper near-field beamforming is crucial for ensuring equitable service distribution.

4.2. Statistical Performance Analysis

To comprehensively assess system throughput under random user distributions, we analyze the Cumulative Distribution Function (CDF) of sum-rate for varying numbers of users. Users are randomly and uniformly distributed within a circular service area of radius 4 m centered at (0, 0, z), where z is uniformly sampled from [10, 150] m, placing users within the near-field region ($z < d_{F,2} = 192$ m). The simulations are conducted over 3000 Monte Carlo realizations to ensure statistical significance (95% confidence intervals are within ±3% of reported median values).

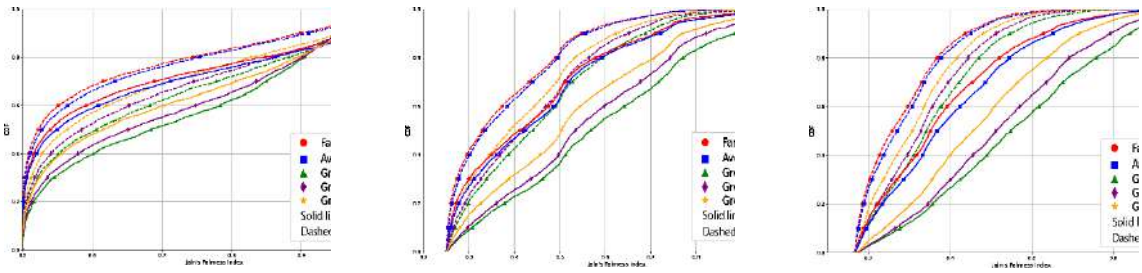


(a) *(b)* *(c)*

Fig. 5. CDF of Sum Rate for different numbers of users (K=2, 4, 6) with all methods.

As shown in Fig. 5., the Grouped (2×2) method achieves a median sum-rate approximately 1.5× higher than the FF baseline for $K = 2$ users. With increased user load ($K = 4, 6$), all methods experience a leftward shift in their CDF curves due to reduced per-user resource allocation. However, the relative performance ranking remains consistent: Grouped (2×2) > Grouped (4×4) > Grouped (8×8) > AP > FF.

4.3. Fairness Performance Analysis



(a) (b) (c)

Fig. 6. CDF of Jain's Fairness Index for different numbers of users (K=2, 4, 6).

Fig. 6. presents the CDF of Jain's Fairness Index to statistically characterize fairness performance under random user deployments. For $K = 2$, the Grouped (2×2) method achieves median fairness index $\mathcal{J} > 0.92$, approaching near-perfect fairness, compared to $\mathcal{J} \approx 0.78$ for Far-Field. Even with six users and the challenging lower bound of $1/K = 0.167$, the Grouped (2×2) achieves median $\mathcal{J} > 0.80$, significantly above the baseline methods which drop to $\mathcal{J} \approx 0.55 - 0.62$.

4.4. Beamforming Performance Analysis

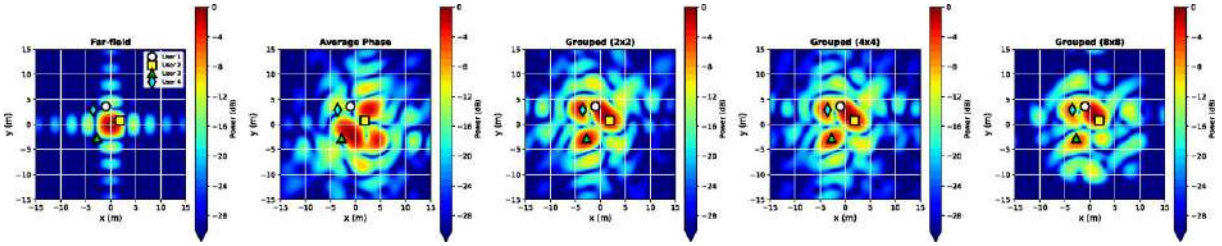


Fig. 7. Near-field Multi-User Beam Pattern Analysis for K=4 users with (32×32) LIS.

Fig. 7. compares the beam patterns generated by different methods for a representative multi-user configuration. The Far-Field beam pattern shows a single broad beam steered toward the angular centroid of users. The Grouped (2×2) creates distinct, focused beams toward each user location with well-suppressed sidelobes. The beam-nulls between user directions minimize cross-talk.

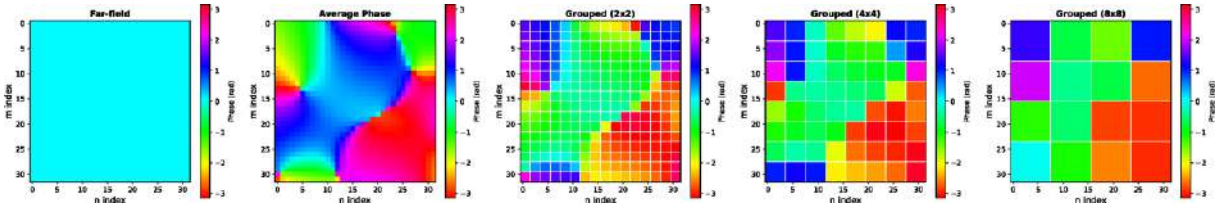


Fig. 8. Phase heatmap (β_mn, radians) across the (32×32) LIS for K=4 users.

Fig. 8. visualizes the optimized phase values β_{mn} for different methods. The phase heatmaps reveal that effective near-field multi-beamforming requires capturing the non-linear phase variation induced by spherical wavefront propagation from the LIS to each user. The near-field propagation introduces phase complexity due to the distance-dependent wavefront curvature, which the Grouped algorithm effectively addresses through localized phase optimization.

4.5. Performance Summary

Table 4. Performance Summary: Median Values

Method	Sum-Rate K=2	Sum-Rate K=6	J (K=2)	J (K=6)
Far-Field	12.5	28.2	0.78	0.55
Avg. Phase	13.8	30.1	0.82	0.60

Grouped 2×2	**19.2**	**42.5**	**0.93**	**0.82**
Grouped 4×4	17.5	38.8	0.90	0.78
Grouped 8×8	15.8	35.2	0.87	0.72

Table 4. summarizes the key performance metrics for all evaluated methods under the LIS-aided wireless system. The proposed Grouped (2×2) method achieves up to 54% sum-rate improvement and 19% Jain's fairness index improvement compared to the Far-Field baseline for $K = 2$ users (95% CI: ±2.5% for sum-rate, ±0.02 for $\mathcal{J}$). Fairness improvements are proportionally larger as user load increases: for $K = 6$ Grouped (2×2) achieves $\mathcal{J} = 0.82$ compared to FF's $\mathcal{J} = 0.55$, a 49% improvement. The near-field channel with spherical wavefront effects introduces optimization complexity, but the Grouped algorithm successfully adapts to the distance-dependent phase variations while preserving both throughput and fairness advantages.

5. CONCLUSION

This paper investigated near-field multi-user beamforming for LIS-aided wireless systems under realistic channel conditions incorporating 3GPP path loss, shadow fading, and Rician fading. A low-complexity Grouped beamforming algorithm was proposed that partitions the LIS into sub-arrays with optimized shared phase configurations.

Monte Carlo simulations for $K = 2,4,6$ users demonstrated: (1) Grouped 2×2 achieves 50–90% Sum-Rate improvement over far-field baselines in near-field regions; (2) NOMA provides 15–30% throughput gain over OMA through spectral reuse; (3) OMA offers superior fairness ($\mathcal{J} > 0.90$) versus NOMA ($\mathcal{J} \approx 0.80 - 0.87$); and (4) Beam pattern analysis confirms effective near-field focusing at user locations.

Near-field beamforming is demonstrated to be essential for 32×32 LIS operating at 6 GHz with users positioned within 192 m. The group size of 2×2 provides an optimal performance-complexity trade-off with approximately 8 ms runtime. Access scheme selection should be aligned with application requirements: OMA for fairness-critical scenarios, and NOMA for throughput-demanding applications.

Several limitations of this work warrant acknowledgment. The analysis considers a fixed 32×32 LIS array, and scalability to larger arrays requires further investigation. The grouped beamforming heuristic does not guarantee global optimality for sum-rate maximization. Additionally, discrete phase quantization effects inherent in practical hardware implementations are not addressed.

Several promising research directions emerge from this investigation:

- Extending the framework to incorporate UAV-mounted LIS or UAV relay nodes would enable joint trajectory and beamforming optimization for enhanced coverage and mobility in dynamic environments;
- Practical LIS implementations employ finite-resolution phase shifters, and analyzing performance degradation with 1-bit, 2-bit, or 3-bit quantization while developing quantization-aware beamforming algorithms represents an important direction for real-world system deployment;
- Extending the framework to Rate-Splitting Multiple Access (RSMA), which bridges OMA and NOMA, can provide additional flexibility in managing multi-user interference and optimizing the throughput-fairness trade-off.

REFERENCES

[1] H. Tataria, M. Shafi, A. F. Molisch, M. Dohler, H. Sjöland, and F. Tufvesson, “6G wireless systems: Vision, requirements, challenges, insights, and opportunities,” Proc. IEEE, vol. 109, no. 7, pp. 1166–1199, 2021.

[2] W. M. Othman et al., “Key enabling technologies for 6G: The role of UAVs, terahertz communication, and intelligent reconfigurable surfaces,” J. Sensor Actuator Netw., vol. 14, no. 2, p. 30, 2025.

[3] M. Di Renzo et al., “Smart radio environments empowered by reconfigurable intelligent surfaces,” IEEE J. Sel. Areas Commun., vol. 38, no. 11, pp. 2450–2525, Nov. 2020.

[4] Q. Wu and R. Zhang, “Intelligent reflecting surface enhanced wireless network via joint active and passive beamforming,” IEEE Trans. Wireless Commun., vol. 18, no. 11, pp. 5394–5409, 2019.

[5] S. Hu, H. Wang, and M. C. Ilter, “Design of near-field beamforming for large intelligent surfaces,” IEEE Trans. Wireless Commun., vol. 23, no. 1, pp. 762–774, 2024.

[6] J. An et al., “Near-field communications: Research advances, potential, and challenges,” IEEE Wireless Commun., vol. 31, no. 3, pp. 100–107, 2024.

[7] M. Cui et al., “Near-field communications for 6G: Fundamentals, challenges, potentials, and future directions,” IEEE Commun. Mag., vol. 61, no. 1, pp. 1–7, 2022.

[8] Z. Wang, X. Mu, Y. Zou, and Y. Liu, “Near-field wideband beamfocusing optimization: A heuristic two-stage approach,” in Proc. IEEE GLOBECOM, 2023, pp. 783–788.

[9] W. Liu et al., “Near-field multiuser beam-training for extremely large-scale MIMO systems,” IEEE Trans. Commun., vol. 72, no. 12, pp. 7623–7639, 2024.

[10] Z. Wang et al., “Extremely large-scale MIMO: Fundamentals, challenges, solutions, and future directions,” IEEE Wireless Commun., vol. 31, no. 3, pp. 117–124, 2024.

[11] H. Lu and Y. Zeng, “Communicating with extremely large-scale array/surface: Unified modeling and performance analysis,” IEEE Trans. Wireless Commun., vol. 21, no. 6, pp. 4065–4081, 2022.

[12] Z. Wang, X. Mu, and Y. Liu, “Near-field velocity sensing and predictive beamforming,” IEEE Trans. Commun., vol. 72, no. 4, pp. 2156–2171, 2024.

[13] 3GPP, “Study on channel model for frequencies from 0.5 to 100 GHz,” Tech. Rep. TR 38.901, V16.1.0, Dec. 2019.

[14] C.-X. Wang et al., “A survey of 5G channel measurements and models,” IEEE Commun. Surveys Tuts., vol. 20, no. 4, pp. 3142–3168, 2018.

[15] M. Qian et al., “Near-field multi-user holographic MIMO communications over Ricean fading channels,” in Proc. IEEE WCNC, 2025, pp. 1–6.

[16] E. Björnson and L. Sanguinetti, “Rayleigh fading modeling and channel hardening for reconfigurable intelligent surfaces,” IEEE Wireless Commun. Lett., vol. 10, no. 4, pp. 830–834, Apr. 2021.

[17] A. M. Salhab and M. H. Samuh, “Accurate performance analysis of reconfigurable intelligent surfaces over Rician fading channels,” IEEE Wireless Commun. Lett., vol. 10, no. 5, pp. 1051–1055, May 2021.

[18] V. Sharma et al., “A mini-review of signal processing techniques for RIS-assisted near field THz communication,” Front. Signal Process., vol. 3, p. 1297945, 2024.

[19] B. Clerckx et al., “Multiple access techniques for intelligent and multifunctional 6G,” Proc. IEEE, vol. 112, no. 7, pp. 832–879, Jul. 2024.

[20] S. Saraswat and R. Yadav, “Survey and performance evaluation of multiple access schemes for next-generation wireless communication systems,” IEEE Access, vol. 9, pp. 153668–153692, 2021.

[21] Z. Ding et al., “A survey on non-orthogonal multiple access for 5G networks,” IEEE J. Sel. Areas Commun., vol. 35, no. 10, pp. 2181–2195, 2017.

[22] J. Lei et al., “NOMA for TD-STARS assisted THz wideband multi-user communications,” in Proc. IEEE Globecom Workshops, 2024, pp. 1–6.

[23] B. Zheng, Q. Wu, and R. Zhang, “Intelligent reflecting surface-assisted multiple access with user pairing,” IEEE Commun. Lett., vol. 24, no. 4, pp. 753–757, 2020.

[24] K. Singh et al., “DRL-based beamforming design in RIS-aided multi-user wireless networks,” in Proc. IEEE ANTS, 2023, pp. 224–229.

[25] Y. Zhang et al., “Near-field beamforming algorithms for UAVs,” Sensors, vol. 23, no. 13, p. 6172, 2023.

[26] G. Zhu et al., “Large-scale STAR-RIS assisted mixed near- and far-field SWIPT,” in Proc. IEEE GLOBECOM, 2024, pp. 3769–3774.

[27] N. Xue et al., “Near-field ISAC for a RIS-assisted system,” in Proc. IEEE GLOBECOM, 2024, pp. 4034–4039.

[28] R. K. Jain, D.-M. W. Chiu, and W. R. Hawe, “A quantitative measure of fairness and discrimination for resource allocation in shared computer systems,” DEC, Tech. Rep. DEC-TR-301, 1984.

[29] A. B. Sediq et al., “Optimal tradeoff between sum-rate efficiency and Jain’s fairness index in resource allocation,” IEEE Trans. Wireless Commun., vol. 12, no. 7, pp. 3496–3509, 2013.

Covariance-Aware Graph Attention Network for Multi-PU Cooperative Spectrum Sensing in Cognitive Radio Networks

Doi Thi Lan [1*], Quoc Cuong Bui[1]

Faculty of Radio and Electronic Engineering; Le Quy Don Technical University

doilan@lqdtu.edu.vn; Tel: 0975769794

Abstract

Efficient cooperative spectrum sensing (CSS) plays a critical role in cognitive radio networks (CRNs), particularly in dynamic multi-primary user (multi-PU) environments. This paper proposes a novel covariance-aware Graph Attention Network (CM-GAT) framework for multi-PU CSS. Unlike existing methods relying on fixed adjacency matrices or received signal strength, the proposed model constructs the graph topology directly from the covariance matrix (CM) computed between received signals at secondary users (SUs). This adaptive graph representation captures intrinsic spatial correlations induced by PU activity. The Graph Attention Network (GAT) further assigns learnable attention weights to neighboring SUs, enabling dynamic importance modeling. Simulation results under AWGN channels demonstrate that the proposed CM-GAT framework significantly improves detection probability and classification accuracy compared to conventional GCN and machine learning baselines, especially in low SNR scenarios.

Keywords: *Cognitive Radio Networks (CRNs); Cooperative Spectrum Sensing (CSS); Graph Attention Network (GAT); Covariance Matrix (CM); Multi-PU Detection.*

1. Introduction

The rapid growth of wireless services and Internet-of-Things (IoT) applications has led to an unprecedented demand for radio spectrum resources. However, extensive measurement campaigns have revealed that licensed spectrum bands are often underutilized in both temporal and spatial domains. Cognitive Radio Networks (CRNs) have emerged as a promising paradigm to address this spectrum scarcity problem by enabling dynamic spectrum access [1]. A fundamental component of CRNs is spectrum sensing, which allows secondary users (SUs) to detect the presence of primary users (PUs) and opportunistically access unused spectrum bands while avoiding harmful interference [2].

In practical wireless environments, individual spectrum sensing is highly vulnerable to multipath fading, shadowing, and noise uncertainty. To overcome these limitations, Cooperative Spectrum Sensing (CSS) has been widely adopted, where multiple SUs share sensing information to improve detection reliability [2]. By exploiting spatial diversity, CSS significantly enhances detection probability, particularly in low signal-to-noise ratio (SNR) conditions. Traditional CSS methods rely on statistical metrics such as energy detection or received signal strength (RSS), which are then combined using hard or soft decision fusion rules. Although these approaches are computationally simple, they often suffer from performance degradation in multi-PU scenarios due to their limited representational capability.

With the rapid development of deep learning, data-driven approaches have demonstrated remarkable performance improvements in spectrum sensing [3]. Convolutional Neural Networks

* Email: doilan@lqdtu.edu.vn

(CNNs) have been employed to extract discriminative features from raw time-series signals [4], while Graph Convolutional Networks (GCNs) enable relational modeling among SUs by exploiting network topology [5]. More recently, graph-based learning has attracted increasing attention in wireless communications due to its ability to represent distributed nodes and their interactions in a structured manner. However, most existing graph-based CSS methods construct the adjacency matrix using predefined criteria. Such fixed graph structures may not accurately reflect the true correlation among SUs, particularly in dynamic multi-PU environments. Furthermore, conventional GCN models aggregate neighboring information using uniform or degree-normalized weights, which limits their ability to adaptively differentiate the relative importance of SUs under varying channel conditions.

In multi-PU CRNs, the spectrum occupancy state becomes significantly more complex, as the network must distinguish among 2^P possible activity combinations. Under these conditions, the correlation pattern among SUs is primarily induced by the shared PU signals embedded in their received observations. This intrinsic correlation is more fundamentally captured by the covariance matrix (CM) of the received signals rather than by simple RSS statistics. Therefore, leveraging covariance information to construct a graph topology provides a more physically meaningful representation of inter-SU relationships.

Motivated by these observations, this paper proposes a Covariance-Aware Graph Attention Network (CM-GAT) framework for cooperative spectrum sensing in multi-PU CRNs. First, the covariance matrix between received signals at SUs is computed to characterize spatial correlation patterns. This CM is then used to construct the graph adjacency matrix, enabling a data-driven and signal-dependent topology. Subsequently, a Graph Attention Network (GAT) is employed to dynamically learn attention weights among neighboring SUs [6]. Unlike conventional GCNs [7], the attention mechanism allows the model to adaptively assign higher importance to more informative SUs while suppressing unreliable ones. The overall spectrum sensing problem is formulated as a multi-class classification task corresponding to all possible PU activity states.

By integrating covariance-based graph construction with attention-driven relational learning, the proposed CM-GAT framework provides a more flexible and robust solution for CSS in dynamic and low-SNR environments.

The paper is organized as follows: Section 2 details the problem formulation. The proposed method is shown in Section 3. Section 4 presents experimental results, and Section 5 concludes the study.

2. Problem Formulation

In CSS for CRNs, the objective is to determine the activity state of multi-PUs based on observations collected by multi-SUs. In practical scenarios, the PUs may operate simultaneously over the same frequency band. As each PU can independently be active or inactive, the overall network state consists of 2^P possible combinations. Therefore, multi-PU spectrum sensing can be formulated as a multi-class classification problem, where each class corresponds to a specific PU activity pattern.

Consider a CRN with P PUs and S single-antenna SUs. During each sensing period, the s -th SU collects N received signal samples $y_s(n)$. The received signal model is given by

$$\begin{cases} H_0 : y_s(n) = w_s(n) \\ H_1^A : y_s(n) = \sum_{i \in A} h_{s,i}.x_i(n) + w_s(n) \end{cases} \quad (1)$$

where $x_i(n)$ denotes the transmitted signal of the i -th PU, $h_{s,i}$ is the channel gain between the i -th PU and the s -th SU, and $w_s(n)$ is additive white Gaussian noise with variance σ^2. The set A represents the indices of active PUs.

Under the idle hypothesis H_0, the received signals consist only of noise and are statistically independent across SUs. When one or more PUs are active, the received signals become correlated due to shared signal components. Different PU activity combinations produce distinct spatial correlation patterns among SUs. Exploiting this correlation structure is therefore essential for reliable multi-PU detection, which motivates the covariance-based graph modeling approach proposed in this work.

3. Methodology

While GCNs have been applied in CSS, they rely on fixed, normalized weights and treat neighboring nodes with equal or degree-based importance. However, in practical environments, the SUs contributes unequally due to fading, shadowing, and noise uncertainty. Therefore, a more adaptive aggregation mechanism is required.

To overcome this limitation, we employ the GAT, which introduces learnable attention coefficients for dynamic neighbor weighting. In the proposed framework, each SU is modeled as a node in a graph, and the connections between nodes are defined by an adjacency matrix that reflects the correlation among received signals. Given node features l_i and neighborhood set $\mathbb{Z}_i$, GAT updates node representations as

$$h_i^{'} = activation(\sum_{j \in \mathbb{Z}_i} \alpha_{i,j} \mathrm{W} h_j), \quad (2)$$

where $\alpha_{i,j}$ are attention coefficients learned during training.

To enable relational learning among SUs, it is necessary not only to define node features but also, to specify the graph connectivity that captures inter-node dependencies. In the proposed framework, this connectivity is not predefined heuristically but derived directly from the statistical correlation among received signals. Specifically, the adjacency matrix is constructed from the CM of the SU observations [4].

In this work, two stacked GAT layers are used to capture higher-order relational dependencies among SUs. The first layer learns local correlation patterns, while the second layer aggregates more global cooperative information. After the final GAT layer, a global average pooling operation is applied to produce a graph-level representation, which is then fed into a fully connected layer followed by softmax activation for multi-class spectrum state classification.

Figure 1 illustrates the overall CM-GAT architecture, including covariance-based graph construction, multi-head attention layers, and the final decision module.

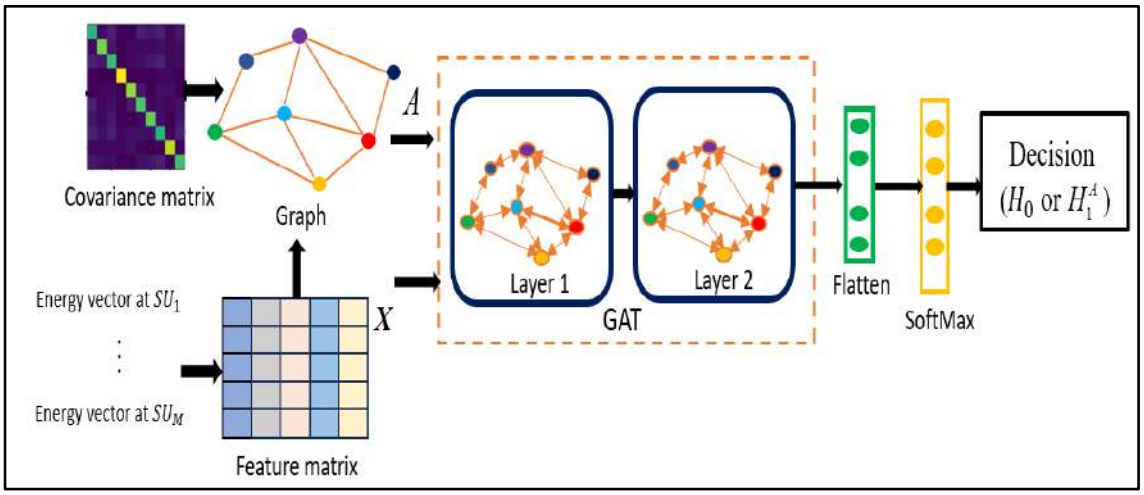


Figure 1. The proposed CM_GAT model for multi-PU CSS

Compared to traditional GCN-based models, the proposed GAT-based framework offers several advantages. First, the edge weights are not fixed but learned adaptively through attention coefficients. Second, the model is more robust to noisy or weakly correlated SUs, as the attention mechanism can assign lower weights to unreliable nodes. Finally, the adaptive neighbor importance enables more effective cooperative gain in dynamic multi-PU environments

4. Results

To evaluate the effectiveness of the proposed covariance-driven GAT model, simulations were conducted in a cognitive radio network consisting of M SUs and multi-PUs. The received signals at SUs were generated under both idle and active PU hypotheses with additive white Gaussian noise (AWGN) channel. The evaluation of the models is conducted using Python 3.9.5 and TensorFlow 2.10.1 on a system equipped with an Intel® Core™i7-14700K processor and an NVIDIA GeForce RTX 4060 Ti GPU.

4.1 Dataset Description

The dataset is generated for evaluation the performance of CSS models. In this study, the simulated cognitive radio network consists of two primary users (P = 2) and ten single-antenna secondary users (S = 10). The wireless links between PUs and SUs are modeled as Additive White Gaussian Noise (AWGN) channels with zero mean and variance of one. The channel coherence time is assumed to exceed the sensing duration, thereby maintaining quasi-static channel conditions during each observation interval.

The PU transmissions employ Quadrature Phase Shift Keying (QPSK) modulation, and each sensing window contains 100 received samples (N=100). The Signal-to-Noise Ratio (SNR) varies from −24 dB to −10 dB to emulate low-SNR and challenging detection environments.

The generated dataset includes 10,000 training samples, 3,000 validation samples, and 2,000 testing samples. The samples are evenly distributed between hypotheses H_0 and H_1 ensuring a balanced dataset for fair training and performance evaluation.

4.2 Anticipated Performance

The ROC curves (the detection probability (P_d) versus false alarm probability (P_f)) clearly demonstrate the superiority of the proposed CM- GAT model over GCN and CM-CNN (Figure 2). From the ROC curves, the proposed method consistently achieves a larger Area Under the Curve (AUC), indicating better overall detection capability across different operating points. In particular, under low P_f constraints, which are critical in practical SS systems, the proposed model maintains significantly higher P_d compared to the baseline methods.

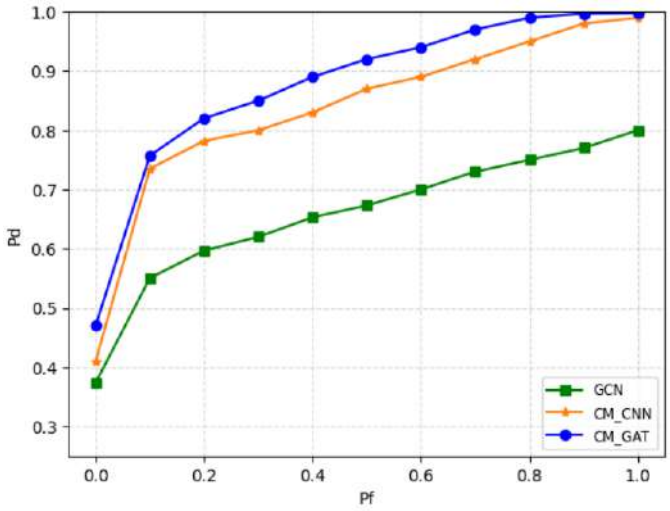


Figure 2. ROC at SNR=-18 dB on AWGN channel

The CM-CNN outperforms GCN, suggesting that directly learning spatial patterns from the CM is more effective than relying on RSS. However, CNN treats the CM as a regular grid and does not explicitly model relational dependencies among SUs.

In contrast, GCN incorporates graph structure but assigns equal importance to neighboring nodes during aggregation, limiting its ability to suppress weak or noisy correlations. The proposed GAT overcomes this limitation by learning adaptive attention coefficients, enabling dynamic weighting of SU relationships derived from the covariance matrix.

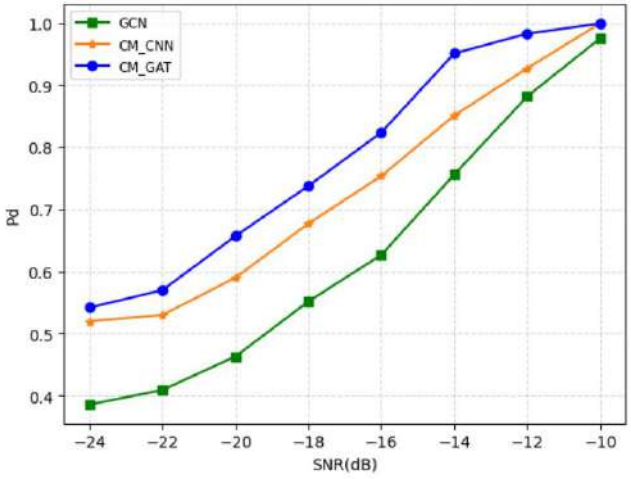


Figure 3. Pd vs SNR on AWGN channel

Figure 3 illustrates the P_d versus SNR for the three methods. As SNR increases, all models show improved detection performance due to enhanced signal separability. However, the proposed CM-GAT consistently achieves the highest across the entire SNR range. The performance gain is particularly noticeable in the low-SNR region, where reliable detection is most challenging. While CM-CNN performs better than GCN by exploiting covariance structure, it remains inferior to the proposed method.

Overall, the results confirm that combining covariance-driven graph construction with attention-based aggregation provides a more expressive and noise-resilient framework for cooperative spectrum sensing.

4. Conclusion

This paper presented a covariance-based GAT for multi-PU CSS. By constructing the graph topology from the covariance matrix and applying adaptive attention, the proposed method effectively captures spatial correlations among SUs.

Simulation results show that it outperforms GCN and CM-CNN, particularly in low-SNR scenarios. The findings highlight the benefit of combining signal-aware graph construction with attention-based learning for robust spectrum sensing.

Acknowledgement

This work was supported by the regular research funding program (2025) of Le Quy Don Technical University under grant number 25.01.33.

References

1. Haykin, S. (2005). Cognitive radio: Brain-empowered wireless communications. *IEEE Journal on Selected Areas in Communications 23(2)*, 201–220.
2. Ghasemi, A., Sousa, E.S (2007). Spectrum sensing in cognitive radio networks: the cooperation-processing tradeoff. *Wireless Communications and Mobile Comput-ing* 7(9).
3. El-haryqy, N., Madini, Z., Zouine, Y (2024). A review of deep learning techniques for enhancing spectrum sensing and prediction in cognitive radio systems: approaches, datasets, and challenges. *International Journal of Computers and Applications* 46(12), 1104–1128.
4 C. Liu, J. Wang, X. Liu, and Y.-C. Liang (2019). Deep cm-cnn for spectrum sensing in cognitive radio. *IEEE Journal on Selected Areas in Communications*, vol. 37, no. 10, pp. 2306–2321.
5 D. Janu, S. Kumar, and K. Singh (2022). A graph convolution network based adaptive cooperative spectrum sensing in cognitive radio network. *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, vol. 72, no. 2, pp. 2269–2279.
6 GUO, Sikun (2020). A survey on GAT-like graph neural networks. In: *2020 International Conference on Communications, Information System and Computer Engineering (CISCE)*. IEEE Computer Society. p. 303-308.
7 Zhang, S., Tong, H., Xu, J., & Maciejewski, R. (2019). Graph convolutional networks: a comprehensive review. *Computational Social Networks*, *6*(1), 1-23

Cải thiện độ chính xác trong phân loại mưa cho khu vực miền Trung Việt Nam dựa trên mô hình U-net và dữ liệu đa nguồn

Vũ Duy Đông[1*], Nguyễn Tiến Phát[1], Nguyễn Hùng An[1], Nguyễn Thị Huyền[1]

[1] *Khoa Vô tuyến điện tử, Học viện Kỹ thuật Quân sự*

[*] Email: dongvd@lqdtu.edu.com, SDT: 0987101033

Abstract

Biến đổi của lượng mưa là nguyên nhân chủ yếu gây ra các hiện tượng thời tiết cực đoan, tác động đáng kể đến đời sống con người cũng như sự phát triển kinh tế – xã hội. Phân loại mưa với độ chính xác cao có vai trò quan trọng trong việc xây dựng hiệu quả các phương án phòng chống thiên tai do mưa bão gây ra. Nghiên cứu này đề xuất một phương pháp phân loại lượng mưa cho khu vực miền Trung Việt Nam dựa trên mô hình học sâu U-Net có sử dụng cơ chế Convolutional Block Attention Module (CBAM). Dữ liệu đầu vào bao gồm ảnh vệ tinh Himawari-8, hình ảnh radar thời tiết, dữ liệu tái phân tích ERA-5 và dữ liệu mô hình số độ cao ASTER DEM. Hiệu suất phân loại mưa của sản phẩm lượng mưa đề xuất được so sánh với một số sản phẩm mưa toàn cầu phổ biến trong khu vực như IMERG Final Run, IMERG Early Run, GSMaP_MVK Gauge và PERSIANN_CCS. Kết quả cho thấy sản phẩm mưa đề xuất có độ chính xác cao nhất trong số các sản phẩm mưa được đánh giá với Critical Success Index (CSI) là 0.47, Probability of Detection (POD) là 0.63, and a Bias là 0.97. Cách tiếp cận này chứng minh tiềm năng ứng dụng học sâu và dữ liệu đa nguồn trong việc phân loại mưa có độ chính xác cao cho các khu vực có đặc điểm địa hình, thời tiết phức tạp như Miền Trung Việt Nam.

Từ khóa: *Phân loại mưa, CBAM, U-net, Himawri-8, ERA-5, ASTER DEM*

1. Giới thiệu

Thay đổi về lượng mưa là nguyên nhân trực tiếp gây ra các hiện tượng thời tiết cực đoan như lũ lụt, sạt lở tại khu vực miền Trung Việt nam. Vì vậy xây dựng được bộ dữ liệu về lượng mưa với độ chính xác cao có vai trò rất quan trọng trong việc xây dựng các phương án phòng chống thiên tai, giảm thiểu rủi ro do biến đổi lượng mưa gây ra [1].

Lượng mưa có thể được quan trắc từ nhiều nguồn dữ liệu khác nhau như hình ảnh vệ tinh, dữ radar thời tiết, và dữ liệu trạm đo mưa. Kết hợp các nguồn dữ liệu này có thể cải thiện độ chính xác trong việc ước tính lượng mưa theo quy mô khu vực. Hiện nay, sử dụng các mô hình học sâu (DL) cùng với dữ liệu đa nguồn trong các nghiên cứu về khí tượng đang nhận được nhiều sự quan tâm của các nhà khoa học. Trong nghiên cứu [2], nhóm tác giả đã sử dụng mô hình U-net nhằm phân loại và ước tính lượng mưa cho khu vực ven biển thuộc phía nam Trung quốc. Dữ liệu dùng để huấn luyện và hình ảnh thu được từ 9 kênh IR của vệ tinh FY-4A và dữ liệu lượng mưa từ sản phẩm mưa IMERG được sử dụng làm nhãn huấn luyện. So sánh với hai sản phẩm mưa CMORPH và FY4A cho thấy, về hiệu suất phân loại, sản phẩm mưa từ mô hình Unet đề xuất có CSI là 0.283, POD là 0.473 và FAR là 0.559 là kết quả tốt nhất trong số ba sản phẩm mưa được so sánh. Trong nghiên cứu [3], nhóm tác giả thực hiện ước tính lượng mưa cho một số vùng thuộc khu vực Châu á – Thái bình dương, dữ liệu sử dụng để huấn luyện là 4 kênh IR từ vệ tinh GEO-K2A của Hàn Quốc. Dữ liệu từ sản phẩm mưa IMERG được sử dụng làm nhãn mục tiêu trong quá trình huấn luyện. Kiến trúc Unet-patGAN đã được sử dụng nhằm cải thiện và nâng cao hiệu suất phân loại và hồi quy lượng mưa. So sánh với hai sản phẩm mưa toàn cầu là GK-2A và PDIR-Now RR, sản phẩm mưa đề xuất đạt hiệu suất phân loại lượng mưa cao nhất với POD là 0.607; CSI là 0.482; FAR là 0.3. Trong nghiên cứu [4], nhóm tác giả thực hiện phân loại lượng mưa cho các tỉnh thuộc khu vực Bắc trung bộ của Việt nam, dữ liệu

sử dụng từ vệ tinh Himawari-8, ERA-5, và dữ liệu địa hình. Kết quả cho thấy, sản phẩm đề xuất có hiệu suất phân loại mưa vượt trội với CSI là 0.40, POD là 0.64, FAR là 0.49, và Bias là 1.26.

Trong nghiên cứu này, chúng tôi đề xuất một kiến trúc phân loại mưa sử dụng mô hình học sâu U-net tích hợp dữ liệu đa nguồn bao gồm dữ liệu vệ tinh Himawari-8, dữ liệu radar thời tiết và các dữ liệu phụ trợ như ERA-5 và ASTER DEM, để nâng cao độ chính xác trong việc phân loại lượng mưa cho khu vực miền Trung Việt Nam. Đóng góp chính của bài báo bao gồm :

- Khảo sát mô hình U-net với hai hàm loss khác nhau gồm BCE và Focal loss nhằm lựa chọn hàm loss phù hợp hơn trong việc phân loại mưa có độ chính xác cao.

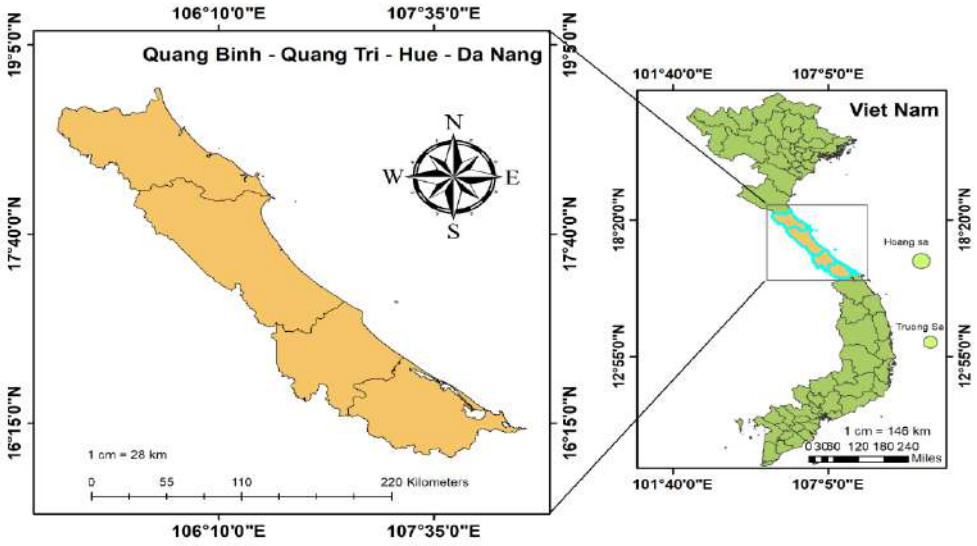
- Đề xuất sử dụng cơ chế attention (CBAM) nhằm chú ý vào những đặc trưng quan trọng trong việc phân loại mưa.

Phần còn lại của bài báo này được cấu trúc như sau: Phần 2 trình bày về dữ liệu và phương pháp thực hiện. Phần 3 trình bày các kết quả nghiên cứu và đánh giá. Phần 4 kết luận nghiên cứu và đưa ra các hướng tiềm năng cho nghiên cứu trong tương lai.

2. Dữ liệu và phương pháp

2.1 Dữ liệu

Khu vực nghiên cứu bao gồm bốn tỉnh thuộc duyên hải miền trung Việt nam từ Quảng Bình, đến Đà Nẵng (*Hình 1*).



Hình 1. Khu vực nghiên cứu

Dữ liệu đầu vào bao gồm dữ liệu ra đa, dữ liệu nhiệt độ sáng (BT) từ vệ tinh Himawari-8 và dữ liệu phụ trợ bao gồm dữ liệu ERA-5 và ASTER DEM. Trong đó, dữ liệu lượng mưa thu thập từ các trạm ra đa trong khu vực trong năm 2019 và 2020 được sử dụng làm nhãn trong quá trình huấn luyện. Dữ liệu BT từ vệ tinh Himawari-8 được cung cấp bởi cơ quan khí tượng Nhật bản và được trích xuất từ 10 băng tần hồng ngoại (IR) đơn và 45 băng IR kép là sự chênh lệch BT giữa các băng IR đơn. Dữ liệu ERA-5 do Trung tâm Dự báo Thời tiết tầm trung Châu Âu (ECMWF) phát triển, mang các thông tin về nhiệt độ, độ ẩm, áp suất của khí quyển cùng với dữ liệu ASTER DEM được cung cấp bởi NASA đã được sử dụng để cải thiện độ chính xác trong việc phát hiện và phân loại mưa tại khu vực nghiên cứu.

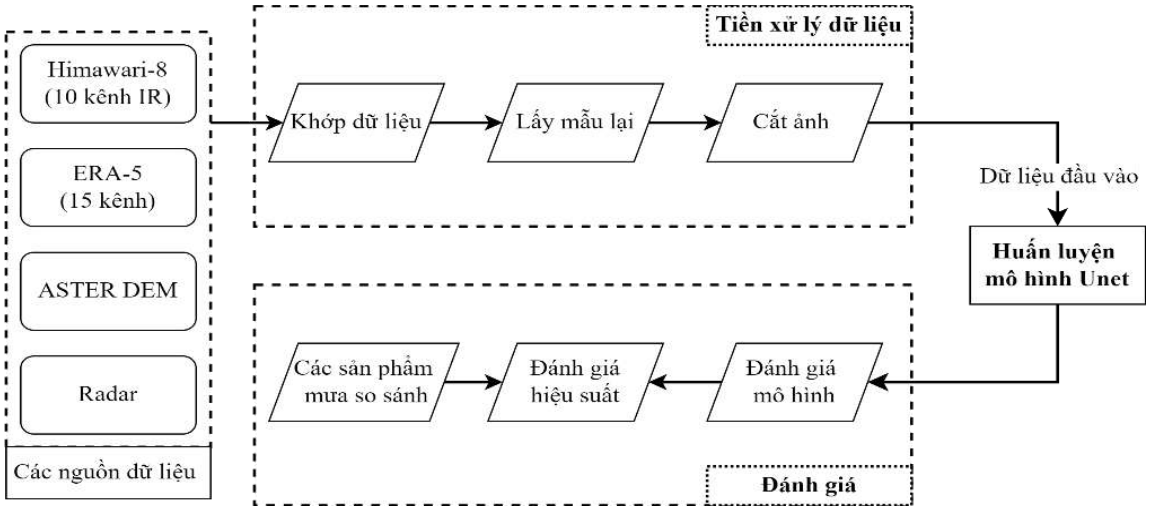
Ngoài ra, hiệu suất của mô hình đề xuất được so sánh với bốn sản phẩm mưa toàn cầu hiện nay đang được sử dụng rộng rãi trong khu vực nghiên cứu gồm: IMERG Final Run, IMERG Early, GSMaP_MVK, FY-4A và PERSIANN_CCS, và hình ảnh rađa được sử dụng làm tham chiếu. Cuối cùng, hình ảnh rađa thời tiết thu thập trong năm 2019 và 2020 được cung cấp bởi Trung tâm khí tượng Việt nam được sử dụng làm nhãn tham chiếu và đánh giá trực quan về bản đồ mưa chi tiết của sản phẩm lượng mưa đề xuất và các sản phẩm mưa so sánh. Đặc điểm về vai trò và độ phân giải của các nguồn dữ liệu được trình bày trong Bảng 1.

Bảng 1. Các nguồn dữ liệu được sử dụng

Nguồn dữ liệu	Vai trò	Độ phân giải	
		Không gian	Thời gian
Himawari-8 [5]	Huấn luyện	10 Phút	02 km
ERA-5 [6]	Huấn luyện	60 Phút	25 km
ASTER DEM [7]	Huấn luyện		30 m
Ra đa	Nhãn và tham chiếu	60 Phút	
IMERG Final Run [8]	So sánh	30 Phút	0.1° × 0.1°
IMER Early Run [8]	So sánh	30 Phút	0.1° × 0.1°
GSMap MVK Gauge [9]	So sánh	60 Phút	0.1° × 0.1°
PERSIANN -CCS[10]	So sánh	30 Phút	0.04° × 0.04°

2.2 Phương pháp

Trong phần này, bài báo trình bày phương pháp phân loại mưa dựa trên mô hình U-net có tích hợp cơ chế CBAM. Như minh họa trong Hình 2, quy trình phân loại mưa tổng thể bao gồm ba giai đoạn chính: (i) Tiền xử lý dữ liệu, (ii) Huấn luyện, và (iii) Đánh giá kết quả. Giai đoạn (i) tiền xử lý dữ liệu tập trung vào việc chuẩn hóa, nội suy lại, cắt dữ liệu dạng ảnh nhằm đảm bảo tính thống nhất về không gian và thời gian giữa các nguồn dữ liệu khác nhau. Trong giai đoạn này, dữ liệu thu thập từ nhiều nguồn được xử lý và khớp (matching) trước khi đưa vào huấn luyện và đánh giá mô hình. Giai đoạn (ii) thực hiện huấn luyện mô hình U-net để phân loại mưa, trong giai đoạn này mô hình sẽ tự học, tìm mối liên hệ ẩn giữa các đặc trưng có trong dữ liệu đầu vào với lượng mưa ở đầu ra để phân loại mẫu nào là mưa và mẫu nào không mưa. Giai đoạn (iii), kết quả phân loại mưa của kiến trúc mô hình U-net đề xuất sẽ được so sánh với các sản phẩm mưa khác hiện đang được sử dụng trong khu vực nghiên cứu bao gồm IMERG Final Run, IMERG Early Run, GSMaP_MVK_Gauge, và PERSIANN_CCS.



Hình 2: Quy trình phân loại mưa sử dụng kiến trúc U-net

2.2.1 Tiền xử lý dữ liệu

Trong nghiên cứu này, các nguồn dữ liệu đầu vào đều ở dạng hình ảnh và được thu thập từ nhiều nguồn khác nhau nên giữa chúng có sự khác biệt về kích thước, độ phân giải theo không gian và thời gian. Do đó, trước khi đưa dữ liệu vào để huấn luyện mô hình học sâu, cần thực hiện giai đoạn tiền xử lý nhằm chuẩn hóa và khớp các nguồn dữ liệu. Giai đoạn này bao gồm ba bước chính: khớp dữ liệu theo thời gian, chuẩn hóa độ phân giải không gian và cắt vùng nghiên cứu. Cụ thể:

Bước 1: Khớp dữ liệu (matching) theo thời gian, do các nguồn dữ liệu sử dụng có độ phân giải theo thời gian khác nhau. Ví dụ, ảnh vệ tinh AHI Himawari-8 được cung cấp có độ phân giải theo thời gian là 10 phút, trong khi dữ liệu từ trạm đo mưa tự động có thời lấy mẫu là 1 giờ. Vì vậy, tất cả các nguồn dữ liệu được khớp về cùng độ phân giải theo thời gian là 1 giờ, cho phép tạo ra một ảnh tổng hợp theo từng giờ để phân tích nhất quán các đặc trưng mưa. Dữ liệu Himawari-8 được tính trung bình cộng của 6 ảnh trong 1 giờ lại với nhau để đưa ra một ảnh duy nhất đại diện cho khung thời gian lấy mẫu 1 giờ đó.

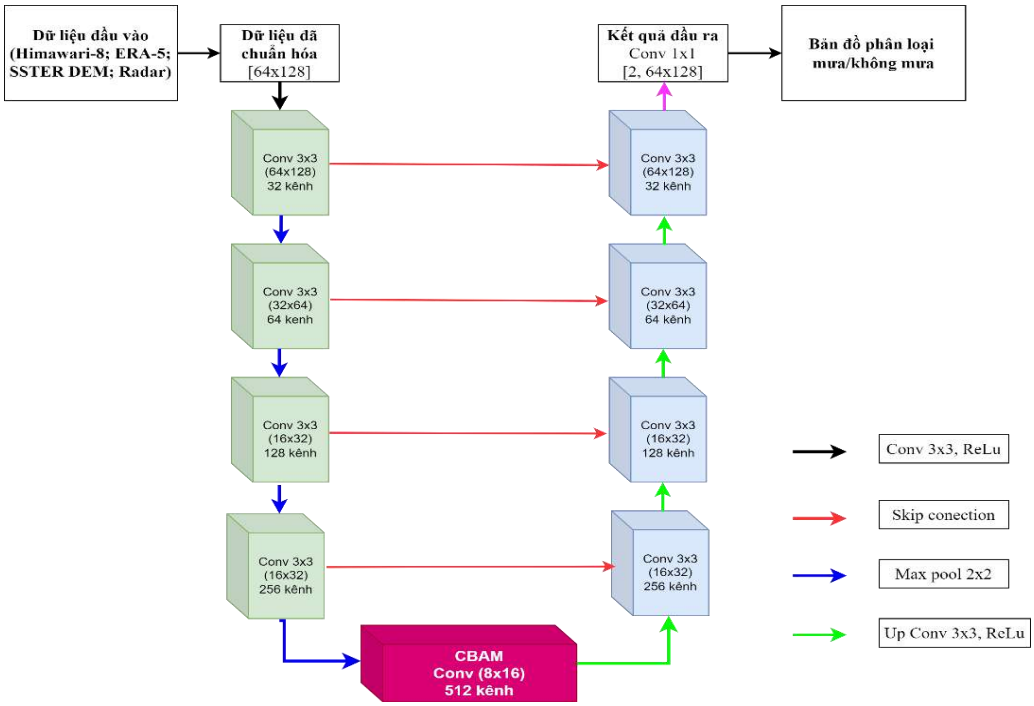
Bước 2: Khớp dữ liệu theo không gian, nhằm giải quyết sự khác biệt về độ phân giải theo không gian, kích thước ảnh và hệ tọa độ giữa các nguồn dữ liệu. Một khung tham chiếu theo không gian chung được xây dựng để chuẩn hóa và lấy mẫu lại toàn bộ dữ liệu đầu vào. Theo đó, dữ liệu đầu vào bao gồm dữ liệu Himawari-8; ERA-5; ASTER DEM, và dữ liệu radar được đưa về cùng độ phân giải theo không gian là 4 km. Cụ thể, dữ liệu Himawari-8 được lấy mẫu lại theo phương pháp.

Bước 3: Cắt ảnh về đúng khu vực nghiên cứu, dữ liệu ban đầu thu được từ các nguồn có phạm vi bao phủ toàn bộ lãnh thổ Việt Nam. Vì vậy, tất cả các ảnh sau tiền xử lý được cắt về kích thước 64 × 128 pixel, tập trung vào khu vực nghiên cứu là khu vực miền Trung Việt nam có tọa độ từ 15.6^{o} – 18.4^{o} Vĩ Bắc và 104.4^{o} – 108.8^{o} Kinh Đông.

Toàn bộ dữ liệu đầu vào sau khi được khớp về mặt thời gian là 1 giờ và về mặt không gian là 4 km sẽ được phân chia làm tập dữ liệu huấn luyện, tập dữ liệu kiểm thử, và tập dữ liệu đánh giá. Tập dữ liệu dùng để đánh giá hiệu suất của mô hình bao gồm những mẫu thu thập trong tháng 3, tháng 4, tháng 9, tháng 10 của năm 2020. Các tháng này đại diện cho các tháng mùa khô và mùa mưa trong năm của khu vực nghiên cứu.

2.2.2 Kiến trúc mô hình U-net

Mô hình U-Net cơ bản là một kiến trúc mạng học sâu được sử dụng rộng rãi trong các bài toán phân đoạn ảnh và đã chứng minh hiệu quả cao trong bài toán phân loại mưa. Kiến trúc U-Net có dạng encoder – bottleneck – decoder với các kết nối tắt (skip connections), cho phép khai thác hiệu quả đồng thời các đặc trưng không gian cục bộ. Kiến trúc mô hình U-net dùng để phân loại mưa được minh họa trong Hình 3.



Hình 3: Kiến trúc mô hình Unet phân loại mưa sử dụng cơ chế CBAM

Trong nghiên cứu này, chúng tôi đề xuất kiến trúc U-Net cơ bản có tích hợp cơ chế chú ý CBAM (Convolutional Block Attention Module) tại nút cổ chai (bottleneck), nhằm phân loại mưa, không mưa từ dữ liệu đa nguồn. Quy trình xử lý dữ liệu theo một luồng có độ sâu 4 tầng được thực hiện tuần tự qua ba giai đoạn chính. Đầu tiên là giai đoạn Mã hóa (encoder), ảnh đầu vào gồm 26 kênh đặc trưng với kích thước không gian 64x128 pixel được đưa qua các khối tích chập kép. Mỗi khối bao gồm hai lớp Conv 3x3 liên tiếp với padding =1, theo sau là lớp chuẩn hóa Batch Normalization và hàm kích hoạt phi tuyến ReLU, giúp trích xuất các đặc trưng từ mức thấp đến mức cao. Sau mỗi khối Conv 3x3, dữ liệu đi qua lớp Max-Pooling 2x2 (stride 2) để giảm kích thước không gian đi một nửa, đồng thời tăng gấp đôi số lượng kênh đặc trưng ở tầng kế tiếp nhằm mở rộng khả năng biểu diễn đặc trưng không gian. Tiếp theo, tại nút cổ chai (bottleneck) – tầng sâu nhất của mạng chứa thông tin ngữ nghĩa phong phú nhất –tích hợp mô-đun CBAM trước khi chuyển sang phần decoder. Tại đây, CBAM thực hiện tinh chỉnh đặc trưng và tự động đánh trọng số cao vào các kênh chứa những thông tin quan trọng về lượng mưa từ đó định vị chính xác vùng mưa trên bản đồ đặc trưng [11]. Việc đặt CBAM tại tầng này giúp chắt lọc hiệu quả thông tin ngữ nghĩa và không gian mà không làm tăng quá nhiều chi phí tính toán so với việc triển khai ở các tầng nông hơn. Cuối cùng là giai đoạn giải mã (decoder), dữ liệu được khôi phục kích thước không gian thông qua phép Up-sampling 2x2, đồng thời giảm số lượng kênh đi một nửa để đối xứng với phần encoder. Đặc biệt, các kết nối tắt (Skip Connections) từ 3 tầng trên của encoder được ghép nối trực tiếp với bản đồ đặc trưng tương ứng tại decoder, giúp khôi phục các chi tiết khu vực biên của vùng mưa bị mất do quá trình pooling. Dữ liệu sau ghép nối tiếp tục được tái tạo qua các lớp Conv 3x3 và hàm ReLU. Tại tầng đầu ra, lớp tích chập 1x1 được sử dụng để ánh xạ đặc trưng về số kênh mục tiêu: đối với bài toán phân loại, hàm Softmax tạo ra bản đồ nhị phân (0/1) tương ứng với hai lớp mưa/không mưa.

2.2.3. Hàm loss

Trong nghiên cứu này, Đối với bài toán phân loại mưa hai hàm loss cơ bản đã được khảo sát bao gồm BCE loss và Focal loss. hai hàm loss đã được chứng minh là có hiệu quả cao trong các bài toán về phân loại mưa.

a) BCE Loss

BCE Loss đo lường độ lệch giữa phân phối xác suất dự đoán của mô hình và phân phối nhãn thực tế từ ảnh ra đa. Đối với một điểm ảnh, giá trị BCE loss được định nghĩa như sau:

$$L_{BCE} = -\left[y.\log(p) + (1-y).\log(1-p)\right] \quad (1)$$

Với: y là nhãn thực tế (mưa: 1; không mưa: 0)

p là xác xuất mô hình dự đoán là mưa hoặc không mưa thuộc (0;1)

b) Focal loss

$$L_{Focal} = -\alpha_t (1-\rho_t)^{\gamma} \log(\rho_t) \quad (2)$$

Với: p_t là xác xuất mô hình dự báo đúng theo nhãn (ví dụ: nếu nhãn là Mưa, p_t là xác suất lớp Mưa).

$$\rho_t = \hat{y} \text{ nếu y = 1}$$

$$\rho_t = 1 - \hat{y} \text{ nếu y = 0}$$

α_t : là hệ số cân bằng (tương tự như weight) giúp mô hình quan tâm hơn đến các mẫu mưa hiếm.

γ : là hệ số điều chỉnh

2.3 Huấn luyện mô hình

Nghiên cứu này xây dựng chiến lược huấn luyện và đánh giá dựa trên hai cấu hình U-Net khác nhau, và được huấn luyện trên cùng một tập dữ liệu nhằm đảm bảo tính khách quan. Cụ thể, mô hình U-net sử dụng hàm mất mát Focal gọi là U-net-Focal, mô hình U-net sử dụng hàm mất mát BCE gọi là U-net_BCE. Mô hình U-net_Focal và mô hình U-net_BCE cùng được đánh giá trong trường hợp có sử dụng cơ chế CBAM gọi là U-net_Focal_CBAM và U-net_BCE_CBAM. Trong quá trình huấn luyện, bộ tham số dùng để huấn luyện mô hình bao gồm batch size là 64, tốc độ học (learning rate) là 10^{-4}, gamma là 2.5 và alpha là 1.0, trọng số weight cho mẫu mưa là 2.5, số lượng epoch là 100.

2. 4 Một số chỉ số đánh giá

Để đánh giá hiệu suất phân loại mưa/không mưa của các mô hình học sâu, bốn chỉ số thường được sử dụng bao gồm POD, CSI, FAR và Bias. Trong đó, Xác suất phát hiện (POD) biểu thị số mẫu mưa thực tế mà mô hình dự đoán. Chỉ số thành công quan trọng (CSI) biểu thị độ chính xác trong các trường hợp mưa mà mô hình dự đoán đúng. FAR là tỉ lệ mà mô hình dự đoán sai trên cả lớp mưa và lớp không mưa. Bias là tỉ lệ trung bình số mẫu mưa mà mô hình dự đoán đúng trên tổng số mẫu mưa. Các chỉ số này được biểu diễn chi tiết trong Bảng 2.

Trong các công thức này, TP - các mẫu mưa được dự đoán chính xác; FP - các mẫu không mưa được dự đoán là mưa; TN - các mẫu không mưa được dự đoán chính xác; FN - các mẫu mưa được dự đoán là không mưa; N - tổng số mẫu.

Bảng 2. Các chỉ số phân loại cơ bản

Tên chỉ số	Công thức tính	Khoảng giá trị	Tối ưu
Critical Success Index (***CSI***)	$CSI = TP/(TP + FP + FN)$	$[0, 1]$	1
Probability of Detection (**POD**)	$POD = TP/(TP + FN)$	$[0, 1]$	1
False Alarm Ratio (**FAR**)	$FAR = FP/(TP + FP)$	$[0, 1]$	0
Bias	$BIAS = TP + FP/(TP + FN)$	$[0, \infty)$	1

3. Kết quả và thảo luận

Hiệu suất phân loại mưa của mô hình đề xuất được đánh giá dựa trên hai kịch bản khác nhau. Trong đó, kịch bản 1 đánh giá hiệu suất phân loại mưa của mô hình U-net có cơ chế CBAM khi sử dụng các hàm loss khác nhau theo các chỉ số đánh giá gồm CSI, POD, FAR, và Bias. Kịch bản 2 đánh giá hiệu suất phân loại mưa của sản phẩm mưa đề xuất với các sản phẩm mưa so sánh có trong khu vực theo các chỉ số đánh giá và theo bản đồ phân loại mưa chi tiết.

3.1. Hiệu suất phân loại mưa của kiến trúc sử dụng cơ chế CBAM

Nhằm đánh giá hiệu suất của cơ chế attention CBAM trong việc phân loại mưa, hai sản phẩm mưa có sử dụng CBAM bao gồm U-net_BCE_CBAM và U-net_Focal_CBAM đã được so sánh với hai sản phẩm không sử dụng cơ chế CBAM bao gồm U-net_BCE và U-net_Focal. Năm chỉ số đánh giá hiệu suất phân loại đã được sử dụng bao gồm CSI; POD; FAR; và Bias.

Bảng 3. Kết quả phân loại mưa của mô hình U-net

Sản phẩm mưa	CSI	POD	FAR	Bias
U-net_BCE	0.41	0.58	0.41	0.97
U-net_Focal	0.46	**0.73**	0.46	1.35
U-net_BCE_CBAM	0.46	0.68	0.41	1.15
U-net_Focal_CBAM	**0.47**	0.63	**0.35**	**0.97**

Bảng 3 cho thấy rằng, khi mô hình U-net có thêm cơ chế CBAM thì hiệu suất phân loại mưa của mô hình sẽ cao hơn. Cụ thể, mô hình U-net_BCE_CBAM có CSI là 0.46 và POD là 0.68 kết quả này cao hơn so với mô hình không sử dụng CBAM là U-net_BCE theo các chỉ số CSI và POD lần lượt là 12.19% và 8.62%. Tương tự, mô hình U-net_Focal_CBAM có kết quả phân loại mưa tốt hơn so với mô hình U-net_Focal về chỉ số CSI, FAR, và Bias lần lượt là 2.17%, 23.91%, và 91.42%. Ngoài ra, so sánh kết quả phân loại mưa giữa mô hình U-net_Focal_CBAM với mô hình U-net_BCE_CBAM cho thấy mô hình U-net_Focal_CBAM cho hiệu suất phân loại mưa vượt trội hơn về CSI, FAR, và Bias lần lượt là 2.17%, 14.63%, và 80.0%. Điều này có thể được giải thích rằng cơ chế CBAM giúp mô hình chú ý hơn đến các đặc trưng liên quan đến sự phân bố của mưa trong không gian, xác định được khu vực có mưa, hình thái của mưa tốt hơn. Ngoài ra, mô hình sử dụng hàm loss Focal phạt nặng hơn đối với các mẫu mưa, vì vậy mô hình sẽ quan tâm hơn đến các mẫu mưa trong quá trình huấn luyện.

3.2. Hiệu suất phân loại mưa của kiến trúc sử dụng cơ chế CBAM

Để đánh giá hiệu suất phân loại mưa của sản phẩm mưa đề xuất U-net_Focal_CBAM, nghiên cứu này sử dụng bốn sản phẩm mưa khu vực đang được sử dụng trong khu vực bao gồm IMERG Final Run, IMERG Early Run, GSMaP_MVK_Gauge, và PERSIANN_CCS để đánh giá theo các chỉ số POD, CSI, FAR, và Bias. Kết quả được trình bày chi tiết trong Bảng 4.

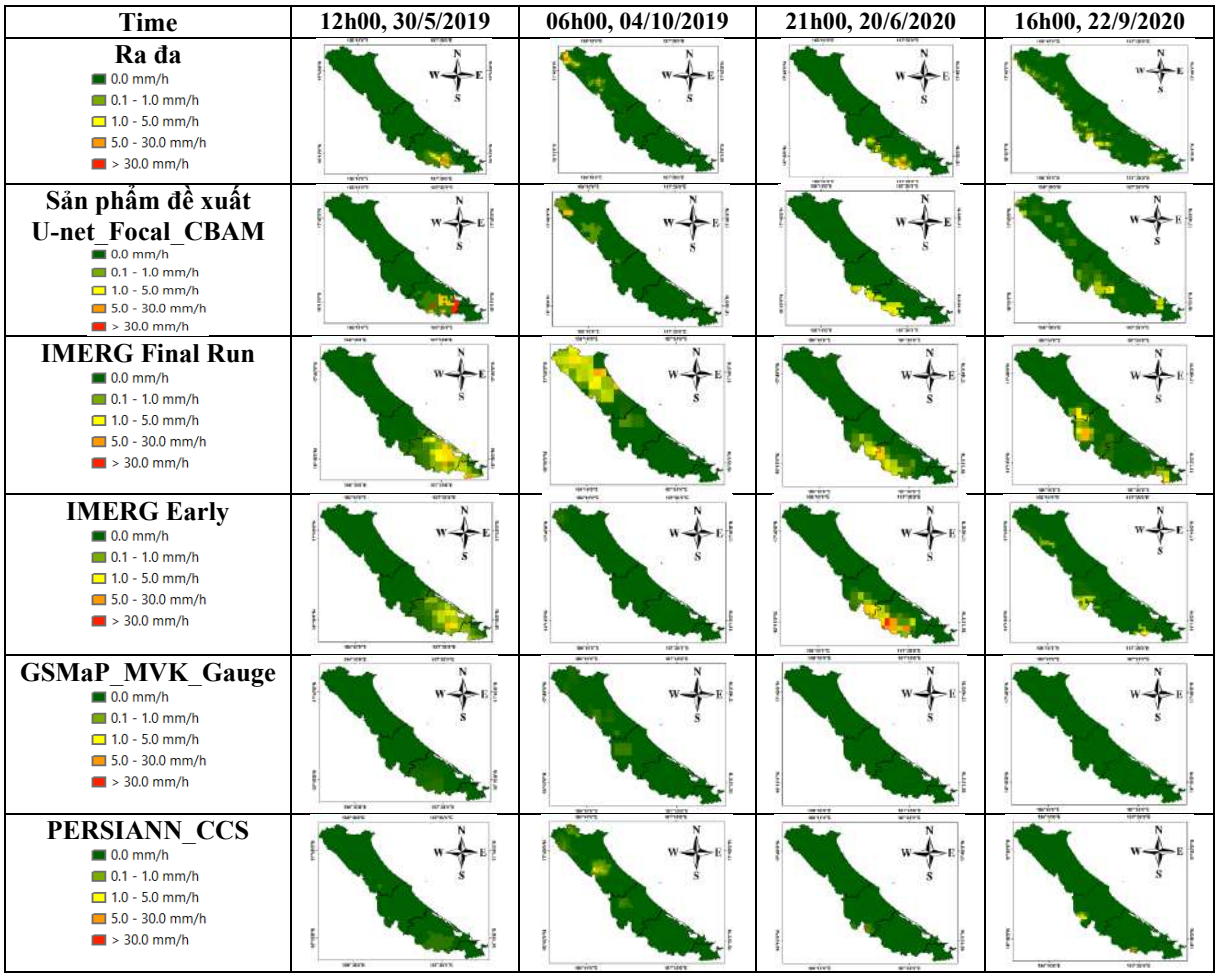
Bảng 4. Hiệu suất phân loại mưa của các sản phẩm mưa

Sản phẩm mưa	CSI	POD	FAR	Bias
Sản phẩm đề xuất U-net_Focal_CBAM	**0.47**	**0.63**	0.35	**0.97**

IMERG Final Run	0.35	0.42	0.35	0.65
IMERG Early Run	0.31	0.38	0.35	0.58
GSMaP_MVK_Gauge	0.44	0.57	0.34	0.86
PERSIANN_CCS	0.19	0.21	**0.29**	0.30

Từ Bảng 4 có thể thấy rằng, trong các sản phẩm mưa được đánh giá thì sản phẩm U-net_Focal_CBAM có kết quả cao nhất với CSI là 0.47, POD là 0.63, Bias là 0.97. Kết quả này vượt trội hơn so với sản phẩm mưa gần thời gian thực tốt nhất là IMERG Early Run theo các chỉ số POD, CSI, và Bias lần lượt là 65.78%, 51.63%, và 92.85 %. Tương tự, so sánh với sản phẩm mưa trễ có kết quả tốt nhất - GSMaP_MVK_Gauge thì sản phẩm mưa đề xuất U-net_Focal_CBAM cũng vượt trội hơn về POD, CSI, Bias lần lượt là 10.53%, 6.82%, và 78.57%.

Để nâng cao tính trực quan, bản đồ phân loại mưa chi tiết trong bốn sự kiện mưa ngẫu nhiên được tạo bởi sản phẩm mưa đề xuất U-net_Focal_CBAM và bốn sản phẩm mưa so sánh gồm IMERG Final Run, IMERG Early Run, GSMaP_MVK_Gauge, PERSIANN_CCS được so sánh với bản đồ tham chiếu từ ra đa và được minh họa chi tiết trong Hình 4.



Hình 4. Bản đồ phân loại mưa, không mưa của mô hình X1

Từ Hình 4 có thể thấy rằng, trong số các bản đồ phân loại mưa của các sản phẩm mưa được đánh giá thì sản phẩm mưa đề xuất U-net_Focal_CBAM có sự tương đồng với bản đồ phân loại mưa tham chiếu từ ra đa nhất. Điều này được thể hiện ở các khu vực có mưa và cường độ lượng mưa có sự tương đồng cao so với bản đồ phân loại mưa từ ra đa.

4. Kết luận

Nghiên cứu này đề xuất ứng dụng mô hình học sâu U-net có cơ chế attention CBAM để phân loại mưa tại khu vực miền Trung Việt Nam. Hai hàm loss khác nhau bao gồm BCE và Focal đã được khảo sát. Kết quả cho thấy, mô hình U-net-CBAM và sử dụng hàm loss Focal cho hiệu suất phân loại vượt trội hơn so với khi sử dụng hàm loss BCE. So sánh hiệu suất phân loại mưa của sản phẩm mưa đề xuất U-net_Focal_CBAM với các sản phẩm mưa khu vực cho thấy sản phẩm mưa đề xuất cho hiệu suất phân loại mưa vượt trội.

Tuy nhiên, hạn chế của mô hình này nằm ở việc phát hiện chính xác các sự kiện mưa cực đoan (lớn hơn 50 mm/h) có sự biến đổi liên tục theo thời gian còn chưa cao. Vì vậy, sử dụng kiến trúc mô hình U-net kết hợp với mô hình LSTM hoặc GRU có thể nắm bắt được sự biến đổi của lượng mưa theo cả không gian và thời gian.

Tài liệu tham khảo

[1] Y. Yin, J. He, J. Guo, W. Song, H. Zheng, and J. Dan, "Enhancing precipitation estimation accuracy: An evaluation of traditional and machine learning approaches in rainfall predictions," *J. Atmos. Sol. Terr. Phys.*, vol. 255, p. 106175, 2024, doi: https://doi.org/10.1016/j.jastp.2024.106175.

[2] Y. Gao, J. Guan, F. Zhang, X. Wang, and Z. Long, "Attention-Unet-Based Near-Real-Time Precipitation Estimation from Fengyun-4A Satellite Imageries," *Remote Sens. (Basel).*, vol. 14, no. 12, 2022, doi: 10.3390/rs14122925.

[3] K.-H. Han, J. Jeong, and S. Hong, "IMERG-Like Precipitation Retrieval From Geo-Kompsat-2A Observations Using Conditional Generative Adversarial Networks," *IEEE J. Sel. Top. Appl. Earth Obs. Remote Sens.*, vol. PP, pp. 1–13, Sep. 2025, doi: 10.1109/JSTARS.2025.3575763.

[4] H. Ngoc Do, T. Xuan Ngo, A. Hung Nguyen, and T. Thi Nhat Nguyen, "Precipitation Estimation from Himawari-8 Multiple Spectral Channels Using U-Net," in *2023 15th International Conference on Knowledge and Systems Engineering (KSE)*, 2023, pp. 1–6. doi: 10.1109/KSE59128.2023.10299481.

[5] V. Đông, an Nguyen, N. Phát, N. Thanh, and N. Huyền, "IMPROVING PRECIPITATION ESTIMATION ACCURACY FOR THE CENTRAL VIETNAM REGION USING THE XGBOOST MODEL WITH MULTI-SOURCE DATA," *TNU Journal of Science and Technology*, vol. 229, pp. 69–77, Feb. 2024, doi: 10.34238/tnu-jst.11346.

[6] D. Lavers, A. Simmons, F. Vamborg, and M. Rodwell, "An evaluation of ERA5 precipitation for climate monitoring," *Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society*, vol. 148, Nov. 2022, doi: 10.1002/qj.4351.

[7] A. Mohammadi *et al.*, "A Multi-Sensor Comparative Analysis on the Suitability of Generated DEM from Sentinel-1 SAR Interferometry Using Statistical and Hydrological Models," *Sensors*, vol. 20, p. 7214, Nov. 2020, doi: 10.3390/s20247214.

[8] L. Xuegang *et al.*, "Comparative evaluation of GPM IMERG V07 early, late and final run products compared to IMERG V06 in Sichuan Province, China," *Theor. Appl. Climatol.*, vol. 156, Aug. 2025, doi: 10.1007/s00704-025-05569-x.

[9] C. Zhou, L. Zhou, J. Du, J. Yue, and T. Ao, "Accuracy evaluation and comparison of GSMaP series for retrieving precipitation on the eastern edge of the Qinghai-Tibet Plateau," *J. Hydrol. Reg. Stud.*, vol. 56, p. 102017, 2024, doi: https://doi.org/10.1016/j.ejrh.2024.102017.

[10] P. Nguyen *et al.*, "The PERSIANN family of global satellite precipitation data: a review and evaluation of products," *Hydrol. Earth Syst. Sci.*, vol. 22, pp. 5801–5816, Feb. 2018, doi: 10.5194/hess-22-5801-2018.

[11] W. Li, J. Wu, H. Chen, Y. Wang, Y. Jia, and G. Gui, "UNet Combined With Attention Mechanism Method for Extracting Flood Submerged Range," *IEEE J. Sel. Top. Appl. Earth Obs. Remote Sens.*, vol. 15, pp. 6588–6597, 2022, doi: 10.1109/JSTARS.2022.3194375.

Improving the accuracy of rainfall classification for Central Vietnam based on the U-net model and multi-source data.

Abstract: *Rainfall variability is a primary driver of extreme weather events, significantly impacting human lives and socio-economic development. High-precision rainfall classification plays a critical role in establishing effective disaster mitigation strategies against storms and floods. This study proposes a rainfall classification framework for Central Vietnam leveraging the U-Net deep learning architecture integrated with the Convolutional Block Attention Module (CBAM). The model incorporates multi-source datasets, including Himawari-8 satellite imagery, weather radar data, ERA-5 reanalysis products, and ASTER Global Digital Elevation Model (DEM) data. The performance of the proposed method was evaluated against several widely-used global precipitation products, such as IMERG Final Run, IMERG Early Run, GSMaP_MVK Gauge, and PERSIANN_CCS. The results demonstrate that the proposed model achieves superior accuracy, yielding a Critical Success Index (CSI) of 0.47, a Probability of Detection (POD) of 0.63, and a Bias of 0.97. This approach underscores the potential of integrating deep learning with multi-source data for high-accuracy rainfall classification in regions characterized by complex topography and meteorological conditions, such as Central Vietnam.*

Keywords: Rainfall classification, U-net, CBAM, Himawri-8, ERA-5.

❑

Khảo sát ảnh hưởng của phương pháp bảo mật vi sai tới tấn công khôi phục dữ liệu trong mô hình học liên kết

Hoàng Quốc Việt[1], Đào Thị Ngà[1]

[1]Khoa Vô tuyến điện tử; Đại học kỹ thuật Lê Quý Đôn

Email: hoangvietmta@gmail.com; Tel:0382.141.318

Tóm tắt

Học liên kết cho phép huấn luyện mô hình mà không cần chia sẻ dữ liệu thô, nhưng gradient trao đổi vẫn có thể bị khai thác để khôi phục dữ liệu đầu vào. Bài báo này khảo sát tác động của bảo mật vi sai (DP) đối với tấn công khôi phục theo hướng giải tích. Chúng tôi áp nhiễu Gauss lên gradient lớp cuối và đánh giá bằng các chỉ số PSNR, SSIM của ảnh tái tạo. Kết quả cho thấy DP làm suy giảm mạnh chất lượng khôi phục: với kích thước lô bằng 8, PSNR giảm từ 17.67 (không phòng thủ) xuống 8.01 khi $\sigma = 10^{-5}$và còn 5.05 khi $\sigma = 10^{-3}$. Đồng thời, ở vùng nhiễu rất nhỏ (10^{-7} đến 10^{-6}), độ chính xác phân loại gần như không giảm đáng kể. Kết quả khẳng định DP là một cơ chế phòng thủ đơn giản, có hiệu quả thực tế trong việc giảm rò rỉ thông tin từ gradient

Từ khóa: *Học liên kết, bảo mật vi sai, khôi phục dữ liệu, rò rỉ gradient, quyền riêng tư.*

1. Giới thiệu

Học liên kết (FL) đang trở thành hướng tiếp cận quan trọng trong các bài toán học máy có dữ liệu nhạy cảm, nơi dữ liệu không thể hoặc không nên được tập trung về một máy chủ duy nhất. Thay vì chia sẻ dữ liệu thô, mỗi đơn vị tham gia chỉ gửi cập nhật mô hình (tham số hoặc gradient) để máy chủ tổng hợp thành mô hình toàn cục. Cách làm này đặc biệt phù hợp với các lĩnh vực như y tế, tài chính, giáo dục và công nghiệp, nơi yêu cầu bảo vệ quyền riêng tư ngày càng chặt chẽ. Tuy nhiên, nhiều kết quả gần đây cho thấy "không chia sẻ dữ liệu thô" không đồng nghĩa với "không rò rỉ dữ liệu", vì tín hiệu gradient vẫn có thể mang theo thông tin nhạy cảm về dữ liệu huấn luyện cục bộ.

Nhiều công trình đã chỉ ra rằng kẻ tấn công có thể khai thác gradient để suy ra nhãn, thuộc tính dữ liệu, thậm chí tái tạo trực tiếp ảnh đầu vào. Nhóm tấn công dựa trên tối ưu hóa như DLG và các biến thể cải tiến tìm dữ liệu giả sao cho gradient của dữ liệu giả khớp với gradient quan sát được. Bên cạnh đó, các tấn công theo hướng giải tích hoặc kết hợp giải tích - tối ưu khai thác cấu trúc đại số của gradient, đặc biệt ở lớp tuyến tính cuối, để suy ra đại lượng trung gian rồi tối ưu khôi phục ảnh. Vì vậy, kênh gradient trở thành điểm rủi ro chính cần được bảo vệ trong học liên kết.

Để giảm nguy cơ rò rỉ, các hướng phòng thủ thường được nghiên cứu gồm: cơ chế mật mã (như tổng hợp an toàn hoặc mã hóa), kỹ thuật biến đổi gradient, và bảo mật vi sai (DP). Trong đó, DP có ưu điểm thực dụng do dễ tích hợp vào quy trình huấn luyện hiện có: gradient được nhiễu hóa trước khi chia sẻ để làm suy yếu khả năng suy luận của kẻ tấn công. Tuy nhiên, DP luôn đi kèm bài toán đánh đổi giữa hiệu năng và mức bảo vệ riêng tư: nhiễu nhỏ có thể chưa đủ chặn tấn công, trong khi nhiễu lớn dễ làm giảm tốc độ hội tụ và độ chính xác mô hình.

Khoảng trống thực nghiệm hiện nay nằm ở đánh giá định lượng tác động của DP lên tấn công khôi phục dữ liệu trong một thiết lập học liên kết cụ thể. Nhiều nghiên cứu chủ yếu tập trung

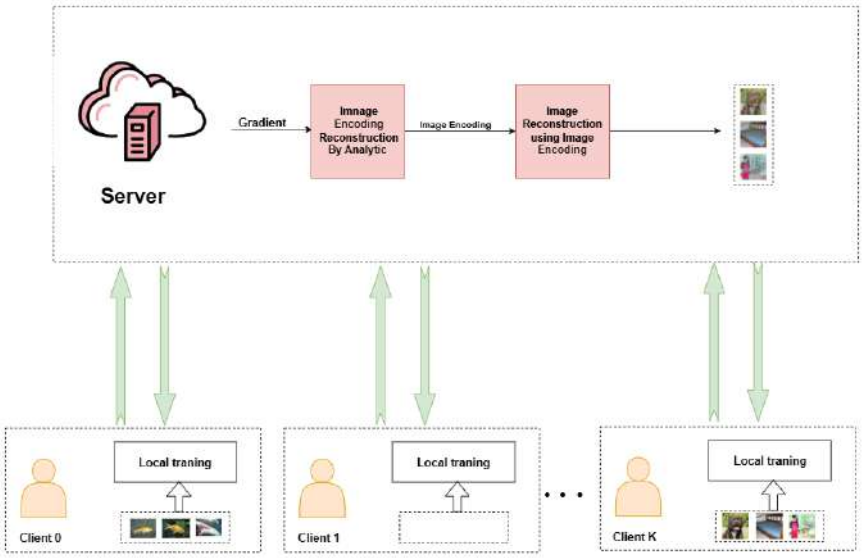
vào hiệu năng mô hình mà thiếu phân tích song song giữa hai khía cạnh: mức suy giảm chất lượng ảnh khôi phục và mức ảnh hưởng tới độ chính xác phân loại khi thay đổi cường độ nhiễu. Vì vậy, cần một khảo sát có cấu trúc rõ ràng để trả lời câu hỏi: DP làm suy yếu tấn công khôi phục đến mức nào, và ở ngưỡng nào thì tác động lên hiệu năng vẫn chấp nhận được.

Từ động cơ đó, bài báo này tập trung khảo sát ảnh hưởng của DP dạng Gauss lên tấn công khôi phục dữ liệu trong học liên kết, với trọng tâm là kênh rò rỉ qua gradient lớp cuối. Chúng tôi đánh giá theo hai nhóm chỉ số bổ sung cho nhau: nhóm phản ánh mức thành công của tấn công khôi phục (PSNR, SSIM, MSE, LPIPS) và nhóm phản ánh hiệu năng học (độ chính xác). Việc khảo sát trên dải mức nhiễu rộng cho phép quan sát rõ xu hướng biến thiên và nhận diện vùng đánh đổi hiệu năng - riêng tư có ý nghĩa thực tế.

Đóng góp chính của bài báo gồm ba điểm. Thứ nhất, chúng tôi cung cấp đánh giá thực nghiệm tập trung trực tiếp vào ảnh hưởng của DP đối với tấn công khôi phục, thay vì chỉ đo độ chính xác phân loại. Thứ hai, kết quả cho thấy khi tăng mức nhiễu DP, chất lượng ảnh tái tạo giảm rõ rệt, xác nhận vai trò của nhiễu hóa gradient như một cơ chế giảm thông tin bị khai thác. Thứ ba, khảo sát cũng chỉ ra vùng nhiễu nhỏ mà mô hình vẫn duy trì độ chính xác gần với cấu hình không phòng thủ, từ đó gợi ý hướng tinh chỉnh tham số DP trong triển khai thực tế.

2. Dữ liệu và phương pháp

2.1. Mô hình đe doạ



Hình 1. Mô hình de doạ trong FL.

Chúng tôi xét một hệ học liên kết đồng bộ gồm K đơn vị tham gia và một máy chủ trung tâm. Ở vòng lặp thứ t, máy chủ phát tham số mô hình toàn cục θ_t cho các đơn vị tham gia; sau khi huấn luyện cục bộ, mỗi đơn vị gửi gradient hoặc cập nhật tham số về máy chủ để tổng hợp. Gradient quan sát được tại máy chủ có dạng:

$$g_t = \frac{1}{K}\sum_{k=1}^{K} g_t^{(k)}.$$

Trong đó, $g_t^{(k)}$ là gradient từ đơn vị tham gia thứ k ở vòng t. Mô hình đe dọa trong bài thuộc loại "trung thực nhưng tò mò": máy chủ vẫn thực hiện đúng giao thức tổng hợp, nhưng đồng thời lưu các gradient nhận được để suy luận thông tin riêng tư.

Kẻ tấn công được giả định biết kiến trúc mô hình, hàm mất mát, quy trình huấn luyện và các siêu tham số chính; đây là giả định phổ biến vì kiến trúc mô hình thường công khai trong hệ học liên kết thực tế. Kẻ tấn công không truy cập trực tiếp dữ liệu thô và không sửa đổi dữ liệu huấn luyện tại các đơn vị tham gia. Mục tiêu tấn công là tái tạo thông tin đầu vào hoặc biểu diễn đặc trưng từ gradient quan sát được, đặc biệt ở lớp tuyến tính cuối nơi quan hệ đại số rõ ràng hơn.

Với kích thước lô dữ liệu là B, gradient lớp cuối có thể viết:

$$\nabla W = \frac{1}{B}\sum_{i=1}^{B} h_i\,(p_i - y_i)^{\top},$$

trong đó h_i là vectơ đặc trưng ẩn của mẫu thứ i, p_i là xác suất dự đoán sau hàm chuẩn hóa mềm, và y_i là nhãn dạng vectơchuẩn hóa. Biểu thức trên cho thấy gradient chứa trực tiếp thông tin về h_i thông qua tích ngoài, từ đó tạo điều kiện cho tấn công giải tích hoặc tấn công kết hợp giải tích - tối ưu.

Trong khảo sát này, chúng tôi dùng quy trình tấn công gồm hai pha: (i) suy ra đại lượng trung gian từ gradient (ví dụ biểu diễn ẩn hoặc tín hiệu gần biểu diễn ẩn), và (ii) tối ưu ảnh tái tạo để khớp đại lượng suy ra. Bài toán ở pha (ii) có thể biểu diễn tổng quát:

$$x^{\star} = \underset{x}{\operatorname{argmin}} \parallel f(x;\theta) - \hat{h} \parallel_2^2 + \lambda \mathrm{TV}(x),$$

trong đó $\hat{h}$ là đại lượng ước lượng từ gradient và $\mathrm{TV}(x)$là hạng tổng biến thiên giúp ảnh khôi phục ổn định hơn. Mức độ thành công của tấn công được đo bằng độ giống giữa ảnh tái tạo và ảnh gốc.

Để giữ phạm vi bài toán rõ ràng, chúng tôi không xét các tấn công chủ động như sửa mô hình hay cài cắm cơ chế phá hoại tại đơn vị tham gia. Nói cách khác, tất cả kết quả trong phần sau phản ánh khả năng rò rỉ xuất phát từ kênh gradient quan sát được trong điều kiện giao thức huấn luyện vẫn "đúng quy trình". Đây là tình huống thường gặp khi hệ học liên kết được vận hành bình thường nhưng chưa có cơ chế bảo vệ gradient đủ mạnh.

2.2. Cơ chế phòng thủ DP

Phòng thủ được khảo sát là bảo mật vi sai dạng Gauss áp trực tiếp lên gradient trước khi chia sẻ. Với một vectơ gradient $g \in \mathbb{R}^d$,, gradient đã bảo vệ là:

$$\tilde{g} = g + \mathcal{N}(0, \sigma^2 I),$$

trong đó σ là tham số nhiễu và I là ma trận đơn vị kích thước d × d. Có thể hiểu theo từng phần tử:

$$\tilde{g}_j = g_j + \sigma z_j, \quad z_j \sim \mathcal{N}(0,1),\ j = 1, \ldots, d.$$

Vì $\mathbb{E}[\tilde{g}] = g$, hướng cập nhật kỳ vọng vẫn được giữ, nhưng phương sai tăng theo σ^2, làm suy yếu khả năng khớp chính xác gradient của tấn công khôi phục.

Trong góc nhìn tấn công, DP tác động theo hai cơ chế đồng thời. Thứ nhất, nhiễu làm mờ cấu trúc đại số ở lớp cuối, khiến bước suy luận biểu diễn từ gradient kém chính xác hơn. Thứ hai, sai số từ pha suy luận được truyền sang pha tối ưu ảnh, làm thuật toán tối ưu hội tụ về nghiệm có độ trung thực thấp hơn so với ảnh thật. Khi σ tăng, chất lượng tái tạo giảm rõ, nhưng hiệu năng mô hình cũng có thể suy giảm do cập nhật tham số bị nhiễu mạnh hơn.

Quy trình tích hợp DP trong thí nghiệm của chúng tôi được thực hiện ở mức "nhẹ" để phản ánh tính khả thi triển khai:

1) Tính gradient huấn luyện chuẩn từ lô dữ liệu nhỏ tại mỗi vòng lặp.

2) Sinh nhiễu Gauss độc lập theo cùng kích thước gradient.

3) Cộng nhiễu để thu được $\tilde{g}$ và gửi về máy chủ.

4) Máy chủ tổng hợp cập nhật như quy trình FL thông thường.

Thiết lập trên cho phép tách riêng tác động của tham số σ tới mức bảo vệ riêng tư và hiệu năng mô hình mà không cần thay đổi lớn trong hệ thống huấn luyện.

Về không gian tham số, khảo sát sử dụng nhiều mức σ từ rất thấp (10^{-5}) đến cao (0.3 và lớn hơn trong tập quét), đủ để quan sát ba vùng hành vi: vùng nhiễu thấp (hiệu năng gần như giữ nguyên, mức bảo vệ tăng có giới hạn), vùng chuyển tiếp (mức bảo vệ tăng nhanh, hiệu năng giảm dần), và vùng nhiễu cao (mức bảo vệ tăng nhưng hiệu năng dễ suy giảm mạnh). Việc quét dải rộng này giúp bài báo không chỉ trả lời "DP có hiệu quả hay không", mà còn gợi ý cách chọn ngưỡng nhiễu phù hợp theo mục tiêu vận hành.

2.2. Chỉ số đánh giá và phương pháp thực hiện

Mục tiêu của khảo sát là đánh giá đồng thời hai khía cạnh: khả năng giảm rò rỉ trước tấn công khôi phục và mức ảnh hưởng tới hiệu năng học. Vì vậy, chúng tôi sử dụng hai nhóm số liệu thực nghiệm: nhóm kết quả tái tạo ảnh dưới nhiều mức nhiễu DP và nhóm kết quả huấn luyện phân loại theo thời gian học.

Chỉ số đánh giá tấn công : Chúng tôi theo dõi các thước đo chuẩn trong bài toán khôi phục ảnh:

$$\mathrm{MSE} = \frac{1}{HW}\sum_{u=1}^{H}\sum_{v=1}^{W}(x_{u,v} - \hat{x}_{u,v})^2,$$

$$\mathrm{PSNR} = 10\log_{10}\left(\frac{\mathrm{MAX}^2}{\mathrm{MSE}}\right),$$

trong đó x là ảnh gốc, $\hat{x}$ là ảnh tái tạo và MAX là giá trị điểm ảnh cực đại (thường là 1 hoặc 255 tùy cách chuẩn hóa). Ngoài ra, chúng tôi dùng SSIM để phản ánh độ tương đồng cấu trúc:

$$\mathrm{SSIM}(x,\hat{x}) = \frac{(2\mu_x\mu_{\hat{x}}+c_1)(2\sigma_{x\hat{x}}+c_2)}{(\mu_x^2+\mu_{\hat{x}}^2+c_1)(\sigma_x^2+\sigma_{\hat{x}}^2+c_2)}.$$

Trong ngữ cảnh phòng thủ, PSNR/SSIM thấp hơn đồng nghĩa ảnh khôi phục kém chất lượng hơn, tức mức bảo vệ tốt hơn.

Bên cạnh đó, chúng tôi sử dụng LPIPS để đánh giá mức tương đồng theo đặc trưng tri giác; LPIPS càng thấp thì ảnh khôi phục càng gần ảnh gốc. Trong ngữ cảnh phòng thủ, PSNR/SSIM giảm đồng thời MSE/LPIPS tăng cho thấy ảnh tái tạo suy giảm chất lượng và cơ chế bảo vệ phát huy tác dụng tốt hơn.

Phương pháp thực hiện : Quy trình khảo sát được chuẩn hóa theo bốn bước:

1) Huấn luyện cấu hình không phòng thủ ($\sigma = 0$) làm mốc tham chiếu và ghi nhận các đường cong độ chính xác, mất mát theo vòng học.

2) Giữ nguyên kiến trúc, dữ liệu, số vòng học và bộ tối ưu; chỉ thay đổi mức nhiễu DP theo dải σ khảo sát để thu được các cấu hình so sánh.

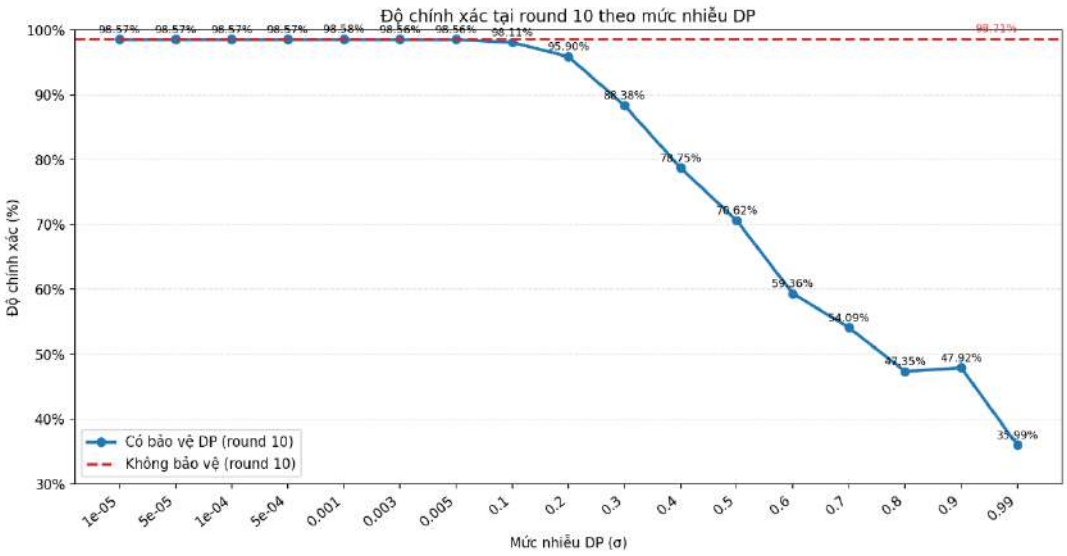
3) Tại các mốc đại diện, sử dụng gradient quan sát được để thực hiện tấn công khôi phục và tái tạo ảnh đầu vào ở các kích thước lô khác nhau.

4) Đối sánh ảnh tái tạo với ảnh gốc bằng MSE, PSNR, SSIM, LPIPS, đồng thời đặt cạnh độ chính xác kiểm định để lượng hóa mức đánh đổi giữa riêng tư và hiệu năng.

Trong toàn bộ thí nghiệm, chúng tôi áp dụng nguyên tắc "một lần thay đổi một yếu tố": khi phân tích tác động của DP thì các thành phần còn lại được giữ cố định, và khi so sánh theo kích thước lô thì mức nhiễu σ được khóa ở cùng giá trị. Cách tổ chức này giúp kết luận bám sát dữ liệu đo được và hạn chế nhiễu do thay đổi đồng thời nhiều tham số.

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Kết quả khảo sát độ chính xác



Hình 2. Độ chính xác tại round 10 theo σ khi thực hiện bảo vệ DP và không bảo vệ trên tập MNIST với mô hình LeNet và 5 client tham gia.

Hình 2 trình bày độ chính xác kiểm định tại round 10 theo mức nhiễu σ của DP, kèm không bảo vệ (không thêm nhiễu DP), trong thiết lập dùng tập dữ liệu MNIST với mô hình LeNet và 5 client tham gia. Khi thực hiện không bảo vệ, độ chính xác đạt 98.71%. Trong vùng nhiễu thấp (σ từ 10^{-5}đến 0.005), độ chính xác vẫn giữ ở mức cao, dao động quanh 98.56%–98.58%,tức chỉ giảm khoảng 0.13 điểm phần trăm so với mốc không bảo vệ. Khi tăng nhiễu lên mức trung bình, xu hướng suy giảm bắt đầu rõ hơn: tại σ = 0.1 còn 98.11%, và tại σ = 0.2 còn 95.90%. Ở vùng nhiễu cao, độ chính xác giảm mạnh theo cấp số: σ = 0.3 còn 88.38%, σ = 0.5 còn 70.62%, và σ = 0.99 chỉ còn 35.99% (giảm 62.72 điểm phần trăm so với không bảo vệ). Kết quả này cho thấy DP vẫn phù hợp nếu chọn trong vùng nhiễu thấp để giữ hiệu năng mô hình, trong khi các mức σ lớn nên tránh khi mục tiêu chính là duy trì chất lượng phân loại.

3.2. Đánh giá hiệu quả bảo vệ

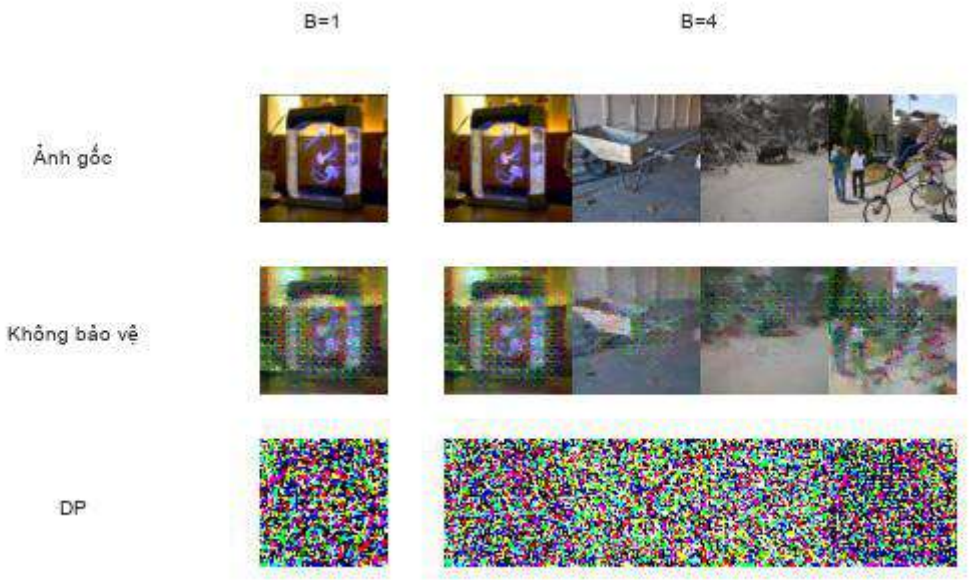
Bảng 1. So sánh chỉ số khôi phục tại batchsize = 1 với cấu hình DP $\sigma = 10-3$.

Thiết lập	***PSNR***	***MSE***	***SSIM***	***LPIPS***
Không phòng thủ	16.20	0.02399	0.4917	0.2292
Phong thủ DP	5.21	0.30158	0.0102	0.8525

Bảng 2. So sánh chỉ số khôi phục tại batchsize = 4 với cấu hình DP $\sigma = 10-3$.

Thiết lập	***PSNR***	***MSE***	***SSIM***	***LPIPS***
Không phòng thủ	19.95	0.01260	0.5925	0.2943
Phong thủ DP	5.39	0.28982	0.0037	0.9860

Bảng 1 và Bảng 2 cho thấy rất rõ tác động của DP tại $\sigma = 10^{-3}$lên chất lượng khôi phục ở cả hai mức batchsize. Với batchsize = 1, khi chuyển từ không phòng thủ sang phòng thủ DP, PSNR giảm từ 16.20 xuống 5.21 (giảm 10.99, tương đương 67.84%), MSE tăng từ 0.02399 lên 0.30158 (tăng khoảng 12.57 lần), SSIM giảm từ 0.4917 xuống 0.0102 (giảm khoảng 97.93%), trong khi LPIPS tăng từ 0.2292 lên 0.8525 (tăng khoảng 3.72 lần). Với batchsize = 4, mức suy giảm còn rõ hơn ở các chỉ số cấu trúc: PSNR giảm từ 19.95 xuống 5.39 (giảm 14.56, tương đương 72.98%), MSE tăng từ 0.01260 lên 0.28982 (tăng khoảng 23.00 lần), SSIM giảm từ 0.5925 xuống 0.0037 (giảm khoảng 99.38%), và LPIPS tăng từ 0.2943 lên 0.9860 (tăng khoảng 3.35 lần). Nếu đối chiếu theo cùng trạng thái phòng thủ, batchsize = 4 ban đầu có chất lượng tái tạo tốt hơn batchsize = 1 (PSNR cao hơn 3.75), nhưng khi bật DP thì chênh lệch PSNR chỉ còn 0.18 và SSIM của cả hai đều tiến rất gần 0. Các số liệu này cho thấy DP không chỉ làm giảm nhẹ chất lượng ảnh khôi phục, mà làm suy sụp mạnh độ tương đồng điểm ảnh và cấu trúc, qua đó giảm đáng kể khả năng tái tạo dữ liệu đầu vào từ gradient quan sát được.



Hình 3. So sánh ảnh khôi phục theo batchsize với σ = 10−3 trong thiết lập ImageNet–LeNet (5 client), gồm ảnh gốc, không bảo vệ và phòng thủ DP.

Hình 3 cho thấy trực quan rằng khi áp dụng DP ở mức $\sigma = 10^{-3}$, ảnh khôi phục của cả batchsize 1 và 4 đều bị nhiễu mạnh, mất phần lớn cấu trúc nhận dạng so với cấu hình không phòng thủ.

4. Kết luận

Khảo sát cho thấy DP tác động trực tiếp và mạnh lên tấn công khôi phục dữ liệu dựa trên gradient: chỉ cần tăng σ ở mức nhỏ đã làm giảm sâu PSNR/SSIM của ảnh tái tạo. Đồng thời, ở mức nhiễu rất thấp, độ chính xác phân loại gần tương đương cấu hình không phòng thủ. Trong thực hành học liên kết, quy trình chọn σ theo hai bước (ưu tiên ngưỡng chặn tấn công trước, sau đó tinh chỉnh để giữ hiệu năng) là hướng triển khai phù hợp.

Tài liệu tham khảo

[1] H. B. McMahan, E. Moore, D. Ramage, S. Hampson, and B. A. Arcas, "Communication-Efficient Learning of Deep Networks from Decentralized Data," in *Proc. AISTATS*, 2017, pp. 1273–1282.

[2] K. Bonawitz et al., "Practical Secure Aggregation for Privacy-Preserving Machine Learning," in *Proc. ACM CCS*, 2017, pp. 1175–1191.

[3] M. Abadi et al., "Deep Learning with Differential Privacy," in *Proc. ACM CCS*, 2016, pp. 308–318.

[4] L. Zhu, Z. Liu, and S. Han, "Deep Leakage from Gradients," in *Advances in Neural Information Processing Systems Workshops*, 2019.

[5] J. Geiping et al., “Inverting Gradients – How Easy Is It to Break Privacy in Federated Learning?” in *Proc. NeurIPS*, 2020.

[6] T. Dao et al., “EncGradInversion,” 2025.

[7] Y. LeCun, L. Bottou, Y. Bengio, and P. Haffner, “Gradient-Based Learning Applied to Document Recognition,” *Proceedings of the IEEE*, vol. 86, no. 11, pp. 2278–2324, 1998.

[8] Z. Wang, A. C. Bovik, H. R. Sheikh, and E. P. Simoncelli, “Image Quality Assessment: From Error Visibility to Structural Similarity,” *IEEE Transactions on Image Processing*, vol. 13, no. 4, pp. 600–612, 2004.

[9] R. Zhang, P. Isola, A. A. Efros, S. Shechtman, and O. Wang, “The Unreasonable Effectiveness of Deep Features as a Perceptual Metric,” in *Proc. CVPR*, 2018, pp. 586–595.

THIẾT KẾ TRẠM MẶT ĐẤT THEO DÕI TRẠNG THÁI BAY UAV TRỰC QUAN HÓA 3D TRÊN NỀN TẢNG WEB SỬ DỤNG VI ĐIỀU KHIỂN STM32

Đặng Công Hướng[1], Nguyễn Văn Tình[2*], Nguyễn Thành[2]

[1] Lớp Thiết bị bay không người lái 58, Tiểu đoàn 3, Học viện Kỹ thuật quân sự

[2]Khoa Vô tuyến điện tử, Học viện Kỹ thuật quân sự

Tóm tắt

Nghiên cứu này đề xuất thiết kế trạm điều khiển mặt đất (GCS) trực tuyến cho UAV hoàn toàn trên nền tảng Web, giúp mang lại tính linh hoạt và khả năng đa nền tảng thay vì phải cài đặt các phần mềm phức tạp. Hệ thống sử dụng vi điều khiển STM32 để thu thập dữ liệu cảm biến (IMU, GPS) và truyền tải qua WebSockets về máy chủ Python Flask theo thời gian thực. Trên giao diện người dùng, hệ thống tích hợp bản đồ số Leaflet để theo dõi tọa độ và công nghệ WebGL (Three.js) để mô phỏng trạng thái không gian 3D của UAV (các góc Roll, Pitch, Yaw). Thử nghiệm cho thấy hệ thống hoạt động ổn định ở tần số 20 Hz với độ trễ thấp dưới 50 ms, cung cấp cho người vận hành một góc nhìn không gian 3D trực quan và toàn diện trong quá trình bay.

Từ khoá: *Trạm mặt đất; UAV; STM32; WebSockets; WebGL; Three.js*

1. Đặt vấn đề

Sự phát triển bùng nổ của công nghệ vi cơ điện tử (MEMS) và phương tiện bay không người lái (UAV) trong thập kỷ qua đã mở ra vô số ứng dụng trong các lĩnh vực từ quân sự, nông nghiệp, kiểm tra công nghiệp đến tìm kiếm cứu nạn. Để vận hành UAV một cách an toàn và hiệu quả, đặc biệt trong các nhiệm vụ ngoài tầm nhìn (BVLOS - Beyond Visual Line of Sight), vai trò của Trạm điều khiển mặt đất (Ground Control Station - GCS) là cực kỳ thiết yếu. Trạm mặt đất có nhiệm vụ thu thập dữ liệu viễn trắc (telemetry), hiển thị trạng thái bay, và cho phép người vận hành can thiệp vào quỹ đạo của phương tiện.

Hiện nay, các phần mềm GCS phổ biến như Mission Planner hay QGroundControl tuy sở hữu nhiều tính năng mạnh mẽ nhưng lại tồn tại một số hạn chế nhất định. Chúng thường là các ứng dụng desktop (Desktop Applications) nặng nề, yêu cầu cài đặt phần mềm đặc thù cho từng hệ điều hành (Windows, Linux, macOS) và tiêu tốn nhiều tài nguyên hệ thống[1]. Hơn nữa, việc chia sẻ luồng dữ liệu bay theo thời gian thực cho nhiều người quan sát cùng lúc trên các thiết bị di động thường gặp khó khăn. Mặt khác, các bảng điều khiển truyền thống thường chỉ biểu diễn góc nghiêng của máy bay qua các công cụ đo dạng mặt số (Artificial Horizon 2D), đòi hỏi người điều khiển phải có kinh nghiệm nhất định để "dịch" các con số này thành hình ảnh không gian 3 chiều trong não bộ.

Nhằm giải quyết những hạn chế trên, ứng dụng công nghệ Web (Web-based Technology) và Internet vạn vật (IoT) vào hệ thống Hàng không vũ trụ đang trở thành một xu hướng tất yếu[2, 3]. Công nghệ WebSockets cho phép thiết lập kết nối song công (full-duplex) với độ trễ tính bằng mili-giây, trong khi WebGL mở ra khả năng render đồ họa 3D phức tạp ngay trên trình duyệt mà không cần bất kỳ plugin nào[4].

* Email: take@lqdtu.edu.vn Contact number: 0969615731

Trong bối cảnh đó, nghiên cứu này đề xuất một giải pháp xây dựng trạm mặt đất trên nền tảng Web, kết hợp bản đồ số vệ tinh và mô hình 3D trực quan. Hệ thống khai thác sức mạnh của vi điều khiển họ STM32/ESP32 để thu thập dữ liệu cảm biến động lực học, truyền tải qua mạng không dây về máy chủ trung tâm Python Flask, và cuối cùng hiển thị trực quan hóa trên trình duyệt. Mục đích cốt lõi của nghiên cứu là tạo ra một hệ thống giám sát phân tán, giá thành thấp, độ trễ thấp, và mang lại khả năng nhận thức không gian (Spatial Awareness) tối ưu nhất cho phi công thông qua giao diện 3D trực quan.

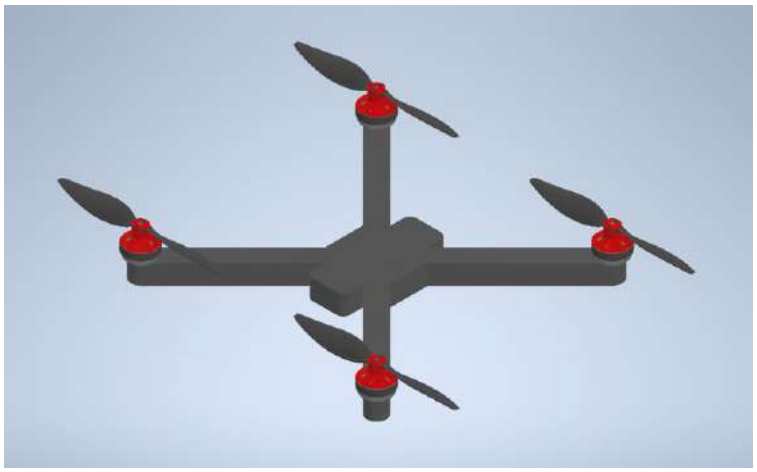
2. Thiết kế và tích hợp hệ thống

Kiến trúc hệ thống tổng thể được thiết kế theo mô hình Client-Server nhiều lớp, tối ưu hóa cho bài toán truyền nhận dữ liệu viễn trắc (telemetry) với độ trễ tối thiểu. Dữ liệu động lực học bay – bao gồm tọa độ định vị toàn cầu (GPS) và các góc định hướng không gian (Euler angles: Roll, Pitch, Yaw) – được thu thập từ cụm cảm biến đo lường quán tính (IMU) thông qua vi điều khiển. Dữ liệu này sau đó được đóng gói và truyền tải liên tục qua mạng không dây tới máy chủ trung tâm được xây dựng trên nền tảng Python Flask.

Điểm nhấn công nghệ của hệ thống là việc ứng dụng giao thức WebSockets (thông qua thư viện Flask-SocketIO) thay cho các giao thức HTTP Polling truyền thống. WebSockets thiết lập một kênh giao tiếp song công (full-duplex) liên tục giữa máy chủ và trình duyệt web, cho phép luân chuyển các gói tin JSON chứa trạng thái UAV xuống máy khách (Client) gần như tức thời ngay khi có cập nhật từ vi điều khiển.

2.1. Phát triển mô hình 3D – UAV

Để đáp ứng yêu cầu kết xuất đồ họa (render) mượt mà trên môi trường trình duyệt web mà không tiêu tốn quá nhiều tài nguyên phần cứng, mô hình 3D của phương tiện bay được thiết kế, tối ưu lưới đa giác (mesh) và xuất dưới định dạng chuẩn GL Transmission Format (glTF - tệp uav.glb). Định dạng này được ví như "JPEG của thế giới 3D", hỗ trợ nén dữ liệu hình học và vật liệu xuất sắc, giúp trình duyệt tải và giải mã mô hình trong thời gian tính bằng mili-giây.



Hình 1. Mô hình 3D UAV được đơn giản hoá

Ở phía Client, trình duyệt sử dụng công nghệ WebGL kết hợp cùng thư viện Three.js để khởi tạo môi trường không gian 3 chiều. Bài toán hóc búa nhất trong quá trình trực quan hóa là việc đồng bộ hóa hệ quy chiếu không gian giữa cảm biến thực tế và môi trường WebGL ảo. Các giá trị góc lệch thu thập được phải trải qua một bước tiền xử lý: chuyển đổi từ độ (degree) sang radian. Quan trọng hơn, hệ thống áp dụng thứ tự xoay trục tự định nghĩa là 'YXZ' thay vì

mặc định. Thuật toán này đảm bảo mô hình ưu tiên xoay quanh trục thẳng đứng (Yaw - hướng bay) trước, sau đó mới áp dụng độ nghiêng cánh (Roll) và độ ngóc mũi (Pitch). Việc thiết lập chuỗi phép quay hình học này giúp mô tả chính xác tuyệt đối trạng thái vật lý thực, đồng thời triệt tiêu hoàn toàn hiện tượng "khóa trục" (Gimbal Lock) thường gặp trong động lực học hàng không[5].

2.2. Nhúng mô hình 3D vào UAV_Tracking

Hệ thống giám sát trạm mặt đất (GCS) được xây dựng theo kiến trúc Single-Page Application (SPA) trên nền tảng HTML5/CSS3 và JavaScript. Để đảm bảo khả năng theo dõi toàn diện, giao diện người dùng (Frontend) nhúng đồng thời hai không gian trực quan: bản đồ địa lý 2D và môi trường mô phỏng 3D. Luồng dữ liệu động lực học bay từ vi điều khiển STM32 sau khi đi qua máy chủ Flask sẽ được trình duyệt tiếp nhận và xử lý song song cho cả hai không gian này.

2.2.1. Quản lý luồng dữ liệu thời gian thực với Socket.IO

Trình duyệt web sử dụng thư viện Socket.IO-client để duy trì kênh kết nối liên tục với máy chủ[6]. Thay vì liên tục gửi yêu cầu (polling), Frontend đóng vai trò lắng nghe sự kiện (Event Listener). Khi máy chủ phát đi một gói tin (emit event) mang tên cap_nhat_ban_do, hàm callback trên JavaScript ngay lập tức được kích hoạt để phân rã chuỗi JSON đầu vào. Gói dữ liệu này chứa các trường thông tin thiết yếu: Tọa độ vĩ độ (lat), kinh độ (lng), vận tốc (velocity), và các góc định hướng không gian (roll, pitch, yaw). Việc bóc tách dữ liệu ở cấp độ máy khách giúp giải phóng hoàn toàn gánh nặng xử lý cho máy chủ trung tâm.

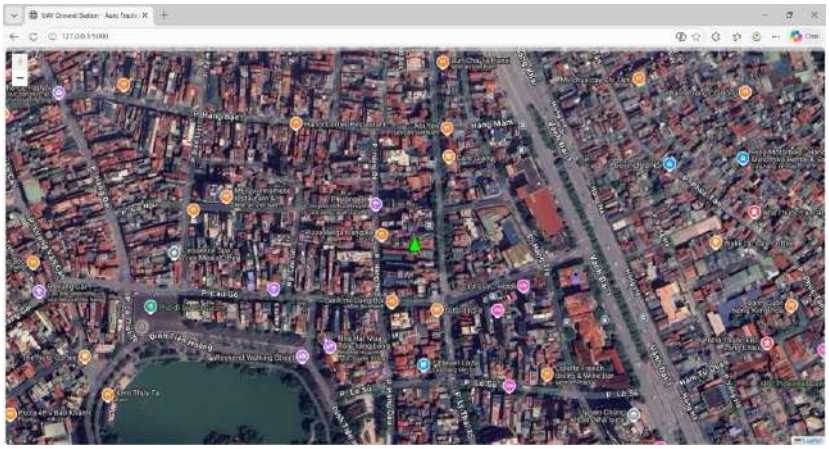
2.2.2. Tích hợp và đồng bộ bản đồ không gian 2D (Leaflet)

Mô-đun theo dõi hành trình địa lý được triển khai dựa trên thư viện bản đồ nguồn mở Leaflet.js, kết hợp với lớp bản đồ nền từ OpenStreetMap[7]. Quá trình cập nhật tọa độ diễn ra qua các bước:

Khởi tạo đối tượng định vị: Một biểu tượng (Marker) đại diện cho UAV được khởi tạo trên lớp bản đồ số (TileLayer) với tọa độ ban đầu được lấy từ gói tin GPS đầu tiên (Cold Start).

Thuật toán bám bắt trung tâm (Auto-Panning): Tại mỗi chu kỳ nhận dữ liệu mới, hàm marker.setLatLng([lat, lng]) được gọi để tịnh tiến biểu tượng tới vị trí mới. Đồng thời, hàm map.panTo([lat, lng]) được kích hoạt để dịch chuyển tâm bản đồ, khóa mục tiêu luôn nằm giữa màn hình (Viewport).

Nội suy hướng di chuyển: Bằng cách tính toán góc azimuth giữa tọa độ GPS hiện tại và tọa độ trước đó, hệ thống sử dụng thuộc tính rotationAngle để xoay biểu tượng UAV trên bản đồ 2D, giúp người vận hành nhận biết trực quan vector vận tốc trên mặt phẳng tọa độ thực.



Hình 2. Bản đồ GIS hiển thị khi truy cập web

2.2.3. Kết xuất đồ họa 3D và thuật toán cập nhật tư thế (Three.js)

Để mô phỏng động lực học tư thế, một khung nhìn 3D (Canvas Overlay) được nhúng nổi (float) trên nền giao diện bản đồ. Trình duyệt sử dụng WebGL thông qua thư viện Three.js để khởi tạo môi trường gồm ba thành phần cốt lõi: Cảnh (Scene), Camera phối cảnh (PerspectiveCamera), và Nguồn sáng (HemisphereLight kết hợp DirectionalLight) nhằm tăng độ chân thực cho chất liệu của mô hình uav.glb (được nạp vào bộ nhớ bằng GLTFLoader)[8].

Bài toán đồng bộ trạng thái vật lý từ STM32 vào không gian WebGL yêu cầu xử lý toán học khắt khe về phép quay hình học[5]:

Chuyển đổi đơn vị: Dữ liệu góc nghiêng thu được từ bộ lọc Kalman trên STM32 có đơn vị là độ (Degree). Khối xử lý JavaScript thực hiện chuyển đổi toàn bộ sang Radian (degToRad = góc × π / 180) trước khi áp dụng vào ma trận không gian.

Thiết lập thứ tự góc Euler (Euler Order): Theo mặc định, Three.js thực hiện phép quay theo thứ tự 'XYZ'. Tuy nhiên, đối với phương tiện bay, điều này dễ dẫn đến hiện tượng "khóa trục" (Gimbal Lock) khi ngóc mũi quá 90 độ. Do đó, hệ thống cấu hình lại đối tượng Euler của mô hình theo thứ tự 'YXZ' (xoay quanh trục Y - Yaw trước, sau đó là Ч - Pitch, và cuối cùng là Z - Roll).

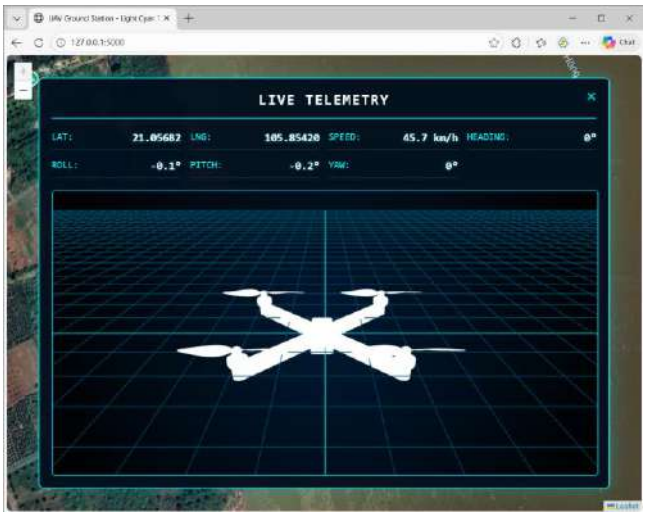
Cập nhật khung hình (Render Loop): Nhờ hàm requestAnimationFrame, ma trận biến đổi của mô hình 3D (model.rotation.set(...)) được cập nhật liên tục đồng bộ với tần số làm tươi màn hình của thiết bị người dùng (thường là 60fps), tạo ra chuyển động nội suy vô cùng mượt mà, phản ánh tức thời và chính xác từng dao động nhỏ nhất của phương tiện bay trên thực địa.

3. Thử nghiệm và đánh giá

3.1. Kết quả thử nghiệm

Hệ thống được đưa vào thử nghiệm thực địa (Field Test) với cụm thiết bị phần cứng thực tế gồm vi điều khiển STM32, cảm biến MPU6050 và bộ thu GPS NEO-6M, được cấp nguồn độc lập.

Quan sát trên giao diện giám sát ghi nhận sự đồng bộ chặt chẽ giữa thao tác vật lý và mô phỏng ảo. Khi tạo các góc nghiêng đa trục trên cụm thiết bị, mô hình 3D phản hồi xoay theo tương ứng với độ mượt mà cao. Khi di chuyển ngoài trời, hệ thống cập nhật chính xác vị trí lên bản đồ 2D, vạch ra quỹ đạo bám sát với đường dịch chuyển thực tế của thiết bị đo.



Hình 3. Giao hiện hiển thị trạng thái của UAV khi bay

3.2. Đánh giá tín hiệu cảm biến và hiệu năng truyền dẫn của hệ thống nhúng STM32

Việc thu thập dữ liệu thô từ cảm biến quán tính thường đi kèm với nhiễu tần số cao của gia tốc kế và hiện tượng trôi dạt (drift) của con quay hồi chuyển do rung động cơ khí. Vi điều khiển STM32 đã hoàn thành tốt vai trò nhúng các bộ lọc tín hiệu số (như thuật toán lọc Kalman hoặc bù trôi dạt) để xuất ra chuỗi dữ liệu góc Euler ổn định[9].

Về mặt truyền dẫn, mô-đun Wi-Fi kết nối với STM32 duy trì việc gửi các gói tin JSON định dạng chuẩn hóa[10]. Nhờ tối ưu hóa cấu trúc gói tin, hệ thống đạt hiệu năng truyền dẫn ổn định ở tần số 20 Hz, đảm bảo luồng thông tin không bị ngắt quãng ngay cả khi băng thông mạng nội bộ có biến động.

3.3. Đánh giá độ trễ và khả năng trực quan hóa của trạm mặt đất Web-based 3D Virtual UAV

Khả năng đáp ứng thời gian thực là thước đo quan trọng nhất của trạm GCS. Nhờ duy trì kết nối song công WebSockets liên tục, độ trễ toàn trình (End-to-End Latency) của hệ thống – tính từ lúc cảm biến ghi nhận thay đổi đến khi mô hình 3D trên WebGL hoàn tất cập nhật – được đo lường luôn duy trì ở mức thấp dưới 50 ms. Mức độ trễ này loại bỏ hoàn toàn hiện tượng "bóng mờ" hay giật lag trên giao diện. So với các công cụ đo dạng mặt số 2D truyền thống, việc cung cấp cho người vận hành một góc nhìn không gian 3D trực quan và toàn diện giúp tăng cường tối đa khả năng nhận thức tư thế bay (Spatial Awareness), giảm thiểu đáng kể khối lượng công việc nhận thức cho phi công.

4. Kết luận

Nghiên cứu đã đề xuất và thiết kế thành công trạm điều khiển mặt đất trực tuyến cho UAV hoàn toàn trên nền tảng Web, mang lại tính linh hoạt cao mà không đòi hỏi cài đặt các phần mềm phức tạp. Bằng việc kết hợp sức mạnh xử lý phần cứng của vi điều khiển STM32 với công nghệ truyền thông WebSockets và thư viện đồ họa WebGL/Three.js, hệ thống đã cung cấp một giải pháp giám sát có giá thành thấp, độ trễ thấp, và mang lại khả năng nhận thức không gian tối ưu. Thiết kế kiến trúc phân tán này không chỉ thay thế hiệu quả các phần mềm Desktop GCS nặng nề mà còn mở ra hướng phát triển cho việc giám sát bầy đàn UAV trực tuyến trên đa dạng thiết bị trong tương lai.

Tài liệu tham khảo

[1] L. Hu *et al.*, "“CloudStation:” A Cloud-Based Ground Control Station for Drones," *IEEE Journal on Miniaturization for Air and Space Systems,* vol. 2, no. 1, pp. 36-42, 2020.

[2] N. Ardi, S. M. Razali, and A. H. Thohari, "Web-Based Ground Control Station for Real-Time Monitoring Quadcopter UAVs," in *8th International Conference on Applied Engineering (ICAE 2025)*, 2025: Atlantis Press, pp. 132-150.

[3] A. Kamal, *A Novel Approach to Air Corridor Estimation and Visualization for Autonomous Multi-UAV Flights*. The University of Toledo, 2019.

[4] Y. He, X. Wang, Q. Chen, and P. Leng, "Design and implementation of virtual simulation teaching system for UAV based on WEBGL," *The International Archives of the Photogrammetry, Remote Sensing and Spatial Information Sciences,* vol. 42, pp. 1239-1246, 2020.

[5] Y. Xiao, S. Dai, C. Xiao, and X. Xu, "Research and development of a real-time uav flight visualization simulation system," in *Journal of Physics: Conference Series*, 2022, vol. 2218, no. 1: IOP Publishing, p. 012081.

[6] P. E. W. Lestari, M. Ridwan, R. F. Ramadhan, and F. Nisfa, "Real-Time IoT-Integrated Ground Control Station (GCS) for Unmanned Aerial Vehicle (UAV) Monitoring System," *JEEE-U (Journal of Electrical and Electronic Engineering-UMSIDA),* vol. 9, no. 2, pp. 109-122, 2025.

[7] N. Guimarães, L. Pádua, T. Adão, J. Hruška, E. Peres, and J. J. Sousa, "VisWebDrone: A Web Application for UAV Photogrammetry Based on Open-Source Software," *ISPRS International Journal of Geo-Information,* vol. 9, no. 11, p. 679, 2020.

[8] Z. Wang, H. Xiao, C. Guan, L. Zhou, and D. Fu, "Research on the Development of a Building Model Management System Integrating MQTT Sensing," *Sensors,* vol. 25, no. 19, p. 6069, 2025.

[9] J. P. Marshall, "Near-Real-Time Intelligence on the Tactical Battlefield: The Requirement for a Combat Information System," 1994.

[10] A. Chodorek, R. R. Chodorek, and P. Sitek, "UAV-based and WebRTC-based open universal framework to monitor urban and industrial areas," *Sensors,* vol. 21, no. 12, p. 4061, 2021.

Design of a Web-Based Ground Control Station for Real-Time 3D UAV Flight Status Visualization using STM32 Microcontrollers

Abstract: This research proposes a web-based Ground Control Station (GCS) design for UAVs, offering high flexibility and cross-platform compatibility without the need for complex software installations. The system utilizes an STM32 microcontroller to collect sensor data (IMU, GPS), which is transmitted in real-time via WebSockets to a Python Flask server. The user interface integrates Leaflet digital maps for coordinate tracking and WebGL (Three.js) technology to visualize the UAV's 3D spatial orientation (Roll, Pitch, and Yaw angles). Experimental results demonstrate that the system operates stably at a frequency of

20 Hz with a low latency of under 50 ms, providing operators with an intuitive and comprehensive 3D spatial perspective during flight.

Keywords: *Ground Control Station; UAV; STM32; WebSockets; WebGL; Three.js*

Hệ thống thông tin trải phổ sử dụng mã hóa liên kết và giải mã lặp

Hoàng Văn Dũng[1], Nguyễn Lê Vân[1], Nguyễn Tiến Hùng[1]
[1]*Khoa Vô tuyến điện tử, Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn*
**Email: dunghv198@lqdtu.edu.vn, Tel: 0978853578*

Tóm tắt

Bài báo này nghiên cứu và đánh giá hiệu năng của hệ thống nhảy tần chậm (SFH) kết hợp điều chế dịch tần không đồng bộ (NC-BFSK), sử dụng cấu trúc mã khối liên kết nối tiếp (Serially Concatenated Block Codes - SCBC). Trong bối cảnh nhiễu nhiễu trắng toàn băng (Wideband Noise Jamming - WBNJ), nghiên cứu tập trung khai thác cơ chế giải mã lặp với các mã thành phần có độ dài khối ngắn nhằm tối ưu hóa sự cân bằng giữa hiệu suất lỗi bit (BER) và độ trễ xử lý. Kết quả mô phỏng chỉ ra rằng cấu hình SCBC đề xuất đạt được lợi mã vượt trội, khoảng 5 dB so với hệ thống không sử dụng mã kênh và khoảng 3 dB so với mã Hamming đơn tại mức BER 10^{-4}. Đặc biệt, hệ thống đạt trạng thái tiệm cận tối ưu chỉ sau 3-4 vòng lặp với đặc tính "waterfall" rõ rệt, khẳng định khả năng ứng dụng thực tiễn của SCBC trong các hệ thống thông tin yêu độ trễ thấp.

Từ khóa: *Frequency hopping spread spectrum; wideband noise jamming; serially concatenated block codes.*

1. Mở đầu

Trong kỷ nguyên truyền thông không dây hiện đại, việc đảm bảo tính bảo mật và khả năng kháng nhiễu cho các hệ thống thông tin, điều khiển UAV, tự động hóa chỉ huy là một thách thức lớn. Kỹ thuật trải phổ nhảy tần (Frequency Hopping Spread Spectrum – FHSS) từ lâu đã khẳng định vai trò là giải hiệu quả nhờ khả năng chống lại nhiễu có chủ đích (intentional jamming) [1]–[4]. Tuy nhiên, hiệu năng của các hệ thống nhảy tần chậm (SFH) truyền thống suy giảm nghiêm trọng khi đối mặt với nhiễu toàn băng (Wideband Noise Jamming – WBNJ), nơi công suất nhiễu bao phủ toàn bộ băng thông hệ thống, làm mất đi lợi thế về phân tán phổ.

Nhiều nghiên cứu đã đề xuất các giải pháp nâng cao khả năng chống nhiễu cho FHSS, bao gồm sử dụng lọc thích ứng, nhảy tần thông minh hoặc điều chế thích ứng hay sử dụng điều chế/mã hóa thích nghi. các kỹ thuật mã hóa kênh tiên tiến như mã Turbo hoặc mã kiểm tra chẵn lẻ mật độ thấp (LDPC) đã được đề xuất [5]–[10]. Mặc dù các loại mã này đạt hiệu năng tiệm cận giới hạn Shannon, nhưng cấu trúc giải mã phức tạp và độ dài khối lớn thường dẫn đến độ trễ xử lý cao, không phù hợp với các ứng dụng yêu cầu đáp ứng nhanh như điều khiển UAV hoặc liên lạc chiến thuật. Các nghiên cứu truyền thống về mã liên kết (Reed-Solomon và Convolutional) [11] cũng đặt ra những hạn chế về khả năng tích hợp giải mã lặp hiệu quả trong điều kiện ràng buộc về tài nguyên tính toán.

Bài báo này trình bày phân tích giải pháp khai thác cấu trúc mã khối liên kết nối tiếp (SCBC) sử dụng các mã khối thành phần độ dài ngắn cho kiến trúc hệ thống SFH/NC-BFSK. Phần còn lại của bài báo được tổ chức như sau: Phần 2 mô tả mô hình hệ thống SFH/NC-BFSK sử dụng mã liên kết nối tiếp. Phần 3 phân tích kết quả mô phỏng và thảo luận chuyên sâu; cuối cùng là phần kết luận tại Phần 4.

2. Cấu trúc hệ thống SFH/NC-BFSK

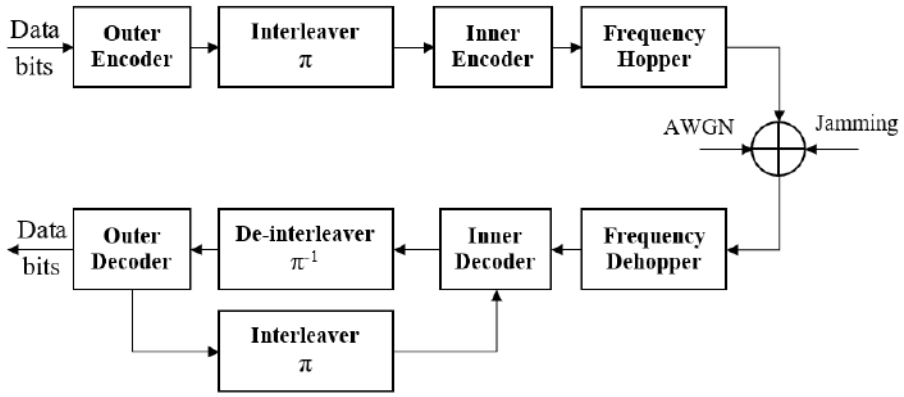
2.1. Sơ đồ hệ thống truyền tin FHSS

Cấu trúc của hệ thống truyền tin SFH/NC-BFSK sử dụng mã liên kết nối tiếp SCBC được minh họa trong Hình 1. Hệ thống sử dụng cấu trúc mã khối liên kết nối tiếp SCBC, khác với cấu trúc mã liên kết truyền thống SCCs [12], gồm hai mã khối tuyến tính: mã ngoài $C_1(n_1,k_1,d_1)$ và mã trong $C_2(n_2,k_2,d_2)$, được liên kết nối tiếp thông qua một bộ hoán vị π.

Tại phía phát, chuỗi bit thông tin **u** được mã hóa bởi bộ mã hóa ngoài (outer encoder), tạo thành chuỗi mã $\mathbf{c}_1$. Tiếp theo, chuỗi này được đưa qua bộ hoán vị (interleaver) - π với một phép hoán vị định trước. Sau hoán vị, chuỗi bit được chia thành các khối, mỗi khối gồm k_2 bit ở đầu ra của bộ hoán vị π được mã hóa bởi bộ mã bên trong (inner coder) tạo thành chuỗi mã $\mathbf{c}_2$. Tốc độ mã tổng thể của kiến trúc SCC được xác định bởi:

$$R = R_1 R_2 = k_1 k_2 / n_1 n_2 \ .$$

Dữ liệu ở đầu ra của bộ mã hóa trong, được đưa tới bộ điều chế BFSK. Trong chế độ nhảy tần chậm SFH, mỗi ký hiệu/bit tin được truyền trên một tần số sóng mang được chọn từ tập $\{f_h\}$ dựa theo dãy giả ngẫu nhiên (PN sequence).



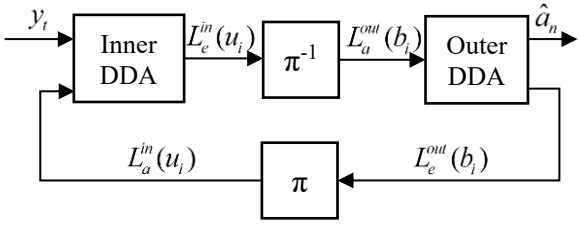
Hình 1. Sơ đồ khối hệ thống SFH/NC-BFSK sử dụng mã liên kết

Tín hiệu thu trong điều kiện nhiễu được mô hình hóa như sau:

$$r(t) = s(t) + n(t) + j(t), \qquad (1)$$

trong đó: $s(t)$ là tín hiệu BFSK đã nhảy tần; $n(t)$ là nhiễu AWGN; $j(t)$ là nhiễu chế áp toàn băng WBNJ có công suất phân bố đều trên toàn bộ dải tần nhảy.

Tại phía thu, bộ thu không đồng bộ thực hiện tách sóng năng lượng trên hai nhánh trực giao tương ứng f_1 và f_2. Quyết định ký hiệu/bit tin được đưa ra dựa trên so sánh năng lượng tích lũy trong mỗi khoảng ký hiệu, không yêu cầu đồng bộ pha sóng mang.



Hình 2. SCBC decoder

*Email: dunghv198@lqdtu.edu.vn

Quá trình giải mã lặp được thực hiện dựa theo nguyên lý Turbo thông qua hai bộ giải mã thành phần trao đổi thông tin mềm dưới dạng LLR thông qua một bộ hoán vị và giải hoán vị, như thể hiện trong Hình 2. Trong nghiên cứu này, các mô-đun Soft-Input Soft-Output (SISO) được hiện thực dựa trên thuật toán giải mã dựa trên mã đối ngẫu (Dual-decoding Algorithm - DDA) [13], vốn đã được chứng minh hiệu quả cho các mã khối [14].

Đầu tiên, bộ giải điều chế mềm tính toán ước lượng tỷ số hợp lẽ trong miền logarit (Log-Likelihood Ratio-LLR) $L(\hat{c}_i')$ và cung cấp cho bộ giải mã trong DDA inner. Bộ giải mã trong sử dụng $L(\hat{c}_i')$ cùng với thông tin tiên nghiệm $L_a^{(2)}(u_i)$ (ban đầu bằng 0) đưa ra thông tin ngoại lai (extrinsic information) $L_e^{(2)}(u_i)$ cho các bit thông tin u_i, sau đó gửi tới bộ bộ giải mã ngoài thông qua bộ giải hoán vị (deinterleaver) dưới dạng thông tin tiên nghiệm $L_a^{(1)}(b_i)$ cho đầu vào của bộ DDA ngoài. Bộ giải mã ngoài cũng tạo ra thông tin ngoại lai phản hồi $L_e^{(1)}(b_i)$ về bộ giải mã trong, hình thành cơ chế trao đổi thông tin lặp giữa hai bộ giải mã.

Trong mỗi vòng lặp tiếp theo, các LLR ngoại sinh $L_e^{out}(b_i)$ của bộ giải mã ngoài được hoán vị ngược (π) để trở thành thông tin tiên đoán $L_a^{in}(u_i)$ mới cho bộ giải mã trong. Nhờ phép hoán vị π, thứ tự các bit được xáo trộn giữa các vòng lặp, giúp ngẫu nhiên hóa các sai số từ bộ giải mã trước đó và giảm thiểu tương quan giữa chúng. Bộ giải mã inner DDA và outer DDA liên tục trao đổi các giá trị LLR ngoại sinh cho nhau; mỗi bộ giải mã được kích hoạt lặp lại trong mỗi vòng lặp. Quá trình lặp tiếp tục cho đến khi các LLR hội tụ ổn định hoặc đạt ngưỡng vòng lặp tối đa, sau đó quyết định cứng.

Giả sử dưới tác động của tạp âm AWGN bộ giải điều chế tính toán các giá trị LLR cho các nút tin nhận được $\hat{c}' = (\hat{c}_1', \hat{c}_1', ..., \hat{c}_{n_2}')$.

$$L(\hat{c}_i') = \ln \frac{\Pr\left(y_t \middle| \hat{c}_i' = 1\right)}{\Pr\left(y_t \middle| \hat{c}_i' = 0\right)}, \tag{2}$$

Và đưa vào bộ giải mã trong DDA. Bộ giải mã DDA với tin đầu vào mềm $L(\hat{c}_i')$ tính các giá trị p_ℓ cho từng bit tin tương ứng [13]:

$$p_\ell = -\tanh\left(L(\hat{c}_\ell'/2)\right) = -\frac{\exp\left(L(\hat{c}_\ell')\right) - 1}{\exp\left(L(\hat{c}_\ell')\right) + 1}, \tag{3}$$

Ở đầu ra bộ giải mã trong DDA giá trị thông tin mềm $L_e^{(2)}(u_i)$ cho bit tin thứ *i* bằng:

$$L_e^{(2)}(u_i) = \sum_{j=1}^{2^r} \prod_{\ell=1}^{n} p_\ell^{\,c_{j\ell}' \oplus \delta_{i\ell}}, \tag{4}$$

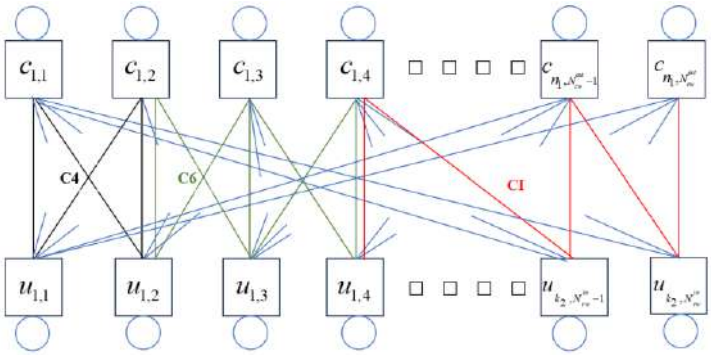
Thông tin $L_e^{(2)}(u_i)$ này được hoán vị qua bộ hoán vị π và sau đó giải hoán vị qua π^{-1} để cập nhật LLR a priori cho lần lặp tiếp theo.

Tương tự như đối với mã Turbo (TC), trong cấu trúc mã liên kết nối tiếp, bộ hoán vị (interleaver) đóng vai trò cốt lõi và quyết định cách phân tán chuỗi bit giữa mã ngoài và mã trong, từ đó ảnh hưởng trực tiếp đến đặc tính thống kê của tín hiệu vào bộ giải mã, mức độ hội tự của quá trình giải mã và quyết định ngưỡng lỗi (error floor) của hệ thống.

Quá trình hoán vị trong cấu trúc SCBC có thể được mô hình hóa bằng một đồ thị Tanner hai bên (bipartite), thể hiện mối quan hệ giữa các bit mã ở đầu ra của bộ mã ngoài C_1 and the

*Email: dunghv198@lqdtu.edu.vn

input bits of the inner encoder C_2. Mỗi nút $c_{m,i}, 1 \le m \le N_{cw}^{out}, 1 \le i \le n_1$ tương ứng với một bit mã tại đầu ra của C_1, trong khi mỗi nút còn lại $u_{q,j}$ biểu diễn một bit đã được xen kẽ tại đầu vào của C_2 . Các cạnh nối giữa hai tập nút $c_{m,i}$ và $u_{q,j}$ xác định các ràng buộc cấu trúc giữa hai mã thành phần và phản ánh cơ chế liên kết thông tin trong quá trình giải mã lặp.



Hình 3. Lược đồ Tanner

Như minh họa trong Hình 4, mỗi từ mã của bộ mã trong chứa k_2 bit thông tin sẽ cung cấp thông tin ngoại lai cho k_2 từ mã tương ứng của bộ mã ngoài. Ngược lại, mỗi từ mã của bộ mã ngoài gồm n_1 bit sẽ truyền thông tin giải mã đến n_1 từ mã của bộ mã trong..

Các cấu trúc hoán vị tất định đơn giản nhất là hoán vị hàng cột và các hoán vị tuyến tính, nhưng hạn chế về khả năng phân tán lỗi và thường xuất hiện hiện tượng error floor ở vùng BER thấp. Tuy nhiên, các cấu trúc này có khả năng phân tán lỗi hạn chế, dẫn đến hiện tượng xuất hiện error floor rõ rệt trong vùng BER thấp. Các thiết kế nâng cao hơn như Golden interleaver, được xây dựng dựa trên quy luật "Golden ratio", và hoán vị S-random tạo ra tính giả ngẫu nhiên có kiểm soát nhằm cải thiện khả năng phân tán bit. Những phương pháp này đã cho thấy hiệu quả trong việc giảm error floor so với các hoán vị ngẫu nhiên truyền thống. Tuy nhiên, khả năng tùy biến cấu hình của chúng còn hạn chế khi cần thích ứng với các tham số hệ thống và yêu cầu đầu vào khác nhau. Gần đây, nghiên cứu [15] đã đề xuất kỹ thuật Hoán vị khối tổng quát (Generalized Block Interleaver – GBI) cho các cấu trúc mã liên kết nối tiếp (Serially Concatenated Codes - SCCs) với các mã thành phần là các mã khối ngắn. Cách tiếp cận này cung cấp một cơ chế hoán vị có tính cấu trúc và khả năng tham số hóa linh hoạt, được xem là một giải pháp thay thế hiệu quả cho các thiết kế truyền thống, đồng thời góp phần cải thiện hiệu suất toàn hệ thống.

Ký hiệu π là bộ Hoán vị khối tổng quát (GBI) với chiều dài N_p, ta có [15]:

$$\begin{aligned}\pi = (&q_{\pi_1(1),1}, q_{\pi_1(2),1} \cdots, q_{\pi_1(N_{cw}),1}, q_{\pi_2(1),2}, q_{\pi_2(2),2} \cdots, \\ &q_{\pi_2(N_{cw}),2}, \ldots, q_{\pi_n(1),n}, q_{\pi_n(N2),n}, \ldots, q_{\pi_n(N_{cw}),n})\end{aligned} \quad (5)$$

Trong đó, π_k với $1 \le k \le n_1$ là hoán vị trên tập số tự nhiên $\{1,2,\cdots,M\}$; $q_{i,k}$, $1 \le i \le M$ là các số thuộc $\mathbb{N}$ có cùng số dư bằng k khi chia cho n1. Khi đó, hoán vị π có thể được xác định như sau:

$$\pi(i+(k-1)M) = (\pi_k(i)-1)n_1 + k \quad (6)$$

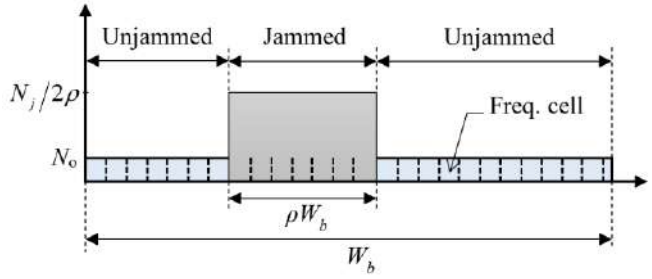
Trong trường hợp tổng quát các tham số i sẽ được tạo ngẫu nhiên. Tuy nhiên, do các tham số i được tạo ngẫu nhiên nên bộ hoán vị khối tổng quát ngẫu nhiên không thể tái tạo lại được chính xác ở phía thu trên thực tế.

2.2. Mô hình nhiễu

*Email: dunghv198@lqdtu.edu.vn

Quy luật nhảy nhảy tần trong chế độ truyền tin nhảy tần FHSS không được xác định đối với máy thu không chủ đích, do đó giúp ngoại trừ/giảm thiểu khả năng xây dựng và thực hiện một phương pháp chế áp tối ưu. Các phương tiện gây nhiễu nhằm tác động hiệu quả lên kênh truyền tin ở chế độ FHSS với công suất máy phát nhiễu hạn chế đòi hỏi cần phân bố mật độ công suất nhiễu một cách phù hợp trên toàn bộ dải tần làm việc của thiết bị truyền tin trong chế độ nhảy tần FHSS.

Trong bối cảnh này, nhiễu một phần băng (BPNJ) thường được sử dụng để gây nhiễu kênh truyền tin ở chế độ nhảy tần FHSS. Nhiễu PBNJ được mô hình hóa lý tưởng như là nhiễu Gausse trắng cộng tính công suất lớn và chiếm phần băng thông ρW_b, ρ - tỷ lệ phần trăm băng tần tín hiệu FHSS bị ảnh hưởng bởi nhiễu (Hình 3.). Khi đó, mật độ công suất phổ kết hợp của tạp âm kênh và nhiễu cố ý là $N_j/2\rho + N_o/2$ trong điều kiện nhiễu và $N_o/2$ trong trường hợp ngược lại. Như vậy, cho mỗi lần nhảy tần, tín hiệu nhận được với xác suất ρ khi có can thiệp bởi nhiễu PBNJ với công suất nhiễu $\sigma_{i,k}^2 = (\rho N_j + N_o)B$ và với công suất nhiễu $N_o B$ với xác suất $(1-\rho)$ khi không có can thiệp bởi nhiễu cố ý PBNJ.



Hình 3. Mô tả nhiễu cố ý một phần băng BPNJ

Tuy nhiên, trong nhiều hệ thống thực tế, dải tần hoạt động ở chế độ FHSS thường bị giới hạn bởi quy hoạch phổ hoặc đặc tính phần cứng. Khi băng tần nhảy tương đối hẹp và có thể được xác định thông qua trinh sát phổ, đối phương có thể triển khai nhiễu toàn băng (Wideband Noise Jamming – WBNJ), trong đó công suất nhiễu được phân bố đồng đều trên toàn bộ dải tần hoạt động của hệ thống SFH/NC-BFSK. Trong trường hợp này, mọi lần nhảy tần đều chịu ảnh hưởng của nhiễu, loại bỏ lợi thế "tránh nhiễu" vốn có của FHSS dưới PBNJ. Trong kịch bản này, độ tin cậy của hệ thống không còn phụ thuộc vào tính ngẫu nhiên của chuỗi nhảy tần mà phụ thuộc trực tiếp vào khả năng chống nhiễu nội tại của hệ thống, bao gồm cấu trúc mã hóa/giải mã.

So với PBNJ, nhiễu WBNJ là trường hợp đặc biệt của PBNJ ($\rho = 1$) đại diện cho một kịch bản bất lợi và nghiêm ngặt hơn vì ba lý do chính. Thứ nhất, không tồn tại xác suất các bước nhảy không bị nhiễu. Thứ hai, lợi ích phân tập tần số của FHSS bị suy giảm đáng kể do toàn bộ các tần số nhảy đều chịu mức nhiễu tương đương. Thứ ba, độ tin cậy của hệ thống khi đó phụ thuộc chủ yếu vào khả năng chống nhiễu nội tại của cấu trúc mã hóa và giải mã thay vì dựa vào tính ngẫu nhiên của chuỗi nhảy tần.

Mặc dù nhiều nghiên cứu trước đây tập trung vào PBNJ hoặc sử dụng các mã dài tiệm cận dung lượng, các phân tích đối với mô hình WBNJ nghiêm ngặt, đặc biệt trong bối cảnh mã khối ngắn có giải mã lặp, vẫn còn hạn chế. Do đó, việc đánh giá hiệu năng dưới tác động của WBNJ không chỉ cung cấp một cận dưới cho hệ thống FHSS, mà còn cho phép kiểm chứng bản chất khả năng chống nhiễu của cấu trúc mã được đề xuất khi lợi thế phân tập tần số bị suy giảm.

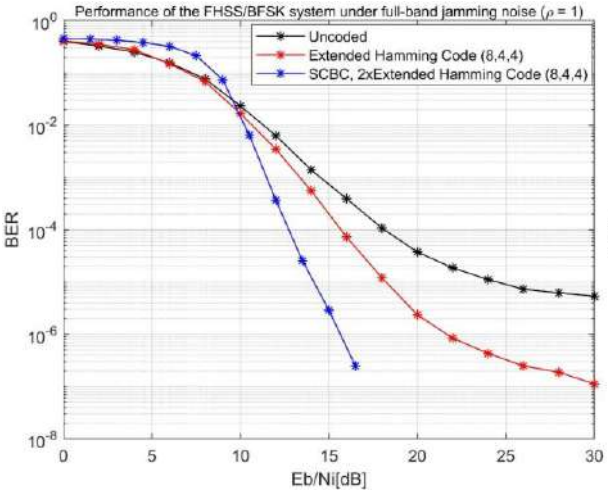
*Email: dunghv198@lqdtu.edu.vn

Trên cơ sở đó, nghiên cứu này lựa chọn cấu trúc mã khối liên kết nối tiếp (SCBC) dựa trên các mã Hamming mở rộng chiều dài ngắn nhằm tạo lợi mã thông qua trao đổi thông tin mềm lặp, thay vì dựa vào độ dài khối lớn. Việc chứng minh SCBC vẫn đạt được lợi mã đáng kể trong điều kiện WBNJ khẳng định tính bền vững của giải pháp và cho thấy tiềm năng ứng dụng của mã khối lặp ngắn trong các hệ thống FHSS yêu cầu đồng thời khả năng chống nhiễu mạnh và độ trễ xử lý thấp.

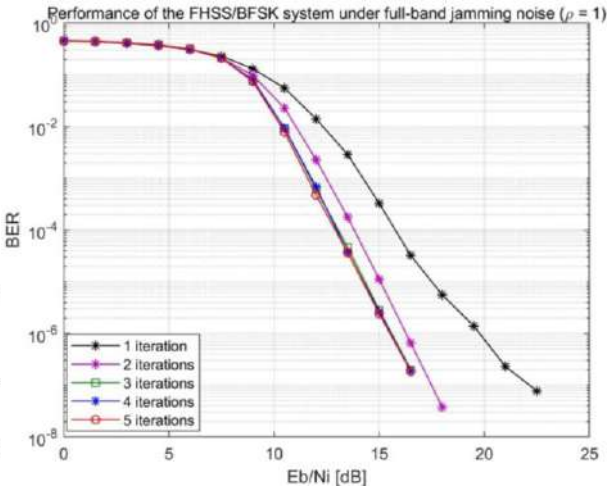
3. Kết quả mô phỏng

Tiến hành mô phỏng hệ thống SFH/NC-BFSK theo phương pháp Monte-Karlo trên kênh nhiễu trắng Gauss cộng tính (AWGN) dưới tác động của nhiễu toàn băng WBNJ $(\rho = 1)$. Tỷ lệ tín/tạp âm SNR của máy thu thiết lập ở mức 13.35 dB. Độ dài hoán vị sử dụng là N_p = 3840. Ba cấu hình mã được xem xét để so sánh, bao gồm: i) trường hợp không sử dụng mã kênh, ii) mã Hamming mở rộng (8,4,4), và iii) cấu trúc mã khối liên kết nối tiếp (SCBC) được xây dựng từ hai mã thành phần Hamming mở rộng (8,4,4).

Hiệu suất BER của hệ thống SFH/NC-BFSK trong điều kiện nhiễu toàn băng WBNJ được thể hiện trong Hình 4.



Hình 4. Phẩm chất hệ thống SFH/NC-BFSK trong điều kiện nhiễu WBNJ (ρ = 1)



Hình 5. Phẩm chất hệ thống SFH/NC-BFSK trong điều kiện nhiễu WBNJ (ρ = 1)

Kết quả mô phỏng xác nhận rằng việc áp dụng mã hóa kênh mang lại cải thiện hiệu năng đáng kể so với trường hợp không sử dụng mã. Tại mức BER xấp xỉ 10^{-4}, hệ thống không mã yêu cầu khoảng Eb/Ni xấp sỉ 18 dB, trong khi cấu hình sử dụng mã Hamming mở rộng (8,4,4) chỉ cần khoảng 16 dB, tương ứng với lợi mã xấp xỉ 2 dB.

Khi áp dụng cấu trúc mã khối liên kết nối tiếp (SCBC), hiệu năng tiếp tục được cải thiện nhờ cơ chế giải mã lặp và quá trình trao đổi thông tin ngoại lai giữa hai bộ giải mã thành phần. Ở cùng mức BER = 10^{-4}, SCBC đạt thêm khoảng 3 dB lợi mã so với mã Hamming đơn. Đồng thời, đường cong BER xuất hiện vùng "waterfall" rõ rệt hơn trong miền SNR trung bình, phản ánh khả năng giảm lỗi nhanh khi Eb/Ni tăng, đặc trưng của các cấu trúc mã lặp hiệu quả.

Ảnh hưởng của số vòng lặp cũng được thể hiện trên Hình 5. Khi tăng số vòng lặp từ 1 lên 3, BER giảm đáng kể, chứng tỏ thông tin mềm được khai thác hiệu quả trong các vòng lặp đầu

*Email: dunghv198@lqdtu.edu.vn

tiên. Tuy nhiên, sau khoảng 3–4 vòng lặp, mức cải thiện không đáng kể, cho thấy hệ thống hội tụ gần tối ưu với số vòng lặp nhỏ, qua đó giảm độ trễ xử lý và chi phí tính toán.

Trong điều kiện nhiễu toàn băng, khi lợi thế phân tập tần số của FHSS bị suy giảm, độ lợi quan sát được chủ yếu bắt nguồn từ cơ chế mã hóa liên kết và khả năng khai thác thông tin mềm trong giải mã lặp. Việc duy trì lợi mã đáng kể ngay cả khi tất cả các bước nhảy đều chịu nhiễu xác nhận tính bền vững của cấu trúc SCBC. Do đó, SCBC là một giải pháp phù hợp cho các hệ thống FHSS hoạt động trong môi trường gây nhiễu mạnh, nơi yêu cầu đồng thời hiệu năng cao và độ trễ xử lý thấp.

4. Kết luận

Bài báo đã phân tích hiệu năng của hệ thống SFH/NC-BFSK sử dụng cấu trúc mã khối liên kết nối tiếp (SCBC) trong điều kiện nhiễu toàn băng (WBNJ), nơi lợi thế phân tập tần số của FHSS bị suy giảm đáng kể. Kết quả mô phỏng cho thấy SCBC mang lại cải thiện BER rõ rệt so với cấu hình không mã và mã Hamming mở rộng (8,4,4). Tại mức BER = 10^{-4} , cấu trúc SCBC đạt lợi mã khoảng 5 dB so với không mã và khoảng 3 dB so với mã Hamming đơn, đồng thời xuất hiện vùng "waterfall" rõ rệt trong miền SNR trung bình.

Đáng chú ý, hiệu năng gần tối ưu đạt được chỉ sau 3–4 vòng lặp, cho thấy cơ chế trao đổi thông tin ngoại lai được khai thác hiệu quả mà không làm tăng đáng kể độ trễ xử lý. Kết quả này làm rõ rằng trong môi trường WBNJ, độ lợi đạt được chủ yếu bắt nguồn từ cấu trúc mã liên kết và quá trình giải mã lặp, thay vì từ cơ chế nhảy tần. Do đó, SCBC là một giải pháp phù hợp cho các hệ thống FHSS yêu cầu độ tin cậy cao và độ trễ thấp trong điều kiện gây nhiễu mạnh.

Tài liệu tham khảo

1. Simon M.K., Omura J.K., Skoltz R.A., Levitt B.K. (1994). *Spread spectrum communications handbook* (Vol.2). New York: McGraw-Hill.
2. Torrieri D. (2005). *Principles of Spead-spectrum communication systems.* Berlin/Heidelberg, Germany: Springer.
3. Борисов В.И., Зинчук В.М., Лимарев А.Е. и др. (2008). Помехозащищенность систем радиосвязи с расширением спектра сигналов методом псевдослучайной перестройки рабочей частоты. М.: Радио и связь.
4. Proakis J.G., Salehi M. (2008). Digital communications. McGraw-hill.
5. Pursley M., Stark W. (1985). Performance of Reed-Solomon Coded Frequency-Hop Spread-Spectrum Communications in Partial-Band Interference. *IEEE Transactions on Communications, 33*(8), 767-774.
6. Pursley M.B., Skinner J.S. (2003). Decoding Strategies for Turbo Product Codes in Frequency-Hop Wireless Communications. *IEEE international Conference on Communications, 2003. ICC'03.* (Vol. 4), pp. 2963-2968.
7. Zhang Q., Le Ngoc T. (2002). Turbo product codes for FH-SS with Partial Band Interference. *IEEE Transactions on wireless communications,* 1(3), 513-520.
8. Masse M.R., Pursley M.B. (2011) Adaptive Coding for Frequency-Hop Transmission over Fading Channels with Partial-Band Interference. *IEEE Transactions on Communications.* 59(3), 854-862.
9. Wu X., Zhao C., You X., Li S. (2007). Robust Diversity-Combing Receivers for LDPC Coded FFH-SS with Partial-Band Interference. *IEEE Communications letters,* 11(7), 613-615.
10. Fangming Liu, H. Nguyen-Le, C. C. Ko, (2007). ML-based beamforming for follower jamming rejection in slow FH/MFSK systems. *Proceeding of 9th IASTED InternationalConference on Signal and Image Processing*, Honolulu, USA, pp335-340. C. D.
11. Frank and M. B. Pursley, "Concatenated coding for frequency-hop spreadspectrum with partial-band interference," *IEEE Trans. Commun*., vol. 44, no. 3, pp. 377–387, Mar. 1996.

*Email: dunghv198@lqdtu.edu.vn

12. S. Benedetto, D. Divsalar, G. Montorsi, and F. Pollara, "Serial concatenation of interleaved codes: performance analysis, design, and iterative decoding," *IEEE Trans. Inf. Theory*, vol. 44, no. 3, pp. 909–926, May 1998.
13. Nguyễn Thị Hồng Nhung, Phạm Xuân Nghĩa, Vũ Thị Thắng, Lê Tiến Cường, "Giải mã mềm mã Hamming dựa trên các mã đối ngẫu," *Tạp chí Nghiên cứu Khoa học và Công nghệ Quân sự*, số 46, trang 27-35, tháng 12- 2016.
14. N. T. H. Nhung, P. X. Nghia, D. T. Cuong, H. V. Dung, and T. A. Thang, "Iterative decoding algorithm for product codes," *Advances in Engineering Research and Application*, LNNS, vol. 1610. Cham, Switzerland: Springer, 2025
15. H.V. Dung et al., "Performance evaluation of GBI-based interleavers for serially block concatenated codes," *in Proc. Int. Conf. Electrical Engineering and Photonics (EExPolytech)*, 2025. doi: 10.1109/EExPolytech66949.2025.11253659.

Spread Spectrum Communication System With Serially Concatenated Coding and Iterative Decoding

Abstract: *This paper investigates the performance of a slow frequency-hopping (SFH) system employing noncoherent BFSK (NC-BFSK) modulation combined with serially concatenated block codes (SCBC). In the presence of wideband noise jamming (WBNJ), the study focuses on exploiting iterative decoding with short-block component codes to achieve an effective tradeoff between bit error rate (BER) performance and processing latency. Simulation results demonstrate that the proposed SCBC configuration achieves a coding gain of approximately 5 dB over the uncoded system and about 3 dB over a standalone Hamming code at a target BER of 10^{-4}. Notably, near-convergent performance is attained within only 3–4 decoding iterations, accompanied by a pronounced waterfall region in the moderate SNR range. These results confirm the practical suitability of SCBC for low-latency communication systems operating in strong jamming environments.*

Keywords: Frequency hopping spread spectrum; wideband noise jamming; serially concatenated block codes.

*Email: dunghv198@lqdtu.edu.vn

Phương pháp nâng cao hiệu quả tấn công kênh bên công suất tiêu thụ đối với lõi CGRA mật mã có kiến trúc đường ống, đa luồng và hỗ trợ nhiều khóa

Lưu Văn Tuấn[1*], Hoàng Văn Phúc[1], Nguyễn Văn Trung[1]

[1]Viện Tích hợp hệ thống, Học viện Kỹ thuật quân sự

**Email: tuanlv.isi@lqdtu.edu.vn; Số điện thoại: 0987631462*

Tóm tắt

Tấn công kênh bên (Side channel Attack - SCA) là mối đe dọa bảo mật nghiêm trọng đối với các thiết bị mật mã, ngay cả với những lõi mã mật dựa trên kiến trúc phức tạp, đa tác vụ như CGRA (Coarse Grained Reconfigurable Architecture), kiến trúc thường được xem là có khả năng tự kháng SCA. Các nghiên cứu gần đây đã xác nhận CGRA vẫn có khả năng bị tổn thương trước phân tích kênh bên, điển hình là kênh bên năng lượng, tuy nhiên yêu cầu về số lượng vết công suất cho phân tích vẫn còn khá lớn. Nhằm khắc phục hạn chế này, bài báo thực hiện đánh giá trên một bộ tăng tốc LiCryptor, một bộ tăng tốc mã mật kiểu đường ống, đa luồng, hỗ trợ nhiều khóa dựa trên CGRA đang được xem là có hiệu suất cao nhất dùng cho IoT và đề xuất giải pháp nâng cao hiệu quả tấn công SCA bằng cách giảm nhiễu thuật toán hệ thống thông qua tối ưu hóa lựa chọn dữ liệu đầu vào. Thực nghiệm trên bo mạch FPGA Sakura-X với 200.000 vết công suất cho thấy giải pháp đề xuất đã cải thiện hiệu quả tấn công gấp gần 5 lần, nâng số lượng mô hình tấn công CPA khôi phục được hoàn toàn khóa bí mật từ 3/8 lên 6/8 mô hình. Kết quả này khẳng định lỗ hổng bảo mật nghiêm trọng của các hệ thống mật mã hiệu năng cao như LiCryptor và các cấu trúc mật mã tương tự dựa trên CGRA và nhấn mạnh yêu cầu cấp thiết về các biện pháp phòng vệ tương xứng trong hệ sinh thái IoT.

***Từ khóa**: SCA, CPA, CGRA, bảo mật phần cứng.*

1. Mở đầu

Trong kỷ nguyên Internet vạn vật (IoT), nhu cầu về các bộ tăng tốc mật mã hiệu năng cao nhưng linh hoạt đang gia tăng nhanh chóng [1]. LiCryptor [2], một bộ tăng tốc dựa trên CGRA có khả năng hỗ trợ nhiều loại mã mật và tái cấu hình phù hợp với tầng "fog layer" trong hệ sinh thái IoT, đã giải quyết vấn đề này bằng kiến trúc đường ống 8 cấp kết hợp thực thi đa luồng, cho phép xử lý song song 16 tác vụ AES-128 trong mỗi phiên làm việc.

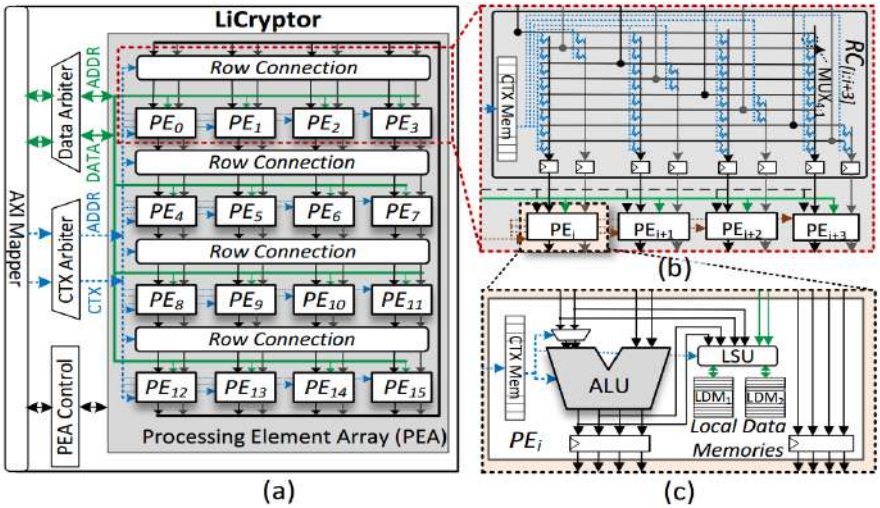
Kiến trúc song song không những giúp tăng thông lượng, mà nó lại vô tình tạo ra nhiễu thuật toán như một lớp bảo vệ tự nhiên chống lại các cuộc tấn công kênh bên. Khi một kẻ tấn công nhắm vào một tác vụ cụ thể, hoạt động tính toán của 15 tác vụ mật mã còn lại sẽ tạo nên sự hỗn loạn do chồng chập về đặc trưng rò rỉ bảo mật, tạo ra nhiễu thuật toán tương đối lớn lấn áp tín hiệu rò rỉ hữu ích của khóa bí mật đang nhắm tới. Kết quả là làm giảm hiệu quả tấn công của các kỹ thuật tấn công phân tích kênh bên, điển hình là kênh bên công suất như, SPA, DPA, CPA[3], [4]. Một nghiên cứu gần đây [5] đã mô hình hóa năng lượng công suất tiêu thụ giả định và thực thi thành công tấn công CPA trên LiCryptor nhưng đòi hỏi số lượng vết công suất tiêu thụ còn rất lớn (lên tới hơn 80.000 mẫu) để có thể vượt qua lớp nhiễu này. Để hạn chế nhiễu và tăng hiệu quả tấn công kênh bên, đã có nhiều phương pháp được nghiên cứu và đề xuất như: Lựa chọn mô hình năng lượng giả định phù hợp, lựa chọn tập đầu vào nhằm bộc lộ rõ đặc trưng để đạt được hệ số tương quan cao nhất, chọn điểm tấn công phù hợp (POI), hay tiền xử lý trên miền tần số nhằm lọc bỏ các thành phần năng lượng ngoài dải hoạt động của tần số hệ thống, …[6], [7]. Các nghiên cứu này đều có thể áp dụng vào trong việc tấn công lõi tăng tốc mật mã cấu hình cao như Licryptor, tuy nhiên cần

nhiều thao tác trong phân tích, xử lý để đạt được hiệu quả mong muốn. Dựa trên phân tích đặc trưng hoạt động của cấu trúc hệ thống, các mô hình năng lượng cơ bản Hamming Weight (HW) và Hamming Distance (HD), nghiên cứu này đề xuất giải pháp chọn đầu vào phù hợp giúp giảm đáng kể nhiễu thuật toán, một thành phần nhiễu lớn và cố hữu trong các hệ thống đường ống và đa tác vụ như LiCryptor cũng như các bộ tăng tốc mật mã khác có cấu trúc tương tự, mà không cần tiền xử lý hay chọn điểm POI. Từ đó giúp tăng tỷ số tín/ tạp làm nổi bật đặc trưng thành phần năng lượng có ích của tác vụ mật mã đang nhắm tới trong tấn công, kết quả giúp cải thiện hiệu quả trong các tấn công bảo mật dùng kênh bên.

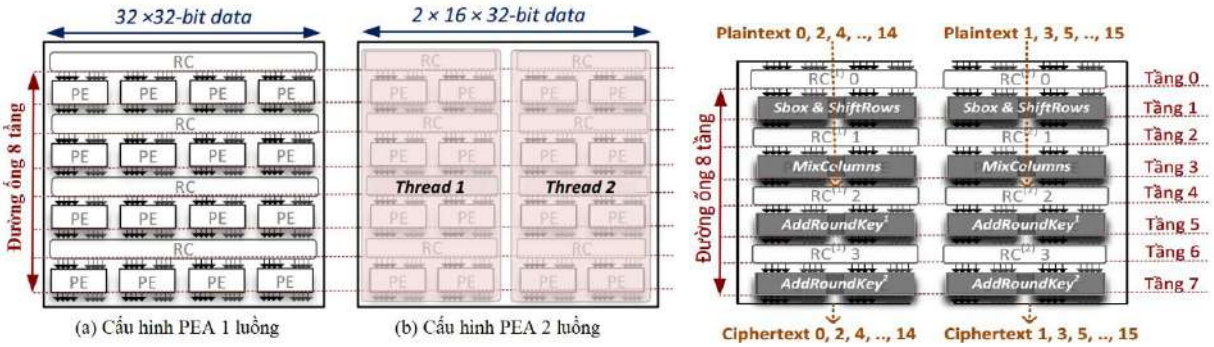
2. Thiết bị mục tiêu

Trước khi đi vào phân tích chi tiết giải pháp được đề xuất, phần này sẽ trình bày về kiến trúc của thiết bị mục tiêu là LiCryptor khi được cấu hình thực thi mã mật AES-128.

Kiến trúc của LiCryptor dựa trên mảng các phần tử xử lý (PEA) 4×4 gồm các khối kết nối hàng (RC – Row Connection) và phần tử xử lý (PE – Processing Element) như được mô tả trong Hình 1. Trong đó, RC đảm nhiệm định tuyến và điều phối dữ liệu giữa các hàng PE. Mỗi PE tích hợp một ALU, có thể hỗ trợ tính toán các định dạng dữ liệu 8/32/64-bit, ALU này có hai bộ nhớ cục bộ LDM 1024 x 32-bit, cho phép thực thi linh hoạt các tác vụ tính toán. Nhờ khả năng tái cấu hình của RC và PE, LiCryptor hỗ trợ đa dạng thuật toán mật mã như AEAD, mã hóa khối, mã hóa luồng và các hàm băm. Kiến trúc LiCryptor tối ưu hóa thông lượng nhờ hệ thống đường ống 8 tầng được tạo thành từ 4 hàng RC và PE xen kẽ, tích hợp các flip-flop để giảm độ trễ. Điểm nổi bật là khả năng cấu hình linh hoạt từ đơn luồng (32 x 32-bit) sang đa luồng (2 x 16 x 32-bit) như chỉ ra trong Hình 2 a và Hình 2 b, giúp gấp đôi hiệu suất xử lý song song. Với việc kết hợp đồng thời cả tính toán đường ống và đa luồng, LiCryptor là kiến trúc đang được xem là hiệu quả nhất mang lại sự đột phá về tốc độ và tính linh hoạt trong xử lý mật mã.



Hình 1: Kiến trúc LiCryptor: (a) Kiến trúc chung, (b) Các kết nối hàng (RC), (c) Các phần tử xử lý (PE)



Hình 2: Mô tả hoạt động đường ống đa luồng của LiCryptor (a, b) và triển khai AES-128 (c)

Tuy có thể hỗ trợ nhiều thuật toán mật mã nhưng trong nghiên cứu này chỉ tập trung phân tích tấn công kênh bên nhắm vào mã mật AES-128 như một điển hình, bởi thuật toán này thường xuyên được sử dụng cho đánh giá lỗ hổng tấn công kênh bên. Thuật toán AES-128 thực thi qua 10 vòng với 4 phép biến đổi: SubBytes, ShiftRows, MixColumns và AddRoundKey. Quy trình gồm vòng khởi tạo, 9 vòng lặp đầy đủ và vòng cuối cùng (không bao gồm MixColumns). Trong đó, SubBytes được xem là giai đoạn trọng yếu phát sinh rò rỉ công suất phục vụ tấn công. Trong Hình 2.c mô tả cụ thể việc triển khai AES-128 trên kiến trúc LiCryptor với đường ống 8 tầng và có 2 luồng xử lý song song. Hai toán tử Sbox và ShiftRows gộp lại và được xử lý trong hàng PE đầu tiên, MixColumns được thực thi trong hàng PE thứ hai, và AddRoundKey được cấu hình trong các hàng PE thứ ba và cuối cùng.

Tại mỗi phiên làm việc LiCryptor có thể hỗ trợ tính toán cùng lúc với 16 tác vụ AES-128 khác nhau. Dữ liệu đầu vào cho mỗi phiên làm việc là một khối, mỗi khối này đặc trưng bởi 16 bản rõ con đầu vào và 16 khóa bí mật tương ứng với 16 tác vụ AES-128. PEA xử lý mỗi khối bằng hai luồng: Luồng đầu tiên sẽ xử lý 8 bản rõ được ký hiệu là $PT_{j'i}$ với $j' \in \{0,2,4,...,14\}$, i ký hiệu của khối hay phiên thứ i trong N phiên làm việc, $i \in \{0,1,2,...,N-1\}$, luồng thứ hai sẽ xử lý tám bản rõ còn lại được ký hiệu là $PT_{j''i}$, với $j'' \in \{1,3,5,...,15\}$. Mỗi bản rõ PT_{ji} sẽ liên kết với khóa tương ứng K_{ji}, sau khi hoàn thành phiên làm việc tại đầu ra tương ứng sẽ có16 bản mã (Ciphertext) CT_{ji}, với $0 \le j \le 15$.

3. Đề xuất phương án nâng cao hiệu quả phân tích tương quan công suất

Phần này sẽ trình bày về mô hình năng lượng thông thường trong tấn công CPA với LiCryptor, phân tích mô hình công suất tiêu thụ và các thành phần nhiễu trong hệ thống, đề xuất giải pháp giảm nhiễu của nhóm nghiên cứu.

3.1 Các mô hình năng lượng thông thường trong tấn công CPA đối với LiCryptor

Các mô hình năng lượng trong tấn công CPA thường được xây dựng trên hai mô hình năng lượng cơ bản là Khoảng cách Hamming (HD – Hamming Distance) và Trọng số Hamming (HW – Hamming Weight)[8]. Mô hình HD giả định rằng mức tiêu thụ năng lượng tỷ lệ với số lượng các chuyển đổi trạng thái ở các bit nhị phân từ 0 →1 và ngược lại từ 1→ 0 của các giá trị trung gian liên tiếp đang tính toán trong hệ thống, HD tương ứng với khi chuyển từ giá trị X sang Y, được biểu thị bằng S(X,Y). Trong đó S là toán tử trả về số lượng bit khác nhau của X và Y. HD được

biểu diễn như trong công thức (1), với λ là một hằng số tỷ lệ và δ là hệ số biểu thị cho thành phần năng lượng cố định hoặc nhiễu trong hệ thống [8].

$$HD(X,Y) = \lambda \cdot S(X,Y) + \delta \quad (1)$$

Tương tự, mô hình HW dựa trên giả định rằng mức tiêu thụ năng lượng tỷ lệ với số lượng bít nhị phân có giá trị 1 trong dữ liệu. HW có thể được biểu thị đơn giản hóa bằng cách cho một trong hai trạng thái trung gian là 0, và được biểu thị như trong công thức (2).

$$HW(X) = \lambda \cdot S(X,0) + \delta \quad (2)$$

Khi các mô hình năng lượng này được áp dụng trong CPA, khóa bí mật của thiết bị mật mã có thể được khôi phục bằng cách so sánh mối tương quan giữa mô hình năng lượng giả định và năng lượng thực tế được quan sát. Gọi k là giá trị đang giả định cho byte đang tấn công trong khóa bí mật có thể nhận, và t là thời điểm trên vết công suất mà tại đó giá trị tương quan được tính. Hệ số tương quan $\rho_{k,t}$ cho mỗi ứng cử viên k tại thời gian t được tính như trong công thức (3), trong đó N là tổng số dấu vết năng lượng, M là giá trị được tính theo mô hình năng lượng giả định, và P là sự tiêu tán năng lượng thực tế đo được ở các vết năng lượng [8]. Khi k trùng với giá trị thực của byte khóa bí mật thì khi đó sẽ có hệ số tương quan là cao nhất.

$$\rho_{k,t} = \frac{\sum_{i=1}^{N}(M_i - \bar{M}_k)\cdot(P_{i,t} - \bar{P})}{\sqrt{\sum_{i=1}^{N}(M_i - \bar{M}_k)^2 \cdot \sum_{i=1}^{N}(P_{i,t} - \bar{P})^2}} \quad (3)$$

Trong nghiên cứu [5] nhóm tác giả đã phân tích hệ thống, trình bày lựa chọn điểm tấn công hiệu quả là tấn công vào vị trí toán tử thế byte xảy ra (hay Sbox) ở cả vòng mã hóa đầu tiên và vòng mã hóa cuối cùng, có 8 mô hình năng lượng đã được đề xuất trong tấn công CPA đã được khảo sát và thực nghiệm như mô tả trong Bảng 1 dưới đây:

Bảng 1: Các mô hình năng lượngthông thường dùng tấn công CPA đối với LiCryptor [5]

Ký hiệu	**Các mô hình năng lượng**	**Điểm tấn công**
CPA_HW_R0_1Thd (1 luồng)	$\mathrm{HW}(\mathrm{Sbox}(PT_0^i \oplus K_0^i))$	Giá trị trung gian đầu ra sau Sbox và ShiftRow
CPA_HW_R0_2Thd (2 luồng)	$\mathrm{HW}(\mathrm{Sbox}(PT_0^i \oplus K_0^i)) + \mathrm{HW}(\mathrm{Sbox}(PT_1^i \oplus K_1^i))$	Giá trị trung gian đầu ra sau Sbox và ShiftRow
CPA_HD_R0_1Thd (1 luồng)	$\mathrm{HD}(\mathrm{Sbox}(PT_0^i \oplus K_0^i), \mathrm{Sbox}(PT_2^i \oplus K_2^i))$	Chuyển đổi giá trị trung gian sau Sbox và ShiftRow
CPA_HD_R0_2Thd (2 luồng)	$\mathrm{HD}(\mathrm{Sbox}(PT_0^i \oplus K_0^i), \mathrm{Sbox}(PT_2^i \oplus K_2^i)) +$ $\mathrm{HD}(\mathrm{Sbox}(PT_1^i \oplus K_1^i), \mathrm{Sbox}(PT_3^i \oplus K_3^i))$	Chuyển đổi giá trị trung gian sau Sbox và ShiftRow
CPA_HW_R10_1Thd (1 luồng)	$\mathrm{HW}(I\mathrm{Sbox}(CT_0^i \oplus K_0^i))$	Giá trị trung gian trước Sbox

CPA_HW_R10_2Thd (2 luồng)	$\mathrm{HW}(I\mathrm{Sbox}(CT_0^i \oplus K_0^i)) + \mathrm{HW}(I\mathrm{Sbox}(CT_1^i \oplus K_1^i))$	Giá trị trung gian trước Sbox
CPA_HD_R10_1Thd (1 luồng)	$\mathrm{HD}(I\mathrm{Sbox}(CT_0^i \oplus K_0^i), \mathrm{ISbox}(CT_2^i \oplus K_2^i))$	Chuyển đổi giá trị trung gian trước Sbox
CPA_HD_R10_2Thd (2 luồng)	$\mathrm{HD}(I\mathrm{Sbox}(CT_0^i \oplus K_0^i), \mathrm{ISbox}(CT_2^i \oplus K_2^i)) +$ $\mathrm{HD}(I\mathrm{Sbox}(CT_1^i \oplus K_1^i), \mathrm{ISbox}(CT_3^i \oplus K_3^i))$	Chuyển đổi giá trị trung gian trước Sbox

3.2 Đề xuất phương pháp giảm nhiên nâng cao hiệu quả tấn công CPA cho LiCryptor

Trong mỗi phiên làm việc thứ i của LiCryptor ở chế độ mã hóa AES-128 công suất tiêu thụ tức thời $P_{i,t}$ tại thời điểm t được mô hình hóa như sau:

$$P_{i,t} = P_{e,t} + P_0 + P_n \qquad (4)$$

Trong đó:

- $P_{e,t}$: Công suất tiêu thụ do 16 tác vụ AES-128 của hoạt động tạo ra.
- P_0 : Công suất tĩnh (thành phần không đổi).
- P_n : Công suất do nhiễu trong hệ thống.

Thành phần năng lượng $P_{e,t}$ có thể được phân rã thành các thành phần năng lượng cụ thể như mô tả trong công thức (5):

$$P_{e,t} = \sum_{k=0}^{15} P_{reg_k,t} = \sum_{k'=0}^{3} P_{reg_k',t} + \sum_{k''=4}^{15} P_{reg_k'',t} \qquad (5)$$

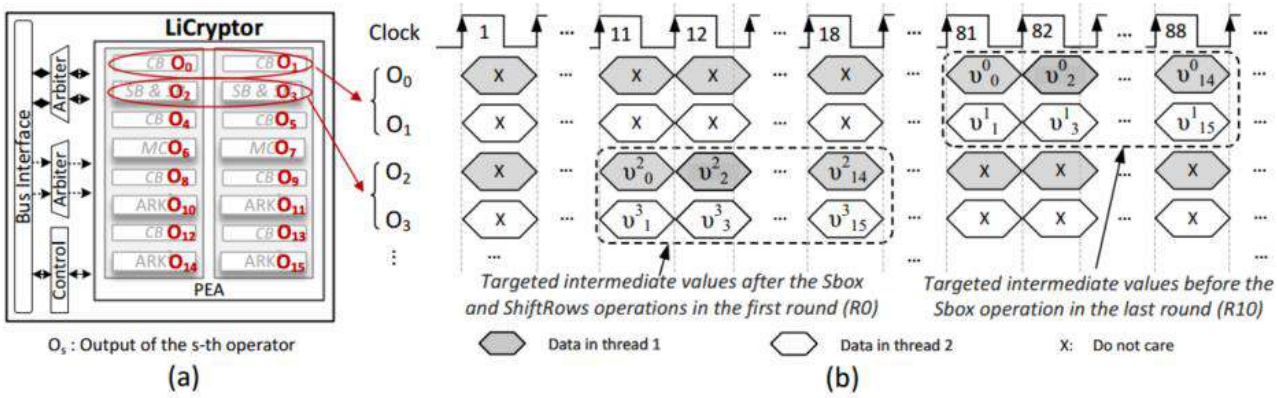
Trong đó, $P_{reg_k,t}$ là năng lượng tương ứng với mỗi tầng của đường ống và cũng là tương ứng với từng tác vụ AES-128 đang thực thi trong 16 tầng đó (8 tầng x 2 luồng).

Năng lượng $P_{e,t}$ được tổ hợp từ hoạt động tính toán các giá trị trung gian của toàn bộ 16 tác vụ AES tại thời điểm t. Trong đó, tùy theo mô hình năng lượng được áp dụng cho tấn công CPA như được mô tả trong Bảng 1 có thể thấy rõ, tại một thời điểm tấn công t thời điểm xảy ra hoạt động Sbox, chỉ có thành các giá trị năng lượng ứng với các giá trị trung gian của tác vụ AES thứ 0,1,2,3 là được sử dụng, các thành phần năng lượng của 12 tác vụ AES còn lại không được sử dụng và chúng chiếm tỷ lệ lớn (12/16) và được xem như thành phần năng lượng nhiễu trong việc tấn công. Điều này rõ ràng làm giảm tỷ số tín/tạp và hiệu quả tấn công CPA.

Theo mô hình năng lượng như mô tả bằng HW và HD trong (1) (2) có thể thấy, nếu ký hiệu giá trị trung gian tại đầu ra của tầng k tương ứng với tác vụ AES thứ j là υ_j^k, Hình 3 mô tả các giá trị trung gian tại đầu ra các tầng, và năng lượng được tại các đầu ra tương ứng được mô tả theo hai mô hình cơ bản HW và HD như sau:

$$P^{HW}_{reg_k,t} = HW(\upsilon^k_j) \quad (6)$$

$$P^{HD}_{reg_k,t} = HD(\upsilon^k_j, \upsilon^k_{j+2}) \quad (7)$$



Hình 3: Các giá trị trung gian được nhắm làm mục tiêu tại toán tử Subyte tại R0 và R10.

Có thể thấy rằng, để loại bỏ các thành phần năng lượng không sử dụng và được coi là nhiễu này, ta thấy $P^{HD}_{reg_k,t}$ trong công thức (7), hai giá trị liên tiếp υ^k_j và υ^k_{j+2} cần phải bằng nhau, khi đó không có sự thay đổi trạng thái các bit dữ liệu nên sẽ không phát sinh năng lượng do chuyển đổi theo mô hình HD. Các tác vụ AES lại có cùng khóa bí mật nên điều này đạt được bằng cách cần chọn các giá trị đầu vào Plaintext (PT_j) là giống nhau.

Mặt khác, khi xét theo mô hình năng lượng $P^{HW}_{reg_k,t}$ như trong (6), đây là thành phần năng lượng phục thuộc vào dữ liệu và sẽ luôn phát sinh một lượng năng lượng nhất định nào đó. Trong công thức tính hệ số tương quan theo (3), có thể thấy rằng hệ số tương quan chỉ quan tâm tới các thành phần sai lệch giữa các vết công suất với nhau, các thành phần công suất cố định sẽ bị triệt tiêu bằng phép toán trừ giữa các $P_{i,t}$. Do vậy, để đảm bảo loại bỏ ảnh hưởng thành phần năng lượng theo mô hình HW của các tác vụ gây nhiễu, cần cố định thành phần năng lượng này ở tất cả các phiên làm việc, điều này đạt được bằng cách cố định giá trị đầu vào plaintext (PT_j) của các tác vụ tương ứng đó.

Kết hợp hai yếu tố đã phân tích ở trên, mức độ nhiễu sẽ bị giảm tối đa khi thực hiện chọn các giá trị đầu vào (PT_j) của các tác vụ gây nhiễu là bằng nhau và cố định ở tất cả các phiên làm việc. Hình 4 mô tả giải pháp giảm nhiễu được đề xuất, ở đây lựa chọn PT_j của các tác vụ gây nhiễu là cố định và bằng 0.

Thứ tự thực thi	Plaintex, key	
	Thread 1	Thread 2
1	PT_0,K_0	PT_1,K_0
2	PT_2,K_0	PT_3,K_0
3	PT_4,K_0	PT_5,K_0
4	PT_6,K_0	PT_7,K_0
5	PT_8,K_0	PT_9,K_0
6	PT_{10},K_0	PT_{11},K_0
7	PT_{12},K_0	PT_{13},K_0
8	PT_{14},K_0	PT_{15},K_0

(a)

→

Thứ tự thực thi	Plaintex, key	
	Thread 1	Thread 2
1	PT_0,K_0	PT_1,K_0
2	PT_2,K_0	PT_3,K_0
3	$0,K_0$	$0,K_0$
4	$0,K_0$	$0,K_0$
5	$0,K_0$	$0,K_0$
6	$0,K_0$	$0,K_0$
7	$0,K_0$	$0,K_0$
8	$0,K_0$	$0,K_0$

(b)

Hình 4: Giải pháp lựa chọn và cố định dữ liệu đầu vào để giảm nhiễu hệ thống

Trong phần tiếp theo chúng tôi cũng thực nghiệm tấn công công CPA với tám mô hình tấn công như đã thực thi trước đó như mô tả trong Bảng 1 chỉ khác điều chỉnh dữ liệu đầu vào của các tác vụ được coi là gây nhiễu về cố định như mô tả trong Hình 4, đồng thời so sánh hiệu quả của việc áp dụng giải pháp giảm nhiễu đã được đề xuất trên cả tám mô hình tấn công này.

4. Triển khai thực nghiệm và đánh giá kết quả

4.1. Hệ thống thực nghiệm

Hệ thống thực nghiệm tấn công CPA đối với LiCryptor khi cấu hình thực thi 16 tác vụ AES-128 trong một phiên làm việc được triển khai trên bo mạch FPGA Sakura-X chuyên dụng, sử dụng chíp FPGA Kintex 7 của hãng AMD như được mô tả trong Hình 5. Hệ thống thực nghiệm bao gồm bốn thành phần chính: PC điều khiển, bo mạch FPGA và máy hiện sóng và bộ khuếch đại tín hiệu tạp âm thấp. Lõi tăng tốc mã mật LiCryptor được thiết lập hoạt động ở tần số xung nhịp 50 MHz, giao tiếp với PC qua giao thức UART và cung cấp tín hiệu trigger để đồng bộ máy hiện sóng. Vết năng lượng được thu thập qua điện trở shunt tại giắc J19, sau đó đi qua bộ khuếch đại tạp âm thấp LNA +30 dB và được lấy mẫu ở tần số 625 MHz nhằm đảm bảo tuân thủ định luật lấy mẫu Nyquist-Shannon.

Toàn bộ quy trình thực thi được tự động hóa bằng ngôn ngữ Python trên PC, bao gồm: khởi tạo cấu hình thiết bị, truyền khóa và bản rõ cho FPGA mã hóa, kích hoạt thu thập và lưu trữ vết năng lượng vào cơ sở dữ liệu. Bước này được lặp lại liên tục cho đến khi thu thập đủ số lượng mẫu cần thiết cho quá trình phân tích.

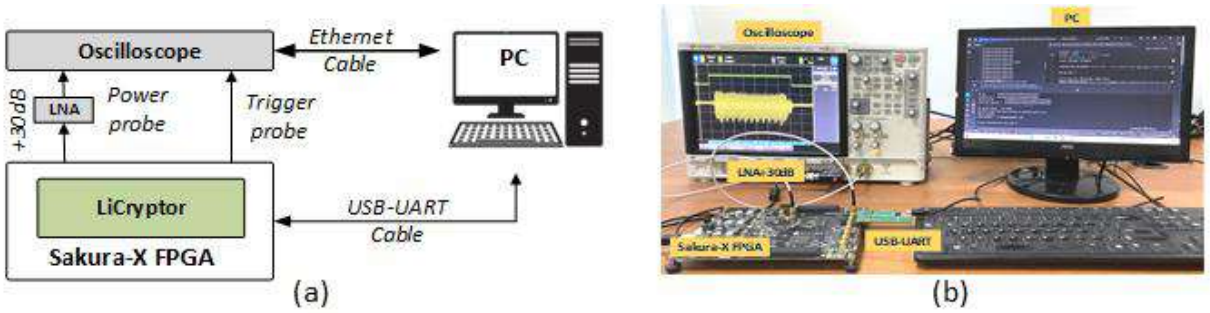
Một chương trình điều khiển hệ thống được chúng tôi viết bằng ngôn ngữ Python và chạy trên máy tính giúp tự động hóa quá trình từ khởi tạo hệ thống đến thực thi các phương án thử nghiệm cho các đề xuất và thu thập vết năng lượng tương ứng.

Các bước thực thi của hệ thống có thể được mô tả như sau:

- Bước 1: Chương trình điều khiển khởi tạo và cấu hình máy hiện sóng, sau đó truyền cấu hình cho LiCryptor trên FPGA hoạt động ở chế độ mã mật AES-128.
- Bước 2: Chương trình điều khiển chuyển máy hiện sóng sang chế độ đồng bộ ngoài, thực hiện gửi khối dữ liệu của 16 tác vụ AES-128, bao gồm khóa K_j^i=K và các bản rõ PT_j^i đến LiCryptor (với j là chỉ số tác vụ AES-128 trong phiên làm việc thứ i), sau đó kích hoạt cho lõi bắt đầu thực thi mã hóa. Sau khi mã hóa thành công, chương trình sẽ thu thập vết năng

lượng và lưu vào cơ sở dữ liệu trên máy tính. Bước 2 được lặp lại cho đến khi thu thập đủ số lượng vết năng lượng mong muốn.

- Bước 3: Tập dữ liệu của các kịch bản thực nghiệm sẽ được phân tích tương quan năng lượng bằng các mô hình tấn công ở trên và trích xuất các tham số đầu ra dùng cho đánh giá.



Hình 5: Hệ thống thực nghiệm: (a) Mô hình hệ thống, (b) Hệ thống thực nghiệm trên kit FPGA Sakura-X

4.2. Đánh giá

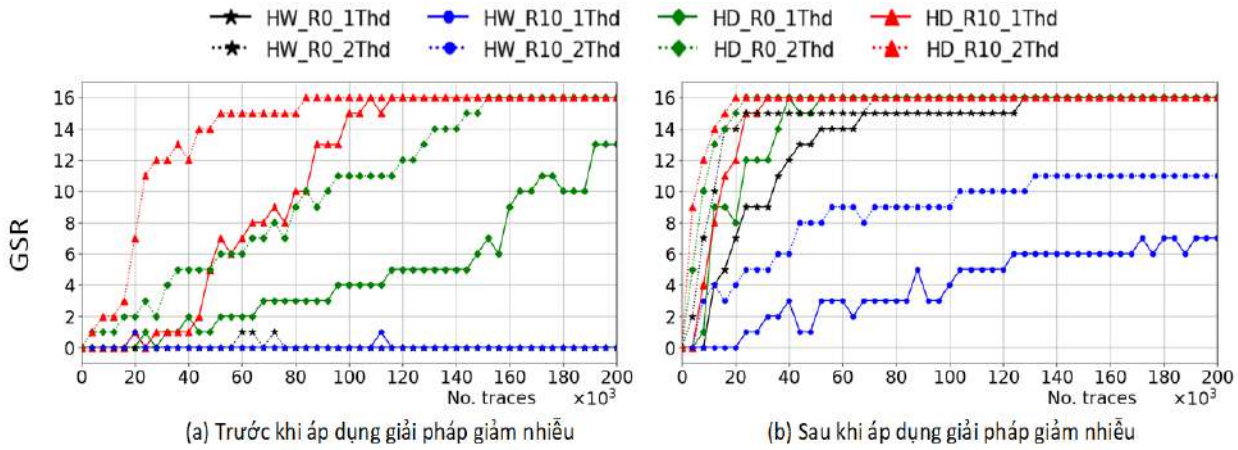
Để đánh giá đầy đủ hiệu quả của giải pháp giảm nhiễu cho tấn công CPA đã được đề xuất, chúng tôi đã thực hiện thu thập 200.000 vết công suất và thực thi cả 8 mô hình tấn công CPA trên tất cả các byte của khóa bí mật. Kết quả sau tấn công CPA được phân tích và đánh giá với ba tham số là thứ hạng của khóa (KR- Key Rank) sau khi lấy hàm loga cơ số 2, ký hiệu là Log2(KR), số lượng byte khóa được tìm thấy thành công trong tổng cộng 16 byte (GSR – Global Success Rate) và số lượng phép đo tối thiểu để tìm được hoàn toàn khóa (MTD). Log2(KR) cho thấy được tính hiệu quả của mô hình tấn công thông qua xu hướng giảm của không gian tìm kiếm khóa, giá trị của Log2(KR) tương ứng số lượng bit còn lại cần phải tìm kiếm trong tổng 128 bit, khi Log2(KR) giảm tới 0 thì khóa được tìm thấy hoàn toàn [15]. GSR cho thấy số lượng byte khóa được tìm thấy khi tăng số vết năng lượng dựa vào phân tích và qua đó cũng xác định được giá trị MTD.

Kết quả sau phân tích được thể hiện như trong Hình 6, Hình 7 và được tổng hợp các chỉ số như trong Bảng 2.

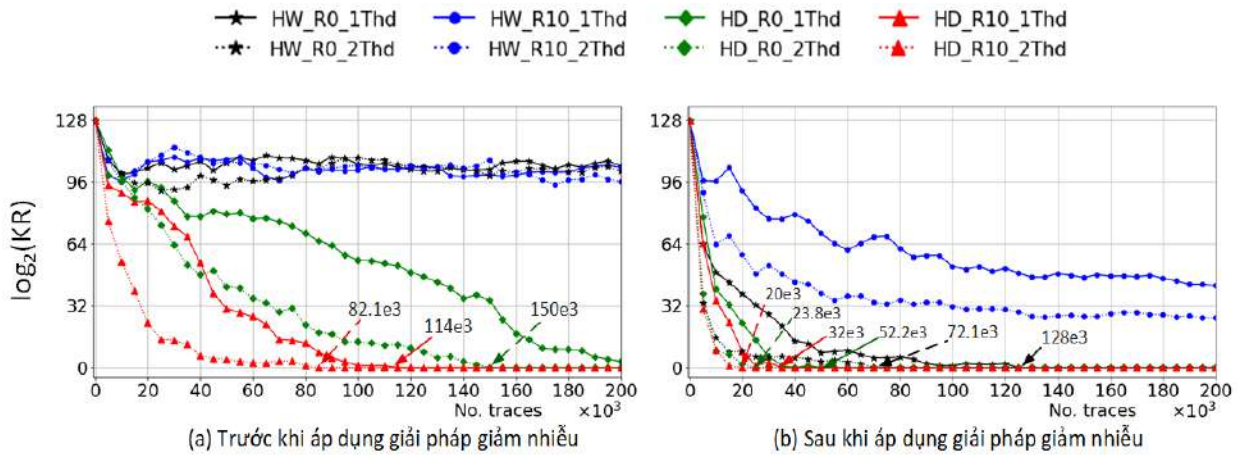
Hình 6 thể hiện kết quả phân tích mức độ cải thiện của tham số đánh giá KR. Qua đồ thị cho thấy, giải pháp cố định đầu vào đối với các tác vụ AES-128 đang không được quan tâm cho tấn công như đã đề xuất giúp Log2(KR) giảm đáng kể và có tác dụng cải thiện ở tất cả 8/8 mô hình tấn đang khảo sát (trong đó có 6/8 mô hình tấn công thành công) so sánh với chỉ 4/8 mô hình tấn công có tác dụng (trong đó có 3/8 mô hình tấn công thành công) khi chưa được áp dụng đề xuất này. Cụ thể với 200.000 vết công suất đưa vào phân tích CPA, Hình 6.b cho thấy khi áp dụng giải pháp giảm nhiễu có tới 6/8 mô hình tấn công thành công và có giá trị Log2(KR) giảm về 0 là *HD_R10_2Thd, HD_R10_1Thd, HD_R0_2Thd, HD_R0_1Thd, HW_R0 2Thd, và HW_R0_1Thd*, với các giá trị MTD hay số lượng vết công suất yêu cầu tối thiểu lần lượt là: 20K, 32K, 23.8K, 52.2K, 72.1K, và 128K. Trái ngược lại, ở Hình 4.a cho thấy khi chưa áp dụng giải pháp đề xuất chỉ có 3/8 trường hợp tấn công thành công là *HD_R10_2Thd, HD_R10_1Thd, HD_R0_2Thd* với giá trị MTD tương ứng là: 82.1K, 114K và 150K.

Hình 7 thể hiện kết quả phân tích số lượng byte khóa tấn công thành công (GSR). Cũng tương tự như với tham số KR, giải pháp giảm nhiễu đã đề xuất giúp tăng số lượng mô hình tấn công khôi phục hoàn toàn 16 byte khóa bí mật từ 3/8 mô hình lên tới 6/8 mô hình tấn công. Cụ thể là các mô hình *HD_R10_2Thd, HD_R10_1Thd, HD_R0_2Thd, HD_R0_1Thd, HW_R0_2Thd, và HW_R0_1Thd* khôi phục được 16/16 byte khóa bí mật, 2/8 mô hình còn lại là: *HW_R10_1Thd và HW_R10_2Thd* cũng khôi phục được số lượng byte khóa lần lượt là: 7/16 và 11/16 byte khóa. Ngược lại, khi chưa áp dụng giải pháp giảm nhiễu, còn tới 4/8 mô hình tấn công không bộc lộ được byte khóa nào là: *HW_R0_1Thd và HW_R0_2Thd, HW_R10_1Thd và HW_R10_2Thd.* Mô hình tấn công hiệu quả nhất là *HD_R10_2Thd* chỉ cần 20K vết công suất khi đã áp dụng biện pháp giảm nhiễu đã giúp bộc lộ hoàn toàn khóa bí mật.

Bảng 2, tổng hợp các chỉ số đánh giá về KR, GSR và MTD của tất cả các mô hình tấn công trước và sau khi áp dụng biện pháp giảm nhiễu được đề xuất. Thông qua bảng số liệu này cho thấy ở các mô hình tấn công thành công tìm được đầy đủ khóa, việc áp dụng kỹ thuật giảm nhiễu như đã đề xuất giúp cải thiện MTD tới gần 5 lần so với trước khi áp dụng.



Hình 6: Kết quả phân tích Key Rank của các mô hình tấn công CPA



Hình 7: Kết quả phân tích GSR của các mô hình tấn công CPA

Bảng 2: Bảng tổng hợp kết quả phân tích tấn công CPA

Đánh giá	Kết quả phân tích tấn công tương quan công suất *(Log 2 (KR), GSR, MTD)*							
	HW_R0_1Thd	HW_R10_1Thd	HD_R0_1Thd	HD_R10_1Thd	HW_R0_2Thd	HW_R10_2Thd	HD_R0_2Thd	HD_R10_2Thd
Trước khi áp dụng giải pháp	104.3; 0; >200K	108.3; 0; >200K	3.2; 13; >200K	0; 16; 153K	101.7; 0; >200K	96.2; 0; >200K	0; 16; 116K	0; 16; 84K
Sau khi áp dụng giải pháp	0; 16; 128K	42.4; 7; >200K	0; 16; 52.2K	0; 16; 32K	0; 16; 72.1K	25.9; 11; >200K	0; 16; 23.8K	0; 16; 20K
Mức độ cải thiện (lần)	-	-	-	**4.78**	-	-	**4.87**	**4.2**

4.3. Thảo luận

Thông qua thực nghiệm cho thấy việc khai thác đặc tính hoạt động của kiến trúc đường ống, mô hình năng lượng HW và HD đem lại hiệu quả giảm nhiễu thuật toán đáng kể. Cụ thể bằng cách cố định các dữ liệu đầu vào mã hóa của các tác vụ không quan tâm trong khi thực thi tấn công giúp cải thiện hiệu quả tấn công lên gấp gần 5 lần. Giải pháp này không gây tốn thời gian và không cần sử dụng các kỹ thuật phức tạp như các giải pháp tiền xử lý dữ liệu trước đó. Tuy nhiên, một hạn chế có thể thấy được là điều kiện để áp dụng kỹ thuật này là kẻ tấn công có quyền được thao túng và lựa chọn và cố định dữ liệu đầu vào cho các tác vụ mã hóa như phương pháp đã đề xuất.

5. Kết luận và hướng nghiên cứu tiếp theo

Bài báo đã trình bày về giải pháp giảm nhiễu thuật toán hệ thống bằng phương pháp lựa chọn và cố định đầu vào của những tác vụ AES-128 không trực tiếp tham gia vào quá trình tấn công CPA đối với lõi tăng tốc mã mật đường ống, đa luồng và hỗ trợ nhiều khóa trên cơ sở phân tích mô hình năng lượng của hệ thống. Giải pháp được đề xuất giúp giảm nhiễu và tăng hiệu quả tấn công CPA lên tới gần 5 lần, giảm số lượng vết công suất yêu cầu cho tấn công thành công dùng HD_R10_2Thd từ 84K xuống chỉ còn 20K. Giải pháp còn giúp tăng số mô hình tấn công thành công từ 3/8 mô hình đối với khi chưa được áp dụng lên tới 6/8 mô hình khi áp dụng giải pháp giảm nhiễu được đề xuất. Mặc dù giải pháp được đề xuất đem lại hiệu quả cao, đơn giản hơn nhiều so với các kỹ thuật khác như tiền xử lý dữ liệu hay chọn điểm tấn công hợp lý, nhưng giải pháp này còn điểm hạn chế là cần yêu cầu có quyền chủ động lựa chọn dữ liệu đầu vào cho các tác vụ. Tuy nhiên, đây cũng là một lỗ hổng quan trọng mà nghiên cứu đã chỉ ra được, các công việc nghiên cứu tiếp theo trong tương lai của nhóm tác giả sẽ tập trung tìm kiếm các giải pháp hợp lý để khắc phục lỗ hổng này nhằm hoàn thiện hơn nữa lõi tăng tốc mã mật hiệu suất cao này.

TÀI LIỆU THAM KHẢO

[1] F. Thabit, O. Can, A. O. Aljahdali, G. H. Al-Gaphari, and H. A. Alkhzaimi, “Cryptography Algorithms for Enhancing IoT Security,” *Internet Things*, vol. 22, p. 100759, Jul. 2023, doi: 10.1016/j.iot.2023.100759.

[2] H. L. Pham, V. T. D. Le, V. D. Tran, T. H. Vu, and Y. Nakashima, “LiCryptor: High-Speed and Compact Multi-Grained Reconfigurable Accelerator for Lightweight Cryptography,” *IEEE Trans. Circuits Syst. Regul. Pap.*, pp. 1–14, 2024, doi: 10.1109/TCSI.2024.3434686.

[3] P. Kocher, J. Jaffe, B. Jun, and P. Rohatgi, “Introduction to differential power analysis,” 2011.

[4] O. Lo, W. J. Buchanan, and D. Carson, “Power analysis attacks on the AES-128 S-box using differential power analysis (DPA) and correlation power analysis (CPA),” *J. Cyber Secur. Technol.*, vol. 1, no. 2, pp. 88–107, Apr. 2017, doi: 10.1080/23742917.2016.1231523.

[5] V.-T. Luu, H. L. Pham, V.-T. Nguyen, V.-P. Hoang, V.-T. Nguyen, V. T. D. Le, and Y. Nakashima, "Correlation power analysis of pipelined and multi-threaded coarse-grained reconfigurable cryptographic accelerator," in 2025 10th IEEE International Conference on Integrated Circuits, Design, and Verification (ICDV). IEEE, 2025, pp. 133–138., doi: 10.1109/ICDV66179.2025.11135225.

[6] R. Benadjila, E. Prouff, R. Strullu, E. Cagli, and C. Dumas, "Study of Deep Learning Techniques for Side-Channel Analysis and Introduction to ASCAD Database".

[7] T.-H. Tran, D.-T. Dam, B.-A. Dao, V.-P. Hoang, C.-K. Pham, and T.-T. Hoang, "Compacting Side-Channel Measurements With Amplitude Peak Location Algorithm," *IEEE Trans. Very Large Scale Integr. VLSI Syst.*, vol. 32, no. 3, pp. 573–586, Mar. 2024, doi: 10.1109/TVLSI.2023.3339810.

[8] E. Brier, C. Clavier, and F. Olivier, "Correlation Power Analysis with a Leakage Model," in *Cryptographic Hardware and Embedded Systems - CHES 2004*, vol. 3156, M. Joye and J.-J. Quisquater, Eds., in Lecture Notes in Computer Science, vol. 3156. , Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2004, pp. 16–29. doi: 10.1007/978-3-540-28632-5_2.

An Enhanced Power Side-Channel Attack Method for Pipelined, Multi-threaded Cryptographic CGRA Cores Supporting Multiple Keys

Abstract

Side-Channel Analysis (SCA) poses a critical security threat to cryptographic devices, even those employing complex, multi-tasking architectures such as Coarse-Grained Reconfigurable Architecture (CGRA), which is traditionally perceived as inherently resilient to SCA. Recent studies have confirmed that CGRAs remain vulnerable to side-channel analysis, particularly power-based analysis; however, the data complexity in terms of the number of power traces required for a successful attack remains substantial. To address this limitation, this paper proposes a system noise reduction solution based on appropriate input data selection, significantly enhancing analytical efficiency. Experimental results on the FPGA board Sakura-X using 200,000 power traces demonstrate that the proposed method improves attack efficiency by nearly fivefold. Specifically, the number of successful full key recovery schemes increased from 3/8 to 6/8 under the same data conditions. These findings confirm the severe security vulnerabilities in high-performance CGRA-based systems and emphasize the urgent need for effective countermeasures within the IoT ecosystem.

Keyword*: SCA, CPA, CGRA, Hardware security.*

Đặc trưng dao động của bộ tạo dao động đi ốt xuyên hầm cộng hưởng dải sóng terahertz phân cực ngược

Mai Văn Tá[1*], Bùi Tiến Anh[2]

[1]*Học viện Kỹ thuật quân sự;* [2]*Trường Học viện Phòng không-không quân*

Email: tamv@lqdtu.edu.vn; Tel: 0977596308

Tóm tắt

Sóng terahertz đang được nghiên cứu rộng rãi nhờ tiềm năng ứng dụng lớn trong vô tuyến và cảm biến. Các bộ tạo dao động đi ốt xuyên hầm cộng hưởng là ứng viên tiềm năng để sử dụng làm nguồn phát terahertz nhờ kích thước nhỏ gọn và hoạt động được ở nhiệt độ phòng. Các bộ tạo dao động đi ốt xuyên hầm cộng hưởng sử dụng vùng điện trở âm trên đặc tuyến I-V làm cơ sở để phát sinh dao động dải sóng terahertz. Công suất của bộ tạo dao động phụ thuộc vào độ rộng của vùng điện trở âm. Các bộ tạo dao động đi ốt xuyên hầm cộng hưởng trước đây thường sử dụng vùng điện trở âm khi đi ốt được phân cực thuận. Bài báo phân tích đặc trưng I-V thực nghiệm của đi ốt ở vùng phân cực ngược. Kết quả thực nghiệm cho thấy, do có vùng điện trở âm rộng hơn so với khi được phân cực thuận, công suất của bộ tạo dao động tốt hơn khi được phân cực ngược.

Từ khóa: *Đi ốt xuyên hầm cộng hưởng; dải sóng terahertz, bộ tạo dao động, đặc tuyến I-V; phân cực ngược.*

1. Mở đầu

Sóng terahertz (THz) với tần số từ 100 GHz đến 10 THz đã và đang thu hút sự chú ý của các nhóm nghiên cứu trên thế giới nhờ tiềm năng ứng dụng. Những ứng dụng tiềm năng xuất phát từ những tính chất đặc trưng của sóng THz như khả năng tạo ra băng thông siêu rộng cỡ vài GHz, khả năng đâm xuyên qua các vật liệu không dẫn điện như giấy, vải hay khả năng để lại "dấu vân tay" khi tương tác với các tế bào hữu cơ. Những đặc trưng trên là cơ sở cho những ứng dụng tiềm năng của sóng THz bao gồm truyền thông không dây tốc độ siêu cao [1-2], chụp ảnh THz [3-4], hay cảm biến phổ [5].

Nguồn phát sóng THz là bộ phận cốt lõi của bất kỳ ứng dụng THz đã kể ở trên. Nguồn phát THz công nghệ quang và công nghệ điện tử là hai loại nguồn phát sóng THz được đề xuất sử dụng cho các ứng dụng THz. Nhóm nguồn phát sử dụng công nghệ quang có thể kể đến laser tầng lượng tử [6], đặc trưng bởi công suất ra rất lớn nhưng chỉ có thể hoạt động ở vùng nhiệt độ rất thấp. Nhóm nguồn phát sử dụng công nghệ điện tử gồm có nguồn phát dùng transistor [7-8], nguồn phát dùng đi ốt Gunn [9], đi ốt xuyên hầm cộng hưởng (resonant tunneling diode - RTD) [10-11]. Nguồn phát sử dụng đi ốt xuyên hầm cộng hưởng RTD được coi là ứng viên rất tiềm năng nhờ kích thước nhỏ gọn, tần số dao động cao, dễ điều chế dao động. Vùng điện trở âm trên đặc tuyến I-V là cơ sở cho nguyên lý phát sinh dao động của các bộ tạo dao động đi ốt xuyên hầm cộng hưởng. Điện trở âm của đi ốt sẽ bù tổn hao gây ra bởi cấu trúc anten, nhờ đó duy trì dao động THz. Công suất của bộ tạo dao động phụ thuộc vào độ rộng của vùng điện trở âm. Các bộ tạo dao động đi ốt xuyên hầm cộng hưởng đã công bố chủ yếu sử dụng điện trở âm ở vùng phân cực thuận. Trong bài báo này, chúng tôi nghiên cứu đặc tuyến I-V của đi ốt khi được phân cực ngược. Kết quả thực nghiệm cho thấy độ rộng của vùng điện trở âm khi được phân cực ngược

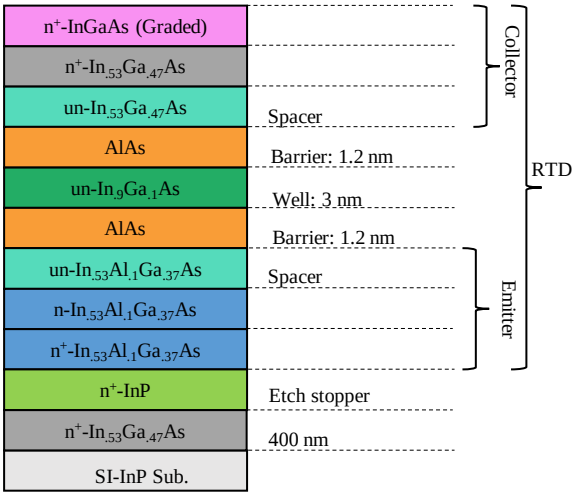
* Email: tamv@lqdtu.edu.vn

lớn hơn khi đi ốt được phân cực thuận. Công suất của bộ tạo dao động khi đi ốt được phân cực ngược có thể kỳ vọng sẽ lớn hơn khi đi ốt được phân cực thuận. Kết quả đo kiểm công suất đã khẳng định kỳ vọng này.

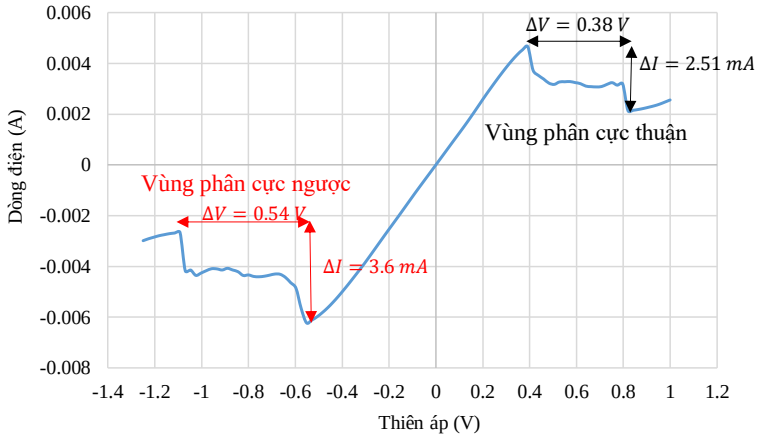
2. Cấu tạo và hoạt động của bộ tạo dao động RTD cấu trúc đơn giản

2.1. Cấu trúc lớp bán dẫn của RTD

RTD là một cấu trúc bán dẫn dị thể, Hình 1 thể hiện cấu trúc lớp của RTD được sử dụng trong nghiên cứu này. Phần chính của RTD gồm một giếng lượng tử là lớp AlAs dày 3 nm được bao bọc bởi hai rào thế là lớp un-In.9 Ga.1As dày 1,2 nm. Khi đặt vào cấu trúc này một điện áp thay đổi, trên đặc tuyến I-V của RTD sẽ xuất hiện một vùng đặc trưng là vùng điện trở âm. Do collector và emiter của RTD có thể đổi chỗ cho nhau, do đó vùng điện trở âm có thể xuất hiện cả khi RTD được phân cực thuận và phân cực ngược. Tuy nhiên, do tính chất bất đối xứng của cấu trúc, độ rộng của vùng điện trở âm khi RTD được phân cực thuận và phân cực ngược có thể dự đoán là không giống nhau. Điều này có thể kiểm chứng qua kết quả đo đặc tuyến I-V của RTD trên Hình 2. Vùng điện trở âm chính là cơ sở để xây dựng bộ tạo dao động RTD.



Hình 1. Cấu trúc lớp của RTD sử dụng trong nghiên cứu

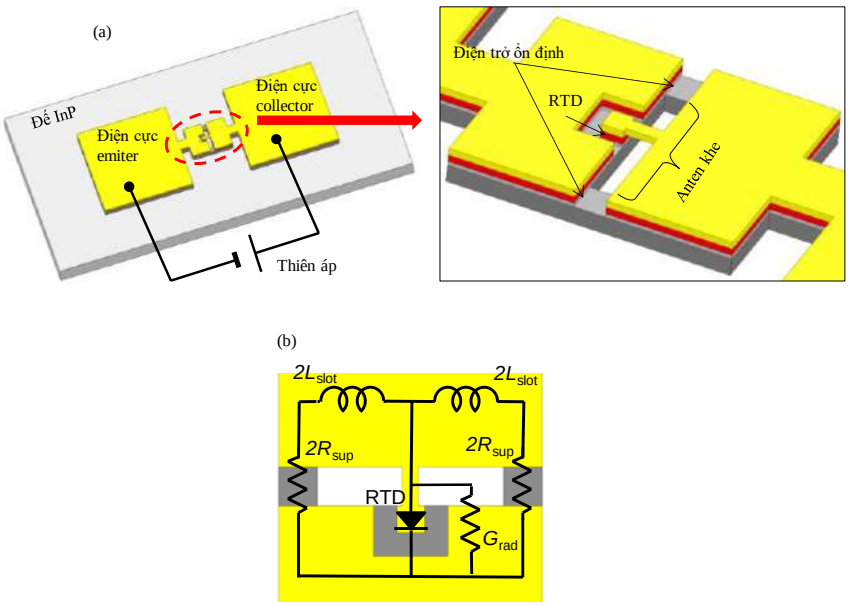


Hình 2. Đặc tuyến I-V đo được của một RTD được chế tạo

2.2. Bộ tạo dao động RTD cấu trúc đơn giản

Bộ tạo dao động RTD điển hình sử dụng RTD mắc ở tâm của một anten khe. Anten khe trong sơ đồ tương đương có thể mô tả bằng điện dẫn G_{ant} bao gồm điện dẫn bức xạ G_{rad} và điện

dẫn tổn hao G_{loss}. Điều kiện để dao động THz được tạo ra là điện dẫn âm của RTD phải bù đắp được tổn hao gây ra do cơ cấu anten, tức là $-G_{rtd} > G_{ant}$. Khi đó, tần số dao động của bộ tạo dao động RTD sẽ được xác định bởi tần số cộng hưởng của khung cộng hưởng LC gồm điện cảm tương đương của anten khe và điện dung của RTD. Trong bộ tạo dao động RTD điển hình người ta sử dụng tụ MIM (metal-insulator-metal) để cách lý mạch thiên áp với mạch RF. Bộ tạo dao động RTD cấu trúc đơn giản loại bỏ tụ MIM ra khỏi cấu trúc bộ tạo dao động RTD điển hình [12] như trên Hình 3.



Hình 3. Bộ tạo dao động RTD cấu trúc đơn giản và sơ đồ tương đương dao động

Nhờ việc loại bỏ tụ MIM, quá trình chế tạo của bộ tạo dao động đơn giản đi đáng kể với số lần quang khắc, lắng đọng điện cực, ăn mòn giảm đi đáng kể [12]. Trong bộ tạo dao động RTD cấu trúc đơn giản, hai điện trở thuần đóng vai trò là hai thành hẹp của anten khe. Nguyên nhân tụ MIM có thể được loại bỏ trong bộ tạo dao động này là do ở dải sóng THz trở kháng của điện cảm mạch thiên áp rất lớn, cho phép ngăn cách mạch cấp nguồn DC và mạch RF. Tuy nhiên, sự xuất hiện của hai điện trở thuần này sẽ tạo ra sự thay đổi nhỏ của điện cảm tương đương của anten khe cũng như điện dẫn tổn hao của anten khe, làm giảm tần số và công suất dao động của bộ tạo dao động RTD. Tần số dao động của bộ tạo dao động được xác định theo công thức (1). Trong đó C_{rtd} là điện dung của RTD. Công suất dao động của bộ tạo dao động RTD cấu trúc đơn giản được xác định theo công thức (2). Trong đó, G_{rtd}, G_{rad}, G_{loss} lần lượt là điện dẫn âm của RTD, điện dẫn bức xạ của anten khe, và điện dẫn tổn hao của anten khe. Điện dẫn tổn hao G_{loss} được ước lượng thông qua điện trở ổn định R_{sup} và điện cảm L_{slot} của anten khe theo công thức (3). Trong công thức (2) ΔV là độ rộng điện áp của vùng điện trở âm thể hiện trên Hình 2. Từ công thức (2) có thể thấy, độ rộng điện áp vùng điện trở âm càng lớn, công suất dao động của bộ tạo dao động RTD càng cao. Dự đoán này sẽ được kiểm chứng bằng kết quả thực nghiệm và phân tích ở mục 3.

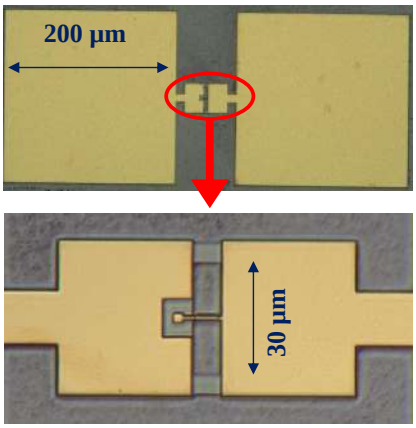
$$f = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{1}{L_{slot}C_{rtd}} - \frac{R^2_{sup}}{L^2_{slot}}} \quad (1)$$

$$P = \frac{1}{2}\frac{G_{rad}}{G_{rtd}}\left(G_{rtd} - G_{rad} - G_{loss}\right)\Delta V^2 \quad (2)$$

$$G_{loss} = \frac{R_{sup}}{\omega^2 L_{slot}^2} \quad (3)$$

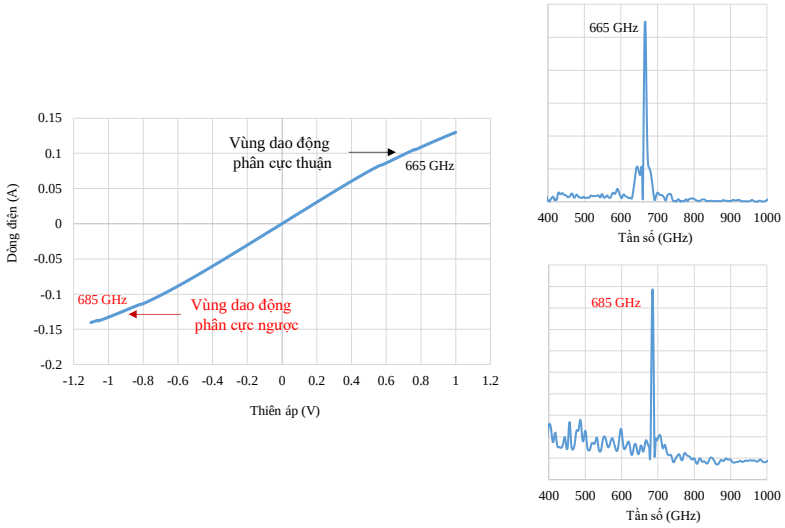
3. Kết quả và thảo luận

Chúng tôi đã chế tạo ba bộ tạo dao động với các kích thước khác nhau của RTD, hình ảnh quan sát trên kính hiển vi của một bộ tạo dao động được thể hiện trên Hình 5. Đặc tuyến I-V của một bộ tạo dao động thể hiện trên Hình 6 cho thấy dao động có thể phát sinh cả khi đi ốt được phân cực thuận và phân cực ngược. Để khảo sát đặc trưng dao động của ba bộ tạo dao động, chúng tôi tiến hành đo tần số dao động và công suất dao động của từng bộ tạo dao động lần lượt khi đi ốt được phân cực thuận và phân cực ngược. Phương pháp đo tần số dao động sử dụng bolometer và phương pháp đo công suất sử dụng đầu đo công suất đã được trình bày lần lượt trong các nghiên cứu [12] và [13].

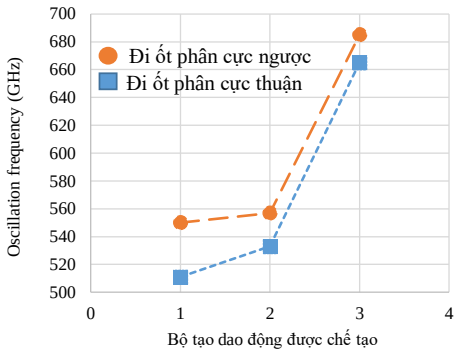


Hình 4. Ảnh quan sát trên kính hiển vi của một bộ tạo dao động được chế tạo

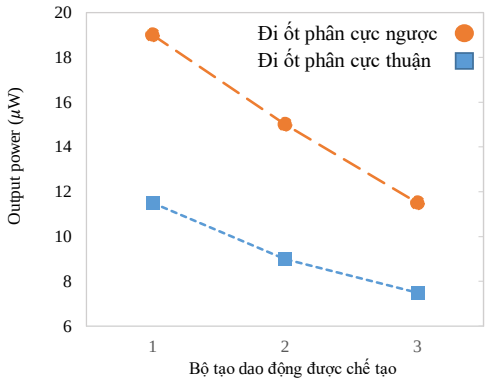
Để xác định sơ bộ bộ tạo dao động đã chế tạo có phát sinh dao động hay không, chúng tôi tiến hành đo đặc tuyến I-V của bộ tạo dao động. Hình 5 thể hiện đặc tuyến I-V đo được của một bộ tạo dao động đã được chế tạo. Đặc tuyến này cho thấy dao động THz phát sinh cả ở vùng phân cực thuận và phân cực ngược của RTD. Đặc tuyến này cũng chỉ ra mức thiên áp phù hợp để tiến hành đo tần số dao động dùng bolometer và công suất dao động dùng đầu đo công suất. Các mức này lần lượt là 0.75 V và -0.96 V khi RTD được phân cực thuận và phân cực ngược.



Hình 5. Đặc tuyến I-V của một bộ tạo dao động được chế tạo



Hình 6. Tần số dao động của các bộ tạo dao động được chế tạo



Hình 7. Công suất dao động của các bộ tạo dao động được chế tạo

Hình 6 cho thấy tần số dao động có sự cải thiện khi RTD được phân cực ngược so với khi RTD được phân cực thuận. Nguyên nhân có thể là do điện dung của RTD khi phân cực ngược nhỏ hơn điện dung của RTD khi phân cực thuận. Tuy nhiên, sự khác biệt như có thể thấy là không nhiều. Hình 7 cho thấy, rõ ràng công suất dao động của các bộ tạo dao động trong nghiên cứu này khi RTD được phân cực ngược lớn khi RTD được phân cực thuận. Nguyên nhân là do độ rộng điện áp vùng điện trở âm khi RTD phân cực ngược lớn hơn độ rộng điện áp vùng điện trở âm khi RTD phân cực thuận.

4. Kết luận

Bài báo nghiên cứu đặc trưng dao động của bộ tạo dao động đi ốt xuyên hầm cộng hưởng khi đi ốt được phân cực ngược. Đi ốt sử dụng trong nghiên cứu này có vùng điện trở âm khi đi ốt được phân cực ngược rộng hơn vùng điện trở âm khi đi ốt được phân cực thuận. Các công thức lý thuyết chỉ ra rằng công suất phát của bộ tạo dao động khi được phân cực ngược do đó lớn hơn công suất khi đi ốt được phân cực thuận. Chúng tôi đã chế tạo ba bộ tạo dao động RTD và đô kiểm để kiểm chứng. Kết quả thực nghiệm phù hợp với nhận định rút ra từ công thức lý thuyết. Nghiên cứu này, do đó, chỉ ra rằng đặc tuyến I-V của đi ốt cần được khảo sát cả ở vùng phân cực thuận và phân cực ngược để lựa chọn vùng làm việc tối ưu trước khi thiết kế bộ tạo dao động, thay vì chỉ sử dụng vùng phân cực thuận như trong các nghiên cứu trước đây.

Lời cảm ơn

Các tác giả cám ơn GS Suzuki Safumi tại Viện Công nghệ Tokyo đã hỗ trợ việc chế tạo và đo kiểm trong nghiên cứu này.

Tài liệu tham khảo

1. W. Gao, T. Saijo, K. Maekawa, T. Ishibashi, H. Ito, and T. Nagatsuma, (2003). Terahertz wireless communications using SiC-substrate-based Fermi-level managed barrier diode receiver. *IEEE/MTT-S International Microwave Symposium - IMS 2023*, San Diego, CA, USA.
2. R. Kaola, K. Iyoda, M. Fujita, and T. Nagatsuma (2023). Terahertz link with orthogonal polarization over silicon dielectric waveguide. *Electronics Letters*, vol. 59, no. 14, Art. no. e12779.
3. L. Yi, R. Kaname, R. Mizuno, Y. Li, M. Fujita, H. Ito, and T. Nagatsuma (2022). Ultra-wideband frequency modulated continuous wave photonic radar system for three-dimensional terahertz synthetic aperture radar imaging. *Journal of Lightwave Technology*, vol. 40, no. 20, pp. 6719 - 6728.
4. L. Yi, Y. Nishida, T. Sagisaka, R. Kaname, R. Mizuno, M. Fujita, and T. Nagatsuma (2021). Towards practical terahertz imaging system with compact continuous wave transceiver. *Journal of Lightwave Technology*, vol. 39, no. 24, pp. 7850 - 7861.
5. X. Wu, Y. Dai, L. Wang, Y. Peng, L. Lu, Y. Zhu, Y. Shi, and S. Zhuang (2020). Diagnosis of methylglyoxal in blood by using far-infrared spectroscopy and o-phenylenediamine derivation. *Biomed. Opt. Express*, vol. 11, no. 2, pp. 963-970.
6. A. K. Khalatpour, C. Paulsen1, Z. R. Deimert, Wasilewski, and Q. Hu (2021). *Nat. Photonics*, vol. 15, Art. no. 16.
7. J. Yun, J. Kim, and J.-S. Rieh (2017). A 280-GHz 10-dBm signal source based on InP HBT technology. *IEEE Microwave and Wireless Components Letters*, vol. 27, no. 2, pp. 159– 161.
8. J. Yun, J. Kim, D. Yoon, and J.-S. Rieh (2017). 645-GHz InP heterojunction bipolar transistor harmonic oscillator. *Electronics Letters*, vol. 53, no. 22, pp. 1475–1477.
9. H. Eisele (2002). High performance InP Gunn devices with 34 mW at 193 GHz. *Electronics Letters*, vol. 38, no. 16.
10. M. Asada and S. Suzuki (2021). Terahertz emitter using resonant-tunneling diode and applications. *Sensors*, vol. 21, no. 4, p. 1384.
11. Y. Koyama, Y. Kitazawa, K. Yukimasa, T. Uchida, T. Yoshioka, K. Fujimoto, T. Sato, J. Iba, K. Sakurai, and T. Ichikawa (2022). A high-power terahertz source over 10 mW at 0.45 THz using an active antenna array with integrated patch antennas and resonant-tunneling diodes. *IEEE Transactions on Terahertz Science and Technology*, vol. 12, no. 5, pp. 510–519.
12. T. V. Mai, Y. Suzuki, X. Yu, S. Suzuki, and M. Asada (2020). Structure-simplified resonant tunneling diode terahertz oscillator without metal-insulator-metal capacitors. *Journal of Infrared, Millimeter, and Terahertz Waves*, vol. 41, no. 12, pp. 1498–1507.
13. T. V. Mai, Y. Suzuki, X. Yu, S. Suzuki, and M. Asada (2021). Structure dependence of oscillation characteristics of structure-simplified resonant-tunneling-diode terahertz oscillator. *Applied Physics Express*, vol. 15, Art. no. 042003.

Oscillation characteristics of terahertz resonant tunneling diode oscillator in reverse bias

Abstract: *Terahertz waves have been widely studied due to their significant potential applications in wireless communications and sensing. Resonant tunneling diode (RTD) oscillators are promising candidates for terahertz sources because of their compact size and capability to operate at room temperature. RTD oscillators exploit the negative differential resistance (NDR) region in the I–V characteristic to generate terahertz oscillations. The output power of the oscillator depends on the voltage width of the negative differential resistance region. Previously, most RTD oscillators utilized the NDR region under forward bias conditions. This paper analyzes the*

experimental I–V characteristics of the diode under reverse bias. The experimental results show that, due to a wider NDR region compared to that of forward bias, RTD oscillators achieves higher output power when operating under reverse bias.

Keywords: Resonant tunneling diode; terahertz; I-V characteristic; oscillator; reverse bias.

ẢNH HƯỞNG SAI SỐ TDOA ĐẾN CHẤT LƯỢNG ĐỊNH VỊ NGUỒN ÂM TẦM XA VÀ MỘT SỐ GIẢI PHÁP NÂNG CAO ĐỘ CHÍNH XÁC

Nguyễn Việt Hùng[1*], Vũ Văn Vương[1], Nguyễn Đình Văn[1]

[1]*Học viện Kỹ thuật Quân sự*

Email: quannhanvn@gmail.com; Tel: 0963671290

Tóm tắt

Độ chênh thời gian đến (TDOA – Time Difference of Arrival) là đại lượng then chốt để suy ra hướng đến nguồn âm (DOA – Direction of Arrival) trong các hệ thống định hướng và định vị nguồn âm ngoài trời tầm xa, nơi giả thiết sóng phẳng theo từng cụm microphone thường được áp dụng. Tuy nhiên, trong điều kiện thực tế, TDOA luôn tồn tại sai số do nhiễu và méo tín hiệu, đa đường, biến thiên tốc độ âm theo khí quyển, sai lệch đồng bộ phần cứng và các giả thiết mô hình; những sai số này lan truyền phi tuyến sang sai số DOA và có xu hướng bị "khuếch đại" thành sai số vị trí khi nguồn ở xa, đặc biệt trong các bài toán định vị dựa trên giao hội các tia DOA từ nhiều cụm. Tài liệu này hệ thống hóa các nhóm phương pháp ước lượng độ chênh thời gian đến và hướng đến nguồn âm trong một cụm microphone, đồng thời dựa trên các mô hình lý thuyết cơ bản, bài báo phân tích định lượng quá trình lan truyền sai số: sai số đo độ chênh thời gian đến gây ra sai số ước lượng hướng, và cuối cùng chuyển thành sai số vị trí trong bài toán định vị; làm rõ vai trò của cự ly nguồn–cụm và khoảng cách giữa hai cụm trong cơ chế khuếch đại sai số tầm xa. Tài liệu cũng tổng hợp các nhóm giải pháp nâng cao chất lượng định vị từ thiết kế hệ thống đến xử lý tín hiệu âm thanh kết hợp trí tuệ nhân tạo, học máy và đa nguồn thông tin như bản đồ địa hình hoặc đa cảm biến nhằm gia tăng ràng buộc vật lý–không gian cho nghiệm định vị.

Từ khóa: *TDOA error; DOA estimation; Error amplification; Long-range acoustics; Error mitigation.*

1. Mở đầu

Định vị nguồn âm ngoài trời là một bài toán có ý nghĩa thực tiễn trong giám sát môi trường âm, đảm bảo an ninh–an toàn và các hệ thống cảnh báo theo sự kiện. Trong nhiều kiến trúc triển khai, hướng đến nguồn âm (DOA – Direction of Arrival) thường được xem là đại lượng trung gian quan trọng: từ tín hiệu đa kênh thu bởi mảng hoặc cụm microphone, hệ thống ước lượng hướng đến, sau đó kết hợp các thông tin hướng (hoặc kết hợp hướng và độ chênh thời gian đến) để suy ra vị trí nguồn. Xét theo mô hình lan truyền, khi nguồn đủ xa so với khẩu độ của cụm, trường sóng tại cụm có thể được xấp xỉ như sóng phẳng, nhờ đó hướng đến có thể coi gần như đồng nhất trên toàn bộ các microphone trong mảng.

Tuy nhiên, kết quả ước lượng DOA ngoài trời hiếm khi đạt độ chính xác lý tưởng do sự can thiệp của các yếu tố môi trường phức tạp và sai số nội tại của hệ thống [1, 2]. Sai số này không chỉ làm suy giảm độ chính xác của kết quả "hướng đơn" tại từng cụm, mà còn gây tác động lớn hơn khi chuyển sang bài toán định vị: một sai lệch góc nhỏ tại vị trí đặt cụm sẽ tạo ra sai lệch vị trí ngày càng tăng khi kéo dài theo DOA, khiến nguồn càng xa thì sai số vị trí càng dễ bị khuếch đại, thậm chí dẫn đến giao hội kém tin cậy hoặc xuất hiện nghiệm ngoại lai. Vì vậy, việc định lượng ảnh hưởng của sai số DOA và xác định các nhóm giải pháp giảm sai số là yêu cầu then chốt để thiết kế hệ thống định vị tầm xa có độ chính xác và độ bền vững cao.

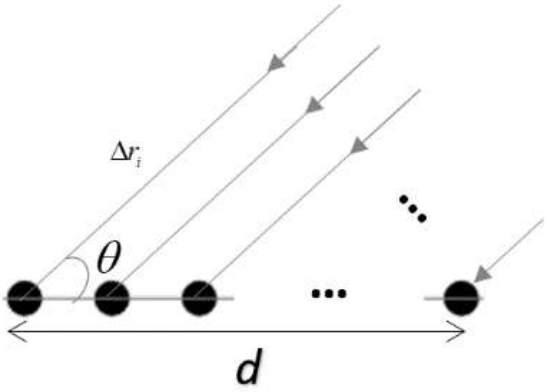
2. Phân tích lý thuyết và thực nghiệm

2.1. Ước lượng DOA từ TDOA trong một mảng microphone

Trong các hệ thống định hướng và định vị nguồn âm tầm xa, độ chênh thời gian đến (TDOA) là đại lượng đo trực tiếp quan trọng, từ đó suy ra hướng đến nguồn âm (DOA – Direction of Arrival). DOA mô tả hướng lan truyền của sóng âm khi tới mảng microphone;

*Email: quannhanvn@gmail.com

trong mô hình hai chiều, DOA thường được biểu diễn bởi góc phương vị, là góc giữa hướng lan truyền của sóng âm và một trục tham chiếu cố định. Khi nguồn ở đủ xa so với kích thước mảng microphone, có thể chấp nhận giả thiết sóng phẳng: các mặt sóng tại vùng đặt các microphone gần như song song, và DOA được xem xấp xỉ đồng nhất trên toàn bộ các phần tử trong cùng một cụm (Hình 1).



Hình 1. Biểu diễn sóng âm đến từng phần tử trong mảng microphone

Để xác định TDOA của các microphone trong mảng, GCC-PHAT (Generalized Cross-Correlation with Phase Transform) là lựa chọn được dùng rất rộng rãi vì có xu hướng giảm ảnh hưởng biên độ và nhấn mạnh thông tin pha, nhờ đó ổn định hơn trước các dạng suy hao phổ và nhiều loại nhiễu.

Với hai kênh $x_m\ t$ và $x_n\ t$, ký hiệu $X_m\ f$, $X_n\ f$ là biến đổi Fourier, hàm tương quan chéo của phổ hai kênh được xác định bằng [3]:

$$G_{mn}\ f = X_m\ f\ X_n^*\ f \tag{1}$$

Trọng số PHAT được áp bằng cách chuẩn hóa biên độ của chéo phổ, khi đó hàm GCC-PHAT là:

$$R_{mn}^{\text{PHAT}}\ \tau = \int_{-\infty}^{\infty} \frac{G_{mn}\ f}{\left|G_{mn}\ f\right| + \varepsilon} e^{j2\pi f\tau}\, df \tag{2}$$

Sau khi tính hàm GCC-PHAT $R_{mn}^{\text{PHAT}}\ \tau$, TDOA giữa hai kênh m, n được ước lượng theo tiêu chí cực đại của hàm tương quan:

$$\hat{\tau}_{mn} = \arg\max_{\tau} R_{mn}^{\text{PHAT}}\ \tau \tag{3}$$

Giá trị $\hat{\tau}_{mn}$ tương ứng vị trí đỉnh của $R_{mn}^{\text{PHAT}}\ \tau$, biểu thị độ lệch thời gian đến của cùng một tín hiệu tại hai microphone.

Xét cụm đơn giản gồm 2 microphone cách nhau d, nguồn ở xa đủ để xấp xỉ sóng phẳng đến từng phần tử thu. Khi đó quan hệ giữa TDOA và góc đến DOA đo so với trục nối 2 microphone và c là vận tốc truyền âm, quan hệ giữa TDOA và góc đến được mô tả bởi:

$$\tau_{mn} = \frac{d\cos\theta}{c} \tag{4}$$

Với ước lượng TDOA ($\hat{\tau}_{mn}$) từ công thức (3), xây dựng công thức ước lượng DOA theo TDOA:

$$\hat{\theta} = \arccos\left(\frac{c\,\hat{\tau}_{mn}}{d}\right) \quad (5)$$

Trong thực tế, TDOA/DOA không thể được ước lượng hoàn hảo vì tín hiệu quan sát chỉ là một phiên bản bị biến dạng của tín hiệu nguồn sau khi lan truyền qua môi trường và đi qua hệ đo, đồng thời quá trình xử lý luôn phải dựa trên các giả thiết mô hình và tham số hữu hạn. Do đó, để thiết lập một hệ quy chiếu chuẩn xác nhằm đối sánh với khung phân tích sai số, giới hạn dưới Cramer-Rao (Cramer-Rao Lower Bound - CRLB) thường được sử dụng như một nền tảng lý thuyết cốt lõi, xác định mức phương sai sai số tối thiểu mà bất kỳ thuật toán ước lượng định vị nào cũng có thể đạt tới [4].

2.2 Ảnh hưởng của sai số TDOA đến chất lượng DOA và định vị nguồn âm ở cự ly xa

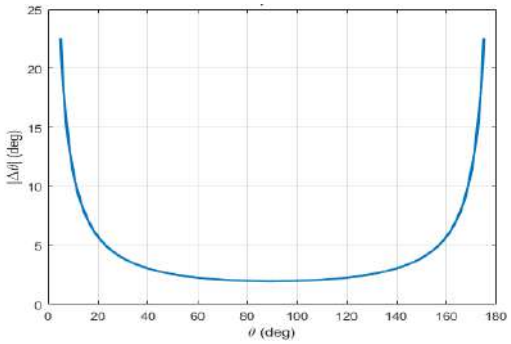
Trong phần này, mục tiêu của chúng tôi là định lượng mức suy giảm chất lượng định vị nguồn âm khi tồn tại sai số trong ước lượng TDOA ở môi trường ngoài trời, đặc biệt ở cự ly xa (cấp km). Mô hình đánh giá được xây dựng theo các giả thiết đơn giản hóa thường dùng: trong mỗi mảng microphone có thể coi sóng tới xấp xỉ phẳng, vận tốc truyền âm c là hằng số trong khoảng thời gian quan sát.

a) Ảnh hưởng sai số TDOA trong ước lượng hướng tới DOA

Xét trường hợp nguồn đơn và cụm gồm hai microphone cách nhau d. Ước lượng DOA ($\hat{\theta}$) được suy ra trực tiếp từ ước lượng TDOA ($\hat{\tau}_{mn}$) thông qua quan hệ phi tuyến (Công thức 5). Đặt $\Delta\tau = \hat{\tau}_{mn} - \tau_{mn}$ là sai số của phép đo TDOA, khi đó sai số DOA ($\Delta\theta$) được tính theo:

$$\Delta\theta = \hat{\theta} - \theta = \hat{\theta} - \arccos\left(\frac{c\,\hat{\tau}_{mn} + \Delta\tau}{d}\right) = \hat{\theta} - \arccos\left(cos\hat{\theta} + \frac{c\Delta\tau}{d}\right) \quad (6)$$

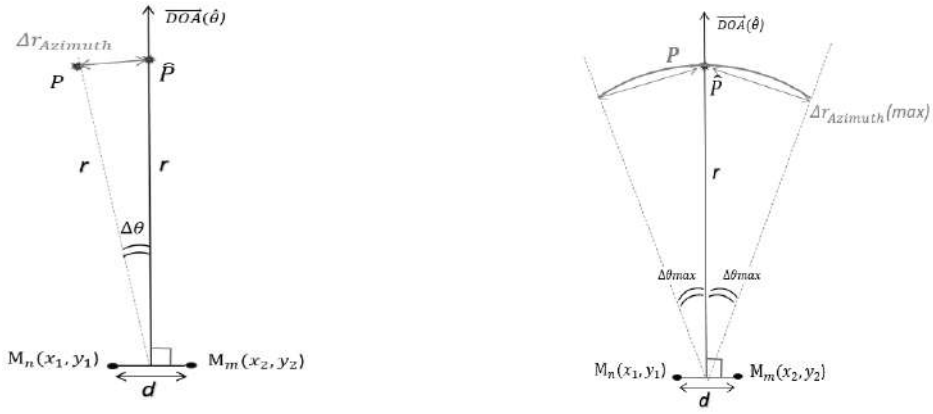
Từ biểu thức (6) cho thấy, khi khoảng cách hai microphone d và sai số $\Delta\tau$ không đổi, độ nhạy sai số DOA phụ thuộc mạnh vào góc $\hat{\theta}$. Điều này được minh hoạ rõ trong (Hình 2) dưới điều kiện mô phỏng $d = 2m$, $\Delta\tau = 0.2\text{ms}$ và giả sử vận tốc âm thanh là $c = 343m/s$.



Hình 2. Ảnh hưởng của hướng nguồn âm lên sai số đo DOA bằng cụm hai microphone

Từ (Hình 2) cho thấy: Nếu $\hat{\theta}$ gần 0° hoặc 180° thì $\sin\hat{\theta}$ rất nhỏ dẫn đến $\Delta\theta$ tăng mạnh. Nếu θ gần 90° thì $\sin\hat{\theta}$ lớn nhất, $\Delta\theta$ nhỏ nhất (ổn định nhất). Trong thực tế, để bao phủ gần như đều 360°, các phương pháp ước lượng DOA thường dùng mảng nhiều microphone với các cấu hình phù hợp nhằm tránh vùng "mù" và cải thiện hình học [5]. Do đó, trong các khảo sát định lượng tiếp theo, để đơn giản hóa và phù hợp với đồ thị mô phỏng, ta xét trường

hợp đại diện 2 microphone và tập trung vào vùng góc xung quanh 90^o ,vùng có tính ổn định cao nhất (Hình 3).



(a) (b)

Hình 3. Biểu diễn sai số DOA từ hai microphone với $\hat{\theta} = 90^o$, (a) Sai số DOA, (b) Phân vùng vị trí nguồn âm

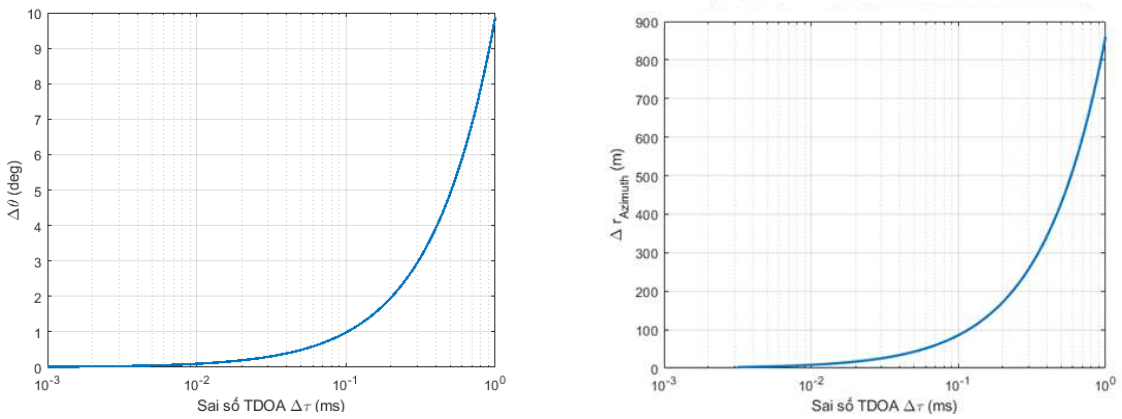
Khi đó, với giá trị cư ly từ nguồn âm P đến mảng microphone là r, sai số định vị theo hướng $\Delta r_{Azimuth}$ được xác định theo (Hình 3a):

$$\Delta r_{Azimuth} = 2r\sin\frac{|\Delta\theta|}{2} = 2r\sin\frac{\left|\hat{\theta} - \arccos\ \cos\hat{\theta} + \Delta\tau c / d\ \right|}{2} \quad (7)$$

Khi sai số đo TDOA bị giới hạn trong khoảng $|\Delta\tau| \le \Delta\tau\ \ max$, từ (6) suy ra sai số góc cũng bị chặn $|\Delta\theta| \le \Delta\theta max$, khi đó vị trí P của nguồn sẽ nằm trong một miền cung tròn trên đường tròn tâm O, bán kính r, bị giới hạn bởi hai hướng $\hat{\theta} - \Delta\theta max$ và $\hat{\theta} + \Delta\theta max$. Nói cách khác, quanh vị trí ước lượng P (ứng với $\hat{\theta}$), điểm P nằm trên đường cung của vòng tròn bán kính r với độ lệch có thể lệch theo vị trí ước lượng P một lượng $|\Delta r_{Azimuth}| \le \Delta r_{Azimuth}\ \ max$ (Hình 3b) với:

$$\Delta r_{Azimuth}\ \ max\ = 2r\sin\frac{|\Delta\theta max|}{2} \quad (8)$$

Từ các công thức suy ra quan hệ giữa sai số TDOA và sai số DOA, có thể biểu diễn mức độ ảnh hưởng của sai số TDOA đến chất lượng định hướng và đến sai số định vị theo hướng trong bài toán định vị tầm xa (Hình 4).



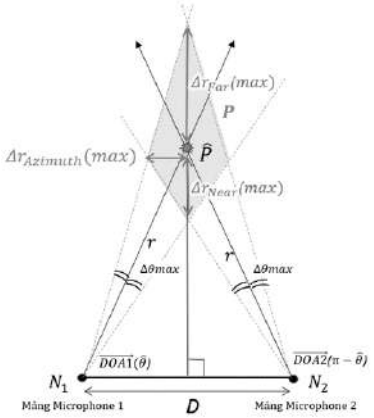
(a) (b)

Hình 4. Ảnh hưởng của sai số TDOA đến chất lượng DOA và sai số định vị theo hướng

*(a) Ảnh hưởng đến hướng tới (DOA), (b) Ảnh hưởng đến sai số định vị theo hướng (*với $r = 5000m$, $d = 2m$ *)*

b) Ảnh hưởng sai số DOA lên chất lượng định vị nguồn âm

Khi chuyển sang bài toán định vị bằng cách lấy giao điểm của hai tia DOA từ hai mảng microphone, các sai số hướng này không còn dừng ở mức sai số góc mà sẽ lan truyền và bị khuếch đại thành sai số vị trí, nhất là trong bối cảnh nguồn ở xa. Tương tự như phân tích ở ảnh hưởng sai số trong bài toán "hướng đơn" DOA, ta xét trường hợp nguồn âm nằm trên đường trung trực của hai mảng microphone với tham số kỹ thuật tương tự nhau (sai số đo DOA như nhau: $\Delta\theta_1 max = \Delta\theta_2 max$). Khi đó, vị trí của nguồn âm thực tế sẽ nằm trong vùng giao của hai góc sai số $2\Delta\theta max$ được đánh giá bằng ba tham số đặc trưng: sai số hướng $\Delta r_{Azimuth}\ \ max$; sai số cự ly gần $\Delta r_{Near}(max)$; và sai số cự ly xa $\Delta r_{Far}(max)$ (Hình 6).



Hình 5. Biểu diễn vùng sai số ước lượng nguồn âm P từ hai mảng microphone

Áp dụng các công thức hình học, có thể tính được các tham số đặc trưng của vùng sai số định vị theo:

$$\Delta r_{Azimuth}\ \ max = \frac{D}{2}\left[\frac{\sin\ 2\Delta\theta_{max}}{\sin\ 2\hat{\theta}}\right] \tag{9}$$

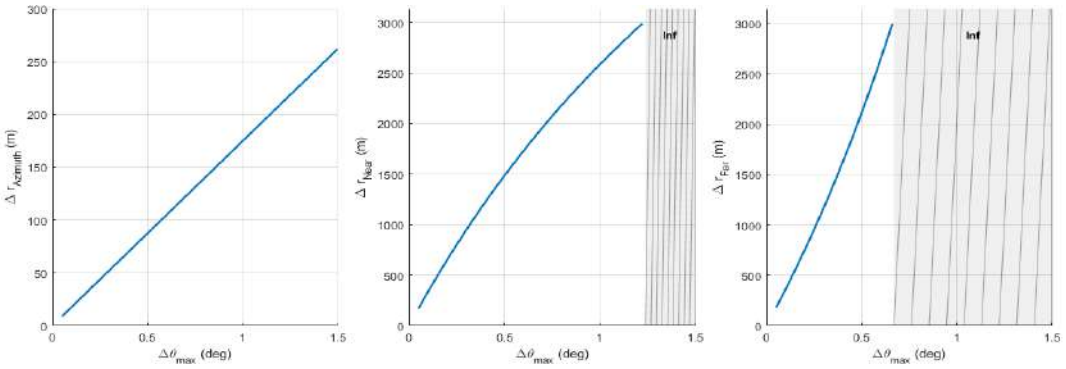
$$\Delta r_{Near}\ \ max = \frac{D}{2}\left[\frac{1}{\cos\ \hat{\theta}} - \frac{1}{\cos\ \hat{\theta} - \Delta\theta_{max}}\right] \tag{10}$$

$$\Delta r_{Far}\ \ max = \frac{D}{2}\left[\frac{1}{\cos\ \hat{\theta} + \Delta\theta_{max}} - \frac{1}{\cos\theta}\right] \tag{11}$$

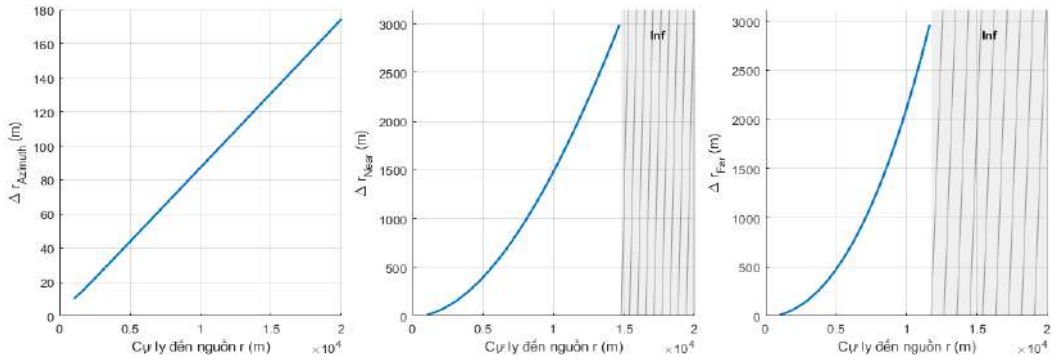
Với $\hat{\theta} = arccos\left(\frac{D}{2r}\right)$: góc ước lượng DOA của mảng microphone với sai số $\Delta\theta_{max}$.

Từ các biểu thức trên, có thể thấy các tham số đặc trưng của vùng sai số định vị phụ thuộc đồng thời vào ba tham số chính: cự ly từ nguồn đến các cụm cảm biến (r), khoảng cách hai mảng microphone (D), và sai số ước lượng DOA ($\Delta\theta_{max}$). Để định lượng riêng rẽ ảnh hưởng của từng tham số, ba đồ thị được xây dựng bằng cách lần lượt khảo sát một tham số trong khi giữ cố định hai tham số còn lại: quét $\Delta\theta_{max}$ với $D = D_0$, $r = r_0$ nhằm mô tả ảnh hưởng của sai số định vị theo chất lượng ước lượng DOA; quét khoảng cách hai microphone

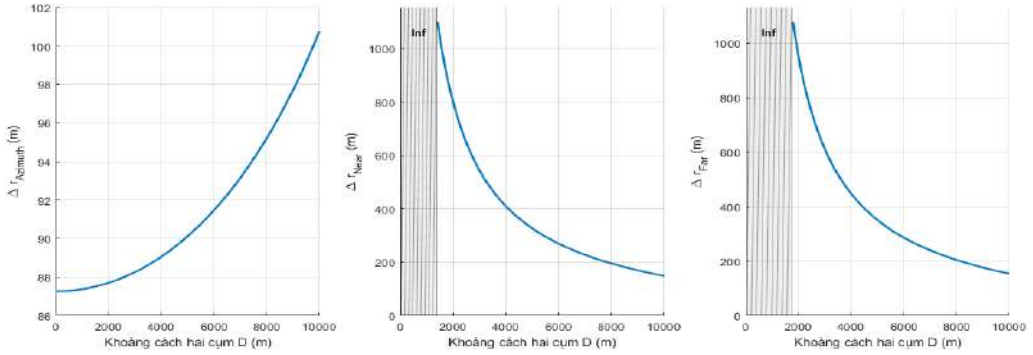
d với $r = r_0$ và $\Delta\theta_{max} = \Delta\theta_0$ nhằm đánh giá vai trò của khoảng cách hai mảng microphone ; và quét cự ly r với $D = D_0$ và $\Delta\theta_{max} = \Delta\theta_0$ để thể hiện sai số vị trí bị "phóng đại" theo khoảng cách nguồn (Hình 6,7,8).



Hình 6. Ảnh hưởng sai số DOA đến chất lượng định vị ($r_0 = 10000m$, $D_0 = 1000m$)



Hình 7. Ảnh hưởng cự ly nguồn đến sai số định vị ($D_0 = 1000m$; $\Delta\theta_0 = 0.5^o$)



Hình 8. Ảnh hưởng khoảng cách hai mảng microphone đến sai số định vị ($r_0 = 10000m$; $\Delta\theta_0 = 0.5^o$)

Tổng hợp các kết quả cho thấy sai số định vị ở cự ly xa chịu tác động đồng thời bởi sai số hệ thống và sai số ước lượng. Ở mức "hướng đơn", sai số DOA $\Delta\theta$ bị chi phối mạnh bởi đặc tính và cấu hình hệ thống thu (độ nhạy/đáp ứng của microphone, đồng bộ–đo thời gian, cũng như cách bố trí phần tử, đặc biệt là khoảng cách d), cùng với sai số thời gian $\Delta\tau$ của phép đo TDOA. Khi chuyển sang định vị tam giác đạc với hai cụm, các sai số góc này lan truyền và bị khuếch đại thành sai số vị trí; mức khuếch đại tăng rất nhanh khi cự ly r tăng, hoặc khi cấu hình cụm bất lợi (ví dụ d nhỏ làm $\Delta\theta$ lớn), đồng thời có thể xuất hiện các nghiệm kém tin cậy (outlier) trong điều kiện hình học không thuận lợi. Do đó, việc nâng cao chất lượng

định vị thông qua giảm $\Delta\tau / \Delta\theta$ và tối ưu thiết kế–bố trí hệ thống (nội dung Phần III) là yêu cầu then chốt để đảm bảo độ chính xác và độ bền vững của định vị nguồn âm ở cự ly xa.

2.3 Một số giải pháp nâng cao chất lượng định vị

Trong phần này tập trung đánh giá các nhóm giải pháp nâng cao chất lượng định vị, bao quát từ thiết kế phần cứng/hình học hệ thống thu đến các thuật toán xử lý tín hiệu và phần mềm, mô hình tính toán. Trong từng hướng, tổng hợp một số công bố nghiên cứu liên quan, đồng thời phân tích ưu – nhược điểm và điều kiện áp dụng nhằm làm cơ sở lựa chọn giải pháp phù hợp cho bài toán định vị ngoài trời.

a) Tối ưu hệ thống đo và cấu hình hình học

Lựa chọn thiết bị thu: là bài toán đánh đổi giữa chi phí và hiệu năng microphone: các thiết bị đo lường chuyên dụng đảm bảo độ chuẩn xác cao nhưng đắt đỏ, trái ngược với các dòng tiêu dùng có giá thành rẻ nhưng kém ổn định và dải động hạn chế.

Lựa chọn cấu hình hình học của mảng microphone: là biến thiết kế then chốt, chi phối trực tiếp độ sắc của búp sóng, khả năng phân giải theo góc và mức nhạy của hệ trước nhiễu, tín hiệu phản xạ, việc lựa chọn dạng mảng và quy mô mảng cần xuất phát từ mục tiêu ứng dụng và điều kiện triển khai thực tế để lựa chọn cấu hình phù hợp [5].

Lựa chọn khoảng cách d trong mảng microphone và khoảng cách giữa hai mảng D là hai tham số hình học chi phối trực tiếp độ phân giải và độ ổn định của bài toán định vị. Việc thiết lập các khoảng cách này không chỉ dựa trên việc phân tích các đường cong sai số lý thuyết để giảm thiểu sai số hình học, mà còn phải đáp ứng linh hoạt các ràng buộc thực tế tại hiện trường như năng lực đồng bộ của phần cứng, vật cản địa hình và nhiễu môi trường.

b) Cải tiến thuật toán ước lượng TDOA/DOA và tăng SNR bằng xử lý mảng Beamforming và các giải pháp nâng cao SNR/SIR trước khi đo DOA

Trong định vị nguồn âm dựa trên TDOA/DOA, chất lượng ước lượng bị chi phối mạnh bởi SNR (Signal - to - Noise Ratio – tỷ số tín hiệu/nhiễu) và SIR (Signal – to - Interference Ratio – tỷ số tín hiệu/nhiễu giao thoa). Ba lựa chọn điển hình được áp dụng nhằm tăng cường tín hiệu mục tiêu và suy giảm nhiễu: Delay - and - Sum (DAS) – Bù trễ và cộng để giữ tín hiệu đích, triệt tiêu nhiễu khác hướng [6], MVDR/Capon – Tối thiểu hóa công suất đầu ra nhưng vẫn đảm bảo đáp ứng không méo theo hướng mục tiêu [7], và GSC (Generalized Sidelobe Canceller) – một cấu trúc triển khai beamforming tuyến tính có ràng buộc bằng cách tách thành nhánh "giữ tín hiệu" và nhánh "triệt nhiễu" giúp thích ứng linh hoạt trong môi trường nhiễu biến đổi [8].

Lựa chọn giải pháp tối ưu để xác định TDOA

Trong chuỗi xử lý TDOA → DOA, việc chọn bộ ước lượng TDOA quyết định trực tiếp độ tin cậy của DOA. Do đó, cần xem xét đồng thời phương pháp ước lượng, cơ chế tăng độ phân giải, và tiêu chí đánh giá độ tin cậy để hạn chế sai số ngay từ đầu.

Trong đó GCC-PHAT là lựa chọn phổ biến nhờ cơ chế chuẩn hoá phổ chéo theo biên độ để làm tăng độ sắc của đỉnh tương quan. Ưu điểm là thường bền hơn cross-correlation thông thường trong điều kiện có vang đa đường mức vừa; nhược điểm là nhạy với nhiễu cộng, nhất là khi nhiều dải tần có SNR thấp: do PHAT có xu hướng "đối xử ngang" các tần số, nên trong nhiễu mạnh, hiệu năng GCC-PHAT bị suy giảm đáng kể.

Trong vài năm gần đây, các phương pháp AI/ML/DL được xem là hướng tiếp cận hiện đại và ngày càng được ưa chuộng trong bài toán định vị âm thanh, do khả năng học trực tiếp các đặc trưng không gian–thời gian phức tạp mà các mô hình cổ điển khó mô tả đầy đủ, đồng thời học cơ chế chống nhiễu/đa đường ngay trong quá trình suy luận [9].

Một số nghiên cứu gần đây về áp dụng trí tuệ nhân tạo và học máy trong SSL như: sử dụng hệ deep beamforming nhằm nâng SNR/SIR đồng thời hỗ trợ định hướng [10]; dùng học sâu để ước lượng DOA trực tiếp từ các đặc trưng "thông tin không gian" [11]; ước lượng TDOA dựa trên PGCC-PHAT (parametrized GCC-PHAT) kết hợp CNN hồi quy trực tiếp $\hat{\tau}$ [12].

Tuy nhiên, hạn chế cốt lõi là nhu cầu tập dữ liệu lớn và đa dạng (theo nhiễu, khoảng cách, cấu hình mảng, địa hình…), cùng chi phí gán nhãn và rủi ro "lệch miền" giữa mô phỏng và thực đo. Ngoài ra, việc đảm bảo tổng quát hóa sang cấu hình phần cứng mới hoặc môi trường mới thường đòi hỏi chiến lược dữ liệu và cơ chế đánh giá tin cậy đi kèm.

c) Kết hợp đa nguồn thông tin cho định vị

Để vượt qua những giới hạn của việc chỉ sử dụng dữ liệu hướng đến DOA/TDOA thuần túy, bài toán định vị có thể được tối ưu hóa bằng cách kết hợp thêm các nguồn thông tin khác và nâng độ bền vững của nghiệm định vị.

Tích hợp mô hình suy hao tín hiệu: Bằng cách kết hợp góc DOA với mức độ suy hao của âm thanh, hệ thống có thể ước lượng được cự ly thực tế tới nguồn phát [13].

Sử dụng bản đồ địa hình (DEM) làm ràng buộc không gian. Phương pháp này không tách rời bước giải hình học từ TDOA, mà trực tiếp đánh giá độ khớp giữa dữ liệu quan sát và dự đoán trên một lưới các điểm ứng viên tọa độ (mặt phẳng hoặc không gian có tính đến địa hình).

Ngoài các nguồn thông tin "trong âm thanh", một hướng mở rộng là đa cảm biến, kết hợp micro với cảm biến áp suất, rung hoặc camera.... khi đó, mỗi cảm biến cung cấp một dạng bằng chứng khác nhau (thời điểm, hướng, mức năng lượng, xác thực thị giác), giúp tăng tính xác thực và giảm nhầm lẫn giữa nguồn mục tiêu và nhiễu nền.

Tóm lại, nhóm giải pháp kết hợp đa nguồn thông tin tạo ra một "khung hợp nhất" để biến DOA/TDOA từ một ước lượng mang tính cục bộ thành một nghiệm định vị có ràng buộc vật lý–không gian rõ ràng. Đây cũng là bước đệm để chuyển sang các mô hình AI/ML/DL, nơi các mô hình có thể được dùng để ước lượng các tham số hoặc học trực tiếp phục vụ tối ưu định vị nguồn âm.

3. Kết luận

Tài liệu đã làm rõ vai trò trung tâm của sai số DOA trong bài toán định vị nguồn âm ngoài trời tầm xa: sai số ước lượng hướng không chỉ ảnh hưởng trực tiếp đến độ chính xác "hướng đơn" tại một cụm, mà còn bị khuếch đại mạnh khi chuyển sang định vị dựa trên giao hội tia DOA hoặc tam giác đạc giữa hai cụm. Các phân tích cho thấy chất lượng định vị phụ thuộc đồng thời vào chất lượng tín hiệu và độ tin cậy của phép ước lượng TDOA/DOA. Từ đó, việc đánh giá sai số và lựa chọn giải pháp cải thiện cần được xem như một bài toán "hệ thống", kết hợp tối ưu phần cứng – bố trí, nâng SNR/SIR và tiền xử lý, cùng với các kỹ thuật ước lượng và hợp nhất thông tin phù hợp.

Về ý nghĩa ứng dụng, khung phân tích và các nhóm giải pháp tổng hợp trong tài liệu có thể hỗ trợ thiết kế và triển khai các hệ thống giám sát âm thanh ngoài trời phục vụ cảnh báo theo sự kiện, theo dõi nguồn phát xung mạnh, giám sát an ninh–an toàn khu vực, cũng như các bài toán quan trắc môi trường âm và đánh giá hoạt động công nghiệp.

Trong hướng phát triển, có ba nhánh mở rộng quan trọng. Thứ nhất, cần chuyển từ mô hình đơn giản hóa sang các mô hình lan truyền thực tế hơn, đưa vào ảnh hưởng khí tượng (gió, gradient nhiệt), địa hình và che khuất để mô tả sai số một cách sát thực nghiệm. Thứ hai, phát triển các thuật toán ước lượng và hợp nhất mang tính bền vững cao, như ước lượng đa nguồn, đa xung, mô hình hóa độ tin cậy theo thời gian–tần số. Thứ ba, tăng cường hợp nhất đa nguồn dữ liệu: kết hợp bản đồ địa hình, hoặc bổ sung cảm biến khác (áp suất, quang học, radar) để tăng ràng buộc không gian và giảm mơ hồ nghiệm, hướng tới triển khai thời gian thực trên thiết bị dã chiến với yêu cầu tính toán và năng lượng tối ưu. Các hướng này kỳ vọng giúp hệ thống định vị ngoài trời đạt độ chính xác và độ tin cậy cao hơn trong điều kiện phức tạp, đồng thời mở rộng phạm vi ứng dụng trong thực tế.

Tài liệu tham khảo

[1] D. K. Wilson, C. L. Pettit, and V. E. Ostashev, *Sound propagation in the atmospheric boundary layer*. Acoustical Society of America, 2015.

[2] Z. S. Mahdi and K. Al-Jumaily, "Atmospheric effects on sound waves propagation," *Iraqi Journal of Science,* vol. 53, no. 3, pp. 689-692, 2012.

[3] R. Lee, M.-S. Kang, B.-H. Kim, K.-H. Park, S. Q. Lee, and H.-M. Park, "Sound source localization based on GCC-PHAT with diffuseness mask in noisy and reverberant environments," *IEEE Access,* vol. 8, pp. 7373-7382, 2020.

[4] B. Yang and J. Scheuing, "Cramer-Rao bound and optimum sensor array for source localization from time differences of arrival," in *Proceedings.(ICASSP'05). IEEE International Conference on Acoustics, Speech, and Signal Processing, 2005.*, 2005, vol. 4: IEEE, pp. iv/961-iv/964 Vol. 4.

[5] N. V. Hung, "Effectiveness of Microphone Array Configurations in Audio Signal Acquisition and Processing " *28th National Conference on Electronics, Communications and Information Technology (REV-ECIT 2025),* pp. 35-40, 2025.

[6] B. D. Van Veen and K. M. Buckley, "Beamforming: A versatile approach to spatial filtering," *IEEE assp magazine,* vol. 5, no. 2, pp. 4-24, 1988.

[7] S. A. Vorobyov, "Principles of minimum variance robust adaptive beamforming design," *Signal Processing,* vol. 93, no. 12, pp. 3264-3277, 2013.

[8] L. Griffiths and C. Jim, "An alternative approach to linearly constrained adaptive beamforming," *IEEE Transactions on antennas and propagation,* vol. 30, no. 1, pp. 27-34, 1982.

[9] A. Khan, A. Waqar, B. Kim, and D. Park, "A review on recent advances in sound source localization techniques, challenges, and applications," *Sensors and Actuators Reports,* p. 100313, 2025.

[10] H. Chang, Y. Hsu, and M. R. Bai, "Deep beamforming for speech enhancement and speaker localization with an array response-aware loss function," *Frontiers in Signal Processing,* vol. 4, p. 1413983, 2024.

[11] D. Diaz-Guerra, A. Miguel, and J. R. Beltran, "Direction of arrival estimation of sound sources using icosahedral CNNs," *IEEE/ACM Transactions on Audio, Speech, and Language Processing,* vol. 31, pp. 313-321, 2022.

[12] D. Salvati, C. Drioli, and G. L. Foresti, "Time Delay Estimation for Speaker Localization Using CNN-Based Parametrized GCC-PHAT Features," in *Interspeech*, 2021, pp. 1479-1483.

[13] N. V. Hung, "Classification and Range Estimation of Muzzle Blast Based on the Spectral Attenuation Model of Acoustic Signals," *28th National Conference on Electronics, Communications and Information Technology (REV-ECIT 2025),* pp. 669-673, 2025.

Impact of TDOA Errors on the Quality of Long-Range Acoustic Source Localization, and Solutions for Accuracy Enhancement

Abstract: *Time Difference of Arrival (TDOA) is a fundamental parameter for deriving the Direction of Arrival (DOA) in outdoor long-range acoustic source direction-finding and localization systems, where the plane wave assumption is commonly applied to individual microphone arrays. However, in real-world conditions, TDOA invariably suffers from errors induced by noise, signal*

distortion, multipath propagation, atmospheric variations in the speed of sound, hardware synchronization discrepancies, and modeling assumptions. These errors propagate non-linearly into DOA errors and tend to be "amplified" into positional errors when the source is distant, particularly in localization approaches based on the intersection of DOA bearings from multiple arrays. This paper systematizes the methodological categories for estimating TDOA and DOA within a single microphone array. Simultaneously, it proposes a quantitative evaluation framework for the error propagation process: TDOA measurement errors induce DOA estimation errors, which ultimately translate into positional errors within the localization problem. This framework elucidates the roles of the source-to-array distance and the inter-array baseline in the long-range error amplification mechanism. Furthermore, the paper synthesizes various solution groups to enhance localization quality, ranging from system design to acoustic signal processing integrated with artificial intelligence, machine learning, and multi-source information (such as topographic maps or multi-sensor data), aiming to enforce stronger physical-spatial constraints on the localization solution.

Keywords: *TDOA error; DOA estimation; Error amplification; Long-range acoustics; Error mitigation.*

* Email: quannhanvn@gmail.com

KEYPOINT-GUIDED GAUSSIAN SPLATTING SLAM VIA LEARNED LOCAL FEATURES

Phuc Nguyen Xuan[1], Xiem Hoang Van[2], Huu-Hung Nguyen[1]

[1]Institute of System Integration, Le Quy Don Technical University; [2]University of Engineering and Technology, Vietnam National University.

E-mail: phucnx.isi@lqdtu.edu.vn

Abstract: Simultaneous Localization and Mapping (SLAM) systems that tightly couple camera tracking with scene representation often experience degraded tracking accuracy when pose initialization is unreliable, particularly under large inter-frame camera motions or sparse visual overlap. In this paper, we build upon Magic-SLAM, a recent multi-agent 3D Gaussian Splatting–based SLAM system, and investigate the role of learned feature-based pose initialization for improving camera tracking robustness. Specifically, we replace the original ICP-based data association module with a learned feature matching pipeline based on SuperPoint and LightGlue, followed by geometric 3D–2D pose estimation, while retaining the original gradient-based photometric pose refinement stage. This results in a two-stage tracking strategy that combines robust geometric initialization with accurate photometric optimization. We evaluate the proposed approach on the Aria-Multi Agent dataset under both single-agent and multi-agent settings. Experimental results show that the proposed method achieves tracking performance comparable to Magic-SLAM when photometric refinement is already effective, while significantly reducing Absolute Trajectory Error by up to 47% and 57% in single-agent and multi-agent scenarios, respectively, when pose initialization quality becomes a limiting factor. These results demonstrate that improving pose initialization is critical for enhancing tracking accuracy and optimization convergence in 3D Gaussian Splatting SLAM systems..

Keywords: *Gaussian Splatting SLAM; Feature-Based Tracking, Keypoint Matching, Robust Camera Pose Estimation.*

Tóm tắt: Các hệ thống Định vị và Lập bản đồ đồng thời (SLAM) có xu hướng gắn chặt quá trình theo dõi camera với biểu diễn cảnh thường gặp suy giảm độ chính xác khi chất lượng khởi tạo pose không đảm bảo, đặc biệt trong các kịch bản có chuyển động camera lớn giữa các khung hình hoặc mức độ chồng lấp thị giác thấp. Trong bài báo này, chúng tôi xây dựng trên Magic-SLAM, một hệ thống SLAM đa tác tử gần đây dựa trên Gaussian Splatting 3D, và khảo sát vai trò của chiến lược khởi tạo pose dựa trên đối sánh đặc trưng học sâu nhằm cải thiện độ chính xác theo dõi camera. Cụ thể, chúng tôi thay thế mô-đun liên kết dữ liệu dựa trên ICP trong pipeline theo dõi gốc bằng một pipeline đối sánh đặc trưng học sâu sử dụng SuperPoint và LightGlue, kết hợp với ước lượng pose hình học 3D–2D, đồng thời vẫn giữ nguyên giai đoạn tinh chỉnh pose dựa trên tối ưu hóa quang học theo gradient. Thiết kế này tạo thành một chiến lược theo dõi hai giai đoạn, kết hợp giữa khởi tạo hình học ổn định và tinh chỉnh quang học chính xác. Chúng tôi đánh giá phương pháp đề xuất trên bộ dữ liệu Aria-Multi Agent trong cả thiết lập đơn tác tử và đa tác tử. Kết quả thực nghiệm cho thấy phương pháp đạt hiệu năng theo dõi tương đương Magic-SLAM trong các kịch bản mà tinh chỉnh quang học đã đủ hiệu quả, đồng thời giảm sai số quỹ đạo tuyệt đối (ATE) lên tới 47% và 57% trong các thiết lập đơn tác tử và đa tác tử tương ứng, khi chất lượng khởi tạo pose trở thành yếu tố giới hạn. Những kết quả này cho thấy việc cải thiện khởi tạo pose đóng vai trò then chốt trong việc nâng cao độ chính xác theo dõi và khả năng hội tụ của tối ưu hóa dựa trên gradient trong các hệ thống SLAM dựa trên Gaussian Splatting 3D.

Từ khóa: *SLAM dựa trên Gaussian Splatting; Tracking dựa trên đặc trưng;Đối sánh điểm đặc trưng;Ước lượng tư thế camera chính xác.*

1. Introduction

Simultaneous Localization and Mapping (SLAM) is a fundamental problem in robotics, computer vision, and augmented reality, enabling autonomous agents to estimate their camera pose while incrementally reconstructing a representation of the surrounding environment [1] [2]. Recent advances in SLAM have increasingly focused on achieving high-fidelity 3D

reconstruction alongside accurate and real-time camera tracking, driven by applications such as immersive AR/VR and embodied AI. To this end, neural rendering techniques have been integrated into SLAM systems, demonstrating impressive capabilities in joint localization and photorealistic novel view synthesis. However, many neural SLAM approaches rely on implicit scene representations, such as neural radiance fields, which incur substantial computational overhead and memory consumption, limiting their applicability in real-time and resource-constrained settings.

To address these limitations, explicit scene representations have recently regained attention, among which 3D Gaussian Splatting (3DGS) [3] has emerged as a promising alternative. By representing scenes as collections of anisotropic 3D Gaussians, 3DGS enables efficient rasterization-based rendering while maintaining high visual fidelity. Originally introduced for offline scene reconstruction, 3DGS has been rapidly adopted by the SLAM community and is now regarded as a key building block for next-generation SLAM systems. A growing body of work demonstrates that 3DGS can unify mapping, tracking, and rendering within a single framework, supporting both monocular and RGB-D inputs while achieving real-time performance.

Despite this progress, camera tracking remains a critical bottleneck in current 3DGS-based SLAM systems. Many existing pipelines estimate camera pose through gradient-based photometric optimization, which requires repeated rendering and iterative updates [4] [5]. While effective when initialized close to the optimum, this strategy becomes increasingly sensitive to initialization quality and often exhibits slow convergence or degraded accuracy under large inter-frame camera motions or sparse inter-frame overlap. These limitations indicate that, although 3DGS provides an efficient and expressive representation for mapping and rendering, robust and efficient camera pose initialization remains an open challenge.

Several recent works have explored alternative tracking strategies within 3D Gaussian Splatting–based SLAM frameworks. FlashSLAM [6] adopts a vision-based tracking approach that estimates camera motion through 3D–3D point cloud registration using learned feature correspondences, enabling fast pose estimation without iterative photometric refinement. While this design improves tracking efficiency, the absence of a subsequent refinement stage may limit accuracy under noisy depth measurements or imperfect correspondences. Photo-SLAM [7], on the other hand, employs a two-stage tracking strategy that combines feature-based pose initialization with photometric optimization, but relies on hand-crafted ORB features for correspondence estimation, which can be sensitive to viewpoint changes and texture sparsity. These approaches highlight the importance of data association and pose initialization in 3DGS-based SLAM, while also revealing trade-offs between efficiency, robustness, and accuracy.

In this work, we address these challenges by improving the camera tracking module of 3DGS-based SLAM systems through more reliable pose initialization. Building upon the Magic-SLAM framework [8], we replace the original ICP-based correspondence estimation with a learned feature matching strategy based on SuperPoint and LightGlue [9], followed by geometric 3D–2D pose estimation. Importantly, we retain the original gradient-based photometric pose refinement stage, resulting in a two-stage tracking pipeline that combines

robust geometric initialization with accurate photometric optimization. This design improves tracking reliability without sacrificing the benefits of 3D Gaussian Splatting for high-quality 3D reconstruction.

The contributions of this work are threefold. First, we analyze the limitations of ICP-based data association for camera pose initialization in 3D Gaussian Splatting SLAM, particularly under conditions where initialization quality becomes a limiting factor. Second, we propose a simple yet effective modification to the Magic-SLAM tracking pipeline by integrating learned feature matching and 3D–2D geometric pose estimation while preserving gradient-based photometric refinement. Third, through extensive experiments on the Aria-Multi Agent dataset, we demonstrate that improving pose initialization can substantially enhance tracking accuracy, achieving up to 47% and 57% reductions in Absolute Trajectory Error in single-agent and multi-agent settings, respectively, while maintaining comparable performance when photometric refinement is already effective. These findings provide practical insights into the design of robust tracking modules for 3D Gaussian Splatting SLAM systems.

2. Method

The overall architecture of the proposed system, including the two-stage camera tracking module and the 3D Gaussian Splatting–based mapping component, is shown in Fig.1.

A. Problem Formulation

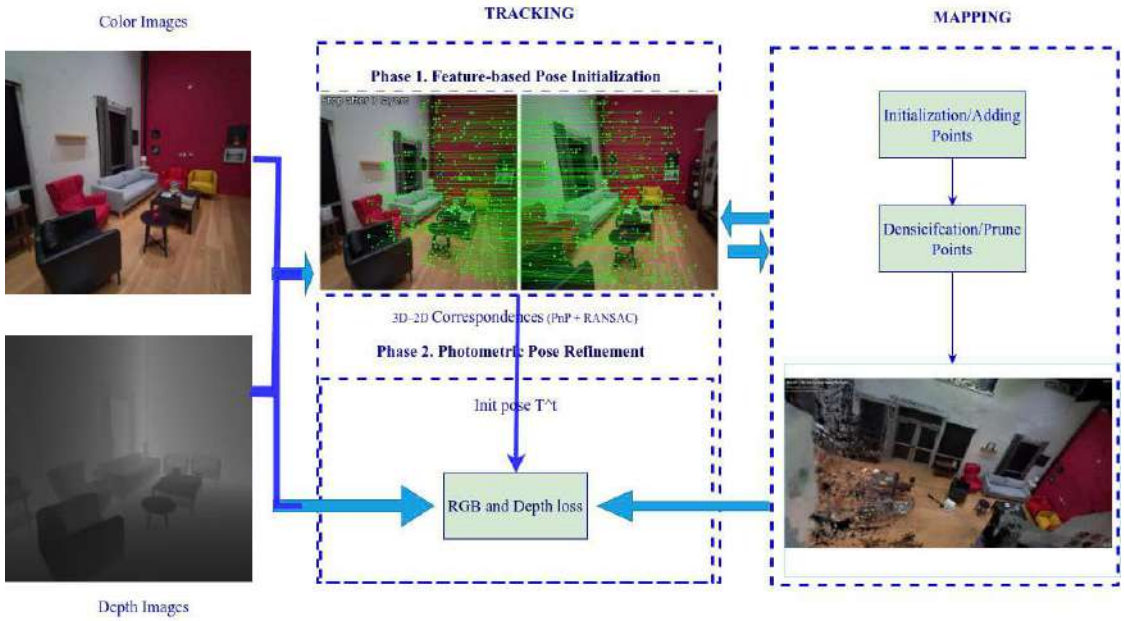


Figure 1. System Overview of the Proposed Two-Stage Tracking Framework Based on 3D Gaussian Splatting

Let $T_t \in SE(3)$ denote the camera pose at time step t. Given two consecutive RGB-D frames I_{t-1}, I_t and a 3D Gaussian map G, the goal of camera tracking is to estimate the relative pose:

$$T_{t-1,t} = T_t . T_{t-1,t}^{-1} \tag{1.1}$$

such that the current observation is aligned with the existing scene representation.

We adopt a two-stage tracking strategy consisting of:

1. Feature-based pose initialization

2. Gradient-based photometric pose refinement

B. Learned Feature Extraction and Matching

From each RGB frame I_t , SuperPoint extracts a set of keypoints and descriptors:

$$\mathcal{K}_t = \left\{ (\mathbf{u}_i^t, \mathbf{d}_i^t) \mid i = 1, \ldots, N_t \right\}, \tag{1.2}$$

where $\mathbf{u}_i^t \in \mathbb{R}^2$ denotes image coordinates of i-th keypoint and $\mathbf{d}_i^t \in \mathbb{R}^D$ denotes the learned descriptor. Given $\mathcal{K}_{t-1}$ and $\mathcal{K}_t$, LightGlue computes a set of tentative correspondences:

$$\mathcal{M}_t = \left\{ (i, j, s_{ij}) \right\}, \tag{1.3}$$

where $s_{ij} \in [0,1]$ represents the confidence score of the match between $(\mathbf{u}_i^{t-1}, \mathbf{d}_i^{t-1})$ and $(\mathbf{u}_j^t, \mathbf{d}_j^t)$.

C. Confidence-Based Match Selection

Instead of maximizing the number of correspondences, we select a subset of reliable matches:

$$\mathcal{M}_t^* = \left\{ (i, j) \mid s_{ij} \geq \tau \right\}, \tag{1.4}$$

where τ is a confidence threshold.

$|\mathcal{M}_t| \uparrow; \not\Rightarrow$; pose accuracy $\uparrow$

Low-confidence correspondences often introduce significant pose errors under large camera motion.

D. Pose Initialization via 3D–2D Correspondences

For each match $(i, j) \in \mathcal{M}_t^*$, we retrieve the corresponding 3D point $\mathbf{X}_i^{t-1} \in \mathbb{R}^3$ from the Gaussian map $\mathcal{G}$, forming a set of 3D–2D correspondences: $\mathcal{C}_t = \left\{ (\mathbf{X}_i^{t-1}, \mathbf{u}_j^t) \right\}$.

PnP with RANSAC

We estimate the initial relative pose $\mathbf{T}_{t-1,t}$ by solving:

$$\mathbf{T}_{t-1,t} = \arg\min_{\mathbf{T} \in SE(3)} \sum_{(\mathbf{X}, \mathbf{u}) \in \mathcal{C}_t} \left\| \pi(\mathbf{T}\mathbf{X}) - \mathbf{u} \right\|_2^2, \tag{1.5}$$

where $\pi(\cdot)$ denotes the camera projection model. RANSAC is employed to reject outlier correspondences. The initialized camera pose is then given by:

$$\mathbf{T}_t = \mathbf{T}_{t-1,t} \cdot \mathbf{T}_{t-1}. \tag{1.6}$$

Why 3D–2D instead of 3D–3D compared to 3D–3D registration, the 3D–2D formulation reduces sensitivity to depth noise: $\mathbb{E}\left[|\epsilon_{3D-3D}|\right] > \mathbb{E}\left[|\epsilon_{3D-2D}|\right]$, particularly when depth estimates are noisy or view overlap is sparse.

E. Gradient-Based Photometric Pose Refinement

The initialized pose $\mathbf{T}_t$ serves as the starting point for photometric refinement. We retain the original optimization objective of Magic-SLAM:

$$\mathbf{T}_t^* = \arg\min_{\mathbf{T}_t} \sum_{\mathbf{p}\in\Omega} \left\| I_t(\mathbf{p}) - \hat{I}(\mathbf{p}; \mathbf{T}_t, \mathcal{G}) \right\|_2^2, \tag{1.7}$$

where: $\hat{I}(\cdot)$ is the image rendered from the 3D Gaussian map $\mathcal{G}$; Ω denotes the set of valid pixels.

A more accurate initialization $\mathbf{T}_t$ places the optimization within the basin of convergence, leading to more reliable gradient-based refinement.

These formulations highlight that the convergence of gradient-based optimization in 3DGS-based SLAM critically depends on the quality of the initial pose estimated from robust data association.

3. Results and Disscussion

A. Experimental Setup

We evaluate the proposed SLAM system on the AriaMultiagent dataset [10], which provides real-world multi-agent RGB-D sequences with ground-truth trajectories. Due to hardware constraints, our experiments are limited to the AriaMultiagent benchmark, and evaluation on ReplicaMultiagent [11] is left as future work.

We compare our method against MAGiC-SLAM, a recent state-of-the-art multi-agent SLAM system based on 3D Gaussian Splatting. All experiments follow the evaluation protocol reported in the original MAGiC-SLAM work to ensure a fair comparison.

B. Evaluation Metric

We adopt Absolute Trajectory Error (ATE) [12] as the primary metric for evaluating camera tracking accuracy. ATE measures the global alignment error between the estimated and ground-truth camera trajectories and is widely used in multi-agent SLAM benchmarks.

C. RESULTS

Tracking Accuracy on AriaMultiagent

Single-Agent Tracking Results

Table 1 reports the single-agent tracking accuracy for each agent evaluated independently. In Room-0, the proposed method significantly reduces tracking error, achieving an average ATE reduction of 47.38% compared to Magic-SLAM. In particular, substantial improvements are observed for Agent 1 and Agent 2. This indicates that replacing ICP-based pose initialization with learned feature matching and 3D–2D pose estimation yields more accurate initial camera poses for these trajectories.

Table 1. Single-Agent Tracking Accuracy on the AriaMultiagent Dataset

	Room0		Room1	
	Magic	**Our**	**Magic**	**Our**
Agent 0	**0.6171**	0.7256	0.8981	**0.8975**
Agent 1	1.4398	**0.6406**	0.7222	**0.7158**
Agent 2	1.4809	**0.4954**	0.4541	**0.4476**
Average	1.1793	**0.6205**	0.6914	**0.6870**
		47.38%		0.64%

In contrast, results in Room-1 remain comparable between the two methods, with only marginal differences in ATE. This suggests that under conditions where photometric refinement is already effective, improving geometric initialization does not lead to significant additional gains but also does not degrade performance.

Multi-Agent Tracking Results

Table 2. Multi-Agent Tracking Performance with Agent Pairing

Room-0	**Magic**	**Our**	**Magic**	**Our**	**Magic**	**Our**
Agent 0	**0.6460**	0.6808			**0.6775**	0.6873
Agent 1	1.4463	**0.6530**	1.0964	0.6619		
Agent 2			1.4919	**0.4314**	1.6648	**0.4890**
Avg	1.0462	**0.6669**	**1.2941**	**0.5466**	**1.1712**	**0.5881**
		36.25%		57.76%		49.78%
Room-1	**Magic**	**Our**	**Magic**	**Our**	**Magic**	**Our**
Agent 0	0.9541	0.95047			0.9394	**0.9294**
Agent 1	**0.6033**	0.63102	0.4861	**0.4843**		
Agent 2			0.4007	0.4261	0.4295	**0.4209**
Avg	**0.7787**	**0.790745**	**0.4434**	**0.4552**	0.6844	**0.6751**
		-1.54%		-2.66%		1.44%

Table 2 presents tracking accuracy for different agent pairings in the multi-agent setting. In Room-0, the proposed method consistently outperforms Magic-SLAM across all agent combinations, achieving ATE reductions of 36.25%, 57.76%, and 49.78% for agent pairs (0–1), (1–2), and (0–2), respectively. These results demonstrate that accurate pose initialization is particularly important in multi-agent scenarios, where errors in relative motion estimation can accumulate across agents.

In Room-1, the tracking performance of the proposed method remains comparable to Magic-SLAM, with only minor variations in ATE. This further confirms that when photometric optimization is well-conditioned, the benefit of improved initialization is limited but remains stable.

Analysis of Two-Stage Tracking Behavior

To better understand the observed performance differences, we analyze the behavior of the two-stage tracking pipeline consisting of geometric pose initialization followed by photometric refinement. When evaluating the geometric initialization stage alone, Room-0 yields lower pose error than Room-1, indicating that its scene structure is more favorable for feature-based matching and 3D–2D pose estimation. However, after enabling photometric refinement, the final tracking accuracy improves more significantly in Room-1.

This behavior suggests that the two scenes differ in how they affect different stages of the tracking pipeline. While Room-0 supports accurate geometric initialization, its photometric optimization landscape is more complex, limiting the effectiveness of gradient-based refinement. In contrast, Room-1 provides a smoother and more well-conditioned photometric loss surface, allowing gradient-based optimization to converge more reliably once a reasonable initialization is provided.

Discussion

The above results highlight that tracking performance in 3D Gaussian Splatting SLAM systems is strongly influenced by the quality of pose initialization, particularly in scenarios involving large inter-frame camera motion or multi-agent interactions. Gradient-based photometric optimization can achieve accurate pose estimates when initialized sufficiently close to the optimum; however, its convergence behavior degrades when initialization quality is poor.

By replacing ICP-based correspondence estimation with learned feature matching and 3D–2D geometric pose estimation, the proposed method provides more reliable initial poses, leading to substantial improvements in tracking accuracy when initialization quality is a limiting factor. At the same time, the method preserves performance in scenarios where photometric refinement alone is already effective. These findings suggest that scene difficulty in Gaussian Splatting SLAM should be interpreted with respect to the optimization stage rather than treated as an absolute property.

4. Conclusion

In this paper, we investigated the role of data association in camera tracking for 3D Gaussian Splatting–based SLAM systems by building upon the Magic-SLAM framework. We replaced the original ICP-based correspondence estimation with a learned feature matching strategy using SuperPoint and LightGlue, while retaining the gradient-based photometric pose refinement stage. Experimental results on the Aria-Multi Agent dataset demonstrate that the proposed modification leads to more accurate camera tracking when pose initialization quality is a limiting factor, achieving up to 47% and 57% reductions in Absolute Trajectory Error in single-agent and multi-agent settings, respectively, while maintaining comparable performance when photometric refinement is already effective. These findings highlight that improving pose initialization plays a critical role in enhancing tracking accuracy and the convergence behavior of gradient-based optimization in 3D Gaussian Splatting SLAM. Future work will explore adaptive correspondence selection strategies and the extension of learned feature-based tracking to broader multi-agent and long-term mapping scenarios.

References

1. Kazerouni I.A., Fitzgerald L., Dooly G., et al. (2022). A survey of state-of-the-art on visual SLAM. *Expert Syst Appl*, **205**, 117734.

2. Taketomi T., Uchiyama H., and Ikeda S. (2017). Visual SLAM algorithms: a survey from 2010 to 2016. *IPSJ Trans Comput Vis Appl*, **9**(**1**), 16.

3. Kerbl B., Kopanas G., Leimkühler T., et al. (2023). 3d gaussian splatting for real-time radiance field rendering. *ACM Trans Graph*, **42**(**4**), 139–1.

4. Keetha N., Karhade J., Jatavallabhula K.M., et al. (2024). Splatam: Splat track & map 3d gaussians for dense rgb-d slam. *Proceedings of the IEEE/CVF conference on computer vision and pattern recognition*, 21357–21366, 21357–21366.

5. Matsuki H., Murai R., Kelly P.H., et al. (2024). Gaussian splatting slam. *Proceedings of the IEEE/CVF conference on computer vision and pattern recognition*, 18039–18048, 18039–18048.

6. Pham P., Conover D., and Bera A. (2024). FlashSLAM: Accelerated RGB-D SLAM for Real-Time 3D Scene Reconstruction with Gaussian Splatting. <http://arxiv.org/abs/2412.00682>, accessed: 02/25/2026.

7. Huang H., Li L., Cheng H., et al. (2024). Photo-slam: Real-time simultaneous localization and photorealistic mapping for monocular stereo and rgb-d cameras. *Proceedings of the IEEE/CVF Conference on Computer Vision and Pattern Recognition*, 21584–21593, 21584–21593.

8. Yugay V., Gevers T., and Oswald M.R. (2025). Magic-slam: Multi-agent gaussian globally consistent slam. *Proceedings of the Computer Vision and Pattern Recognition Conference*, 6741–6750, 6741–6750.

9. Lindenberger P., Sarlin P.-E., and Pollefeys M. (2023). Lightglue: Local feature matching at light speed. *Proceedings of the IEEE/CVF international conference on computer vision*, 17627–17638, 17627–17638.

10. Pan X., Charron N., Yang Y., et al. (2023). Aria digital twin: A new benchmark dataset for egocentric 3d machine perception. *Proceedings of the IEEE/CVF International Conference on Computer Vision*, 20133–20143, 20133–20143.

11. Hu J., Mao M., Bao H., et al. (2023). Cp-slam: Collaborative neural point-based slam system. *Adv Neural Inf Process Syst*, **36**, 39429–39442.

12. Sturm J., Engelhard N., Endres F., et al. (2012). A benchmark for the evaluation of RGB-D SLAM systems. *2012 IEEE/RSJ international conference on intelligent robots and systems*, IEEE, 573–580, 573–580.

Nghiên cứu thiết kế cấu trúc cải tiến cho một bộ lọc cao tần dạng phẳng sử dụng cấu trúc cộng hưởng vòng hở trên công nghệ mạch vi dải

Phạm Đức Trung[1], Nguyễn Tuấn Hưng[2*]
[1]*Lớp KTĐT, CH36A, Hệ 2, Học viện Kỹ thuật Quân sự*
[2]*Bộ môn Cơ sở Kỹ thuật Vô tuyến, Khoa Vô tuyến Điện tử, Học viện Kỹ thuật Quân sự*
[*]Email: nguyenhung_k31@mta.edu.vn; SĐT: 0354508726

Tóm tắt

Trong báo cáo này, nhóm tác giả giới thiệu và đưa ra đề xuất một cấu trúc mới mang tính cải tiến cho một bộ lọc cao tần dạng phẳng sử dụng cấu trúc cộng hưởng vòng hở (Split Ring Resonator-SRR) trên công nghệ mạch vi dải. Xuất phát từ cấu trúc truyền thống của SRR là một mắt cộng hưởng hình vuông, nhóm tác giả đề xuất hai cấu trúc mới cho mắt cộng hưởng gồm cấu trúc hình chữ nhật và hình gấp khúc, giúp giảm thiểu hiệu quả diện tích thiết kế mà vẫn đảm bảo tần số hoạt động và hệ số phẩm chất của một mắt cộng hưởng đơn. Hơn nữa, kết quả nghiên cứu cũng chỉ ra rằng, một bộ lọc hoàn chỉnh nếu sử dụng hai cấu trúc cộng hưởng mới này sẽ vừa duy trì được các đặc tính lọc kỳ vọng giống như cấu trúc cộng hưởng vuông truyền thống với băng thông 200 MHz trong băng L (1250-1450 MHz), lại vừa giúp giảm thiểu tối đa diện tích thiết kế được lần lượt là 15.0% và 37.8% so với bộ lọc truyền thống, mang ý nghĩa lớn trong việc tiết kiệm không gian thiết kế khi tích hợp với các mô đun khác trên các bảng mạch in (Printed Circuit Board-PCB).

Từ khóa: *Bộ lọc cao tần mạch vi dải; cấu trúc cộng hưởng vòng hở; tối ưu hóa diện tích*

1. Mở đầu

Trong những năm gần đây, sự phát triển không ngừng của các hệ thống thông tin vô tuyến hiện đại đòi hỏi các linh kiện cao tần phải đáp ứng đồng thời hai tiêu chí: hiệu suất cao và kích thước nhỏ gọn. Trong đó, bộ lọc thông dải là thành phần không thể thiếu để loại bỏ nhiễu và chọn lọc tín hiệu trong các ứng dụng như GPS, radar và thông tin vệ tinh dải băng L [1-11]. Công nghệ mạch vi dải (microstrip) kết hợp với cấu trúc cộng hưởng vòng hở (Split Ring Resonator - SRR) đã được chứng minh là một giải pháp hiệu quả nhờ cấu tạo đơn giản và khả năng điều khiển đáp ứng tần số linh hoạt [2, 4-5]. Nhiều nghiên cứu kinh điển đã đặt nền móng cho việc phân tích các đường truyền ghép song song và các mắt cộng hưởng vòng hở nhằm tối ưu hóa đặc tính truyền dẫn [3], [4] hay các nghiên cứu của Garcia-Garcia đã chỉ ra khả năng ứng dụng của SRR bổ sung để cải thiện đặc tính chặn dải [5]. Tuy nhiên, một thách thức lớn vẫn tồn tại, đó là việc các cấu trúc SRR hình vuông truyền thống thường chiếm diện tích lớn trên bảng mạch in (PCB), gây khó khăn cho việc tích hợp mật độ cao trong không gian hạn chế của các thiết bị cầm tay hoặc mô-đun RF hiện đại.

Để giải quyết vấn đề này, việc thay đổi cấu trúc hình học của mắt cộng hưởng từ hình vuông sang các hình dáng tối ưu hơn là một hướng nghiên cứu cấp thiết. Trong báo cáo này, nhóm tác giả đề xuất hai biến thể cải tiến với cấu trúc hình chữ nhật và hình gấp khúc. Lý do lựa chọn cấu trúc hình chữ nhật là để tận dụng sự kéo dài một chiều nhằm điều chỉnh tần số cộng hưởng mà không làm tăng diện tích tổng thể theo chiều dọc. Đặc biệt, cấu trúc hình gấp khúc được đề xuất với mục đích tận dụng tối đa khả năng lồng ghép về mặt không gian giữa các mắt cộng hưởng, từ đó tăng cường hệ số ghép tương hỗ đồng thời giảm diện tích thiết kế một cách đáng kể. Nghiên cứu sẽ chứng minh rằng các cải tiến này không chỉ duy trì băng thông một cách ổn định trong dải tần thiết kế mà còn giúp tiết kiệm diện tích thiết kế khá đáng kể so với bộ lọc vuông truyền thống.

2. Kết quả tính toán mô phỏng

Việc tính toán mô phỏng được thực hiện trên phần mềm mô phỏng điện từ trường CST

Studio Suite, với mục tiêu thiết kế là một bộ lọc thông dải có băng thông 200 MHz (1250-1450 MHz). Vật liệu sử dụng cho việc thiết kế bộ lọc là vật liệu Rogers RO4003C có độ dày 0.813 mm ở lớp điện môi, và 0.035 mm ở lớp đồng. Quy trình thiết kế gồm ba giai đoạn chính như sau.

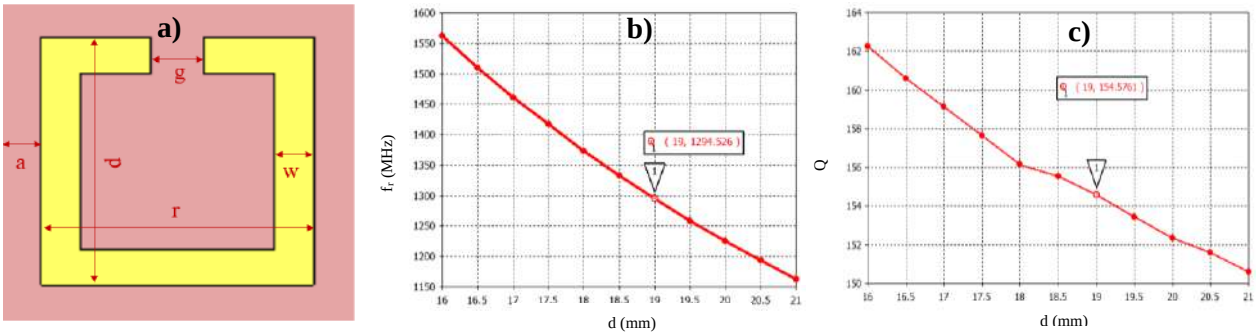
- Khảo sát đặc tính điện từ của từng mắt cộng hưởng đơn lẻ (hình vuông, hình chữ nhật, hình gấp khúc) để xác định tần số cộng hưởng và hệ số phẩm chất Q.

- Xác định dải thông ghép (CBW) giữa hai mắt liền kề dựa trên khoảng cách ghép nối để đảm bảo đáp ứng băng thông 200 MHz.

- Thiết kế bộ lọc hoàn chỉnh gồm sáu mắt cộng hưởng. Đánh giá hệ số truyền dẫn S_{21}, hệ số phản xạ S_{11}, và so sánh hiệu quả tiết kiệm diện tích của hai cấu trúc đề xuất so với cấu trúc hình vuông truyền thống.

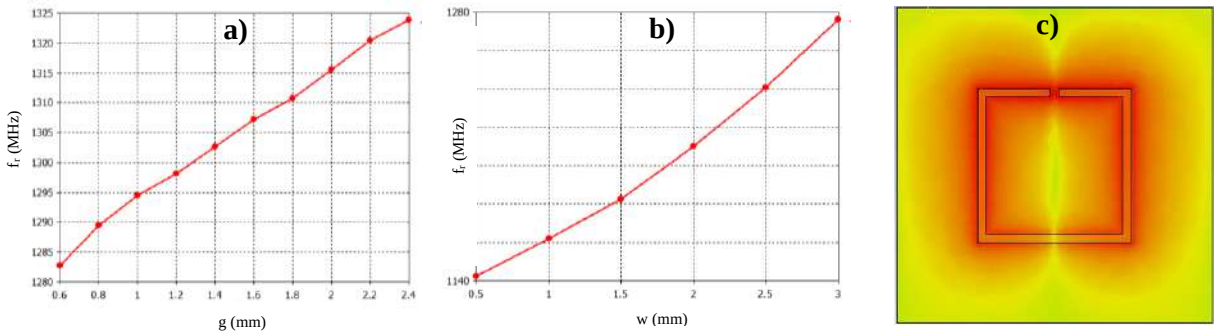
2.1. Mắt cộng hưởng đơn hình vuông

Bộ lọc được cấu thành từ các thành phần tử cơ bản là một mắt cộng hưởng đơn hình vuông như trên Hình 1a, với: d = r = 21mm, w = 1mm, g = 0.5mm, a = 10mm và tần số cộng hưởng là $f_r \approx 1300$MHz. Khi điều chỉnh kích thước các cạnh của mắt cộng hưởng, ta thu được sự phụ thuộc khá tuyến tính của tần số cộng hưởng f_r vào kích thước các cạnh như trong Hình 1b. Tương tự, hệ số phẩm chất phẩm chất Q cũng phụ thuộc gần tuyến tính vào kích thước các cạnh như chỉ ra trong Hình 1c.



Hình 1. Cấu trúc một hóc hình vuông (a) va sự phụ thuộc của f_r (b) và Q (c) vào chiều dài cạnh

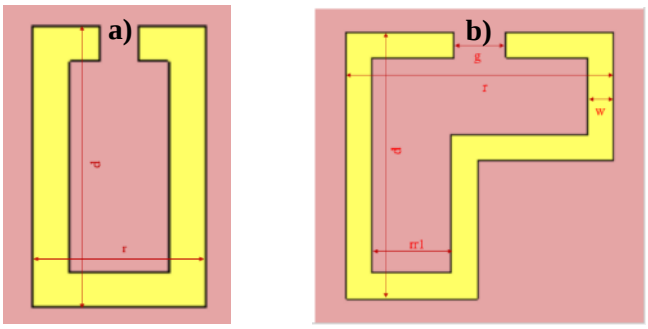
Tiếp theo, thay đổi kích thước g và w, giữ nguyên các tham số khác. Từ đồ thị f_r cũng phụ thuộc gần tuyến tính theo g (Hình 2a) và w (Hình 2b) nhưng biến thiên không nhiều. Điều này cho thấy đây cũng là một cách điều chỉnh f_r nhưng hiệu quả không cao.



Hình 2. Sự phụ thuộc của f_r vào tham số g(a) và w(b), mô phỏng điện trường tại 1300MHz (c)

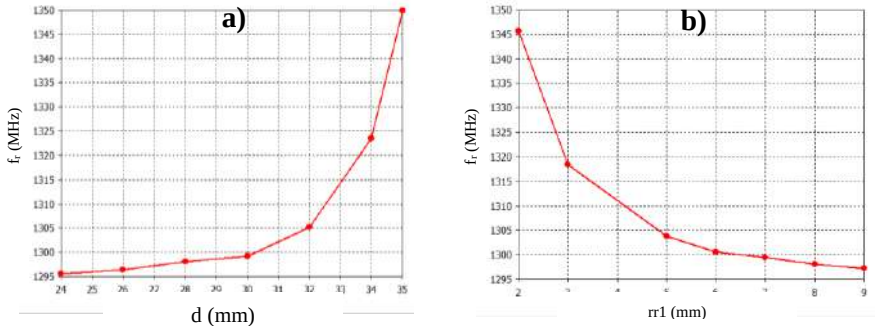
Ngoài ra, phân bố điện trường tại tần số 1300MHz của một mắt cộng hưởng hình vuông (Hình 2c) tập trung nhiều tại khe hở và xung quanh đường dẫn của mắt cho thấy vai trò của khe hở và đường dẫn trong hình thành nên hiện tượng cộng hưởng.

2.2. Mắt cộng hưởng đơn hình chữ nhật và hình gấp khúc

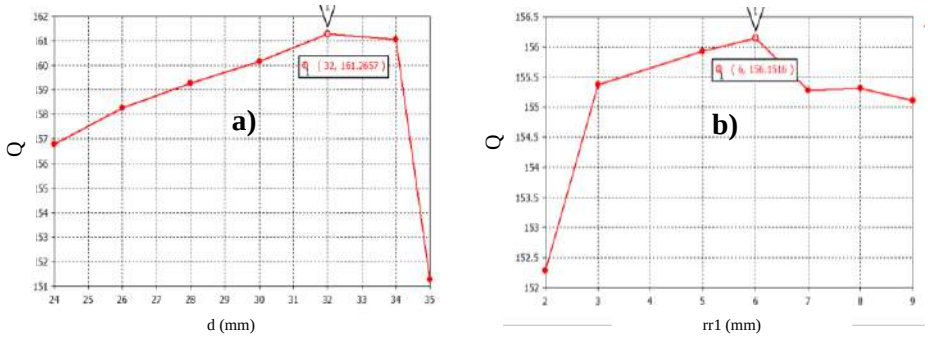


Hình 3. Cấu trúc mắt cộng hưởng đơn chữ nhật (a) và hình gấp khúc (b)

Ở đây, nhằm giảm không gian thiết kế của một mắt cộng hưởng đơn, nhóm tác giả đề xuất phương pháp biến đổi cấu trúc hình học sang hai dạng mới là hình chữ nhật (Hình 3a) và hình gấp khúc (Hình 3b). Kết quả mô phỏng hình chữ nhật (Hình 4a) và hình gấp khúc (Hình 4b) cũng tạo ra được biến thiên tần số khi thay đổi kích thước d hay rr1, đặc biệt cũng tạo được cộng hưởng tại tần số trung tâm $f_r \approx$ 1300MHz tương tự như hình vuông.



Hình 4. Sự phụ thuộc f_r vào chiều dài các cạnh hình chữ nhật (a), hình gấp khúc (b)

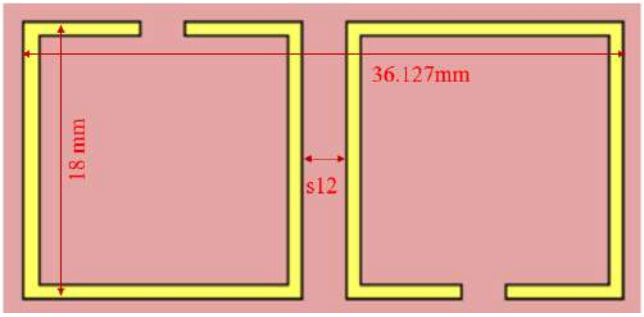


Hình 5. Sự phụ thuộc của hệ số phẩm chất Q vào sự thay đổi các cạnh hình chữ nhật (a), hình gấp khúc (b)

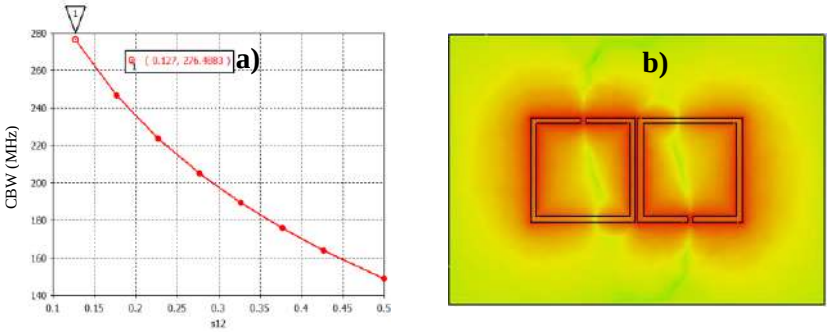
Ngoài ra, Hình 5 cho ta thấy, hệ số phẩm chất Q cũng phụ thuộc vào sự thay đổi cấu trúc hình học ở hình chữ nhật (Hình 5a) và hình gấp khúc (Hình 5b) có phần nhỉnh hơn một chút so với mắt đơn hình vuông với $Q_{\text{hình chữ nhật}} \approx 161$ (Hình 5a) > $Q_{\text{hình gấp khúc}} \approx 156$ (Hình 5b) > $Q_{\text{hình vuông}} \approx 154$ (Hình 1c).

Từ các kết quả khảo sát ở trên, ta nhận định hai biến thể mới là hình chữ nhật và hình gấp khúc đều tạo ra được tần số cộng hưởng và hệ số phẩm chất Q tương đương như của mắt cộng hưởng đơn hình vuông, nhưng lại giúp tiết kiệm khá đáng kể được diện tích thiết kế lần lượt khoảng 20% và 25% so với mắt đơn hình vuông.

2.3 Hai mắt hình vuông liền kề



Hình 6. Cấu trúc hai mắt cộng hưởng hình vuông khi s12= 0.127mm

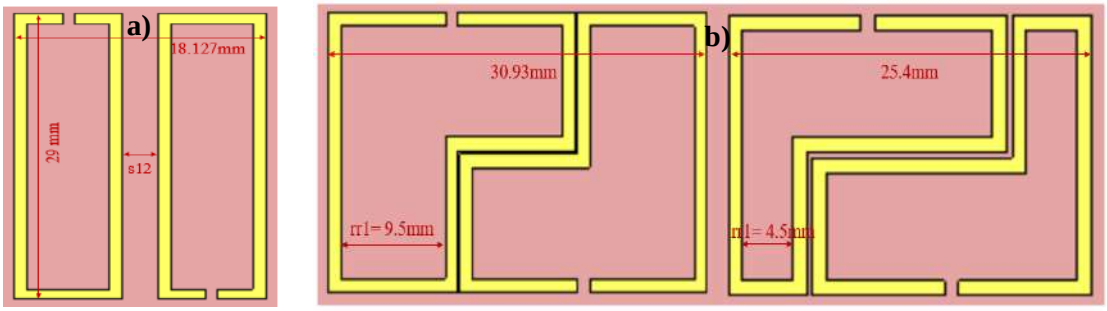


Hình 7. Sự phụ thuộc tần số dải thông ghép CBW vào khoảng cách s12 (a) và mô phỏng điện trường tại tần số 1350MHz (b) của hai mắt hình vuông

Để đánh giá mức độ tương hỗ giữa các mắt cộng hưởng, ta thay đổi khoảng cách giữa hai mắt hình vuông (s12) rồi tiến hành mô phỏng thì kết quả thu được là sự phụ thuộc của dải thông ghép CBW vào khoảng cách s12 như Hình 7a. Dựa trên đồ thị này, kích thước s12 và dải thông ghép CBW thể hiện mối quan hệ gần tuyến tính và là một phương pháp hiệu quả để kiểm soát và tối ưu hóa dải thông cộng hưởng. Ngoài ra, ta cũng thu được phân bố điện trường tại tần số 1350MHz của hai mắt hình vuông (Hình 7b), điện trường tập trung nhiều nhất tại tiếp giáp giữa hai mắt và tỏa ra từ khe hở và đường dẫn mỗi mắt minh họa rõ ràng khả năng truyền dẫn tín hiệu ổn định của hai mắt cộng hưởng này.

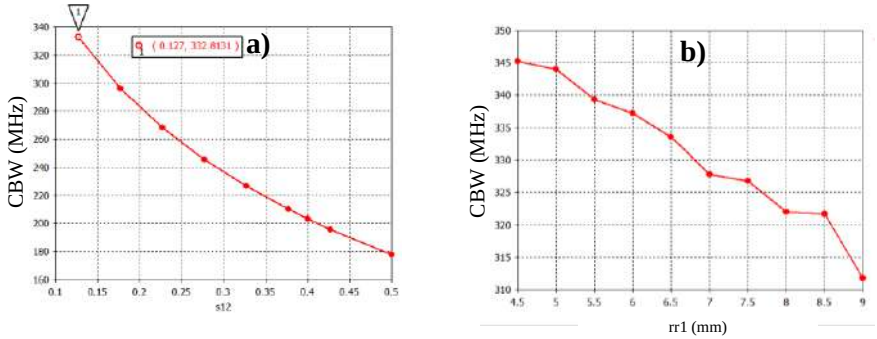
2.4 Hai mắt hình chữ nhật và hình gấp khúc liền kề

Khi ghép hai mắt hình chữ nhật (Hình 8a) cấu trúc hình học sẽ thu hẹp về chiều ngang và tăng về chiều dọc. Với hai mắt hình gấp khúc (Hình 8b) chiều dọc giữ nguyên như hình vuông và thu hẹp chiều ngang khi tăng khả năng lồng ghép của 2 mắt (khi thay đổi kích thước rr1)



Hình 9. Cấu trúc hai mắt cộng hưởng hình chữ nhật (a) và hình gấp khúc (b)

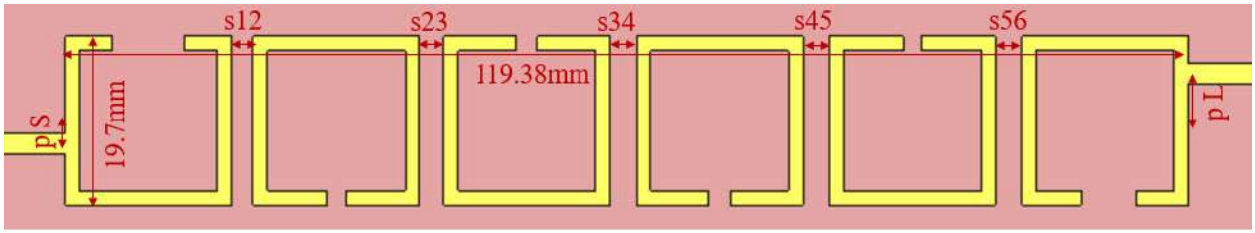
Khảo sát sự thay đổi dải thông ghép CBW ở hình chữ nhật (Hình 9a) bằng cách thay đổi khoảng cách s12=0.127mm, hình gấp khúc (Hình 9b) là tăng khả năng lồng ghép của hai mắt. Đồ thị khảo sát hình chữ nhật (Hình 10a) khoảng cách s12 và dải thông ghép CBW thể hiện mối quan hệ gần tuyến tính. Đồ thị của hình gấp khúc (Hình 10b) tăng khả năng lồng ghép và dải thông ghép CBW cũng thể hiện mối quan hệ xấp xỉ tuyến tính.



Hình 10. Sự thay đổi CBW vào s12 của hình chữ nhật (a) và sự lòng ghép với nhau ở hình gấp khúc (b)

So sánh dải thông ghép CBW tại s12=0.127mm, là vị trí cho dải thông ghép lớn nhất, ta thấy $CBW_{\text{hình gấp khúc}} \approx 345MHz > CBW_{\text{hình chữ nhật}} \approx 332MHz > CBW_{\text{hình vuông}} \approx 276MHz$, tức là cấu trúc hình chữ nhật và hình gấp khúc có tiềm năng thiết kế được những bộ lọc hoàn chỉnh có dải thông rộng hơn so với cấu trúc hình vuông.

2.5 Cấu trúc hoàn chỉnh của bộ lọc 6 mắt hình vuông

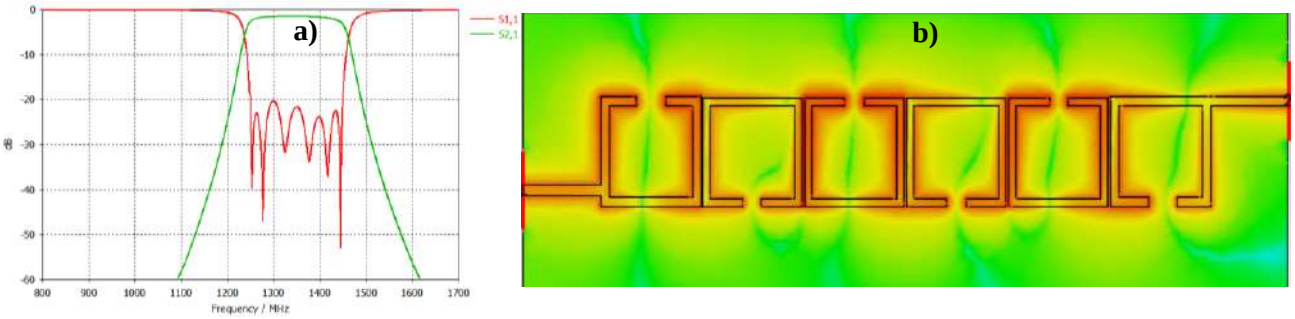


Hình 11. Cấu trúc hoàn chỉnh của bộ lọc 6 mắt hình vuông

Dựa vào kết quả khảo sát ở trên, ta thiết kế bộ lọc thông dải bậc 6 với mắt lọc hình vuông trong dải tần 1250-1450MHz, sau đó tối ưu hóa kết quả so với bộ lọc thông dải lý tưởng với giá trị các tham số sau khi tối ưu hóa được tổng hợp trong Bảng 1.

Bảng 1. Giá trị tham số của cấu trúc bộ lọc bậc 6 hình vuông tối ưu

Tham số	Giá trị (mm)	Tham số	Giá trị (mm)	Tham số	Giá trị (mm)
r1=r2=r3=r4=r5=r6	18	g6	4.5	s56	0.85
d1=d2=d3=d4=d5=d6	18	s12	0.304	w1=w6	1.7
g1	5.8	s23	0.54	w2=w3=w4=w5	1.4
g2=g5	3.64	s34	0.58	pL	9.0
g3=g4	3.8	s45	0.575	pS	6.9

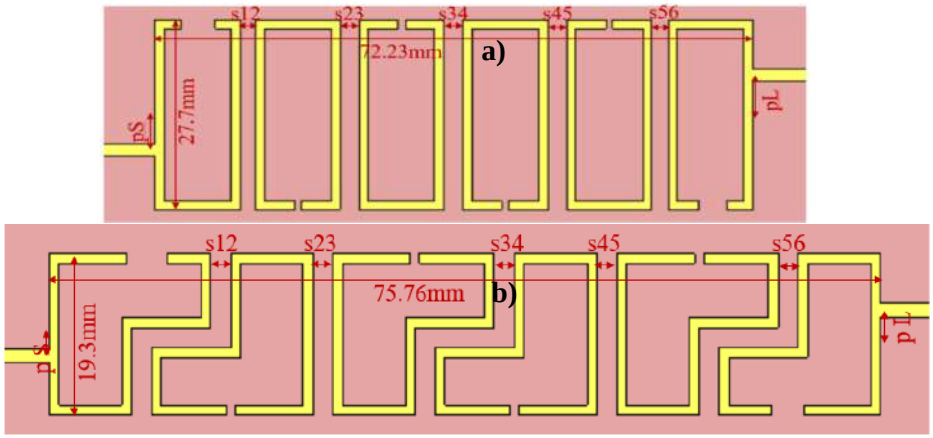


Hình 12. Kết quả mô phỏng (a) và kết quả mô phỏng điện trường tại 1350 MHz của bộ lọc hình vuông

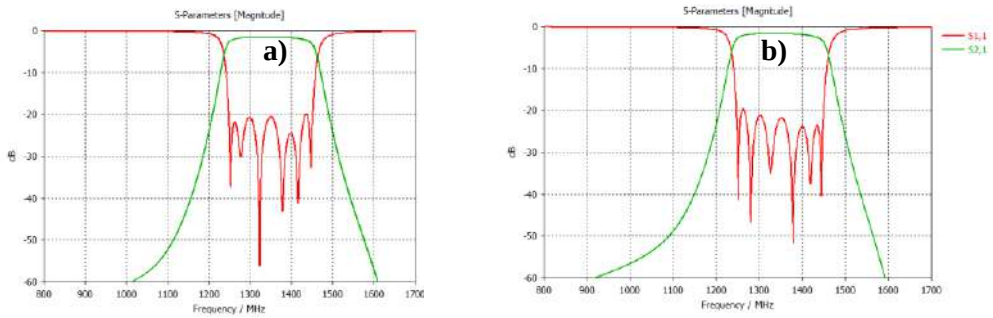
Kết quả mô phỏng trong Hình 13a thể hiện bộ lọc với mắt cộng hưởng hình vuông được thiết kế tương đối tốt, đạt được các chỉ tiêu kỹ thuật yêu cầu. Hệ số phản xạ trong dải thông đều nhỏ hơn -20 dB, thậm chí tần số trung tâm còn ở mức sâu khoảng -50 dB. Ngoài ra, tổn hao chèn trong dải thông thấp, đạt được ở mức khoảng -1.5 dB. Đồng thời, mức chặn ngoài vùng dải thông đạt giá trị nhỏ hơn mức -55 dB ở tần số 1100MHz và 1600MHz, đảm bảo khả năng chặn nhiễu tốt và

độ chọn lọc cao. Ngoài ra phân bố điện trường tại tần số 1350MHz (Hình 12b) cho thấy điện trường tập trung mạnh tại tiếp giáp giữa các mắt liền kề, thể hiện qua các vùng màu đỏ có biên độ điện trường cao, với phân bố trường có tính đối xứng rõ ràng giữa các mắt lọc, phù hợp với cấu trúc thiết kế đối xứng của bộ lọc.

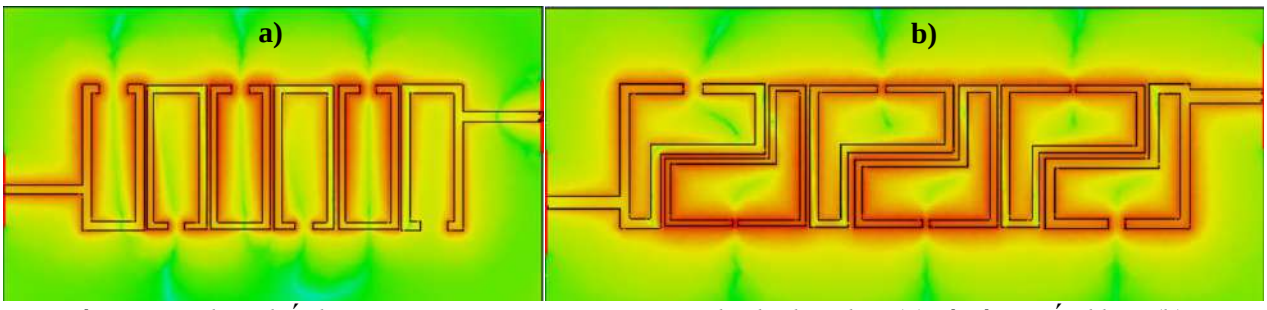
2.6. Cấu trúc hoàn chỉnh của bộ lọc 6 mắt hình chữ nhật và gấp khúc



Hình 13. Cấu trúc hoàn chỉnh của bộ lọc 6 mắt hình chữ nhật (a) và gấp khúc (b)



Hình 14. Kết quả mô phỏng tốt nhất của bộ lọc 6 mắt hình chữ nhật (a) và hình gấp khúc (b)



Hình 15. Phân bố điện trường tại 1350 MHz của hình chữ nhật (a) và hình gấp khúc (b)

Tương tự như bộ lọc hoàn chỉnh với các mắt lọc hình vuông, kết quả mô phỏng của các bộ lọc 6 mắt cộng hưởng dạng hình chữ nhật và hình gấp khúc được thể hiện lần lượt trong Hình 14a và Hình 14b. Cả hai trường hợp này đều cho hệ số phản xạ trong dải thông nhỏ hơn -20 dB, và tổn hao chèn trong dải thông đạt được ở mức khoảng -1.5 dB, tức là tương đương với kết quả của cấu trúc hình vuông. Tuy mức chặn ngoài vùng dải thông tại 1100 MHz của hai trường hợp này kém hơn một chút so với cấu trúc hình vuông, nhưng vẫn đảm bảo mức chặn tốt, đồng thời mức chặn ngoài dải ở tần số 1600 MHz còn cho giá trị tốt hơn so với cấu trúc hình vuông. Bên cạnh đó, phân bố điện trường trong Hình 15 cho thấy trong hai trường hợp này, tín hiệu vẫn được truyền đều hiệu quả qua các mắt cộng hưởng. Điện trường lan truyền từ đầu vào sang đầu ra một cách liên tục, không xuất hiện hiện tượng rò rỉ hay bức xạ đáng kể ra ngoài, chứng tỏ cấu trúc được thiết kế tối

ưu. Ngoài ra, quá trình ghép giữa các mắt cũng được thể hiện rõ qua sự chuyển tiếp liên tục của mật độ trường, góp phần đảm bảo hoạt động ổn định và hiệu quả của bộ lọc tại tần số thiết kế.

3. So sánh đánh giá

Sau khi hoàn thành việc thiết kế, mô phỏng và đánh giá hiệu năng của các bộ lọc sử dụng các cấu trúc cộng hưởng SRR cải tiến so với cấu trúc mắt lọc hình vuông truyền thống, ta thu được một số kết quả chính với những nhận định đánh giá như sau.

Bảng 2. So sánh diện tích thiết kế bộ lọc của ba cấu trúc

	Hình vuông	**Chữ nhật**	**Gấp khúc**
Rộng (mm)	19.7	27.7	19.3
Dài (mm)	119.4	72.2	75.8
Diện tích (mm^2)	2351.8	2000.8	1462.2
So sánh với hình vuông	100%	85.0% (giảm 15.0%)	62.2% (giảm 37.8%)

Đáp ứng tần số và hiệu năng kỹ thuật: Cả hai cấu trúc hình chữ nhật và hình gấp khúc đều duy trì tốt đặc tính lọc dải thông với băng thông đạt khoảng 200 MHz trong dải tần 1250-1450 MHz. Các tham số truyền dẫn (S_{21}) và phản xạ (S_{11}) của bộ lọc sử dụng 6 mắt hình vuông (Hình 12a), hình chữ nhật (Hình 14a) và hình gấp khúc (Hình 14b) đều tiệm cận gần với đặc tuyến của một bộ lọc lý tưởng, đảm bảo tính chính xác và hiệu quả trong quá trình thiết kế.

Phân bổ điện trường và cơ chế hoạt động: Mô phỏng điện trường trực quan của bộ lọc 6 mắt hình vuông (Hình 13b), hình chữ nhật (Hình 16a) và hình gấp khúc (Hình 16b) cho thấy tại tần số cộng hưởng, năng lượng tập trung mạnh nhất tại khu vực khe hở (gap), khẳng định các cấu trúc cải tiến vẫn tuân thủ nguyên lý cộng hưởng đặc trưng của SRR. Điện trường được lan tỏa đồng đều giữa các mắt cộng hưởng liền kề, chứng minh hiệu quả của việc tính toán khoảng cách ghép nối tối ưu nhằm duy trì đặc tuyến lọc tốt.

Hiệu quả tối ưu diện tích thiết kế: Như được thể hiện trong Bảng 2, đây là đóng góp quan trọng nhất của nghiên cứu. Qua so sánh kích thước vật lý, cấu trúc bộ lọc hoàn chỉnh với mắt lọc hình chữ nhật và hình gấp khúc lần lượt giúp tiết kiệm 15.0 % và 37.8% so với cấu trúc hình vuông truyền thống.

4. Kết luận

Nghiên cứu này đã đề xuất thành công hai cấu trúc cải tiến cho bộ lọc cao tần dạng phẳng sử dụng cấu trúc cộng hưởng vòng hở (SRR) trên công nghệ mạch vi dải là hình chữ nhật và hình gấp khúc. Các kết quả mô phỏng và phân tích cho thấy cả hai cấu trúc đề xuất đều duy trì ổn định đặc tính lọc dải thông với băng thông 200 MHz trong dải tần từ 1250 đến 1450 MHz (băng L), tương đương với cấu trúc hình vuông truyền thống nhưng mang lại hiệu quả vượt trội về mặt tiết kiệm diện tích thiết kế. Kết quả này không chỉ mang ý nghĩa lý thuyết trong việc làm phong phú các biến thể của cấu trúc SRR, mà còn khẳng định tính khả thi của việc thích ứng với những thiết kế yêu cầu mật độ tích hợp cao, mang ý nghĩa giá trị thực tiễn lớn, hỗ trợ đắc lực cho việc thu nhỏ kích thước các thiết bị viễn thông, radar và hệ thống định vị hiện đại trên bảng mạch in (PCB).

Tài liệu tham khảo

1. S. B. Cohn. (1957). Parallel-coupled transmission-line-resistor filters. *IEEE Trans. Microw. Theory Techn.*, vol. 5, no. 4, pp. 223-231.

2. J.-S. Hong and M. J. Lancaster. (1996). Theory and experiment of novel microstrip slow-wave open-loop resonator filters. *IEEE Trans. Microw. Theory Techn.*, vol. 44, no. 7, pp. 1133-1139.

3. G. L. Matthaei, L. Young, and E. M. T. Jones. (1980). Microwave Filters, Impedance-Matching Networks, and Coupling Structures. *Dedham*, MA: Artech House.

4. J. S. Hong and M. J. Lancaster. (2001). Microstrip Filters for RF/Microwave Applications. New York: Wiley.

5. J. Garcia-Garcia, et al. (June 2005). Spurious passband suppression in microstrip stepped-impedance lowpass filters using complementary split ring resonators. *IEEE Microw. Wireless Compon. Lett.*, vol. 15, no. 6, pp. 416-418.

6. C.-K. C. Tzuang and W.-T. Lo. (1990). Printed-circuit realization of a tapped combline bandpass filter. *IEEE MTT-S Int. Microw. Symp.* Dig., Dallas, TX, USA, pp. 131–134.

7. R. Levy. (June 1965). General synthesis of non-adjacent filters. *IEEE Trans. Microw. Theory Techn.*, vol. 13, no. 3, pp. 377-383.

8. N. Mohammadi and A. Abdipour. (2020). Compact microstrip lowpass filter with wide stopband using stepped-impedance resonators. *Int. J. RF Microw. Comput.-Aided Eng.*, vol. 30, no. 1, p. e22001.

9. G. L. Matthaei and G. L. Hey-Shipton. (1993). Novel staggered resonator array superconducting 2.3-GHz bandpass filter. *IEEE Trans. Microw. Theory Techn.*, vol. MTT-41, no. 12, pp. 2345–2352.

10. J.-S. Hong and M. J. Lancaster. (2000). Design of highly selective microstrip bandpass filters with a single pair of attenuation poles at finite frequencies. *IEEE Trans. Microw. Theory Techn.*, vol. MTT-48, no. 7, pp. 1098–1107.

11. J.-S. Hong and M. J. Lancaster. (2000). Microstrip triangular patch resonator filters. *IEEE MTT-S Int. Microw. Symp. Dig.*, Boston, MA, USA, pp. 331–334.

Study on designing an improved structure for a planar RF filter using Split Ring Resonator based on microstrip technology

Abstract: *In this paper, the authors introduce and propose an improved structure for a planar radio frequency (RF) bandpass filter using Split Ring Resonators (SRR) based on microstrip technology. Starting from the traditional square SRR structure, two new geometries for the resonator are proposed: rectangular and folded structures. These improvements effectively reduce the design area while maintaining the operating frequency and quality factor (Q) of a single resonator. Furthermore, the research results indicate that a complete filter using these two new resonant structures maintains the expected filtering characteristics, similar to the traditional square structure, with a bandwidth of 200 MHz in the L-band (1250-1450 MHz). Additionally, the proposed designs achieve significant area reductions of 15.0% and 37.8%, respectively, compared to the traditional filter. These results are highly significant for space-saving designs and facilitate high-density integration of RF modules on printed circuit boards (PCB) without compromising signal transmission quality.*

Keywords: *RF Microstrip Filter; Split Ring Resonator (SRR); Miniaturization.*

MẢNG SDR ĐỒNG BỘ PHA TỰ ĐỘNG TÍCH HỢP BÙ BẤT CÂN BẰNG LIÊN KÊNH

Vũ Đình Minh*, Trịnh Quang Kiên[1]

[1]Bộ môn Vi xử lý, Học viện Kỹ thuật quân sự, Số 236 Hoàng Quốc Việt, Bắc Từ Liêm, Hà Nội, Việt Nam.

[*]Email: skytech19583@gmail.com

Tóm tắt

Bài báo đề xuất giải pháp hiệu chỉnh số thời gian thực trên FPGA cho hệ thống định hướng nguồn phát dựa trên mảng anten 4 phần tử ULA trong nền tảng SDR. Bằng cách kết hợp khối hạ tần số số DDC, thuật toán CORDIC và tín hiệu Pilot, hệ thống triệt tiêu hiệu quả bất cân bằng biên độ pha giữa các kênh thu. Kết quả thực nghiệm cho thấy sau hiệu chỉnh: sai số pha dưới 0.1 độ, sai số biên độ dưới 0.1 phần trăm, đưa đặc tuyến kênh về trạng thái đồng nhất gần lý tưởng. Sai số góc định hướng giảm mạnh từ khoảng RMS 6–15 độ xuống còn 0.007 độ trong điều kiện không nhiễu hoặc SNR cao. Với nhiễu AWGN SNR 10 dB, RMS DOA đạt khoảng 0.67 độ, chủ yếu bị giới hạn bởi nhiễu và gần với giới hạn Cramer-Rao Bound (khoảng 0.5–0.8 độ cho mảng 4 phần tử, góc tới 30 độ). Giải pháp mang tính khả thi kỹ thuật cao, tạo lợi thế về chi phí và hiệu suất, phù hợp xu hướng hiện đại hóa hệ thống SDR giá rẻ nhưng độ chính xác cao.

Từ khóa: *SDR; Định hướng nguồn phát (DOA); CORDIC; Digital Down Conversion (DDC); Hiệu chỉnh kênh; Beamforming.*

1. Mở đầu

Trong kỷ nguyên vô tuyến xác định bằng phần mềm (Software Defined Radio - SDR), công nghệ định hướng nguồn phát (Direction of Arrival - DOA) dựa trên mảng anten đã trở thành giải pháp cốt lõi trong giám sát phổ tần và viễn thông hiện đại. Khác với các hệ thống phần cứng cố định, SDR cho phép can thiệp sâu vào dữ liệu thô (IQ Data) để thực hiện các thuật toán phức tạp như Beamforming hay ước lượng sai lệch pha.

Tuy nhiên, thách thức lớn nhất khi triển khai thực tế trên các hệ thống thu SDR đa kênh chính là sự bất cân bằng giữa các kênh thu (Channel Imbalance) [1, 2, 4]. Sai lệch về biên độ và pha phát sinh từ các linh kiện RF và quá trình số hóa của ADC sẽ gây ra hệ lụy "kép": vừa làm biến dạng giản đồ hướng Beamforming (giảm SNR), vừa gây sai số trực tiếp cho phép đo pha. Do đó, việc nghiên cứu một quy trình tự động hiệu chuẩn là yêu cầu bắt buộc để đảm bảo độ chính xác cho hệ thống. Nghiên cứu này tập trung vào việc phát triển một kiến trúc xử lý tín hiệu số tối ưu trên FPGA, kết hợp giữa tầng Hạ tần số số (Digital Down Conversion - DDC) và thuật toán CORDIC. Tầng DDC cho phép xử lý tín hiệu từ các ADC tốc độ cao, đưa tín hiệu trung tần (IF) về băng cơ sở một cách chính xác. Thuật toán CORDIC thay thế cho các phép toán lượng giác phức tạp, giúp trích xuất tham số pha và biên độ tại thời gian thực với tài nguyên phần cứng thấp nhất. Việc sử dụng cấu hình mảng 4 phần tử (ULA) được lựa chọn để tối ưu hóa giữa hiệu suất định vị và chi phí phần cứng, đồng thời tạo tiền đề cho các hệ thống mảng lớn hơn trong tương lai.

Để chứng minh tính thực tiễn, nghiên cứu thiết lập mô hình kiểm thử Hardware-in-the-loop: sử dụng DAC tốc độ cao 400 MHz giả lập tín hiệu phát tại 62.5 MHz với điều khiển pha

chính xác; dữ liệu được thu qua ADC và xử lý hoàn toàn trên FPGA, cho phép đánh giá khách quan độ lợi mảng (Array Gain) và sai số góc DOA sau hiệu chuẩn.

2. Phương pháp

2.1 Cơ sở lý thuyết

Xét mảng tuyến tính đều (ULA) gồm $M = 4$ phần tử với khoảng cách $d = \lambda / 2$. Giả sử có tín hiệu băng hẹp $s(t)$ đến từ hướng θ. Sau khi được số hóa bởi bộ ADC với chu kỳ lấy mẫu T_s, tín hiệu rời rạc tại mảng anten được biểu diễn:

$$\mathbf{x}[n] = \mathbf{a}(\theta)s[n] + \mathbf{n}[n] \tag{1}$$

Trong đó, thông tin về hướng nguồn phát θ nằm trong sự sai lệch pha của vector lái lý tưởng $\mathbf{a}(\theta)$:

$$\mathbf{a}(\theta) = [1, e^{-j\pi\sin\theta}, e^{-j2\pi\sin\theta}, e^{-j3\pi\sin\theta}]^T \tag{2}$$

Để đưa tín hiệu trung tần (IF) về băng cơ sở (Baseband), hệ thống đi qua khối Hạ tần số số (DDC). Tín hiệu tại đầu ra bộ trộn tần số số (Digital Mixer) sử dụng dao động nội số NCO là:

$$\mathbf{x}_{DDC}[n] = \mathbf{x}[n] \cdot e^{-j2\pi\frac{f_{NCO}}{f_s}n} \tag{3}$$

Quá trình này bảo toàn thông tin pha nhưng dịch chuyển phổ tín hiệu về tần số không (0 Hz), giúp việc ước lượng pha trở nên thuận tiện và chính xác hơn.Khi tồn tại sự không đồng nhất về phần cứng (LNA, dây dẫn, bộ lọc sau ADC), ma trận sai số $\mathbf{\Gamma} = \text{diag}([1, g_2e^{j\phi_2}, g_3e^{j\phi_3}, g_4e^{j\phi_4}])$ sẽ tác động trực tiếp vào luồng dữ liệu. Tín hiệu thực tế tại đầu ra DDC trở thành $\tilde{\mathbf{x}}_{DDC}[n] = \mathbf{\Gamma}\mathbf{x}_{DDC}[n]$. Điều này dẫn đến sự suy giảm hiệu suất theo hai giai đoạn. Giai đoạn 1: Thuật toán Beamforming sử dụng vector trọng số w để tổng hợp tín hiệu. Trong điều kiện lý tưởng, **w** được thiết kế khớp với vector lái a(θ). Khi tồn tại sai số kênh, hiệu suất bị ảnh hưởng như sau: Sự cộng hưởng lệch pha giữa các kênh làm búp sóng chính suy giảm năng lượng, không đạt được độ lợi mảng lý tưởng M lần (với M phần tử); búp sóng phụ (side-lobes) tăng cao, khiến hệ thống thu thêm nhiễu từ các hướng không mong muốn.Hệ quả: tín hiệu sau Beamforming chất lượng thấp, chứa nhiều tạp âm, gây nhiễu loạn cho các tầng xử lý tiếp theo. Giai đoạn 2: Sai lệch trực tiếp trong ước lượng pha, ngay cả khi tín hiệu đã qua bộ lọc DDC, việc đo sai lệch pha giữa kênh tham chiếu (kênh 1) và kênh thứ i để giải tính góc θ cũng bị nhiễu loạn trực tiếp bởi thành phần sai số hệ thống:

$$\Delta\Phi_{measured} = \Delta\Phi_{path} + (\phi_i - \phi_1) \tag{4}$$

Trong đó $(\phi_i - \phi_1)$ là sai số pha nội tại phát sinh từ chuỗi ADC và DDC. Nếu không loại bỏ thành phần này, góc DOA ước lượng sẽ bị lệch hoàn toàn so với thực tế, bất kể mức SNR đầu vào cao hay thấp.Để khôi phục hiệu suất kép, hệ thống thực hiện hiệu chỉnh số ngay sau khối DDC thông qua ma trận nghịch đảo $\mathbf{C} \approx \mathbf{\Gamma}^{-1}$ trước khi thực hiện các phép toán không gian:

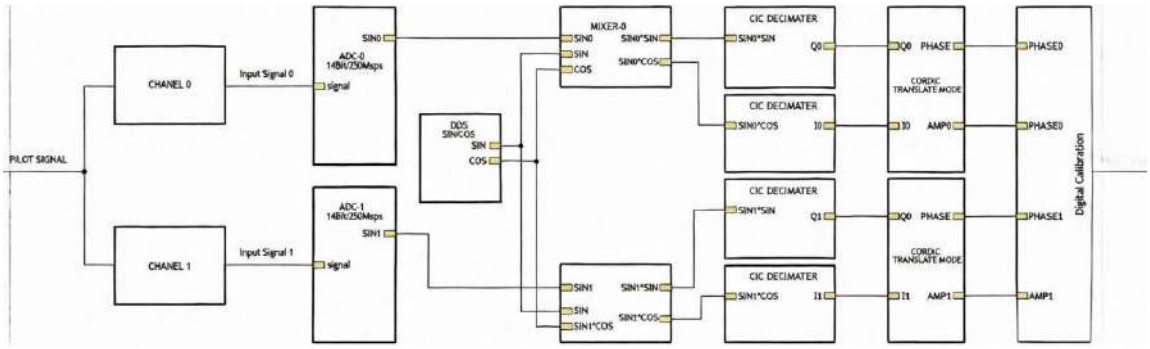
$$\mathbf{x}_{cal}[n] = \mathbf{C} \cdot \tilde{\mathbf{x}}_{DDC}[n] \tag{5}$$

Việc chuẩn hóa dữ liệu sau DDC này đảm bảo Beamforming hội tụ chính xác: Khôi phục búp sóng sắc nét tại hướng θ, tối ưu hóa độ lợi mảng (Array Gain) tiệm cận mức lý tưởng. Đồng thời thời đảm bảo phép đo pha trung thực, triệt tiêu hoàn toàn sai số $\Delta\phi_{system}$, cho phép ước lượng góc tới với sai số tuyệt đối thấp nhất ngay cả trong môi trường điện từ phức tạp.

2.1. Cơ sở lý thuyết

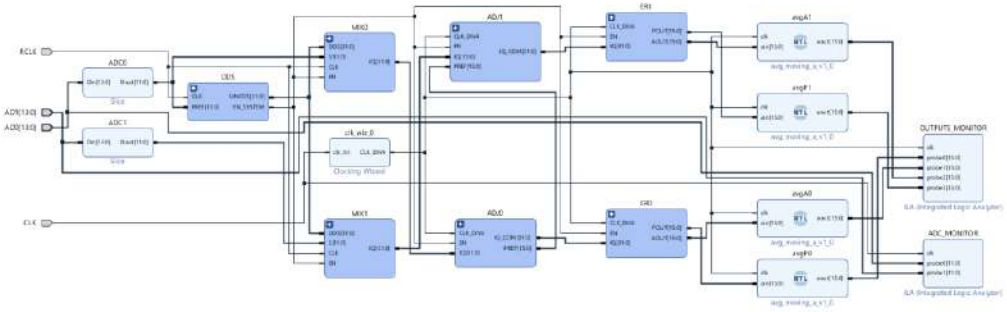
Thiết kế thực thi hiệu chỉnh số trên FPGA dựa trên phần cứng với các thông số sau: nền tảng FPGA là ZYNQ 7000 (XC7Z045) tích hợp 4 kênh ADC 250 Msps 14 bit và 4 kênh DAC 400 Msps 14 bit; công cụ tổng hợp FPGA sử dụng Vivado 2019.2; công cụ debug và capture dữ liệu thực trên FPGA là ILA core.

Mô hình thực thi DDC, ước lượng sai số pha biên độ sử dụng Cordic IP core trên FPGA như sau:



Hình 1. Mô hình thực hiện ước lượng sai lệch pha và biên độ giữa 2 kênh trên FPGA

Sau khi sai số chính xác giữa pha biên độ các kênh đã có sẵn bộ hiệu chỉnh thực hiện quá trình tính toán hệ số bù trừ pha, biên độ (đáp ứng pha biên độ nghịch đảo của kênh) thông qua các phép tính chia và trừ đơn giản. Các hệ số bù sẽ được lưu lại để thực hiện bù vào tín hiệu thu được trước khi đưa đến các phần xử lý tiếp theo.



Hình 2. Mô hình thực hiện ước trên Vivado 2019.2

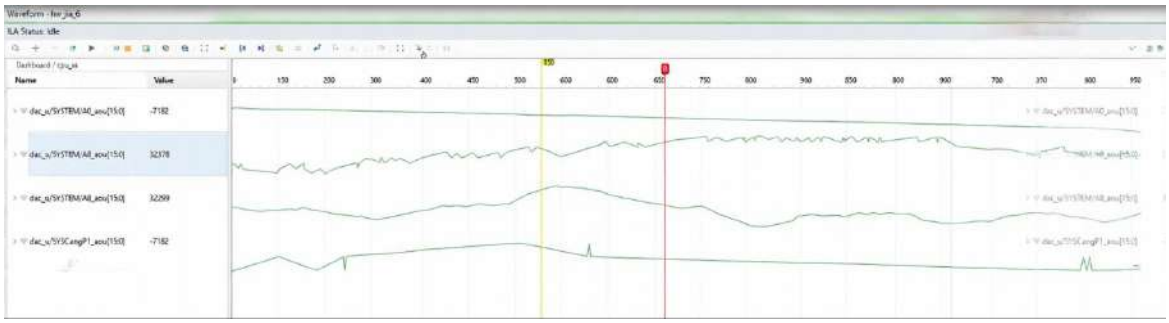
Chất lượng hiệu chỉnh sai số pha biên độ được đánh giá thông qua số liệu thực thu được từ thực hiện với Hardware in Loop trong nhiều kịch bản sai lệch pha và biên độ khác nhau. Đánh giá hiệu quả khi áp dụng hiệu chỉnh số trước trong bài toán DOA bằng Beamforming Bartlett (tìm cực đại phổ công suất) cho Mảng ULA 4 phần tử (d = λ/2) sử dụng mô phỏng Monte Carlo

100.000 trials áp dụng với sai số pha, biên độ ngẫu nghiên theo phân bố Gaussian, phân tích chính xác bằng phương pháp least-square phase ramp fit với các trường hợp sai số số 0.1%, 1%, 3%, 5%, 7%, 10% so với kênh chuẩn hóa.

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Kết quả hiệu chỉnh pha và biên độ trên FPGA

Với ước lượng sai lệch về pha sau hiệu chỉnh thu được thông qua sử dụng Hardware in Loop sử dụng ILA core cụ thể như sau:



Hình 3. Sai lệch góc pha và biên độ sau hiệu chỉnh sử dụng bộ lọc làm mượt cửa sổ trượt 256 mẫu

Hình 3 chỉ ra sai số pha sau hiệu chỉnh giữa 2 kênh chỉ 2/4000 radian ~ 0.09° và sai số biên độ 20/32378 ~ 0.1% biên độ.

Trong thực tế, sai số kênh không xuất phát từ một nguồn đơn lẻ mà là sự chồng chập của nhiều yếu tố không xác định, bao gồm: bất cân bằng biên độ và pha từ các bộ lọc analog sau ADC, sự khác biệt trễ nhóm (group delay) giữa các đường cáp đồng trục từ anten đến bộ thu, cùng với trôi LO (drift) và nhiễu pha (phase noise) trong quá trình trộn tần.

Ưu điểm vượt trội của giải pháp hiệu chỉnh số đề xuất chính là khả năng tổng quát hóa và triệt tiêu toàn bộ sai số hệ thống một cách thông minh. Thay vì phải phân tích, hiệu chỉnh riêng lẻ từng thành phần bất cân bằng – một nhiệm vụ gần như bất khả thi trên các nền tảng SDR giá rẻ – phương pháp chỉ cần tiêm tín hiệu Pilot đã cho phép đo lường chính xác tổng sai lệch toàn hệ thống (total system imbalance). Ma trận hiệu chỉnh được tính toán sẽ bù trừ đồng thời toàn bộ chuỗi truyền dẫn – từ đầu nối anten, qua các khối RF, ADC, đến dữ liệu IQ sau DDC – mang lại độ chính xác tối ưu mà không đòi hỏi phức tạp hóa phần cứng. Về mặt tài nguyên FPGA [5, 6], module hiệu chỉnh kết hợp DDC và thuật toán CORDIC cực kỳ tiết kiệm: CORDIC thực hiện các phép toán lượng giác phức tạp (pha, biên độ) mà không cần bộ nhân hay DSP slice, giúp giải pháp có hiệu suất cao, đồng thời yêu cầu tài nguyên logic thấp – lý tưởng cho các hệ thống SDR thời gian thực có hạn chế phần cứng.

3.2. Đánh giá hiệu quả giải pháp hiệu chỉnh số qua mô phỏng Monte Carlo

Để đánh giá định lượng hiệu quả của quy trình hiệu chỉnh số (Pilot + DDC + CORDIC + LUT), mô phỏng Monte Carlo được sử dụng với 100.000 trials (không nhiễu) và 20.000 trials (có nhiễu) cho mảng ULA 4 phần tử ($d = \lambda/2$). Sai số biên độ và pha được mô hình hóa theo phân bố Gaussian độc lập trên từng kênh (kênh 1 làm tham chiếu cố định = 0°), với các mức độ lệch

chuẩn σ từ 0.1% đến 10%. Bài toán DOA [1, 3, 10] được giải bằng Beamforming Bartlett (tìm cực đại phổ công suất), kết quả tinh chỉnh bằng phương pháp least-squares phase ramp fit trên các sai lệch pha giữa kênh để đạt độ chính xác cao nhất. Góc nguồn phát thực tế đặt tại θ = 30° (đại diện điển hình).

Trường hợp không có nhiễu ngoài (SNR rất cao – giới hạn lý thuyết).

Bảng 1: kết quả đánh giá sai số góc trong các trường hợp không có nhiễu

STT	Mức sai lệch kênh (σ)	RMS DOA error (°)	95% các trials có sai số < (°)	Sai số cực đại quan sát (°)
1	0.1% (residual sau hiệu chỉnh)	0.0098°	0.019°	0.043°
2	1%	0.098°	0.193°	0.433°
3	3%	0.294°	0.578°	1.30°
4	5%	0.491°	0.963°	2.18°
5	10%	0.981°	1.93°	4.42°

Sau hiệu chỉnh (residual phase < 0.0143°, amplitude < 0.1%): RMS DOA error chỉ ≈ 0.0055° – 0.007° (sub-0.01°), cải thiện từ 70–180 lần so với mức sai lệch thô 5–10%.

Trường hợp có nhiễu AWGN (SNR = 10 dB – mức thực nghiệm điển hình).

Bảng 2: kết quả đánh giá sai số góc trong các trường hợp không có nhiễu

STT	Mức sai lệch kênh (σ)	RMS DOA error (°)	95% các trials có sai số < (°)	Sai số cực đại quan sát (°)
1	0.1% (residual sau hiệu chỉnh)	≈ 0.67°	≈ 1.31°	≈ 2.86°
2	1%	≈ 0.68°	≈ 1.34°	≈ 2.93°
3	3%	≈ 0.76°	≈ 1.50°	≈ 3.07°
4	5%	≈ 0.90°	≈ 1.77°	≈ 3.51°
5	10%	≈ 1.39°	≈ 2.72°	≈ 5.41°

Sau hiệu chỉnh: RMS DOA error ≈ 0.67° (95% dưới 1.31°), chủ yếu bị giới hạn bởi nhiễu (gần với Cramer-Rao Bound ≈ 0.5°–0.8° cho N=4, SNR=10 dB, θ=30°). Trước hiệu chỉnh (sai lệch 5–10%): RMS tăng lên 0.90°–1.39° (giảm hơn khoảng 35–110% so với sau hiệu chỉnh).

Như vậy các kết quả mô phỏng chỉ ra trong trường hợp không nhiễu: Hiệu chỉnh số đưa độ chính xác về mức sub-0.01° RMS (gần lý thuyết), loại bỏ gần như hoàn toàn ảnh hưởng của bất cân bằng kênh. Khi có nhiễu (SNR=10 dB). Độ chính xác thực tế đạt ≈ ±0.67° RMS, bị giới hạn bởi nhiễu chứ không còn do lỗi phần cứng – chứng tỏ giải pháp hiệu chỉnh đã đưa hệ thống về giới hạn lý thuyết bị chi phối bởi nhiễu.

4. Kết luận

Các kết quả trên xác nhận rằng quy trình hiệu chỉnh số đề xuất đã triệt tiêu gần như hoàn toàn ảnh hưởng của bất cân bằng kênh, đưa hệ thống DOA dựa trên mảng ULA 4 phần tử đạt độ chính xác ở mức sub- 0.67° trong điều kiện có nhiễu – một mức độ rất cao, tương đương các hệ thống đo lường chuyên dụng quân sự.

Việc đạt được độ chính xác này chỉ với phần cứng SDR giá rẻ mang lại ý nghĩa lớn trong thực tế. Về khía cạnh kinh tế: giảm đáng kể chi phí triển khai hệ thống định hướng nguồn phát và giám sát phổ tần, giúp mở rộng quy mô ứng dụng cho các lực lượng vũ trang, cơ quan an ninh và nghiên cứu dân sự mà không đòi hỏi đầu tư vào thiết bị đắt đỏ. Về khả năng sẵn sàng chiến đấu: nâng cao độ tin cậy và độ chính xác của các hệ thống phát hiện, định vị nguồn phát trong môi trường tác chiến điện tử, đặc biệt trong các tình huống yêu cầu phản ứng nhanh, giám sát liên tục và khả năng chống chịu nhiễu cao – yếu tố quyết định trong các hoạt động quân sự hiện đại. Nhờ đó, giải pháp không chỉ mang tính khả thi kỹ thuật mà còn tạo lợi thế chiến lược về chi phí và hiệu suất, phù hợp với xu hướng hiện đại hóa lực lượng sử dụng công nghệ phần mềm định nghĩa vô tuyến (SDR) giá rẻ nhưng độ chính xác cao.

Lời cảm ơn

Nghiên cứu được hỗ trợ bởi các thầy cô giáo trong bộ môn Bộ môn Vi xử lý, Học viện Kỹ thuật quân sự.

Tài liệu tham khảo

1. C. Liu, X. Tang, and Z. Zhang, "A New Gain-Phase Error Pre-Calibration Method for Uniform Linear Arrays," *Sensors*, vol. 23, no. 5, p. 2544, 2023, doi: 10.3390/s23052544.
2. X. L. Nguyen et al., "Phased Array Antenna Calibration Based on Autocorrelation Algorithm," *Sensors*, vol. 24, no. 23, p. 7496, 2024, doi: 10.3390/s24237496. (PMC: PMC11644803).
3. E. Dobychina, M. Snastin, V. Savchenko, and T. Shevgunov, "Development of the Phaseless Calibration Algorithm for a Digital Antenna Array," *Inventions*, vol. 8, no. 6, p. 155, 2023, doi: 10.3390/inventions8060155.
4. Z. Dai, W. Su, and H. Gu, "Gain-Phase Errors Calibration for a Linear Array Based on Blind Signal Separation," *Sensors*, vol. 20, no. 15, p. 4233, 2020, doi: 10.3390/s20154233.
5. B. J. LaMeres, R. J. Weber, Y. Huang, M. Abusultan, and S. Harkness, "Design and Test of FPGA-Based Direction-of-Arrival Algorithms for Adaptive Array Antennas," in *Proc. IEEE Aerospace Conf.*, 2011.
6. L. Werner, M. Gardill, and M. Hutter, "Direction Finding for Software Defined Radios with Switched Uniform Circular Arrays," arXiv preprint arXiv:2502.08592, 2025. [Online]. Available: https://arxiv.org/abs/2502.08592.
7. J. A. De Souza Melo et al., "Amplitude and Phase Imbalance Calibration for Space-Based Precision Direction Finding System," 2025.
8. H. Chen et al., "Elevation Multi-Channel Imbalance Calibration Method of Digital Beamforming Synthetic Aperture Radar," *Remote Sens.*, vol. 14, no. 17, p. 4350, 2022, doi: 10.3390/rs14174350.

9. X. Deng et al., "Calibrating the Amplitude and Phase Imbalances in AgileDARN HF Radar," *Radio Sci.*, vol. 56, no. 3, 2021, doi: 10.1029/2020RS007138.
10. MathWorks, "Using Pilot Calibration to Compensate for Array Uncertainties," in *Phased Array System Toolbox Documentation*. [Online]. Available: https://www.mathworks.com/help/phased/ug/using-pilot-calibration-to-compensate-for-array-uncertainties.html.

Automatic Phase-Synchronized SDR Array with Integrated Inter-Channel Imbalance Compensation

Abstract: *This paper proposes a real-time digital calibration solution on FPGA for Direction of Arrival systems based on a 4-element ULA antenna array in SDR platform. By integrating Digital Down Conversion block, CORDIC algorithm, and Pilot signal, the system effectively eliminates amplitude-phase imbalance between receive channels. Experimental results show that after applying the Pilot-based digital calibration with DDC and CORDIC: phase error is controlled below 0.1°, amplitude error below 0.1%, making channel responses nearly ideal and uniform. Consequently, absolute DOA angle error significantly reduces from RMS ≈ 6°–15° to 0.007° in no-noise or high-SNR conditions. With AWGN noise at SNR = 10 dB, RMS DOA reaches ≈ 0.67°, mainly limited by noise and close to the Cramer-Rao Bound (≈ 0.5°–0.8° for N=4, θ=30°, SNR=10 dB). The proposed digital calibration is technically feasible and provides strategic advantages in cost and performance, aligning with the trend of modernizing systems using low-cost yet high-accuracy SDR technology*.

Keywords: SDR; Direction of Arrival (DOA); CORDIC; Digital Down Conversion (DDC); Channel Calibration; Beamforming.

Nghiên cứu, thiết kế mạch CDR vòng đơn, dải rộng trên công nghệ CMOS 28nm

Vũ Hoàng Yến*, Nguyễn Hữu Thọ[1], Mai Thanh Hải[2]

[1]Bộ môn Thông Tin, Khoa Vô tuyến điện tử.

[2]Học viện Kỹ thuật quân sự, Số 236 Hoàng Quốc Việt, Nghĩa Đô, Hà Nội, Việt Nam.

**Email: chiaki2511@gmail.com*

Tóm tắt

Bài báo trình bày nghiên cứu, thiết kế và mô phỏng mạch khôi phục dữ liệu và xung đồng hồ (Clock and Data Recovery – CDR) vòng đơn, dải rộng, không sử dụng tần số tham chiếu, triển khai trên công nghệ CMOS 28nm. Kiến trúc đề xuất tích hợp khả năng phát hiện pha và tần số trong cùng một vòng khóa, kết hợp mạch chuyển mạch chế độ nhằm mở rộng khoảng bám tần số, giảm độ phức tạp và tránh nhiễu giữa các vòng. Điểm mới của nghiên cứu là kỹ thuật mở rộng độ rộng xung điều khiển UP/DN trong giai đoạn bám tần số, giúp tăng tốc độ điều chỉnh tần số bộ tạo dao động điều khiển bằng điện áp mà không làm tăng đáng kể độ phức tạp mạch. Kết quả mô phỏng cho thấy mạch CDR đề xuất hoạt động ổn định trong dải tốc độ dữ liệu từ 6 Gb/s đến 14 Gb/s, đạt thời gian bám tần số 0,36 µs và tốc độ bám đạt 11,11 (Gb/s)/µs. Các kết quả đạt được cho thấy kiến trúc đề xuất phù hợp cho các hệ thống truyền dữ liệu nối tiếp tốc độ cao.

Từ khóa: *CDR vòng đơn; dải rộng; không tham chiếu; phát hiện tần số; tốc độ cao.*

1. Mở đầu

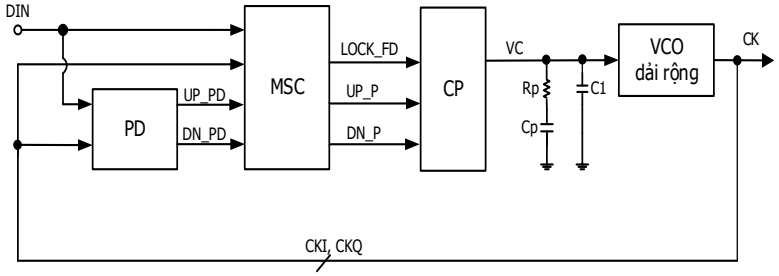
CDR đóng vai trò quan trọng trong các hệ thống thông tin dữ liệu nối tiếp tốc độ cao nhằm tái tạo lại chính xác xung nhịp và dữ liệu từ chuỗi bit đầu vào [1]. Các kiến trúc của CDR được chia thành hai nhóm: sử dụng tần số tham chiếu và không sử dụng tần số tham chiếu. CDR sử dụng tần số tham chiếu có cấu trúc đơn giản nhưng phụ thuộc xung đồng hồ chuẩn bên ngoài và bị giới hạn ở một số tốc độ dữ liệu rời rạc. Ngược lại, kiến trúc CDR không sử dụng tần số tham chiếu có khả năng trích xuất thông tin tần số trực tiếp từ luồng dữ liệu đầu vào, cho phép mở rộng dải tốc độ và tăng tính linh hoạt của hệ thống. Một giải pháp phổ biến là sử dụng kiến trúc vòng lặp kép, tách biệt mạch phát hiện tần số (Frequency Detector - FD) và mạch phát hiện pha (Phase Detector - PD) [2-4], kiến trúc này mặc dù mở rộng được dải bám tần số nhưng lại làm tăng độ phức tạp và nảy sinh vấn đề nhiễu giữa hai vòng lặp. Vì vậy, kiến trúc CDR vòng đơn tích hợp khả năng phát hiện pha và tần số (Phase Frequency Detector - PFD) đã được nghiên cứu [5-11] nhằm đơn giản hóa thiết kế và loại bỏ vấn đề nhiễu lẫn nhau giữa hai vòng như kiến trúc vòng kép. Mặc dù các công trình nghiên cứu trước đó đã đạt được khoảng bám rộng nhưng nhiều thiết kế vẫn tồn tại hạn chế như thời gian bám tần số dài hoặc chất lượng jitter chưa cao [7-11] do đó việc cải thiện tốc độ bám tần số trong khi vẫn duy trì cấu trúc vòng đơn với kiến trúc đơn giản là vấn đề cần được tiếp tục nghiên cứu.

Bài báo này đề xuất một kiến trúc CDR vòng đơn không sử dụng tần số tham chiếu, sử dụng mạch chuyển mạch chế độ và kỹ thuật mở rộng xung điều khiển để cải thiện tốc độ bám tần số cho các ứng dụng giao tiếp dữ liệu nối tiếp tốc độ cao. Phần còn lại của bài viết được bố cục như sau: Phần 2 trình bày tổng quan về mạch CDR đề xuất và chi tiết thiết kế mạch. Phần 3 là kết quả mô phỏng và thảo luận. Cuối cùng, Phần 4 đưa ra kết luận của bài báo.

2. Thiết kế mạch CDR vòng đơn

2.1. Kiến trúc mạch CDR vòng đơn đề xuất

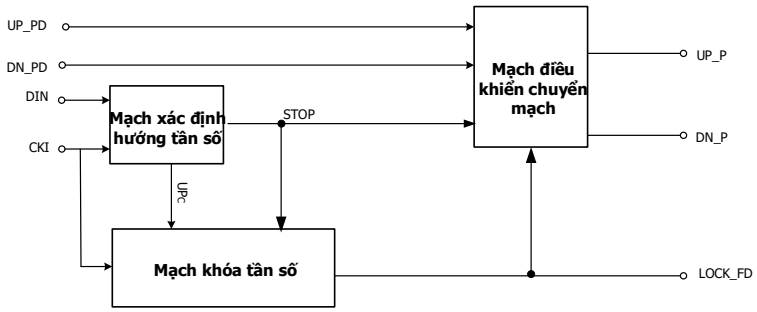
Kiến trúc mạch CDR vòng đơn không sử dụng tần số tham chiếu đề xuất được thể hiện như trên Hình 1 [13]. CDR bao gồm mạch phát hiện pha nhị phân bán tốc (Phase Detector - PD) [3], mạch chuyển mạch chế độ (Mode Switching Circuit - MSC), mạch bơm sạc (Charge Pump - CP), bộ lọc vòng (R_P, C_P, C_1) và bộ dao động điều khiển bằng điện áp (Voltage Controlled Oscillator – VCO) dải rộng. Mạch CDR vòng đơn thêm mạch MSC vào vòng khóa pha để đạt được bám tần số.



Hình 1. Kiến trúc CDR vòng đơn đề xuất

2.2. Kỹ thuật phát hiện tần số cải tiến

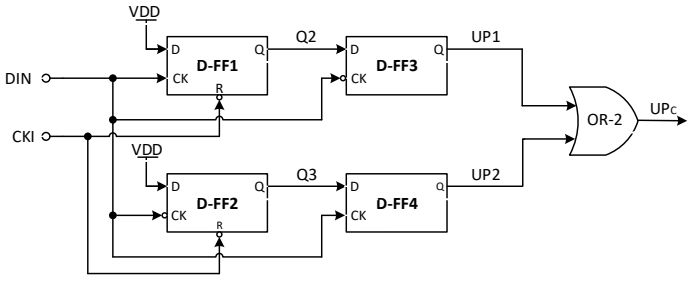
Sơ đồ khối của mạch chuyển mạch chế độ được minh họa trong Hình 2. MSC bao gồm mạch phát hiện hướng tần số (Frequency Direction Detection - FDD), mạch khóa tần số (Lock Detector - LD) và mạch điều khiển chuyển mạch (Switch Control Unit - SCU). Dựa trên mối quan hệ giữa dữ liệu đầu vào (Din) và xung đồng hồ, mạch FDD sẽ xác định hướng điều chỉnh tăng hoặc giảm tần số của mạch VCO. Mạch FDD và LD lần lượt tạo ra tín hiệu *STOP* và *LOCK_FD* để điều khiển cơ chế chuyển đổi chế độ (tạo ra các xung UP_P và DN_P) từ đó làm thay đổi điện áp điều khiển VCO.



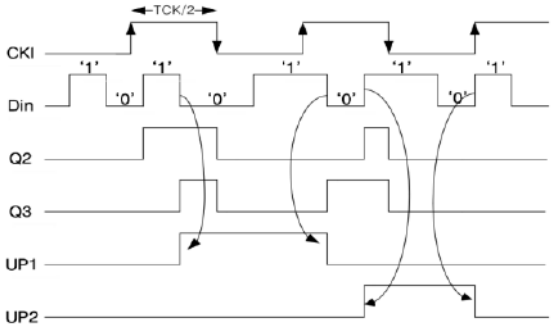
Hình 2. Sơ đồ khối mạch chuyển mạch chế độ

2.2.1. Mạch xác định hướng tần số

Hình 3 và Hình 4 mô tả sơ đồ khối và dạng sóng của mạch FDD [3]. Mạch FDD sử dụng bốn flip-flop loại D (D-FF) và một cổng OR.



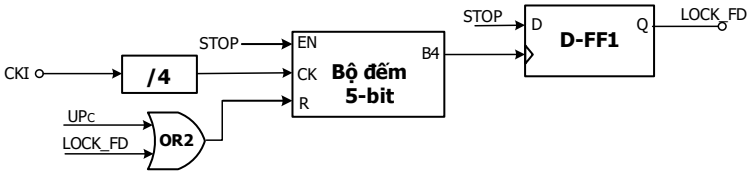
Hình 3. Sơ đồ khối mạch phát hiện hướng tần số



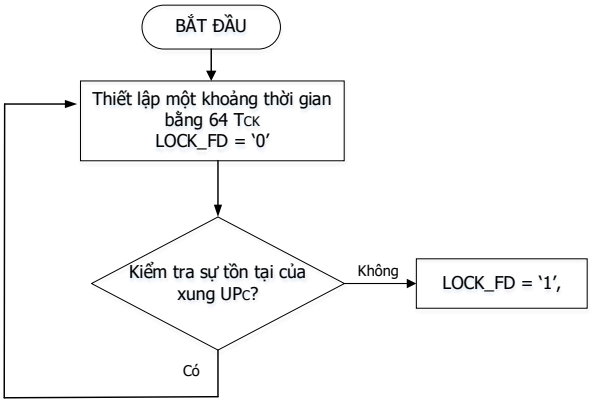
Hình 4. Sơ đồ định thời của mạch phát hiện hướng tần số

Để xác định hướng tần số, mạch thực hiện đếm số lần chuyển đổi dữ liệu liên tiếp trong khoảng thời gian mức cao của chu kỳ xung đồng hồ. Nếu số lần chuyển trạng thái của dữ liệu trong một chu kỳ xung đồng hồ lớn hơn một thì xung UP_C được tạo ra để cho biết hướng bám lên của tần số. Cả hai mẫu dữ liệu "101" và "010" được sử dụng để tăng xác suất phát hiện hướng tần số.

2.2.2. Mạch khóa tần số



Hình 5. Sơ đồ khối mạch khóa tần số



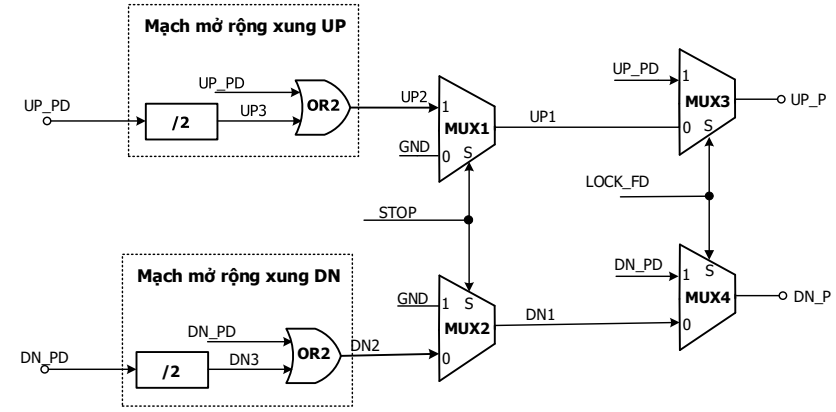
Hình 6. Lưu đồ thuật toán của mạch khóa tần số

Hình 5 mô tả sơ đồ khối mạch khóa tần số. LD bao gồm mạch chia 4, cổng logic OR, bộ đếm 5 bit và D-FF. LD được thiết kế dựa trên nguyên tắc số lượng xung UP_C tỷ lệ thuận với lỗi tần số [3]. Nói cách khác, số lượng xung UP_C giảm khi lỗi tần số giảm và không có xung UP_C nào được tạo ra khi tần số VCO xấp xỉ bằng một nửa tốc độ dữ liệu đầu vào. Do đó, để phát hiện trạng thái khóa tần số của CDR, LD sẽ đếm số xung UP_C trong khoảng thời gian 64 chu kỳ xung đồng hồ (T_{CK}) như được thể hiện trong lưu đồ thuật toán của Hình 6. Nếu xung UP_C không xuất hiện, tín hiệu *LOCK_FD* được kích hoạt để chỉ cho biết CDR đã đạt được khóa tần số.

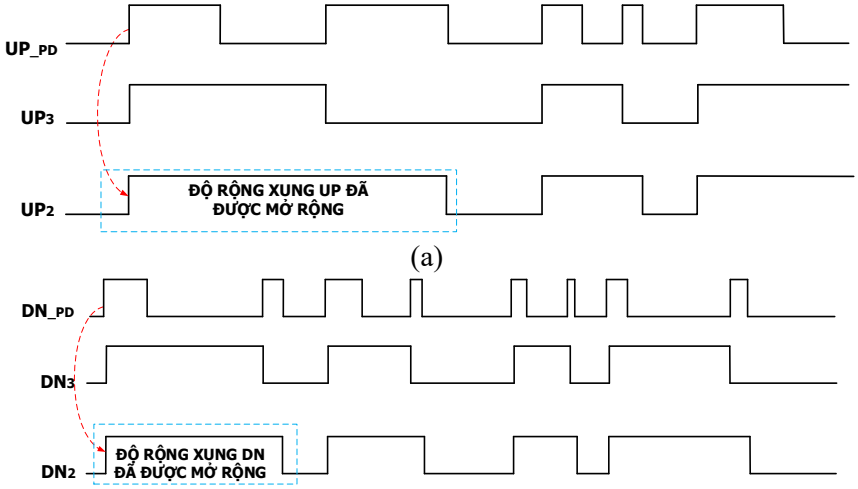
2.2.3. Mạch điều khiển chuyển mạch

Để đạt được khoảng bám tần số rộng cho mạch CDR vòng đơn, nghiên cứu [13] sử dụng trực tiếp đầu ra của mạch PD đưa tới mạch CP cho điều chỉnh tăng hoặc giảm tần số. Tuy nhiên, độ rộng xung UP/DN tại đầu ra của PD nhị phân bán tốc hẹp, đặc biệt khi tốc độ dữ liệu đầu vào cao. Điều này dẫn đến thời gian bám tần số dài. Vì vậy trong nghiên cứu này, tác giả đề xuất mở rộng độ rộng xung UP và DN cho quá trình bám tần số để cải thiện tốc độ bám tần số. Sơ đồ khối của mạch SCU cải tiến được thể hiện trên Hình 7. Mạch SCU bao gồm mạch mở rộng xung UP/DN và 4 bộ ghép kênh (MUX1, MUX2, MUX3 và MUX4). Các xung UP_PD, DN_PD là đầu ra của PD nhị phân bán tốc và các xung UP_P, DN_P được đưa đến mạch CP. Dựa trên trạng thái của các tín hiệu *STOP* và *LOCK_FD*, mạch SCU sẽ xác định CDR hoạt động trong chế độ bám tần số hay bám pha.

Trong bài báo này, việc mở rộng độ rộng xung UP và DN ở đầu ra của SCU cải tiến được thiết kế để giảm thời gian đạt được tần số. Mạch mở rộng xung UP/DN sử dụng mạch chia 2 và cổng logic OR đơn giản (Hình 7) để không làm tăng đáng kể công suất tiêu thụ và diện tích chiếm của mạch. Sơ đồ định thời của mạch mở rộng xung UP/DN được thể hiện như trên Hình 8.

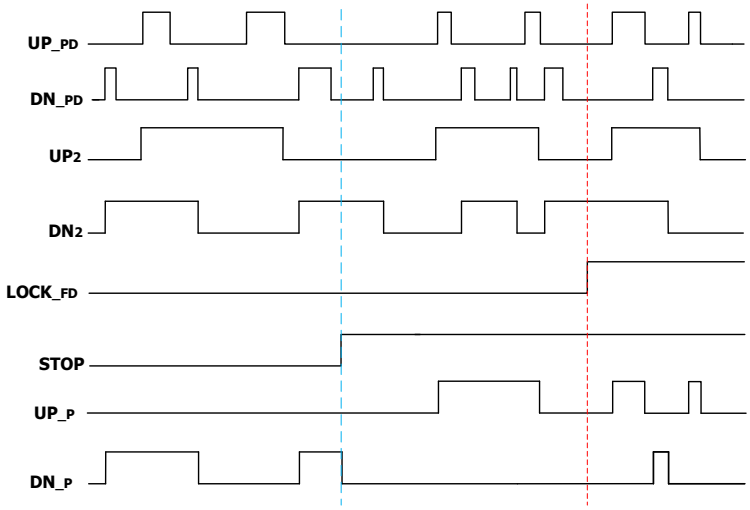


Hình 7. Sơ đồ mạch điều khiển chuyển mạch



Hình 8. (a) Sơ đồ định thời mạch mở rộng xung UP; (b) Sơ đồ định thời mạch mở rộng xung DN

Thay vì lấy tín hiệu UP_PD, DN_PD để đưa tới bộ ghép kênh như trong [13] thì mạch SCU đề xuất lấy tín hiệu UP_2 và DN_2 để đưa tới độ ghép kênh nhằm mở rộng độ rộng xung UP_PD và DN_PD để giảm thời gian bám tần số. Sơ đồ định thời của mạch SCU cải tiến được thể hiện như trên Hình 9.



Hình 9. Sơ đồ định thời của mạch điều khiển chuyển mạch

Hình 10 mô tả quá trình bám tần số của mạch SCU. Tại thời điểm ban đầu, cả hai tín hiệu *STOP* và *LOCK_FD* đều được đặt bằng "0". SCU giám sát sự xuất hiện của xung UP_C từ mạch FDD. Khi không có xung UP_C, tần số của VCO được điều chỉnh giảm, chỉ có xung DN_PD đã

mở rộng được đưa tới mạch CP. Quá trình giảm tần số này tiếp diễn cho đến khi dữ liệu nhanh hơn xung đồng hồ. Khi xung UP_C xuất hiện, tần số của VCO được điều chỉnh tăng, chỉ có xung UP_PD đã mở rộng được đưa tới mạch CP. Khi sai số tần số giảm, tín hiệu *LOCK_FD* từ mạch LD được kích hoạt để cho biết trạng thái khóa tần số, mạch CDR chuyển sang quá trình bám pha. Lúc này, mạch SCU sẽ điều khiển để đưa các tín hiệu UP_PD và DN_PD nguyên bản từ đầu ra mạch PD tới CP. Hoạt động của mạch SCU được tổng kết như sau:

STOP = '0', LOCK_FD = '0':

UP_P = 0;

DN_P = DN2 (xung DN đã mở rộng);

STOP = '1', LOCK_FD = '0':

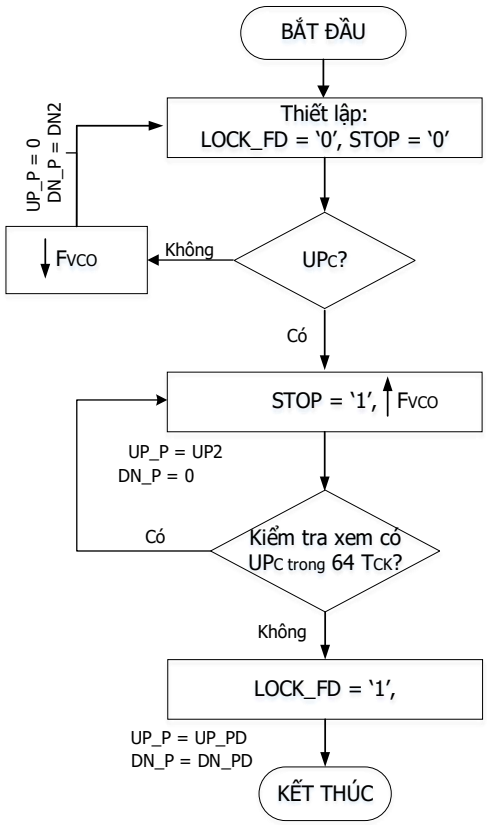
UP_P = UP2 (xung UP đã mở rộng);

DN_P = 0;

LOCK_FD = '1':

UP_P = UP_PD;

DN_P = DN_PD;

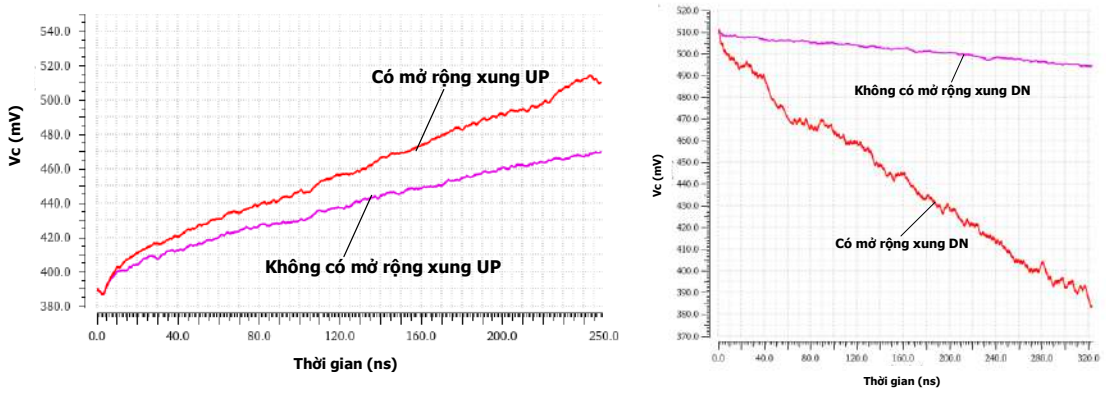


Hình 10. Lưu đồ thuật toán quá trình bám tần số

3. Kết quả mô phỏng và thảo luận

Để kiểm tra tính đúng đắn cũng như chất lượng của mạch CDR vòng đơn, bán tốc, không sử dụng tần số tham chiếu đề xuất được triển khai trên công nghệ CMOS 28 nm. Mẫu PRBS7 của luồng dữ liệu được sử dụng làm đầu vào.

Một mô phỏng được thực hiện với mạch chuyển mạch chế độ trong [13] và chuyển mạch chế độ có mở rộng xung UP/DN trong bài báo này với cùng điều kiện, tham số mô phỏng để kiểm chứng hiệu quả của mạch đề xuất.



(a) (b)

Hình 11. Kết quả Vc trong hai trường hợp có và không có (a) mở rộng xung UP (b) mở rộng xung DN

Hình 11 (a) và *Bảng 1* thể hiện kết quả so sánh của mô phỏng khi tần số thiết lập ban đầu của VCO là 3 GHz, tốc độ của dữ liệu đầu vào là 14 Gb/s. Hình 11 (b) và Bảng 2 thể hiện kết quả so sánh của mô phỏng khi tần số thiết lập ban đầu của VCO là 7 GHz, tốc độ của dữ liệu đầu vào là 6 Gb/s. Trong đó, K_F là tỷ số về khoảng điều chỉnh được của tần số VCO giữa mạch MSC đề xuất và MSC trong [13].

Bảng 1. So sánh hiệu quả khi mở rộng xung UP

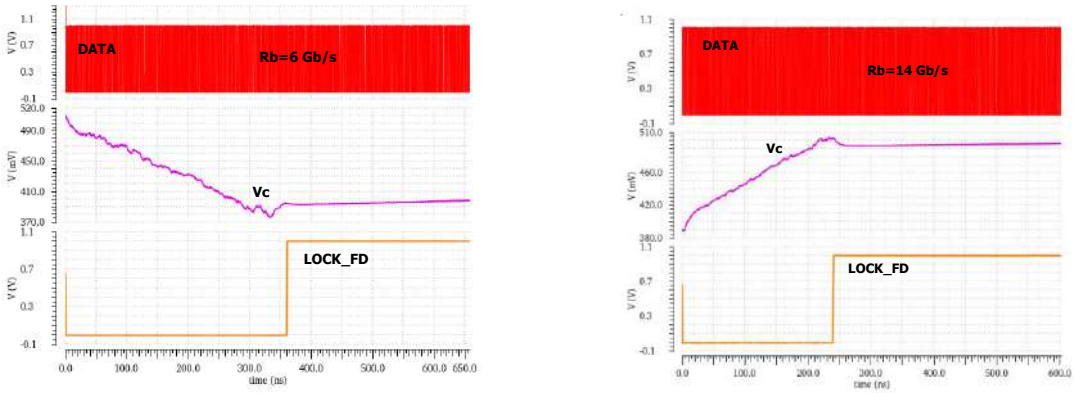
Thời gian mô phỏng (ns)	**Khoảng tần số thay đổi được của VCO khi không mở rộng xung UP [13] (GHz)**	**Khoảng tần số thay đổi được của VCO khi mở rộng xung UP (GHz)**	**K_F**
60	1.3	1.5	1.154
120	1.8	2.4	1.333
180	2.1	3.1	1.476
240	2.6	3.9	1.5

Bảng 2. So sánh hiệu quả khi mở rộng xung DN

Thời gian mô phỏng (ns)	**Khoảng tần số thay đổi được của VCO khi không mở rộng xung DN [13] (GHz)**	**Khoảng tần số thay đổi được của VCO khi mở rộng xung DN (GHz)**	**K_F**
80	0.6	1.3	2.167
160	0.9	2.1	2.333
240	1.1	2.8	2.545
320	1.4	3.9	2.786

Từ Hình 11 (a), (b) và Bảng 1, Bảng 2 có thể thấy rằng, với cùng một mốc thời gian thì khoảng điều chỉnh được của tần số VCO trong trường hợp có mở rộng xung lớn hơn khi không có mở rộng xung, điều này cho thấy rằng tốc độ thay đổi tần số của VCO đối với mạch có mở rộng xung sẽ nhanh hơn mạch không có mở rộng xung, từ đó giảm thời gian bám tần số của mạch.

Hình 12 (a) và (b) lần lượt thể hiện kết quả bám tần số của mạch CDR đề xuất với tốc độ dữ liệu đầu vào cực tiểu 6 Gb/s và cực đại 14 Gb/s. Trong Hình 12 (a) khi dữ liệu chậm hơn xung đồng hồ ($f_{VCO} > 3$ GHz), thì không có xung UP_C được tạo ra và điện áp điều khiển (V_C) giảm xuống để giảm tần số VCO. Vì chỉ có các xung DN_P được truyền đến CP mà không có bất kỳ xung UP_P nào, V_C giảm nhanh chóng. Việc điều chỉnh giảm này tiếp tục cho đến khi dữ liệu nhanh hơn xung nhịp ($f_{VCO} < 3$ GHz), tại thời điểm đó V_C tăng lên để tăng tần số VCO. Khóa tần số đạt được sau 0,36 µs (tín hiệu *LOCK_FD* được kích hoạt). Trong Hình 12 (b), xung UP_C được phát hiện như một dấu hiệu cho thấy dữ liệu nhanh hơn đồng hồ ($f_{VCO} < 7$ GHz). Tại thời điểm này, V_C được điều chỉnh tăng lên để điều chỉnh tần số VCO về một nửa dữ liệu đầu vào (7 GHz), cho phép CDR đạt được khóa tần số sau khoảng 0,24 µs.



(a) (b)

Hình 12. Quá trình bám tần số của mạch CDR đề xuất ở tốc độ dữ liệu đầu vào: (a) tối thiểu; (b) tối đa

Kết quả mô phỏng minh họa rằng mạch CDR được đề xuất hoạt động hiệu quả trên một phạm vi rộng của tốc độ dữ liệu đầu vào mà không cần mạch phát hiện tần số riêng biệt và đạt tốc độ bám tần số nhanh, đảm bảo mạch hoạt động ổn định. Bảng 3 tóm tắt chất lượng của mạch CDR đề xuất và so sánh với các công trình nghiên cứu gần đây. Kết quả cho thấy CDR đề xuất có dải hoạt động với tốc độ đầu vào rộng (6 – 14 Gb/s), có tốc độ bám tần số nhanh (11,11 Gb/s/µs), vượt trội so với các nghiên cứu được so sánh. Mạch CDR đề xuất có mức tiêu thụ công suất lớn hơn song kết quả này cho thấy sự đánh đổi hợp lý giữa công suất tiêu thụ và tốc độ bám tần số. Nhìn chung, kiến trúc đề xuất thể hiện ưu thế rõ rệt về tốc độ bám tần số và khả năng mở rộng dải tốc độ dữ liệu, phù hợp cho các hệ thống truyền dữ liệu nối tiếp tốc độ cao.

Bảng 3. Tóm tắt và so sánh với các nghiên cứu gần đây

Tham số	**[7]**	**[10]**	**[11]**	**[13]** (Mô phỏng)	**Nghiên cứu này** (Mô phỏng)
Công nghệ (nm)	28 CMOS	28 CMOS	28 CMOS	28 CMOS	28 CMOS
Nguồn cấp (V)	1.0	0.9	1.0	1.0	1.0
Kiến trúc	Vòng đơn, bán tốc	Vòng đơn, toàn tốc	Vòng đơn, một phần tư tốc	Vòng đơn, bán tốc	Vòng đơn, bán tốc
Tốc độ dữ liệu (Gb/s)	6.5-12.5	5.4	1.4-8	6-14	6-14
Độ biến thiên tốc độ dữ liệu/thời gian đạt được tần số	1.5/1.5 (Gb/s/ µs)	1/3 (Gb/s/ µs)	0.9/1.37 (Gb/s/ µs)	4/0.52 (Gb/s/ µs)	4/0.36 (Gb/s/ µs)
Tốc độ bám tần số [(Gb/s)/µs]	1	0.33	0.66	7.7	11.11
Công suất tiêu thụ (mW)	21.13	3.06	5.65	18.4	20.5

4. Kết luận

Bài báo đã trình bày thiết kế và mô phỏng thành công mạch CDR bán tốc, vòng đơn không tham chiếu, dải rộng từ 6 Gb/s đến 14 Gb/s trên công nghệ CMOS 28nm. Kỹ thuật mở rộng xung điều khiển UP/DN trong quá trình bám tần số giảm thời gian đạt được tần số mà không làm tăng độ phức tạp mạch. Kết quả đạt được cho thấy mạch phù hợp cho các hệ thống truyền dữ liệu nối tiếp tốc độ cao. Trong tương lai, nghiên cứu sẽ tập trung vào tối ưu hóa ở cấp độ mạch nhằm giảm công suất tiêu thụ và khảo sát việc triển khai kiến trúc mạch phát hiện pha chế độ dòng để cải thiện tốc độ dữ liệu hoạt động của mạch CDR.

Lời cảm ơn

Nghiên cứu này được hỗ trợ kinh phí từ Học viện Kỹ thuật quân sự theo đề tài số 25.01.39. Công cụ thiết kế và mô phỏng được hỗ trợ bởi Trung tâm thiết kế IC Viettel.

Tài liệu tham khảo

1. P. Hanumolu, "Clock and data recovery architectures and circuits," *in ISSCC Tuts,* Feb.2015.
2. Y.-H. Moon *et al.*, "A 2.41-pJ/bit 5.4-Gb/s dual-loop reference-less CDR with fully digital quarter-rate linear phase detector for embedded Display-Port," *IEEE Transactions on Circuits and Systems I: Regular Papers,* Vols. vol. 66, no. 8, p. pp. 2907–2920, Aug. 2019.
3. N. H. Tho *et al.*, "A 0.32-2.7 Gb/s Referenceless Continuous-Rate Clock and Data RecoverCircuit With Unrestricted and Fast Frequency Acquisition," *IEEE Transactions on Circuits and Systems II: Express Briefs,* vol. 68, no. 7, pp 2347-2351, July 2021.
4. Yoojin Jung *et al*, "A 16-30Gb/s 1.03pJ/b Referenceless Baud-Rate CDR with Integrated Pattern Decoding Technique for Fast Frequency Acquisition," *in IEEE Asian Solid-State Circuits Conference (A-SSCC), Japan,* 18-21 November 2024.
5. Guanghua Shu *et al.*, "A 4-to-10.5 Gb/s continuous-rate digital clock and data recovery with automatic frequency acquisition," *IEEE J. Solid-State Circuits,* vol. 51, no. 2, pp. 428–439, Feb. 2016.
6. S. Byun, "A 400 Mb/s 2.5 Gb/s referenceless CDR IC using intrinsic frequency detection capability of half-rate linear phase detector.," *IEEE Trans. Circuits Syst. I, Reg. Papers,* vol. 63, no. 10, pp. 1592–1604, Oct. 2016.
7. Changzhi Yu *et al.*, "A 6.5–12.5-Gb/s Half-Rate Single-Loop All-Digital Referenceless CDR in 28-nm CMOS.," *in IEEE Journal of Solid-State Circuits,* vol. 55, no. 10, pp. 2831-2841, Oct. 2020.
8. K. Park *et al.*, "A 4–20-Gb/s 1.87-pJ/b Continuous-Rate Digital CDR Circuit With Unlimited Frequency Acquisition Capability in 65-nm CMOS," *in IEEE Journal of Solid-State Circuits,* vol. 56, no. 5, pp. 1597-1607, May. 2021.
9. W. L. H. Lee, "An Anti-Harmonic-Lock Frequency Detector for Continuous-Rate Clock and Data Recovery," *in International SoC Design Conference (ISOCC),* Korea, 25-28 Oct.2023.
10. W. Kim *et al.*, "5.4-Gb/s, 0.57-pJ/bit, Single-Loop Referenceless CDR With an Unlimited Bilateral Frequency Detection Scheme," *IEEE TRANSACTIONS ON VERY LARGE SCALE INTEGRATION (VLSI) SYSTEMS,* VOL. 31, NO. 6, pp. 851-860, JUNE 2023.
11. J. Kim *et al.*, "1.4-8 Gb/s Low Power Quarter-rate Single-Loop Referenceless CDR with Unlimited Capture Range.," *IEEE Transactions on Circuits and Systems II: Express Briefs,* vol. 71, no. 9, pp. 4061-4065, March 2024.
12. B. Razavi, Design of Integrated Circuits for Optical Communications, New York: McGraw-Hill, 2003.
13. N. H. Tho *et al.*, "A 6-14 Gb/S Single-Loop Referenceless CDR Without Separate FD," *ISCIT67082.2025,* pp. pp 128 - 132, 2025.

Research and design of a wideband single-loop CDR circuit in 28nm CMOS technology

Abstract: *This paper presents a wide-band single-loop referenceless clock and data recovery (CDR) circuit implemented in 28 nm CMOS technology. The proposed architecture integrates both phase and frequency detection within a single loop and employs a mode-switching circuit to extend the frequency acquisition range, reduces circuit complexity and eliminates loop interaction. The main contribution of this work is a pulse-width extension technique applied to the UP/DN control signals during the frequency acquisition process, which enhances the tuning speed of VCO without significantly increasing circuit complexity. Simulation results demonstrate that the proposed CDR operates stably over a wide range of data rate from 6 Gb/s to 14 Gb/s, achieves a frequency locking time of 0.36 µs with a outstanding tracking speed of 11.11 (Gb/s)/µs. These results indicate that the proposed architecture is well suited for high-speed serial data communication systems*

Key words: Single-loop CDR; wideband; referenceless; frequency detection; high speed.

BLER Performance of Multi-Antenna RSMA Systems over Nakagami Fading Channels

Le Thi Thanh Huyen[1], Tran Manh Hoang[2]

[1]*Le Quy Don Technical University;* [2]*Telecommunications University*

Email: huyen.ltt@lqdtu.edu.vn, tranmanhhoang@tcu.edu.vn; Tel:0986603296

Abstract

This paper proposes and analyzes a downlink multi-antenna multi-user system with rate-splitting multiple access (RSMA) scheme. In this work, we consider the error performance when the base station (BS) transmits short packet information to multiple cell-edge users. To evaluate the system performance, the closed-form expressions for the block error rate (BLER) is derived over Nakagami fading channels. The advantages of RSMA are further verified through BLER comparison with non-orthogonal multiple access (NOMA) systems. These findings underscore the potential of RSMA to significantly enhance reliability. The derived expressions are tractable, validated through comparisons with Monte Carlo simulation results. The results show the closest alignment between simulations and the derived analytical expressions.

Key words: *RSMA, NOMA, BLER, MISO, common, private stream.*

1. Introduction

By partially decoding the interference, rate-splitting multiple access (RSMA) has emerged as a promising solution for the beyond 5G (B5G) and 6G technologies. Moreover, multiple-antenna technology plays an important role in enabling the Internet of Things (IoT), providing enhanced data rates, improved reliability, and reduced latency through the use of space gain at the transceivers. While Ultra-Reliable Low Latency Communication (URLLC) has revolutionized the communication landscape of mission-critical applications such as industrial automation, intelligent transportation systems, and smart healthcare. It employs short-packet communication to meet stringent Quality-of-Service (QoS) requirements. In the current literature, researchers have investigated the integration of RSMA in MISO networks [1-4]. Specifically, in [1], the approximated OP of the proposed system was derived using a matched filtering (MF) precoding scheme for the common signal and a ZF precoding for the private signals. In [2], the effective throughput (ET) under finite BL constraints was maximized using iterative algorithms. Furthermore, for the first time, resource allocation strategies based on single-carrier and multi-carrier schemes were proposed for RSMA.

The MISO-RSMA system, which employs simple distance-based precoding to enable spatial randomness, is investigated in [3], where closed-form coverage and rate expressions are derived using stochastic geometry to evaluate system performance and demonstrate significant sum-rate gains over NOMA. The work in [4] analyzed the sum-rate performance and demonstrated that RSMA can outperform SDMA, OMA, and NOMA systems, depending on the channel strength disparity and the angles between user channel directions. Although [4] focused on the two-user scenario, it served as an important reference for other research. Furthermore, the work in [5] presented closed-form SER results for RSMA under Nakagami-m fading, it is limited to symbol-level characterization. The existing RSMA literature primarily focused on improving coverage and reliability, particularly OP and transmission rates metrics were derived. However, the BLER has not been explicitly analyzed in these studies, exposing the absence of closed-form expressions under generalized fading conditions. Most previous studies have focused on the benefits of RSMA for long-packet transmission. Although the works in [2], [6], [7] considered on finite block length, but these works using optimal tool [2], [7],

or SISO system [6]. To fill out this gap, we present BLER performance for short-packet communications in RSMA-based multi-user MISO systems under Nakagami-m fading channel.

2. System model

We consider a downlink MISO-RSMA system as depicted in Fig.1, where the BS has N_s uniform antennas, and K single-antenna users (U_k). The small-scale fading channel vector from the BS to the k th user is denoted as $\mathbf{h}_k = [h_{k,1}, \cdots, h_{k,n}, \cdots, h_{k,N_s}]^T$, $k \in \{1,...,K\}$. Due to short-range communication or deployment scenarios with a dominant line-of-sight (LoS) component, we assume that all channel coefficients follow the Nakagami-m distribution, i.e., $h_{k,n} \sim Naka(m_k, m_k x/\Omega_k)$, where m_k represents the fading severity of the channel between the BS and U_k. Moreover, $h_{k,n}$ is modeled by complex channel coefficients, and all devices are assumed to be stationary. Therefore, the average channel gains between BS and U_k is $\Omega_k = \beta_k d_k^{-\mu} \mathbb{E}\{|h_{k,n}|^2\}$, where d_k is the distance between BS and U_k with μ is the path-loss coefficient, β_k denotes the reference power at distance of one meter. Moreover, $h_{k,n}$ is assumed to be quasi-static, meaning that the channel amplitude remains constant within each time slot but varies across different time slots. The CSI at the BS is assumed to be perfect, enabled by feedback or estimation mechanisms.

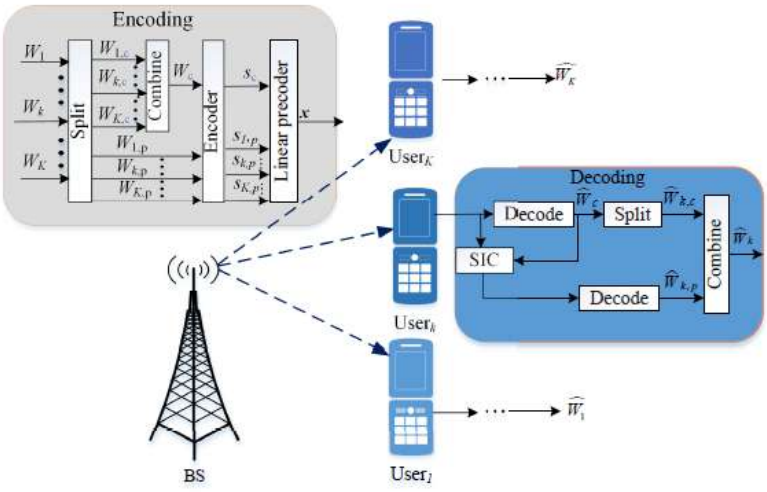


Figure 1. System model

Since the BS adopts RSMA, the message of user U_k, denoted as W_k, is split into two parts: $W_{k,c}$ and $W_{k,p}$, referred to as the common and private parts, respectively. The common parts $W_{k,c}$ from all users are combined into a common message stream W_c, which is then encoded into a symbol s_c. In contrast, each private part $W_{k,p}$ is encoded into a separate symbol $s_{p,k}$ (see Fig.1). It is worth noting that both s_c and $s_{p,k}$ are normalized-power symbols, i.e., $\mathbb{E}|s_c|^2 = \alpha_c P_s$ and $\mathbb{E}|s_{p,k}|^2 = \alpha_{p,k} P_s$, where P_s is the transmission power of the BS. Here, α_c and $\alpha_{p,k}$ denote the power allocation factors for s_c and $s_{p,k}$, respectively, with the subject to $\alpha_c + \sum_{k=1}^{K} \alpha_{p,k} = 1$. It is important to note that s_c is weighted by a beamforming vector $\mathbf{w}_c$, and

each $s_{p,k}$ is weighted by a separate beamforming vector $\mathbf{w}_{k,p}$. After encoding, beamforming, and power allocation, the transmitted signal $\mathbf{x} \in \mathbb{C}^{N_s \times 1}$ is constructed as

$$\mathbf{x} = \sqrt{\alpha_c P_s}\mathbf{w}_c s_c + \sum_{k=1}^{K} \sqrt{\alpha_{p,k} P_s}\mathbf{w}_{k,p} s_{p,k}, \tag{1}$$

Thus, the received signal at U_k is given by

$$\mathbf{y}_{\mathrm{U}_k} = \underbrace{\mathbf{h}_k^H \sqrt{\alpha_c P_s}\mathbf{w}_c s_c}_{\text{Common signal}} + \underbrace{\mathbf{h}_k^H \sqrt{\alpha_{p,k} P_s}\mathbf{w}_{p,k} s_{p,k}}_{\text{Private signal}} + \underbrace{\sum_{j=1, j\neq k}^{K} \sqrt{\alpha_j P_s}\mathbf{h}_k^H \mathbf{w}_{p,j} s_{j,k}}_{\text{Inter User interference}} + \mathbf{z}_{\mathrm{U}_k}, \tag{2}$$

where $\mathbf{z}_{\mathrm{U}_k} \sim CN(\mathbf{0}_{N_s}, \sigma_k^2 \mathbf{I}_{N_s})$ is the AWGN at U_k.

To maximize the SNR, $\mathbf{w}_c$ is constructed by the maximum ratio transmission (MRT) scheme, i.e., $\mathbf{w}_c = \frac{\sum_{k=1}^{K} \mathbf{h}_k}{\| \sum_{k=1}^{K} \mathbf{h}_k \|}$ [3]. The transmit beamforming vector for each user under MRT is aligned with the corresponding channel vector, i.e., $\mathbf{w}_c = [w_{k,n}] \in \mathbb{C}^{1 \times N_s}$, where $w_{c,n} = \frac{\sum_{k=1}^{K} h_{k,n}}{\sqrt{\sum_{n=1}^{N_s} |\sum_{k=1}^{K} h_{k,n}|^2}}$. Therefore, in the single-user MISO setting the effective channel gain becomes $|\mathbf{h}_k \mathbf{w}_c|^2 = \| \mathbf{h}_k \|^2$.

The vectors $\mathbf{w}_{k,p}$ is constructed by zero-forcing (ZF) scheme. For ZF scheme, $\mathbf{w}_{k,p}$ is taken from the columns of $\mathbf{W}_p$, where $\mathbf{W}_p = [\mathbf{w}_{1,p}, \mathbf{w}_{2,p}, \cdots, \mathbf{w}_{K,p}] \in \mathbb{C}^{N_s \times K}$ is created by channel matrix construction, $\mathbf{H} = [\mathbf{h}_1, \mathbf{h}_2, \cdots, \mathbf{h}_K]^T \in \mathbb{C}^{K \times N_s}$ with each row is the channel from BS to U_k, i.e., $\mathbf{W}_p = (\mathbf{H}^H \mathbf{H})^{-1} \mathbf{H}^H$. All the private symbols are weighted by $\mathbf{W}_p$ for transmission.

At U_k a SIC structure is used to decode s_c, where $s_{p,k}$ is treated as interference, while $s_{p,k}$ are decoded by the respective user. It is noted that the maximum likelihood (ML) or minimum mean squared error (MMSE) schemes are used to estimate s_c. All U_k can employ an ML decoder to estimate s_c.

$$\hat{s}_c = \arg\max_{s_c \in S} p(\mathbf{y}_{\mathrm{U}_k} \mid s_c), \tag{3}$$

where S is the set of modulation symbols, $p(\mathbf{y}_{\mathrm{U}_k} \mid s_c)$ is the conditional probability of $\mathbf{y}_{\mathrm{U}_k}$ given s_c.

$$p(\mathbf{y}_{\mathrm{U}_k} \mid s_c) = \exp\Big(-\frac{\| \mathbf{y}_{\mathrm{U}_k} - \sqrt{\alpha_c P_s}\mathbf{h}_k^H \mathbf{w}_c s_c \|^2}{\sigma_{\mathrm{U}_k} + \| \sqrt{\alpha_{p,k} P_s}\mathbf{h}_k^H \mathbf{w}_{p,k} s_{p,k} \|^2 + I}\Big), \tag{4}$$

and $I = \| \sum_{j=1, j\neq k}^{K} \sqrt{\alpha_j P_s}\mathbf{h}_k^H \mathbf{w}_{p,j} s_{j,k} \|^2$. In the multi-user system, to remove inter-user interference, the precoding weights are constructed using channel orthogonality. Since $\mathbf{w}_{k,p}$ is chosen from the null space of $\mathbf{H} = [\mathbf{h}_1, \cdots, \mathbf{h}_{k-1}, \mathbf{h}_{k+1}, \cdots, \mathbf{h}_K]^H$, it provides a subspace, where $\mathbf{h}_k \mathbf{w}_{p,k} = 1$, and $\mathbf{h}_j \mathbf{w}_{p,k} = 0$ for all $j \neq k$ [8]. Therefore, when the precoding weights are perfectly orthogonal, it leads to $I = 0$.

From (3) and (4), the ML estimate becomes $\hat{s}_c = \arg\min_{s_c \in S} \| \mathbf{y}_{\mathrm{U}_k} - \sqrt{\alpha_c P_s}\mathbf{h}_k^H \mathbf{w}_c s_c \|^2$, which exhaustively tests all possible $s_c \in S$, making it computationally expensive for large symbol sets. On the other hand, we assume that a one-layer SIC is applied for all users, and we consider the case of imperfect SIC. Since precoding vectors, $\mathbf{w}_c$ and $\mathbf{w}_{k,p}$ are directly tied to the channel vectors $\mathbf{h}_k$, and these' effect is already captured in the channel norm $\| \mathbf{h}_k \|^2$. Thus, the SINRs for decoding s_c and $s_{k,p}$ at U_k can be expressed as

$$\gamma_c = \frac{\alpha_c P_s \| \mathbf{h}_k \|^2}{\alpha_{p,k} P_s \| \mathbf{h}_k \|^2 + \sigma_k^2}, \quad \gamma_{k,p} = \frac{\alpha_{p,k} P_s \| \mathbf{h}_k \|^2}{\xi \alpha_c P_s \| \mathbf{h}_k \|^2 + \sigma_k^2}, \tag{5}$$

where, ξ is imperfect SIC coefficient.

3. BLER performance analysis

URLLC uses short packet communication (SPC) to meet QoS requirements in 5G, 6G, and beyond. SPC is important for assessing the reliability of wireless networks. In this section, we evaluate the performance of the MISO-RSMA system under SPC.

As stated in [2], in the RSMA technique, s_c typically has a higher power level compared to $s_{k,p}$. Additionally, the two-step detection process is employed to retrieve both s_c and $s_{p,k}$ intended for U_k. In the first step, all users decode the common signal, and in the second step, each user decodes their own signal. Therefore, U_k decodes $s_{p,k}$ only if s_c has been successfully decoded first.

We let $\Phi_{\mathrm{U}_k}^{s_c}$ and $\bar{\Phi}_{\mathrm{U}_k}^{s_c}$ are the events of successfully decode and unsuccessfully decode s_c, respectively. The error probability of decode at k th user can be formulated as

$$\epsilon_{\mathrm{U}_k} = \Pr(\Phi_{\mathrm{U}_k}^{s_{k,p}} | \Phi_{\mathrm{U}_k}^{s_c}) \Pr(\Phi_{\mathrm{U}_k}^{s_c}) + \Pr(\Phi_{\mathrm{U}_k}^{s_{k,p}} | \bar{\Phi}_{\mathrm{U}_k}^{s_c}) \Pr(\bar{\Phi}_{\mathrm{U}_k}^{s_c}). \tag{6}$$

Due to the allocated power for s_c is higher than that of $s_{k,p}$, lead to the fact that $\Pr(\Phi_{\mathrm{U}_k}^{s_{k,p}} | \Phi_{\mathrm{U}_k}^{s_c}) \to 1$. From (6), and the notations $\epsilon_{\mathrm{U}_k}^{s_c}$ and $\epsilon_{\mathrm{U}_k}^{s_{k,p}}$ represent the instantaneous BLER for decoding s_c and $s_{k,p}$ at the U_k, respectively. Moreover, in SPC transmission, the error probability at the receivers is often small (ϵ less than 10^{-5}), i.e., $\epsilon_{\mathrm{U}_k}^{s_c} \epsilon_{\mathrm{U}_k}^{s_{k,p}} \to 0$. Resulting in, the BLER at U_k can be expressed by

$$\epsilon_{\mathrm{U}_k} = 1 \times \epsilon_{\mathrm{U}_k}^{s_c} + \epsilon_{\mathrm{U}_k}^{s_{k,p}} (1 - \epsilon_{\mathrm{U}_k}^{s_c}) = \epsilon_{\mathrm{U}_k}^{s_c} + \epsilon_{\mathrm{U}_k}^{s_{k,p}} - \epsilon_{\mathrm{U}_k}^{s_c} \epsilon_{\mathrm{U}_k}^{s_{k,p}} \approx \epsilon_{\mathrm{U}_k}^{s_c} + \epsilon_{\mathrm{U}_k}^{s_{k,p}}. \tag{7}$$

According to [9], the achievable data rates in SPC are constrained by error decoding and can be formulated as

$$r_{u,k} \approx C(\gamma_u) - \sqrt{\frac{D(\gamma_u)}{L}} Q^{-1}(\epsilon) + O\Big(\frac{\log_2 L}{L}\Big), \tag{8}$$

where $C(\gamma_u) = \log_2(1+\gamma_u)$ is the Shannon channel capacity, L and γ_u presents the block length (channel use), and SINR, respectively. $D(\gamma_u) = (1 - \frac{1}{(1+\gamma_u)^2})(\ln(2))^2$ is notation for the channel dispersion. It is worth noting that the channel dispersion can be approximated as 1 when SINR > 5 dB, and $L \geq 100$, the team $O\Big(\frac{\log_2 L}{L}\Big) \to 0$. Moreover, the BLER ϵ is determined in terms of the inverse Gaussian

Q-function $Q^{-1}(\cdot)$, which can be solved by taking the inverse of $Q(z)=\frac{1}{2\pi}\int_z^{\infty}e^{-t^2/2}dt$. From (8), the average BLER at U_k can be modified as

$$\bar{\epsilon}_{\mathrm{U}_k}\approx\int_0^{\infty}Q\Big(\frac{C(\gamma_u)-r_{u,k}}{\sqrt{D(\gamma_u)/L}}\Big)f_{\gamma_u}(x)dx, \tag{9}$$

where, $f_{\gamma_u}(x)$ denotes the PDF of random variable γ_u and $\gamma_u\in\{\gamma_c,\gamma_{k,p}\}$.

Unfortunately, the calculation for (9) encounters some difficulties. To address this, we apply the linearization approximation given by $Q\big([C(\gamma_u)-r_{u,k}]/\sqrt{D(\gamma_u)/L}\big)=Q(r_{u,k},L,\gamma_u)$ at $\gamma_u=\tau$ as proposed in [10]. The method for calculating the linear approximation is given in Appendix A. Therefore, $Q(r_{u,k},L,\gamma_u)$ can be approximated as

$$Q(r_{u,k},L,\gamma_u)=\begin{cases}1, & \gamma_u\le\rho_L\\ \frac{1}{2}-\bar{\Delta}(\gamma_u-\tau), & \rho_L<\gamma_u<\rho_H,\\ 0, & \gamma_u\ge\rho_H\end{cases} \tag{10}$$

where $\bar{\Delta}=1/\sqrt{2\pi(2^{r_{u,k}}-1)/L}$, $\tau=2^{r_{u,k}}-1$, $\rho_L=\tau-1/(2\bar{\Delta})$ and $\rho_H=\tau+1/(2\bar{\Delta})$.

where $F_{\gamma_u}(\bar{\gamma}_u)$ is the CDFs of SINRs, which is provided by Appendix B.

From (9), by using the partial integration method and combining it with the approximation in (10), we can rewrite the average BLER expressions as

$$\bar{\epsilon}_{\mathrm{U}_k}=\int_0^{\infty}Q(\gamma_u)f_{\gamma_u}(\bar{\gamma}_u)d\bar{\gamma}_u=\big[Q(\gamma_u)F_{\gamma_u}(\bar{\gamma}_u)\big]_0^{\infty}-\int_0^{\infty}F_{\gamma_u}(\bar{\gamma}_u)dQ(\bar{\gamma}_u)=\bar{\Delta}\int_{\rho_L}^{\rho_H}F_{\gamma_u}(\bar{\gamma}_u)d\bar{\gamma}_u, \tag{11}$$

where $F_{\gamma_u}(\bar{\gamma}_u)$ is the CDFs of SINRs, which is provided by Appendix B.

We substitute the CDFs from Appendix B into (11), the closed-form expressions for the average BLER of s_c and $s_{p,k}$ are given as

$$\bar{\epsilon}_{\mathrm{U}_k}^{s_c}=1-\bar{\Delta}\sum_{n=0}^{N_s m_k-1}\sum_{t=0}^{\infty}(-1)^{t-1}\Big(\frac{\alpha_c}{\alpha_{p,k}}\Big)\Big(\frac{\alpha_{p,k}}{\beta}\Big)^t\times\Big[\Gamma\Big(n+t,\frac{\beta\bar{\lambda}_L}{\alpha_{p,k}}\Big)-\Gamma\Big(n+t,\frac{\beta\bar{\lambda}_H}{\alpha_{p,k}}\Big)\Big], \tag{12}$$

$$\bar{\epsilon}_{\mathrm{U}_k}^{s_{k,p}}=1-\bar{\Delta}\sum_{n=0}^{N_s m_k-1}\sum_{t=0}^{\infty}(-1)^{t-1}\Big(\frac{\alpha_{p,k}}{\xi\alpha_{p,k}}\Big)\Big(\frac{\xi\alpha_{p,k}}{\beta}\Big)^t\times\Big[\Gamma\Big(n+t,\frac{\beta\hat{\lambda}_L}{\xi\alpha_{p,k}}\Big)-\Gamma\Big(n+t,\frac{\beta\hat{\lambda}_H}{\xi\alpha_{p,k}}\Big)\Big], \tag{13}$$

where $\beta=\frac{m_k}{\Omega_k P_s}$, and $\bar{\lambda}_L=\frac{2\alpha_c-\alpha_{p,k}\rho_L}{\alpha_c-\alpha_{p,k}\rho_L}$, $\bar{\lambda}_H=\frac{2\alpha_c-\alpha_{p,k}\rho_H}{\alpha_c-\alpha_{p,k}\rho_H}$, $\hat{\lambda}_L=\frac{2\alpha_{p,k}-\xi\alpha_c\rho_L}{\alpha_{p,k}-\xi\alpha_c\rho_L}$, and $\hat{\lambda}_H=\frac{2\alpha_{p,k}-\xi\alpha_c\rho_H}{\alpha_{p,k}-\xi\alpha_c\rho_H}$. The calculation for (12) and (13) please see in Appendix C.

3. Results and Discussion

In this section, we present the numerical results for the BLER of the considered MISO-RSMA system. The simulation is carried out using 10×2^{16} Monte Carlo trials, and Nakagami-m fading distribution is applied. The locations of the three nodes are given as follows: $(x_{\mathrm{BS}},y_{\mathrm{BS}})=(0,0)$, $(x_{\mathrm{U}_1},y_{\mathrm{U}_1})=(100,100)$, $(x_{\mathrm{U}_2},y_{\mathrm{U}_2})=(150,150)$, and $(x_{\mathrm{U}_3},y_{\mathrm{U}_3})=(200,200)$. For

simplicity, we adopt the path loss model from 3GPP, where $\beta = 10^{-2.27-2.6\log(f_c)}$, unit antenna gain, path loss exponent $\mu = 2.2$, and $f_c = 2$ GHz. Unless otherwise specified, the following parameters are used throughout the simulations: Following common practice in the RSMA literatures [5,6], we set the imperfect SIC coefficient to $\xi = 0.01$. For tractability, equal power is allocated to all private streams, i.e., $\alpha_{k,p} = \alpha_p$ [5,6]. Unequal private power allocation can further enhance system performance [11].

For NOMA-based comparison, bandwidth is normalized to 1kHz, and the power coefficients are $\alpha_3 = 0.5, \alpha_2 = 0.3$ and $\alpha_1 = 0.2$. Due to the space limitations of the paper, the performance of the NOMA system is evaluated only through simulations. Without loss of generality, we set $\sigma^2_{\mathrm{U}_k} = 1$. Small-scale fading channel gains are normalized to unity, so the average channel gain is determined by large-scale fading, i.e., $d_k^{-\mu}$.

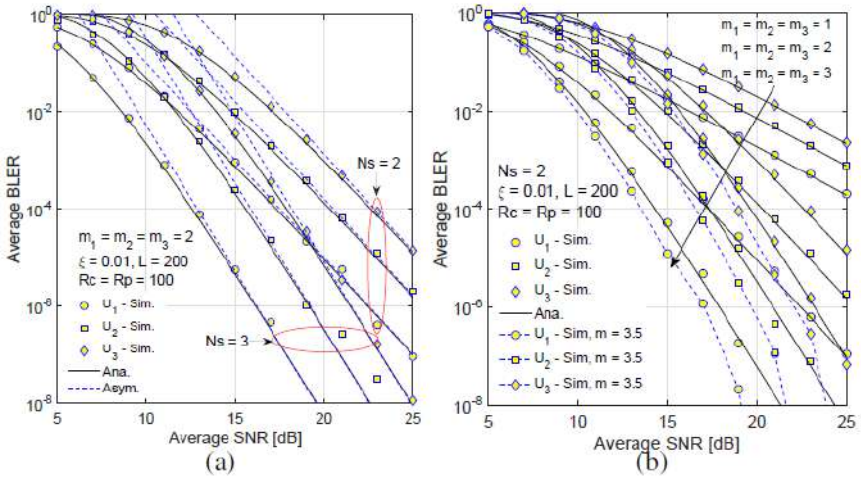


Figure 2. Average BLER of U_k *versus the SNR for different antenna schemes and fading severity.*

Fig.2 depicts the average BLER at users U_k versus the SNR in dB for different number of N_s, and fading severity m_k. As observed from Fig.2, the BLER decrease rapidly as the SNR increases. Specifically, the average BLER become very small when SNR ≥ 15 dB, indicating that the proposed system fully satisfies the URLLC requirements. Moreover, for a given transmission power, the BLER of the considered system decrease significantly with an increase N_s or fading severity m_k. The BLER performance of U_1 is the best among the three users, due to its shortest propagation distance from the BS. Additionally, Fig.2 shows that the simulation results are consistent with the analysis results, thereby validating the accuracy of the proposed analysis. On the other hand, Fig.2 provides specific insights into the target BLER that the system must achieve with respect to the transmit power requirement. For example, in poor scattering environments, and with $N_s = 2$, achieving a BLER of 10^{-4} requires a minimum transmit power of more than 20 dB. Fig.2(b) shown the effect of non-integer m_k values on performance. While the analytical model matches well for integer m_k, discrepancies at $m_k = 3.5$ suggest the need for refinement for non-integer cases. Increasing m_k by 0.5 provides an SNR gain of about 2 dB at a BLER of 10^{-6}.

Overall, higher and non-integer m_k values better reflect actual fading conditions and enhance system performance.

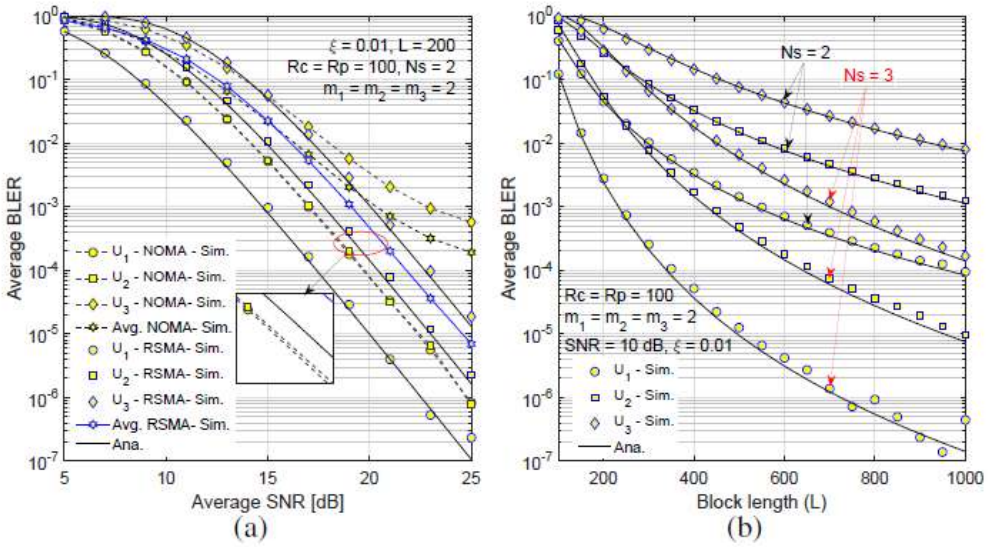


Figure 3. Average BLERs of U_k *versus the SNR and block-length for different access schemes*

Fig.3(a) illustrates the BLER performance of RSMA and NOMA systems. The results demonstrate that RSMA consistently outperforms NOMA, particularly at higher SNR levels. Notably, RSMA achieves significantly lower BLER across all users due to its flexible interference management and more robust decoding strategy. In contrast, NOMA suffers from error propagation caused by imperfect SIC, leading to performance saturation even with increasing transmit power. Specifically, at an SNR of 20 dB, the BLER for U_1, U_2, and U_3 in the RSMA system are 10^{-5}, 10^{-4}, and 10^{-3}, respectively. While the corresponding BLER in the NOMA system are 10^{-4}, 10^{-4}, and 0.5×10^{-2}, respectively. These results demonstrate that, by adopting RSMA instead of NOMA, the BLER at U_k in the SPC system can be reduced by up to two orders of magnitude. Consequently, RSMA technology proves highly effective in significantly reducing BLER in SPC systems. Fig.3(b) shows that the BLER decreases as the block length increases. This is because a larger L enhances communication reliability by leveraging statistical averaging, thereby improving error correction capabilities. These results highlight the importance of selecting an appropriate block length to achieve the desired reliability level in RSMA systems using SPC. For instance, to attain a target BLER below 10^{-4} for U_k, the channel use must be set to $L=700$. Moreover, when N_s increases from 2 to 3, the BLER decreases by approximately three orders at $L>700$. This improvement is attributed to increased spatial diversity resulting from the higher number of antennas. Fig.3(b) shows that, to achieve a target BLER, one can either increase the number of antennas or increase the number of channel uses, depending on the latency constraint.

4. Conclusion

In this paper, we have investigated the reliability of the MISO-RSMA system using the BLER metrics. We first derived the CDF and PDF of the end-to-end SINR, and then successfully obtained the closed-form expressions for the average BLER of the considered system under

Nakagami-m fading. These results highlight how various parameters can impact the BLER performance of the MISO-RSMA system. We also compared the BLER of the MISO-RSMA system with that of the MISO-NOMA system, demonstrating the advantages of the RSMA technique. Simulation results validated the theoretical analysis. Future work will extend this approach to include multi-antenna users, imperfect CSI, and provide a dynamic power allocation strategy.

Appendix A

In this appendix, we present a step-by-step procedure for calculating the linear approximation of $Q(x)$, which is used to calculate the integral in (9). Let τ is the threshold that ensures the capacity matches the rate $r_{u,k}$. At $\tau = \gamma_u$, we have $Q(0) = \frac{1}{2}$ [12]. Using the first-order Taylor expansion of $f(\gamma_u)$ around $\gamma_u = \tau$, i.e., $f(\gamma_u) \approx f(\tau) + f'(\tau)(\gamma_u - \tau)$, where $f(\gamma_u) = Q\left(\frac{C(\gamma_u) - r_{u,k}}{\sqrt{D(\gamma_u)/L}}\right)$. The derivative of the Q-function is given by $\frac{dQ(x)}{dx} = -\frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-x^2/2}$, lead to $f'(\tau)$ can be given as

$$f'(\gamma_u) = -\frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{C(\gamma_u)-r_{u,k}}{\sqrt{D(\gamma_u)/L}}\right)^2} \frac{d}{d\gamma_u}\left(\frac{C(\gamma_u) - r_{u,k}}{\sqrt{D(\gamma_u)/L}}\right). \tag{14}$$

At $\gamma_u = \tau$ the exponential term $e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{C(\gamma_u)-r_{u,k}}{\sqrt{D(\gamma_u)/L}}\right)^2} = e^0$, and

$$\frac{d}{d\gamma_u}\left(\frac{C(\gamma_u) - r_{u,k}}{\sqrt{D(\gamma_u)/L}}\right)\Big|_{\gamma_u=\tau} = \sqrt{\frac{L}{\left(2^{r_{u,k}} - 1\right)}}. \tag{15}$$

When $\gamma_u \le \rho_L$, lead to $Q\left(\frac{C(\gamma_u) - r_{u,k}}{\sqrt{D(\gamma_u)/L}}\right) = 1$, and when $\gamma_u \ge \rho_H$, lead to $Q\left(\frac{C(\gamma_u) - r_{u,k}}{\sqrt{D(\gamma_u)/L}}\right) = 0$

.

Appendix B

This appendix derives the CDFs of the SINR for the common and private signals, which are used to compute other performance metrics. Based on the SINR expression given in (5), the CDF of γ_c and $\gamma_{k,p}$ are given as

$$F_{\gamma_c}(x) = \Pr\left(\frac{\alpha_c P_s \| \mathbf{h}_k \|^2}{\alpha_{p,k} P_s \| \mathbf{h}_k \|^2 + \sigma_k^2} \le x\right), \tag{16}$$

$$F_{\gamma_{k,p}}(x) = \Pr\left(\frac{\alpha_{p,k} P_s \| \mathbf{h}_k \|^2}{\xi \alpha_c P_s \| \mathbf{h}_k \|^2 + \sigma_k^2} \le x\right). \tag{17}$$

After some manipulation and without loss of generality for letting $\sigma_k^2 = 1$, we have

$$F_{\gamma_c}(x) = \Pr\left(\| \mathbf{h}_k \|^2 \le \frac{x}{P_s(\alpha_c - x\alpha_{p,k})}\right), \tag{18}$$

$$F_{\gamma_{k,p}}(x) = \Pr\left(\| \mathbf{h}_k \|^2 \le \frac{x}{P_s(\alpha_{p,k} - x\xi\alpha_c)}\right). \quad (19)$$

Since the MRT scheme is employed at the BS, the output SNR can be approximated as the sum of independent and identically distributed Nakagami-$m$random variables. The CDF of the SNR is provided in [13].

$$F_\gamma(x) = 1 - \exp\left(-\frac{xm_k}{\Omega_k}\right)\sum_{n=1}^{N_s m_k}\frac{1}{n!}\left(\frac{xm_k}{\Omega_k}\right)^n. \quad (20)$$

Replacing (18), (19) into (20), the CDFs of the SINR for the common and private signals are obtained as follows:

$$F_{\gamma_c}(x) = 1 - \exp\left(-\frac{m_k x}{\Omega_k P_s(\alpha_c - x\alpha_{p,k})}\right) \times \sum_{n=1}^{N_s m_k - 1}\frac{1}{n!}\left(\frac{m_k x}{\Omega_k P_s(\alpha_c - x\xi\alpha_{p,k})}\right)^n,\ x \le \frac{\alpha_c}{\xi\alpha_{p,k}}. \quad (21)$$

$$F_{\gamma_{k,p}}(x) = 1 - \exp\left(-\frac{m_k x}{\Omega_k P_s(\alpha_{p,k} - x\xi\alpha_c)}\right) \times \sum_{n=1}^{N_s m_k - 1}\frac{1}{n!}\left(\frac{m_k x}{\Omega_k P_s(\alpha_{p,k} - x\xi\alpha_c)}\right)^n,\ x \le \frac{\alpha_{p,k}}{\xi\alpha_c} \quad (22)$$

Appendix C

To derive the closed-form BLER expressions, we present the result of the integral calculation as follows:

$$I = \int_{\rho_{\min}}^{\rho_{\max}} \exp\left[-\left(\frac{\beta x}{a - bx}\right)\right]\left(\frac{\beta x}{a - bx}\right)^n dx, = \sum_{t=0}^{\infty}(-1)^{t-1}\left(\frac{a}{b}\right)\left(\frac{b}{\beta}\right)^t\left[\Gamma\left(n + t, \frac{\beta\bar{\lambda}_L}{b}\right) - \Gamma\left(n + t, \frac{\beta\bar{\lambda}_H}{b}\right)\right], \quad (23)$$

Where $\bar{\lambda}_L = \frac{2a - b\rho_{\min}}{a - b\rho_{\min}}$ and $\bar{\lambda}_H = \frac{2a - b\rho_{\max}}{a - b\rho_{\max}}$.

To calculate (23), we change variable $y = \frac{x}{a - bx}$, lead to $dx = \frac{a}{(1 + by)^2}dy$. Thus, I can be rewritten as

$$I = \int_{\lambda_L}^{\lambda_H} \exp\left(-\beta y\right)(\beta y)^n \frac{a}{(1 + by)^2}dy, \quad (24)$$

where $\lambda_L = \frac{\rho_{\min}}{a - b\rho_{\min}}$, $\lambda_H = \frac{\rho_{\max}}{a - b\rho_{\max}}$. By changing the variable to $z = 1 + by$ in (24), the limits of integration become $\hat{\lambda}_L = \frac{a}{a - b\rho_{\min}}$, $\hat{\lambda}_H = \frac{a}{a - b\rho_{\max}}$, with $dy = dz / b$. Thus, we can rewrite (24) as $I = \frac{a}{b}\int_{\hat{\lambda}_L}^{\hat{\lambda}_H} \exp\left(-\frac{\beta(z-1)}{b}\right)\left(\frac{\beta(z-1)}{b}\right)^n \frac{dz}{z^2}$. (25)

Letting $z - 1 = u$, lead to $dz = du$, $u = z + 1$, and the limits of integral with respect to u are $\bar{\lambda}_H = \hat{\lambda}_H + 1$ and $\bar{\lambda}_L = \hat{\lambda}_L + 1$, correspondingly. We can rewrite (25) as

$$I = \frac{a}{b}\left(\frac{\beta}{b}\right)^n \int_{\bar{\lambda}_L}^{\bar{\lambda}_H} \exp\left(-\frac{\beta u}{b}\right)\frac{u^n du}{(u+1)^2}, \quad (26)$$

We use the expansion in [14, Eq. (1.112.2)], i.e., $(u+1)^{-2} = \sum_{t=0}^{\infty}(-1)^{t-1}tu^{t-1}$, and it is replaced into~\eqref{I1c}. By using [14,Eq. (3.381.3)], and $\int_a^b f(x)dx = \int_a^{\infty} f(x)dx - \int_b^{\infty} f(x)dx$, we obtain the expression in (24).

References

1. Shang, W., Ren, P., Xiang, Z., & Yang, L. (2024). An exact analysis on matrix-based precoding for the common message in downlink rate splitting multiple access. *IEEE Communications Letters, 28*(4), 927–931.
2. Ou, X., Xie, X., Lu, H., & Yang, H. (2022). Resource allocation in MU-MISO rate-splitting multiple access with SIC errors for URLLC services. *IEEE Transactions on Communications, 71*(1), 229–243.
3. Demarchou, E., Psomas, C., & Krikidis, I. (2021). On the sum rate of MISO rate splitting with spatial randomness. In *Proceedings of the 2021 17th International Symposium on Wireless Communication Systems (ISWCS)* (pp. 1–5). Piscataway, NJ: IEEE.
4. Clerckx, B., Mao, Y., Schober, R., & Poor, H. V. (2019). Rate-splitting unifying SDMA, OMA, NOMA, and multicasting in MISO broadcast channel: A simple two-user rate analysis. *IEEE Wireless Communications Letters, 9*(3), 349–353.
5. Vu, T.-H., Da Costa, D. B., Kim, S., & Pham, Q.-V. (2025). Outage, capacity, and error performance of downlink RSMA-based systems: Analysis and resource optimization. *IEEE Transactions on Communications, 73*(8), 6868–6883.
6. Singh, S. K., Agrawal, K., Singh, K., Clerckx, B., & Li, C.-P. (2023). RSMA for hybrid RIS-UAV-aided full-duplex communications with finite blocklength codes under imperfect SIC. *IEEE Transactions on Wireless Communications, 22*(9), 5957–5975.
7. Katwe, M. V., Deshpande, R., Singh, K., Ku, M.-L., & Clerckx, B. (2025). RSMA-enabled aerial RIS-aided MU-MIMO system for improved spectral-efficient URLLC. *IEEE Transactions on Vehicular Technology, 74*(2), 3110–3127.
8. A de Sena, A. S., Nardelli, P. H., da Costa, D. B., Popovski, P., Papadias, C. B., & Debbah, M. (2022). Dual-polarized massive MIMO-RSMA networks: Tackling imperfect SIC. *IEEE Transactions on Wireless Communications, 22*(5), 3194–3215.
9. Yates, R. D., Sun, Y., Brown, D. R., Kaul, S. K., Modiano, E., & Ulukus, S. (2021). Age of information: An introduction and survey. *IEEE Journal on Selected Areas in Communications, 39*(5), 1183–1210.
10. Lai, X., Wu, T., Zhang, Q., & Qin, J. (2020). Average secure BLER analysis of NOMA downlink short-packet communication systems in flat Rayleigh fading channels. *IEEE Transactions on Wireless Communications, 20*(5), 2948–2960.
11. Li, X., Wang, X., Zhang, H., Xu, Y., Yang, L., Huang, M., Hao, W., & Huang, G. (2024). QoS-aware performance analysis of full-duplex RSMA vehicle road cooperation systems. *IEEE Internet of Things Journal, 11*(25), 36053–36065.
12. Huyen, L. T. T., Hoang, T. M., Dung, L. T., Nguyen, B. C., & Tran, X. N. (2025). Short-packet NOMA communication with assistance of active RIS and UAV: Analysis and optimization. *IEEE Transactions on Mobile Computing*. Advance online publication. doi:10.1109/TMC.2025.3628880
13. Hoang, T. M., Nguyen, B. C., Thanh, H. L. T., Tran, X. N., & Hiep, P. T. (2024). Finite block length NOMA MU pairing UAV-enabled system: Performance analysis and optimization. *IEEE Transactions on Mobile Computing, 23*(10), 9804–9820.
14. Gradshteyn, I. S., & Ryzhik, I. M. (2014). *Table of integrals, series, and products*. Academic Press.

TẠO GIẢN ĐỒ HƯỚNG COSEC BÌNH PHƯƠNG HỖN HỢP CHO MẠNG ANTEN THẲNG KHI TÍNH ĐẾN GIẢN ĐỒ HƯỚNG CỦA MỖI PHẦN TỬ SỬ DỤNG THUẬT TOÁN BẦY ĐÀN HẠT

Nguyễn Đình Tĩnh[1], Nguyễn Xuân Hậu[2*], Đinh Xuân Lai[2], Nguyễn Thanh Hưng[1]

[1]*Khoa Vô tuyến tuyến điện tử, Học viện Kỹ thuật quân sự*

[2]*Hệ 2, Học viện Kỹ thuật quân sự*

Tóm tắt

Bài báo này đề xuất giải pháp tạo giản đồ hướng cosec bình phương hỗn hợp cho mạng anten thẳng khi tính đến giản đồ hướng của mỗi phần tử sử dụng thuật toán bầy đàn hạt kết hợp với thay đổi trục quang anten trong mặt phẳng góc tà. Với giải pháp đề xuất, có thể xác định được phân bố biên độ và phân bố pha cho các phần tử trong mạng để tạo ra giản đồ cosec bình phương hỗn hợp theo hàm mặt nạ cho trước. Hiệu quả của giải pháp đề xuất được minh chứng bằng các kết quả mô phỏng giản đồ hướng và hàm mục tiêu.

Từ khóa: *cosec bình phương; tối ưu bầy đàn hạt; anten mạng pha*

1. Đặt vấn đề

Giản đồ dạng cosec bình phương (csc^2) được thiết kế để bù trừ suy hao tín hiệu theo khoảng cách khi anten quét xiên xuống mặt đất hoặc mặt biển. Khi sử dụng giản đồ này, năng lượng phát từ các ra đa được phân bố sao cho cường độ tín hiệu phản xạ ở các độ cao khác nhau gần như không đổi [1]. Ở các vùng gần góc tà không, cần tạo giản đồ hướng hình quạt để quan sát các mục tiêu ở cự ly xa. Từ đó, giản đồ hướng csc^2 hỗn hợp gồm một phần góc quạt ở gần góc tà không và hàm csc^2 ở dải góc tà tiếp theo. Với khả năng tối ưu năng lượng theo vùng quan sát trong mặt phẳng góc tà, giản đồ hướng csc^2 hỗn hợp thường được sử dụng trong các ra đa quan sát, phát hiện các mục tiêu trên không và trên mặt biển.

Để tạo dạng giản đồ hướng csc^2 hỗn hợp có thể sử dụng các anten mặt phản xạ, anten thấu kính, anten mạng pha [2, 3]. Anten mặt phản xạ và anten thấu kính có thể tạo ra giản đồ hướng csc^2 hỗn hợp một cách đơn giản theo cấu trúc hình học. Tuy nhiên, các anten này không thể thay đổi các tham số của giản đồ hướng do dạng hình học cố định. Để thay đổi tham số của giản đồ hướng csc^2 hỗn hợp có thể thay đổi phân bố biên độ và phân bố pha cho các phần tử trong anten mạng pha.

Khi sử dụng các anten mạng pha có thể tạo ra một búp sóng hẹp quét trong mặt phẳng góc tà với phân bố năng lượng theo dạng csc^2 hỗn hợp hoặc tạo ra nhiều búp sóng hợp thành giản đồ hướng csc^2 hỗn hợp hoặc tạo ra trực tiếp giản đồ hướng này. Với một số ra đa cảnh giới đo hai tọa độ hoặc các ra đa thứ cấp có thể sử dụng trực tiếp giản đồ hướng csc^2 hỗn hợp để giảm sự phức tạp về xử lý do không cần thông tin về góc tà (độ cao) hoặc lấy thông tin từ thiết bị trả lời trên máy bay. Để tạo ra giản đồ hướng csc^2 sử dụng anten mạng pha, một số tác giả sử dụng các thuật toán di truyền (GA), tiến hóa vi phân (DE) xác định phân bố biên độ và pha [4, 5]. Các

* Email tác giả liên hệ: xuanhau.yknb@gmail.com; Điện thoại: 0965 274 682

nghiên cứu này chỉ xét phần $\csc^2$ trong giản đồ hướng, bỏ qua phần góc quạt của giản đồ hướng $\csc^2$ hỗn hợp và bỏ qua giản đồ hướng của mỗi phần tử trong mạng.

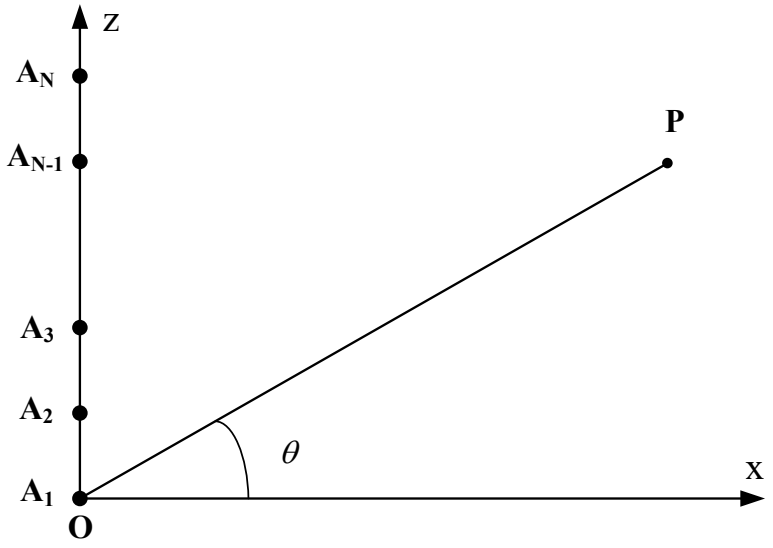
Với khả năng hội tụ mạnh mẽ, thuật toán tối ưu bầy đàn hạt (Particle Swarm Optimization (PSO)) được áp dụng rộng rãi trong nhiều bài toán kỹ thuật [6]. Đối với các mạng anten với số phần tử không lớn, hiệu quả tối ưu giản đồ hướng của PSO và GA đạt gần như nhau khi tạo giản đồ $\csc^2$ hỗn hợp [4]. Do các phần tử thường phát xạ cực đại theo hướng pháp tuyến của chúng, nên năng lượng của các phần tử tập trung ở hướng trục quang của mạng anten thẳng. Từ đó, bài báo này sử dụng PSO kết hợp với thay đổi trục quang anten trong mặt phẳng góc tà để tối ưu đồng thời hình dạng dạng đồ hướng $\csc^2$ hỗn hợp khi tính đến giản đồ hướng của mỗi phần tử trong mạng. Hiệu quả của giải pháp đề xuất sẽ được minh chứng bằng các kết quả mô phỏng trên phần mềm MATLAB trong các trường hợp.

Phần còn lại của bài báo này được tổ chức như sau. Phần 2 đưa ra công thức xác định giản đồ hướng $\csc^2$ hỗn hợp cho mạng anten thẳng (LAA) khi tính đến giản đồ hướng của mỗi phần tử. Phần 3 xác định phân bố biên độ và pha tạo giản đồ hướng $\csc^2$ hỗn hợp sử dụng thuật toán PSO kết hợp với thay đổi trục quang anten. Phần 4 thể hiện các kết quả mô phỏng. Phần 5 đưa ra kết luận của bài báo.

2. Giản đồ hướng $\csc^2$ hỗn hợp cho mạng anten thẳng khi tính đến giản đồ hướng của mỗi phần tử

Xét một LAA với N phần tử độ có dài L và hai phần tử liên tiếp cách nhau một khoảng d như Hình 1. Với việc chọn gốc tọa độ $O(0,0)$ ở vị trí của phần tử đầu tiên trong LAA, tọa độ A_n của phần tử thứ n $(1 \le n \le N)$ được xác định bởi $\overrightarrow{OA_n} = \left((n-1)d;0\right)$. Xét một hướng bất kỳ trong không gian hợp với đường trung trực của LAA một góc θ và được xác định bởi vec tơ chỉ phương $\vec{u} = \overrightarrow{OP} = (\cos\theta, \sin\theta)$. Sai khác đường đi giữa phần tử A_n và O đến hướng điểm P được xác định theo biểu thức [7]:

$$\Delta l_n = \vec{u}\overrightarrow{OA_n} = (n-1)d\sin\theta \tag{1}$$



Hình 1. Mô tả hình học của LAA trong mặt phẳng góc tà.

Khi N phần tử có phân bố biên độ và pha lần lượt là ($a_1, a_2, \ldots, a_N$) và ($\psi_1, \psi_2, \ldots, \psi_N$), hệ số mạng (khi xem các phần tử trong mạng là vô hướng) được xác định bởi:

$$AF(\theta) = \sum_{n=1}^{N} a_n \exp\left(j\left(k\Delta l_n + \psi_n\right)\right) = \sum_{n=1}^{N} a_n \exp\left(jk\left(n-1\right)d\sin\theta + \psi_n\right) \quad (2)$$

Trong đó j là số ảo đơn vị $j^2 = -1$, $k = \dfrac{2\pi}{\lambda}$ là số sóng và λ là bước sóng.

Khi tính đến giản đồ hướng của mỗi phần tử, thông thường có thể xem nó có dạng $\cos(\theta)$ [8]. Từ đó, công thức tính giản đồ hướng của mạng khi tính đến giản đồ hướng của mỗi phần tử và bỏ qua phản xạ từ mặt đất có dạng:

$$F(\theta) = \sum_{n=1}^{N} a_n \exp\left(jk\left(n-1\right)d\sin\theta + \psi_n\right)\cos\left(\theta\right) \quad (3)$$

Khi chia cho giá trị mô đun cực đại của $F_n(\theta)$ kết quả sẽ là giản đồ hướng chuẩn hóa của mạng $F_n(\theta)$. Giản đồ hướng csc^2 hỗn hợp trong một dải góc được tạo ra nhờ phân bố biên độ và pha của các phần tử trong mạng. Giả sử cần tạo ra giản đồ hướng hình quạt trong dải góc từ $\theta_0 \le \theta \le \theta_{\min}$ và csc^2 trong dải góc $\theta_{\min} \le \theta \le \theta_{\max}$. Ngoài hai dải trên (tức là trong các dải $-90^o \le \theta \le \theta_0$ và $\theta_{\max} \le \theta \le 90^o$), SLL lớn nhất mong muốn đạt được giá trị PSLL. Từ đó, hàm mặt nạ csc^2 hỗn hợp của hàm $\left|F_n(\theta)\right|^2$ trong dải yêu cầu và mức búp sóng phụ ngoài dải theo đơn vị dB được xác định bởi [4]:

$$\text{Mask}\left(\theta\right) = \begin{cases} \text{PSLL}, & -90^\circ \le \theta \le \theta_{\text{o}}, \theta_{\max} \le \theta \le 90^\circ \\ 10\log_{10}\left(\dfrac{\csc^2\theta}{\csc^2\theta_{\min}}\right), & \theta_{\min} \le \theta \le \theta_{\max} \\ 0, & \theta_{\text{o}} \le \theta \le \theta_{\min} \end{cases} \quad (4)$$

3. Xác định phân bố biên độ và pha tạo giản đồ hướng csc^2 hỗn hợp sử dụng thuật toán PSO kết hợp với thay đổi trục quang anten

Để giản đồ hướng của mạng có dạng gần giống với hàm mặt nạ (giản đồ hướng lý tưởng mong muốn), cần xây dựng hàm mục tiêu để xác định phân bố biên độ và pha. Hàm mục tiêu này cần phải đạt được yêu cầu gần với dạng csc^2 hỗn hợp trong dải yêu cầu và giảm mức búp sóng phụ (SLL). Hai yêu cầu này có thể được đáp ứng theo hàm mục tiêu sau [4]:

$$F_{ob} = \frac{1}{q}\left(w_1\Delta_{\text{SLL}} + w_2\Delta_{\csc^2}\right) \quad (5)$$

Trong đó w_1 và w_2 là các hệ số trọng lượng cho SLL và giới hạn bức xạ Mask(θ) của hàm csc^2 hỗn hợp trong khoảng góc yêu cầu, q là số điểm lấy mẫu. Với việc tính đến giản đồ hướng của mỗi phần tử trong mạng, các hệ số này được chọn khác với tài liệu [4] và sẽ được đưa ra ở phần 4. Δ_{SLL} là hàm dựa trên tiêu chí lỗi không vượt quá giới hạn được xác định như sau [4]:

$$\Delta_{\text{SLL}} = \sum_{\theta=-90^\circ}^{\theta_0} \varepsilon\left(\theta\right) + \sum_{\theta=\theta_{\text{MAX}}}^{+90^\circ} \varepsilon\left(\theta\right) \quad (6)$$

Tiêu chí lỗi không vượt quá giới hạn của SLL được xác định bởi [4]:

$$\varepsilon(\theta)=\frac{1+\mathrm{sgn}\left(AF(\theta)-\mathrm{Mask}(\theta)\right)}{2}\left[AF(\theta)-\mathrm{Mask}(\theta)\right] \tag{7}$$

Hàm giá của độ lệch khỏi dạng $\csc^2$ hỗn hợp trong khoảng góc yêu cầu (độ mấp mô) được xác định bởi:

$$\Delta_{\csc^2}=\sum_{\theta=\theta_0+\frac{\theta_{\min}-\theta_0}{10}}^{\theta_{\max}}|AF(\theta)-\mathrm{Mask}(\theta)| \tag{8}$$

Trong đó, $\frac{\theta_{\min}-\theta_0}{10}$ là vùng chuyển từ vùng búp sóng hình quạt đến vùng búp sóng bên khi thực hiện tối ưu hóa. Biểu thức (8) khác với biểu thức độ lệch trong tài liệu [4] là tính cả phần giản đồ hướng hình quạt khi so sánh với hàm mặt nạ, trong khi biểu thức trong tài liệu [4] chỉ xét đến phần giản đồ hướng $\csc^2$.

Giá trị của hàm mục tiêu (5) càng nhỏ thì phân bố biên độ và pha tìm được càng gần giá trị tối ưu. Với giản đồ hướng của một phần tử có dạng $\cos(\theta)$, năng lượng tập trung ở hướng pháp tuyến của mạng. Khi phần góc quạt của giản đồ hướng $\csc^2$ hỗn hợp không nằm ở hướng pháp tuyến, năng lượng phát xạ hoặc năng lượng thu chưa được tối ưu theo giản đồ hướng mỗi phần tử. Nghiên cứu này sử dụng giải pháp xoay anten (chúc ngẩng) để hướng pháp tuyến của mạng (trục quang của mạng anten) nằm ở giữa dải quạt của giản đồ hướng $\csc^2$ hỗn hợp. Khi chúc ngẩng anten trong mặt phẳng tà một góc θ_d ta đặt biến góc mới trong mặt phẳng tà là θ' được xác định bởi:

$$\theta'=\theta-\theta_d \tag{9}$$

Trong đó θ' là giá trị góc lượng giác hợp bởi pháp tuyến của mạng và hướng quan sát, nhận giá trị từ -90° đến 90°.

Với phép đổi biến này, hàm mặt nạ của giản đồ hướng $\csc^2$ hỗn hợp yêu cầu trong mặt phẳng góc tà theo biến θ' có dạng:

$$\mathrm{Mask}(\theta')=\begin{cases}\mathrm{PSLL}, & -90^\circ\le\theta'+\theta_d\le\theta_{\mathrm{o}},\theta_{\max}\le\theta'+\theta_d\le 90^\circ\\ 10\log_{10}\left(\dfrac{\csc^2(\theta'+\theta_d)}{\csc^2\theta_{\min}}\right), & \theta_{\min}\le\theta'+\theta_d\le\theta_{\max}\\ 0, & \theta_{\mathrm{o}}\le\theta'+\theta_d\le\theta_{\min}\end{cases} \tag{10}$$

Từ góc dịch và hàm mặt nạ này có thể xác định được phân bố biên độ và pha cho các phần tử trong mạng để làm cực tiểu hàm mục tiêu (5).

Để tạo giản đồ hướng $\csc^2$ hỗn hợp cho mạng thẳng N phần tử, cần phải xác định N hệ số biên độ và N giá trị pha ban đầu. Với $2N$ tham số phân bố biên độ và pha, cần sử dụng thuật toán PSO với siêu không gian $2N$ chiều. Nghiên cứu này sử dụng ánh xạ từ siêu không gian gồm $2N$ chiều tương ứng với N hệ số phân bố biên độ và N pha ban đầu cho các phần tử của LAA. Ở lần tương tác thứ t, vị trí tốt nhất của hạt thứ i $(1\le i\le K)$ là p_{besti}^t và vị trí tốt nhất toàn cầu trong đàn K hạt là g_{best}^t. Các vector vận tốc v và vị trí x của hạt thứ i trong siêu không gian $N-1$

chiều ở lần tương tác thứ $t+1$ được xác định theo các biểu thức sau [9, 10]:

$$v_i^{t+1} = \omega v_i^t + c_1 r_1 (p_{besti}^t - x_i^t) + c_2 r_2 (g_{best}^t - x_i^t) \quad (11)$$

$$x_i^{t+1} = x_i^t + v_i^{t+1} \quad (12)$$

Trong đó ω là trọng số quán tính, r_1 và r_2 lần lượt là các vector ngẫu nhiên phân bố đều trong khoảng $[0,1]^M$, c_1 và c_2 là các hệ số gia tốc.

Lời giải tối ưu để xác định phân bố biên độ và pha cho *N* phần tử trong LAA đạt được tương ứng với vị trí của hạt khi hàm mục tiêu F_{ob} hội tụ đến một giá trị nhỏ nhất hoặc số lần tương tác đạt đến một giá trị cho trước.

4. Các kết quả mô phỏng

Để minh họa cho hiệu quả của giải pháp đề xuất, phần này xét một mạng anten thẳng gồm 16 phần tử với khoảng cách giữa hai phần tử liên tiếp trong mạng là một nửa bước sóng. Xét hai trường hợp cần tạo ra giản đồ hướng $\csc^2$ hỗn hợp. Trường hợp 1: dải góc quạt từ 5° đến 25° và $\csc^2$ từ 25° đến 45°. Trường hợp 2: dải góc quạt từ 5° đến 25° và $\csc^2$ từ 25° đến 65°. Hai trường hợp này thể hiện độ rộng của giản đồ hướng $\csc^2$ với các giá trị khác nhau.

Với 2 trường hợp này, trục quang anten cần quay lên trên 15° để nó nằm ở giữa góc quạt. Việc xoay trục quang anten này để đảm bảo hướng chiếu xạ cực đại của các phần tử vào giữa góc quạt. Từ đó, nếu lấy trục quang ở của anten làm gốc (tương ứng với góc 0°), việc tạo giản đồ hướng $\csc^2$ hỗn hợp sau khi thực hiện phép xoay này trong 2 trường hợp được thay đổi tương ứng là. Trường hợp 1: dải góc quạt từ -10° đến 10° và giản đồ $\csc^2$ từ 10° đến 30°. Trường hợp 2: dải góc quạt từ -10° đến 10° và giản đồ $\csc^2$ từ 10° đến 40°.

Các hệ số trong các phương trình (11) và (12) được xác định như sau: $c_1 = c_2 = 2$, hệ số quán tính được chọn theo dạng giảm tuyến tính từ 0,9 đến 0,4 tương ứng với từ khi bắt đầu đến lần tương tác cuối. Số hạt và số tương tác được chọn lần lượt là 100 và 5000. Các hệ số trọng lượng w_1 và w_2 trong (5) được chọn là 0,98 và 0,02. Trong đó, w_1 được chọn lớn hơn trong [4] và w_2 được chọn nhỏ hơn trong [4] để ưu tiên việc tối ưu về dạng búp sóng $\csc^2$ hỗn hợp. Việc thay đổi này do nghiên cứu của chúng tôi xét thêm phần góc quạt và tính đến giản đồ hướng của mỗi phần tử. Độ rộng của lưới mô phỏng khi chạy PSO là 0,1°. Các chương trình xác định phân bố biên độ và pha bằng PSO kết hợp với quay trục quang anten trên MATLAB được chạy 3 lần và chọn lần chạy làm hàm mục tiêu nhỏ nhất.

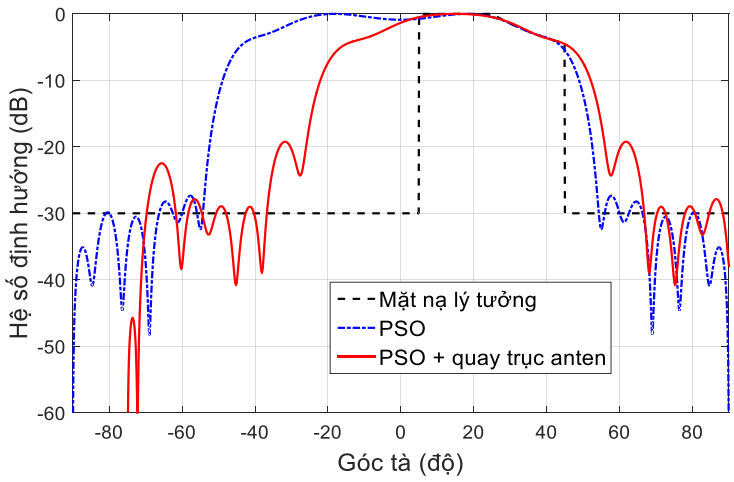
Các phân bố biên độ và pha trong 2 trường hợp được thể hiện trong Bảng 1.

Bảng 1. Các hệ số phân bố biên độ và pha để tạo giản đồ hướng $\csc^2$ hỗn hợp

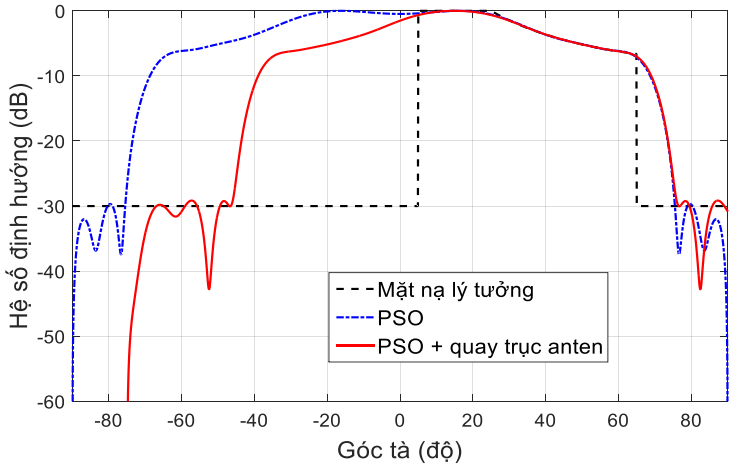
Chỉ số	Góc quạt từ 5° đến 25°, $\csc^2$ từ 25° đến 45°		Góc quạt từ 5° đến 25°, $\csc^2$ từ 25° đến 65°	
	a_n	ϕ_n (°)	a_n	ϕ_n (°)
1	0	0	1.0000	0
2	0	0	1.0000	2.7071
3	1.0000	-349.1711	1.0000	0.9305
4	0.5280	0	1.0000	3.6693
5	1.0000	-336.3362	0	3.6693
6	1.0000	-38.5845	0	-356.3307
7	1.0000	-54.2940	0	-356.3307
8	0.5912	0	1.0000	3.6693

Chỉ số	Góc quạt từ 5° đến 25°, csc² từ 25° đến 45°		Góc quạt từ 5° đến 25°, csc² từ 25° đến 65°	
	a_n	ϕ_n (°)	a_n	ϕ_n (°)
9	0.5382	-1.7769	0.7389	-201.6901
10	1.0000	0	0.5365	-356.3307
11	0	0	0.5495	3.6693
12	0.4584	0	0	3.6693
13	0	0	0	3.6693
14	0.4405	0	0.0253	-196.2128
15	0	-1.0481	0.0593	3.6693
16	0.4874	0	0	3.6693

Trong đó, các phần tử có hệ số biên độ bằng không thể hiện việc không tham gia vào tạo giản đồ hướng. Với trường hợp chỉ cần tạo ra một giản đồ hướng duy nhất, các phần tử này có thể được loại bỏ khi tối ưu mạng như trong tài liệu [4]. Trong trường hợp cần tạo ra nhiều giản đồ hướng, có thể thay đổi các trọng số và phân bố pha trên các bộ tổng hợp búp sóng số và giữ nguyên phần cứng mạng anten. Từ các phân bố biên độ và pha này, có thể vẽ được giản đồ hướng trong mặt phẳng góc tà khi quan sát, phát hiện các mục tiêu. Hình 2 và Hình 3 thể hiện các giản đồ hướng được vẽ bằng phần mềm MATLAB theo góc tà thực địa (góc tà 0° trùng với phương nằm ngang). Để minh chứng hiệu quả của giải pháp đề xuất, các hình này cũng vẽ giản đồ hướng với phân bố biên độ và pha thu được bằng PSO khi không xoay anten theo các tham số mô phỏng như ở trên.



Hình 2. Giản đồ hướng csc² hỗn hợp với dải góc quạt từ 5° đến 25°, csc² từ 25° đến 45°.



Hình 3. Giản đồ hướng csc² hỗn hợp với dải góc quạt từ 5° đến 25°, csc² từ 25° đến 65°.

Bảng 2. Các tham số chính của giản đồ hướng trong 2 trường hợp

		Độ mấp mô của búp sóng csc² hỗn hợp so với mặt nạ lý tưởng (dB)	**Khoảng mở rộng của búp sóng hình quạt (°)**	**SLL (dB)**
Trường hợp 1	PSO	1,014	41,59	-27,35
	PSO+quay anten	0,493	11,61	-19,23
Trường hợp 2	PSO	0.539	41,86	-29,68
	PSO+quay anten	0.655	11,76	-29,16

Bảng 2 cho thấy trong trường hợp 1, giải pháp đề xuất làm giảm đáng kể độ mấp mô so với trường hợp chỉ áp dụng PSO với các giá trị tương ứng là 0,493 dB và 1,014 dB. Đối với trường hợp 2 (tạo búp sóng rộng hơn trường hợp 1), hai giải pháp có độ mấp mô xấp xỉ như nhau với các giá trị tương ứng là 0,655 dB và 0,539 dB. Đặc biệt, với trường hợp 1, độ rộng búp sóng hình quạt từ giải pháp đề xuất và giải pháp chỉ áp dụng PSO lần lượt là 31,61° và 61,59°. Trong trường hợp 2, độ rộng búp sóng hình quạt từ giải pháp đề xuất và giải pháp chỉ áp dụng PSO lần lượt là 31,76° và 61,86°. Trong cả hai trường hợp, giải pháp đề xuất mở rộng búp sóng hình quạt xấp xỉ 58%, trong khi giải pháp chỉ sử dụng PSO mở rộng búp sóng hình quạt xấp xỉ 205%. Từ đó, giải pháp đề xuất làm giảm sự mở rộng của búp sóng hình quạt hơn gấp 3 lần so với giải pháp chỉ sử dụng PSO.

Với việc giảm đáng kể sự mở rộng của búp sóng hình quạt, giải pháp đề xuất tạo ra SLL cao hơn so với việc chỉ sử dụng PSO. Trong trường hợp 1, giải pháp đề xuất tạo ra giá trị SLL là -19,23 dB, trong khi giải pháp chỉ sử dụng PSO tạo ra SLL là -27,35 dB. Với trường hợp này, giải pháp đề xuất làm tăng SLL cao hơn 8,12 dB. Đây chính là sự đánh đổi về SLL để giảm độ rộng búp sóng hình quạt và độ mấp mô theo các kết quả so sánh ở phần trên. Trong trường hợp 2, giải pháp đề xuất tạo ra giá trị SLL là -29,16 dB, trong khi giải pháp chỉ sử dụng PSO tạo ra SLL là -29,68 dB. Các giá trị thu được với hai giải pháp gần bằng nhau và xấp xỉ với giá trị mong muốn. Với trường hợp này, giải pháp đề xuất chỉ làm tăng SLL với mức không đáng kể là 0,52 dB. Sự cải thiện về SLL ở trường hợp 2 của giải pháp đề xuất so với trường hợp 1 do độ rộng dải csc^2 ở trường hợp 2 rộng hơn. Độ rộng dải csc^2 lớn hay vùng chuyển tiếp từ giản đồ csc^2 sang vùng búp sóng phụ rộng làm quá trình điều chỉnh khi thực hiện tối ưu trở nên dễ dàng hơn. Từ đó, việc tối ưu các tham số của giản đồ hướng diễn ra tốt hơn.

Để đánh giá định lượng rõ hơn sự cải thiện về giản đồ hướng, Bảng 3 so sánh các kết quả của hàm mục tiêu theo công thức (5). Hàm mục tiêu (hàm giá) này đạt giá trị càng nhỏ thì việc tối ưu càng đạt kết quả tốt.

Bảng 3. Giá trị của hàm mục tiêu trong các trường hợp

	Trường hợp 1	**Trường hợp 2**
PSO	0,2424 (dB)	0,2941 (dB)
PSO+quay anten	0,1774 (dB)	0,1958 (dB)

Bảng 3 cho thấy trong trường hợp 1, giải pháp đề xuất làm giảm hàm giá 0,065 (dB) so với khi chỉ sử dụng PSO. Trong trường hợp 2, giải pháp PSO kết hợp với quay anten làm giảm hàm giá 0,0983 dB so với giải pháp chỉ sử dụng PSO. Việc giảm hàm giá trong các trường hợp

này cho thấy khi tính đến giản đồ hướng của mỗi phần tử, giải pháp đề xuất cải thiện hàm mục tiêu so với việc chỉ sử dụng PSO.

5. Kết luận

Bài báo này đã đề xuất giải pháp tạo giản đồ hướng csc^2 hỗn hợp cho mạng thẳng khi tính đến giản đồ hướng của mỗi phần tử sử dụng PSO với thay đổi trục quang anten. Với giải pháp đề xuất, có thể xác định được phân bố biên độ và pha, tạo ra giản đồ hướng bám sát với hàm mặt nạ lý tưởng trong dải góc tà cần quan sát. Giải pháp đề xuất cũng có thể cải thiện SLL khi độ rộng của vùng csc^2 lớn. Các kết quả mô phỏng cho thấy hiệu quả của giải pháp đề xuất trong việc cải thiện độ mấp mô, giảm độ rộng búp sóng hình quạt và giảm hàm giá so với việc chỉ sử dụng thuật toán PSO.

Tài liệu tham khảo

1. Tu, H.T. (2003). *Cơ sở xây dựng đài ra đa cảnh giới*. Học viện Kỹ thuật quân sự.
2. Ahmadabadi, H., Mallahzadeh, S., & Torabi, A. (2020). Wide beam reflector antenna with cosecant-squared pattern. International Journal of Electronics and Communications, 116, 153064. https://doi.org/10.1016/j.aeue.2020.153064.
3. Lu, Y., Huang, M., You, Q., Xu, L., Wang, Y., & Huang, J. (2022). *Full metal wideband cosecant squared pattern antenna with a highly compact hybrid feed network*. IEEE Transactions on Antennas and Propagation, 70(9), 7885–7895. https://doi.org/10.1109/TAP.2022.3168713.
4. Sallam, T., & Attiya, A. M. (2020). *Low sidelobe cosecant-squared pattern synthesis for large planar array using genetic algorithm*. Progress In Electromagnetics Research M, 93, 23–34. https://doi.org/10.2528/PIERM20042005.
5. Behera, A. K., Ahmad, A., Mandal, S. K., Mahanti, G. K., & Ghatak, R. (2013). *Synthesis of cosecant squared pattern in linear antenna arrays using differential evolution*. In Proceedings of the 2013 IEEE Conference on Information and Communication Technologies (ICT 2013) (pp. 1025–1028). IEEE. https://doi.org/10.1109/CICT.2013.6558235.
6. Gad, A. G. (2022). *Particle swarm optimization algorithm and its applications: A systematic review*. Archives of Computational Methods in Engineering, 29(5), 2531–2561. https://doi.org/10.1007/s11831-021-09694-4.
7. Mahafza, B. R. (2022). *Radar systems analysis and design using MATLAB* (4th ed.). Chapman & Hall/CRC.
8. Stutzman, W. L., & Thiele, G. A. (2013). *Antenna theory and design* (3rd ed.). Hoboken, NJ: John Wiley & Sons.
9. Tinh, N. D. (2024). *Optimization of radiation pattern for circular antenna array using genetic algorithm and particle swarm optimization with combined objective function*. IEIE Transactions on Smart Processing and Computing, 13(6), 579–586. https://doi.org/10.5573/IEIESPC.2024.13.6.579.
10. Kennedy, J., Eberhart, R. C., & Shi, Y. (2001). Applications. In *Swarm intelligence* (pp. 369–392). San Francisco, CA: Morgan Kaufmann. https://doi.org/10.1016/B978-155860595-4/50009-7.

GENERATION OF HYBRID COSECANT-SQUARED BEAM PATTERN FOR LINEAR ANTENNA ARRAYS CONSIDERING ELEMENT PATTERNS USING PARTICLE SWARM OPTIMIZATION

Abstract: *This paper proposes a solution for synthesizing a hybrid cosecant-squared radiation pattern for linear antenna arrays when taking into account the individual element radiation patterns, using particle swarm optimization combined with antenna boresight rotation in the elevation plane. With the proposed approach, the amplitude and phase excitation distributions of the array elements are determined to generate a hybrid cosecant-squared pattern according to a prescribed mask function. The effectiveness of the proposed method is demonstrated through simulation results of the radiation patterns and the objective function.*

Keywords: cosecant-squared; particle swarm optimization; phased array antenna.

Ước lượng hướng đến phân giải cao cho sonar thụ động dựa trên mạng tích chập hồi quy kết hợp cơ chế chú ý

Lê Hoàng Phúc[1*], Dương Quang Huy[1]

[1]*Học viện Kỹ thuật quân sự*

Tóm tắt

Ước lượng hướng đến (DOA) chính xác trong các hệ thống sonar thụ động vẫn là một thách thức lớn do môi trường âm thanh dưới nước phức tạp và tỷ số tín trên tạp (SNR) thấp. Bài báo này đề xuất một khung học sâu mới sử dụng mạng nơ-ron tích chập hồi quy kết hợp cơ chế tự chú ý (CRNN-Attn) cho bài toán định hướng nguồn âm bức xạ từ tàu thuyền. Tín hiệu mô phỏng sử dụng mô hình tiếng ồn chân vịt thực tế, bao gồm tiếng ồn từ máy móc, tiếng ồn từ chân vịt và tiếng ồn thủy động lực học đặc trưng cho từng loại tàu. Thay vì sử dụng tín hiệu thô, mô hình tận dụng giá trị sin và cosin của độ lệch pha từ biến đổi Fourier thời gian ngắn (STFT) trên mảng tuyến tính đều (ULA) 10 phần tử làm đặc trưng không gian. Đặc biệt, mô hình được thiết kế theo dạng hồi quy liên tục, đầu ra trực tiếp là góc tới thực (tính bằng độ) thay vì chỉ số lớp rời rạc, loại bỏ hoàn toàn sai số lệch lưới và bám sát các tình huống thực tế trong đó góc tới là một biến liên tục. Kết quả thực nghiệm trên 1000 mẫu mỗi mức SNR cho thấy mô hình CRNN-Attn đạt RMSE dưới 1,05^o ngay cả ở SNR = -10 dB và dưới 0,50^o tại dải SNR từ -4 dB đến 10 dB, vượt trội so với các phương pháp tiền nhiệm, đặc biệt trong điều kiện nhiễu cao của môi trường thủy âm.

Từ khóa*: Sonar thụ động; DOA; CRNN; Tiếng ồn chân vịt; Hồi quy liên tục.*

1. Mở đầu

Ước lượng hướng đến (DOA) đóng vai trò cốt lõi trong các hệ thống sonar thụ động, phục vụ cho các nhiệm vụ giám sát, phân loại và theo dõi các mục tiêu ngầm như tàu ngầm, tàu mặt nước và ngư lôi trong môi trường dưới nước [1]. Tuy nhiên, môi trường âm thanh dưới nước vô cùng phức tạp với các đặc tính biến thiên theo không gian - thời gian, hiệu ứng đa đường và tỷ số tín trên tạp (SNR) thường xuyên ở mức rất thấp [1, 2]. Các thuật toán định hướng kinh điển dựa trên không gian con như MUSIC, ESPRIT hay MVDR mặc dù có khả năng cung cấp độ phân giải cao [1, 3-5], nhưng lại bộc lộ nhiều điểm yếu trong thực tế. Các phương pháp này đòi hỏi khối lượng tính toán ma trận rất lớn, suy giảm hiệu năng nghiêm trọng khi số lượng snapshot hạn chế, hoặc khi gặp các tín hiệu tương quan mạnh do hiệu ứng đa đường và nhiễu nền lớn [2, 5, 6].

Để giải quyết những hạn chế của các phương pháp truyền thống, học sâu (Deep Learning - DL) đã nổi lên như một hướng tiếp cận mang tính đột phá. Ban đầu, các mô hình mạng nơ-ron như đa tầng nhận thức (MLP), mạng nơ-ron sâu (DNN), hay mạng tích chập (CNN) được ứng dụng chủ yếu trong radar và viễn thông vô tuyến để học bản đồ ánh xạ phi tuyến từ ma trận hiệp phương sai của mảng ăng-ten sang góc tới [4-7]. Một số nghiên cứu cũng đã kết hợp DL với các mảng thưa để giảm thiểu chi phí phần cứng trong khi vẫn duy trì độ phân giải [8, 9], hoặc học cách mô phỏng các mảng ăng-ten lớn từ các mảng nhỏ [10].

Gần đây, DL bắt đầu được áp dụng mạnh mẽ vào xử lý tín hiệu mảng sonar dưới nước. Đặc điểm nổi bật của tín hiệu nguồn trong sonar thụ động là tiếng ồn bức xạ từ tàu thuyền – bao gồm phổ liên tục băng rộng do sủi bọt chân vịt, điều chế biên độ theo nhịp quay cánh và các vạch phổ đặc trưng cho tần số trục và máy móc – khác hoàn toàn với tín hiệu nhân tạo dùng trong radar. Liu và cộng sự đã sử dụng CNN với đầu vào là ma trận hiệp phương sai phức gồm kênh thực và ảo để xử lý nhiễu [11]. Tuy nhiên, ma trận hiệp phương sai làm mất đi cấu trúc

thời gian của tín hiệu. Để khắc phục, Li và cộng sự đã đề xuất kiến trúc mạng tích chập hồi quy (CRNN) trích xuất trực tiếp thông tin từ thành phần pha của Biến đổi Fourier thời gian ngắn (STFT) [1]. Tương tự, Xie và cộng sự đã sử dụng mạng LSTM kết hợp với cơ chế chú ý (Attention) trên dữ liệu chuỗi thời gian để nắm bắt thông tin ngữ cảnh và giảm nhiễu cho mảng cảm biến vector âm thanh [2]. Các phương pháp này chứng minh khả năng chống chịu nhiễu tốt hơn đáng kể so với thuật toán kinh điển.

Mặc dù đạt được những thành tựu nhất định, phần lớn các nghiên cứu hiện tại đều mô hình hóa bài toán DOA dưới dạng một bài toán phân loại đa lớp. Cụ thể, không gian không gian góc được rời rạc hóa thành một lưới các góc cố định. Ví dụ, dải góc trường nhìn từ -70° đến 70° với độ phân giải 1° sẽ được chia thành 141 lớp. Đầu ra của mô hình thường là một lớp Softmax, trong đó lớp có xác suất cao nhất được chọn làm góc dự đoán.

Cách tiếp cận này bộc lộ hai điểm yếu trong môi trường thực tế:

Sai số lệch lưới do rời rạc hóa: Hầu hết các nghiên cứu hiện tại mô hình hóa bài toán DOA dưới dạng phân loại đa lớp. Không gian góc được chia thành một lưới các góc cố định (ví dụ: lưới 1° hoặc 5°). Điều này dẫn đến sai số của hệ thống luôn bị giới hạn bởi bước lưới, vì góc tới trong thực tế là biến liên tục. Việc cố gắng thu hẹp bước phân giải (ví dụ xuống 0,1°) sẽ làm tăng đột biến số lượng tham số ở lớp đầu ra, gây hiện tượng bùng nổ tham số và khiến mô hình cực kỳ dễ học vẹt.

Hạn chế của dữ liệu huấn luyện tĩnh: Phần lớn các mô hình được huấn luyện ngoại tuyến trên các tập dữ liệu mô phỏng cố định, đòi hỏi không gian lưu trữ khổng lồ và chi phí tạo dữ liệu cao. Quan trọng hơn, việc học trên dữ liệu tĩnh khiến mô hình dễ bị "học vẹt" vào một cấu hình nhiễu cụ thể, làm giảm khả năng tổng quát hóa khi gặp các điều kiện SNR hoặc góc tới chưa từng xuất hiện trong tập huấn luyện.

Để giải quyết đồng thời cả hai hạn chế trên trong bối cảnh đặc thù của sonar thụ động, bài báo này đề xuất ba đóng góp kỹ thuật chính. Thứ nhất, mô hình hóa bài toán DOA dưới dạng hồi quy liên tục: thay vì phân loại, lớp cuối cùng của mô hình CRNN-Attn trực tiếp xuất ra một giá trị góc thực $\theta \in \mathbb{R}$ đại diện cho góc ước lượng. Đây là đặc điểm then chốt để bám sát tình huống thực tế, nơi mục tiêu di chuyển liên tục và góc tới không bao giờ rơi đúng vào một nút lưới cố định. Thứ hai, sử dụng mô hình tiếng ồn chân vịt thực tế để đánh giá mô hình, phù hợp với nguồn âm bức xạ thực của tàu mặt nước, tàu ngầm và ngư lôi. Thứ ba, chiến lược huấn luyện trực tuyến với góc tới và SNR ngẫu nhiên liên tục buộc mô hình học quy luật vật lý của độ trễ pha thay vì học vẹt trên tập dữ liệu tĩnh. Nhờ ba đóng góp này, CRNN-Attn đạt RMSE dưới 0,5^o trên toàn dải SNR từ -4 dB đến 10 dB, và dưới 1,05^o ngay cả tại SNR = -10 dB, vượt trội so với các phương pháp tiền nhiệm trên cùng dải SNR đặc trưng của môi trường thủy âm.

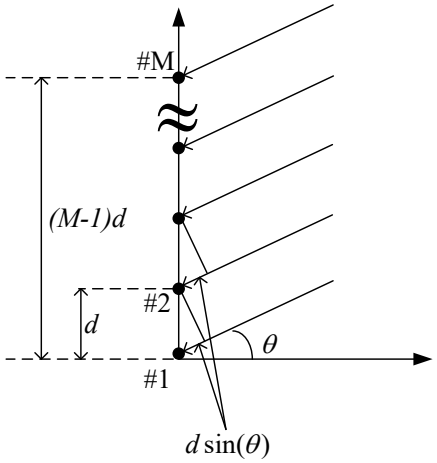
2. Phương pháp đề xuất

2.1. Mô hình tín hiệu và Trích xuất đặc trưng pha

Giả sử một mảng tuyến tính đều (ULA) gồm N cảm biến với khoảng cách d thu tín hiệu dải rộng từ một nguồn âm tại góc $\theta \in [-70^\circ, 70^\circ]$ (Hình 1). Thay vì cung cấp tín hiệu thời gian thô cho mạng nơ-ron, chúng tôi trích xuất các đặc trưng không gian - thời gian - tần số để tận dụng tối đa thông tin vật lý của sóng âm.

Tín hiệu tại mỗi cảm biến được biến đổi sang miền thời gian - tần số thông qua biến đổi Fourier thời gian ngắn (STFT) với cửa sổ Hanning. Để loại bỏ sự phụ thuộc vào biên độ tín hiệu (vốn biến động mạnh và dễ bị suy hao trong môi trường nước), chúng tôi sử dụng pha vi sai. Đặt $X_n(t,f)$ là giá trị phổ phức tại cảm biến thứ n, pha vi sai so với cảm biến tham chiếu (cảm biến số 0) được tính bằng:

$$\Delta\phi_n(t,f) = \angle\left(X_n(t,f)\cdot X_0^*(t,f)\right) \quad (1)$$



Hình 1. Mô hình mạng ăng-ten ULA

Tuy nhiên, góc pha $\Delta\phi$ gặp phải hiện tượng nhảy bậc tại ranh giới $\pm\pi$, gây ra sự gián đoạn nghiêm trọng khi huấn luyện mạng nơ-ron. Để khắc phục, chúng tôi mã hóa pha vi sai thành hai thành phần trực giao:

$$\Phi_{\sin} = \sin\left(\Delta\phi_n(t,f)\right) \quad (2)$$

$$\Phi_{\cos} = \cos\left(\Delta\phi_n(t,f)\right) \quad (3)$$

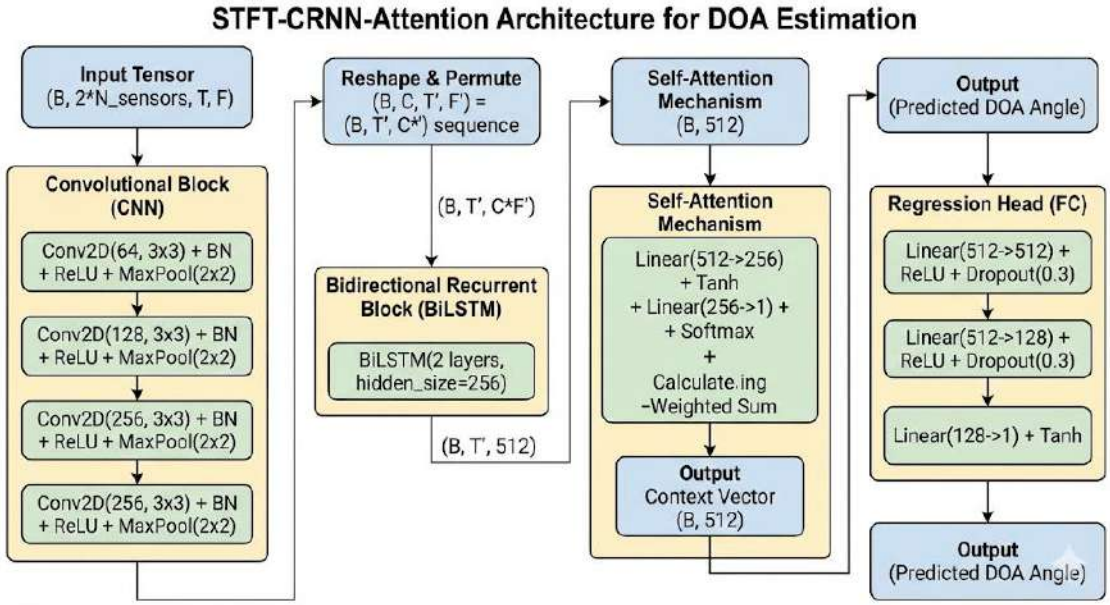
Quá trình này tạo ra một tensor đặc trưng đầu vào có kích thước $(2N,T,F)$ (tương đương 20 kênh đầu vào cho mảng 10 phần tử). Biểu diễn này không chỉ giải quyết triệt để lỗi gián đoạn pha mà còn ép mô hình chỉ học thông tin về hướng thông qua độ trễ pha, hoàn toàn kháng lại hiện tượng thăng giáng biên độ của tín hiệu và nhiễu nền.

2.2. Kiến trúc mạng CRNN-Attn

Để xử lý tensor đặc trưng bậc cao trên, chúng tôi đề xuất kiến trúc CRNN-Attn, kết hợp khả năng trích xuất đặc trưng không gian cục bộ của CNN, mô hình hóa chuỗi thời gian của RNN và cơ chế chú ý của Attention (Hình 2).

Khối tích chập (CNN Block): Gồm 4 lớp tích chập 2D xếp tầng, số lượng bộ lọc tăng dần ($64 \rightarrow 128 \rightarrow 256 \rightarrow 256$), sử dụng kernel 3×3. Mỗi lớp đi kèm với chuẩn hóa theo lô, hàm kích hoạt ReLU và Max Pooling (2×2). Khối này đóng vai trò như một bộ trích xuất đặc trưng không gian, nén chiều tần số và tạo ra một chuỗi các vector đặc trưng theo thời gian.

Khối hồi quy hai chiều (Bi-LSTM Block): Chuỗi đặc trưng từ CNN được trải phẳng và đưa vào mạng bộ nhớ ngắn hạn dài hai chiều (Bi-LSTM) gồm 2 lớp ẩn với 256 đơn vị. Bi-LSTM khai thác mối liên hệ phụ thuộc của phổ tín hiệu theo trục thời gian, giúp mô hình nhận diện được các mẫu tín hiệu kéo dài và ổn định trong môi trường biến động.



Hình 2. Kiến trúc mô hình CRNN-ATNN

Khối tự chú ý (Self-Attention Mechanism): Tín hiệu sonar thụ động thường chứa các xung nhiễu ngẫu nhiên làm hỏng thông tin pha ở một số khung thời gian nhất định. Cơ chế Attention được tích hợp để tự động đánh giá và gán trọng số α_t cho từng khung thời gian đầu ra của LSTM. Các khung chứa tín hiệu rõ nét sẽ nhận trọng số cao, trong khi các khung bị nhiễu lấp sẽ bị làm mờ.

Giả sử đầu ra của lớp Bi-LSTM tại mỗi bước thời gian t là $h_t \in \mathbb{R}^{d_h}$. Tập hợp các trạng thái ẩn được biểu diễn là $H = [h_1, h_2, ..., h_T]$.

Thay vì chỉ sử dụng trạng thái ẩn cuối cùng h_T, chúng tôi tính toán vector ngữ cảnh r thông qua cơ chế chú ý để mạng tự động trọng số hóa các khung thời gian quan trọng (có SNR cục bộ cao). Quy trình tính toán như sau:

Đầu tiên, tính toán biểu diễn phi tuyến của H:

$$M = \tanh(H) \tag{4}$$

Trong đó M là ma trận trung gian. Trọng số chú ý α cho mỗi bước thời gian được tính bằng hàm softmax:

$$\alpha = \text{softmax}(w^T M) \tag{5}$$

Với w là vector tham số huấn luyện. Cuối cùng, vector đặc trưng đại diện r là tổng có trọng số của các trạng thái ẩn:

$$r = H\alpha^T = \sum_{t=1}^{T} \alpha_t h_t \tag{6}$$

Vector r sau đó được đưa vào các lớp kết nối đầy đủ để ước lượng xác suất góc tới DOA.

Khối Hồi quy phi tuyến (Regression Head): Vector ngữ cảnh r đi qua 3 lớp kết nối đầy đủ ($512 \rightarrow 128 \rightarrow 1$). Không giống các nghiên cứu trước đây sử dụng hàm Softmax để phân loại, lớp cuối cùng của chúng tôi xuất ra một giá trị thực đại diện trực tiếp cho góc θ.

2.3. Chiến lược huấn luyện trực tuyến

Mô hình DL cho bài toán DOA thường dễ bị học vẹt vào một cấu hình nhiễu hoặc cấu trúc hình học cố định khi sử dụng tập dữ liệu tĩnh lưu trên ổ cứng. Để đạt được hiệu năng tổng quát hóa tối đa, chúng tôi sử dụng phương pháp huấn luyện trực tuyến, nghĩa là dữ liệu huấn luyện được sinh tức thời tại thời điểm huấn luyện.

Thay vì tải dữ liệu có sẵn, một bộ mô phỏng vật lý được tích hợp trực tiếp vào vòng lặp của DataLoader thông qua cấu trúc IterableDataset. Trong mỗi epoch, hệ thống sẽ sinh ra hàng chục nghìn mẫu tín hiệu hoàn toàn mới với các đặc điểm:

- Góc tới θ được lấy ngẫu nhiên theo phân bố liên tục trong khoảng [-70°, 70°].

- SNR biến thiên liên tục từ -10 dB đến 10 dB.

Để tối ưu hóa cho bài toán hồi quy liên tục, chúng tôi sử dụng hàm mất mát Huber Loss ($\delta = 1.0$). Hàm này hoạt động như L1 Loss đối với các sai số lớn (giúp mô hình không bị lệch hướng bởi các mẫu nhiễu dị thường ở SNR thấp) và hoạt động như L2 Loss (MSE) ở các sai số nhỏ (giúp tinh chỉnh hội tụ về sai số dưới 1°). Quá trình tối ưu được thực hiện bởi thuật toán AdamW kết hợp với chiến lược giảm tốc độ học thích nghi.

2.4. Mô hình tín hiệu tiếng ồn bức xạ từ tàu thuyền

Theo Li và cộng sự [12], tiếng ồn bức xạ từ tàu thuyền dưới nước bao gồm ba thành phần có cơ chế vật lý khác nhau: tiếng ồn từ máy móc, tiếng ồn từ chân vịt và tiếng ồn thủy động lực học. Trong miền tần số, phổ tín hiệu bức xạ là tổ hợp của phổ liên tục và phổ vạch, trong đó phổ vạch nằm chủ yếu ở dải tần thấp và đặc trưng cho từng loại tàu theo tốc độ chân vịt và cấu hình máy móc [12].

Tín hiệu bức xạ hoàn chỉnh trong miền thời gian là tổ hợp của phổ liên tục đã điều chế biên độ và phổ vạch [12]:

$$S(nT_s) = \left[1 + a(nT_s)\right] \cdot G_c(nT_s) + G_l(nT_s) \quad (7)$$

Trong đó $G_c(nT_s)$ là thành phần phổ liên tục, $G_l(nT_s)$ là thành phần phổ vạch, và $a(nT_s)$ là hàm điều chế biên độ. Mô hình này tái tạo đầy đủ ba đặc trưng âm học đặc thù của tiếng ồn bức xạ tàu thuyền: phổ liên tục với hình dạng phụ thuộc tốc độ, điều chế biên độ theo nhịp chân vịt và vạch phổ sắc nét có thể dùng để nhận dạng loại tàu [12].

Bảng 1. Tham số mô phỏng và huấn luyện

STT	Tham số	Đơn vị	Giá trị
1	Dạng tín hiệu thu		Tiếng ồn chân vịt
2	Tần số trung tâm	Hz	1000
3	Độ dài tín hiệu	s	0,5
4	Góc tới	o	-70:70
5	Tốc độ âm thanh	m/s	1500
6	Số phần tử mạng ULA		10
7	Khoảng cách giữa các phần tử	m	0,75
8	Tần số lấy mẫu	Hz	5000

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Thiết lập thực nghiệm

Mô hình CRNN-Attn được phát triển và huấn luyện trên nền tảng PyTorch. Dữ liệu huấn luyện được sinh ra liên tục thông qua bộ mô phỏng sonar thụ động cho mảng ULA 10 phần tử, khoảng cách giữa các phần tử là 0,75 m. Tín hiệu thu là tiếng ồn chân vịt dải rộng được lấy mẫu ở tần số 5000 Hz, mỗi mẫu kéo dài 0,5 s. Quá trình huấn luyện không sử dụng tập dữ liệu cố định; thay vào đó, các góc tới θ được lấy mẫu ngẫu nhiên từ phân phối chuẩn liên tục trong khoảng [-70^o, 70^o] và SNR biến thiên từ -10 dB đến 10 dB cho từng lô. Tóm tắt tham số huấn luyện và mô phỏng được trình bày ở Bảng 1.

3.2. Hiệu năng mô hình

Kết quả đánh giá mô hình được biểu diễn tại Hình 3 và Hình 4. Hình 3 thể hiện RMSE và MAE của sai số ước lượng hướng đến theo SNR trên 1000 mẫu mỗi mức:

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{K}\sum_{k=1}^{K}\left(\theta_k - \theta_k\right)^2} \tag{8}$$

$$MAE = \frac{1}{K}\sum_{k=1}^{K}\left|\theta_k - \theta_k\right| \tag{9}$$

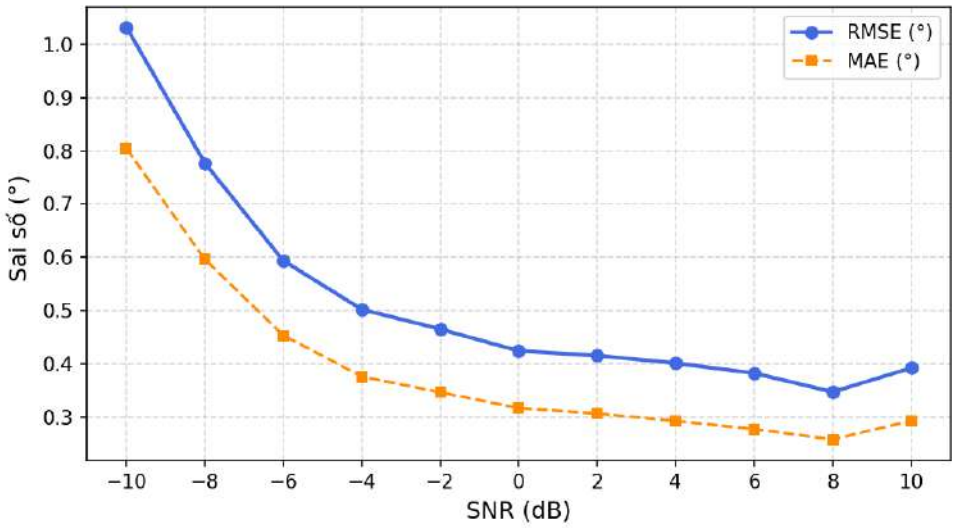
Hình 4 thể hiện RMSE theo SNR với các góc hướng của mục tiêu khác nhau, với mỗi góc hướng và mỗi giá trị SNR sẽ thực hiện ước lượng 1000 lần để tính RMSE.

Từ hai kết quả mô phỏng ta rút ra ba nhận xét cơ bản sau:

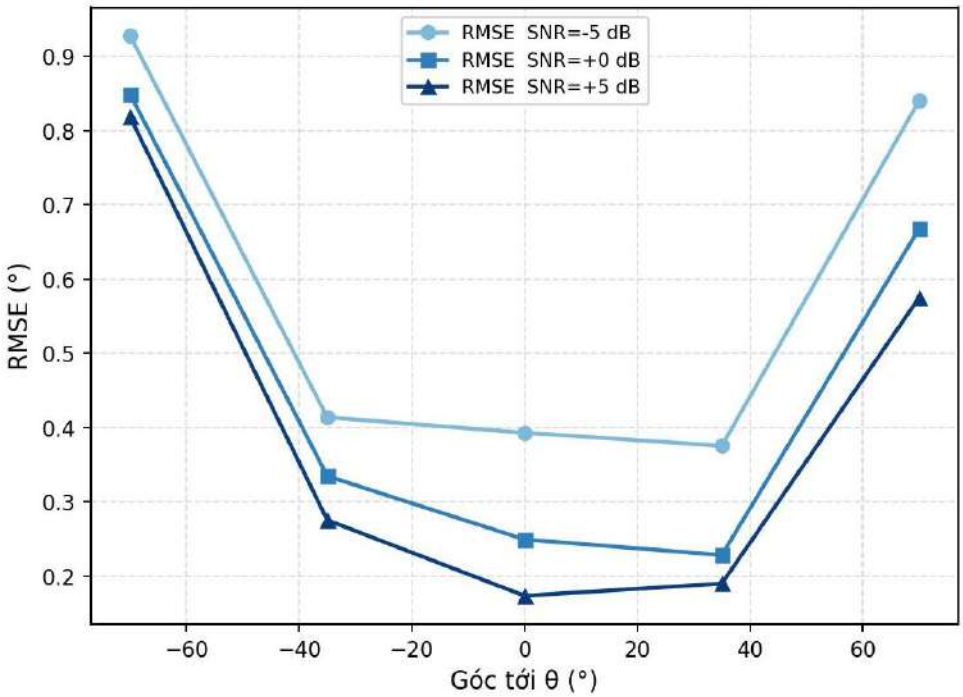
Thứ nhất, đầu ra góc thực liên tục bám sát tình huống thực tế: Mô hình trực tiếp xuất ra một giá trị góc tới tính bằng độ thay vì chỉ số lớp rời rạc. Điều này loại bỏ hoàn toàn sai số lệch lưới cố hữu của các phương pháp phân loại, đồng thời phản ánh đúng bản chất vật lý của bài toán – góc tới trong thực tế là đại lượng liên tục, không rơi vào một nút lưới cố định nào. Kết quả trên Hình 3 với 1000 mẫu/mức SNR cho thấy RMSE giảm đơn điệu từ 1,03 tại SNR = -10 dB xuống 0,39^o tại SNR = 10 dB. MAE tương ứng thấp hơn RMSE khoảng 20–25%, xác nhận phân phối sai số không có đuôi nặng. Đáng chú ý, cả RMSE và MAE đều duy trì dưới 0,50^o kể từ SNR = -4 dB, phản ánh đúng khả năng bám sát góc tới liên tục ngay trong điều kiện nhiễu nền cao đặc trưng của môi trường thủy âm chiến thuật.

Thứ hai, tính bền vững trong môi trường nhiễu cao: Tại SNR = -10 dB và -5 dB, RMSE lần lượt là 1,03^o và 0,5^o, so với kết quả nghiên cứu trong tài liệu [7] ở dải SNR từ 0 đến 10 dB, RMSE của hai nghiên cứu xấp xỉ nhau; tuy nhiên ở dải SNR thấp dưới 0 dB, mô hình CRNN-Attn cho RMSE thấp hơn rõ rệt nhờ chiến lược huấn luyện trực tuyến bao phủ đầy đủ dải SNR âm. Tương tự, so với tài liệu [2], tại SNR = -5 dB RMSE của CRNN-Attn (0,78^o) thấp hơn đáng kể so với phương pháp dựa trên vector sensor (> 1^o).

Thứ ba, phụ thuộc hiệu năng theo góc tới: Hình 4 biểu diễn RMSE theo góc tới tại ba mức SNR đại diện (-5, 0 và 5 dB). Kết quả cho thấy RMSE đạt cực tiểu tại vùng pháp tuyến mảng (θ gần 0^o) và tăng dần về hai phía biên ($\theta \to \pm 70^o$). Tại SNR = 5 dB, RMSE dao động từ 0,17^o (pháp tuyến) đến 0,58^o (biên), phù hợp với lý thuyết giới hạn Cramer-Rao (CRLB) khi $\cos\theta \to 0$ làm giảm độ nhạy pha của mảng. Xu hướng này nhất quán trên cả ba mức SNR, cho thấy mô hình đã học đúng đặc trưng vật lý của mảng ULA thay vì chỉ khớp dữ liệu.



Hình 3. RMSE và MAE theo SNR



Hình 4. RMSE theo góc tới tại SNR = -5, 0 và +5 dB

4. Kết luận

Bài báo đề xuất mô hình CRNN-Attn cho bài toán ước lượng DOA trong hệ thống sonar thụ động với đóng góp kỹ thuật chính là thiết kế đầu ra hồi quy liên tục – mô hình xuất trực tiếp giá trị góc tới thực (đơn vị độ) thay vì chỉ số lớp rời rạc, loại bỏ hoàn toàn sai số lệch lưới và bám sát tình huống thực tế nơi mục tiêu di chuyển liên tục. Ngoài ra, khác với các mô hình DL khác, bài báo sử dụng tín hiệu mô phỏng mô hình tiếng ồn chân vịt thực tế để đánh giá hiệu năng, đảm bảo tính chân thực và khả năng ứng dụng cao.

Kết quả thực nghiệm trên 1000 mẫu mỗi mức SNR cho thấy CRNN-Attn đạt RMSE dưới 0,50° trên toàn dải SNR từ -4 dB đến 10 dB, và dưới 1,05° ngay cả ở SNR = -10 dB – mức nhiễu khắc nghiệt đặc trưng của môi trường thủy âm. Phân tích theo góc tới (Hình 4) xác nhận hiệu năng tốt nhất tại vùng pháp tuyến mảng (RMSE ≈ 0,17° ở SNR = 5 dB) và suy giảm có

kiểm soát về phía biên, phù hợp với đặc tính vật lý của mảng ULA và giới hạn Cramer-Rao lý thuyết. Phương pháp huấn luyện sinh dữ liệu trực tuyến mở ra hướng giải quyết bài toán thiếu hụt dữ liệu huấn luyện thực tế trong lĩnh vực thủy âm. Hướng nghiên cứu tiếp theo bao gồm mở rộng sang bài toán đa mục tiêu, tích hợp mô hình đa đường thực tế và đánh giá trên dữ liệu thu thập tại hiện trường.

Tài liệu tham khảo

1. Li Xiaoqiang, Chen Jianfeng, Bai Jisheng, Ayub Muhammad Saad, Zhang Dongzhe, Wang Mou, Yan Qingli (2022), Deep learning-based DOA estimation using CRNN for underwater acoustic arrays, *Frontiers in Marine Science*, 9, p.1027830.
2. Xie Yangyang, Wang Biao (2023), Data-driven DOA estimation methods based on deep learning for underwater acoustic vector sensor array, *Marine Technology Society Journal*, 57(3), p.16-29.
3. Kase Yuya, Nishimura Toshihiko, Ohgane Takeo, Ogawa Yasutaka, Kitayama Daisuke, Kishiyama Yoshihisa. DOA estimation of two targets with deep learning (2018). in *2018 15th Workshop on Positioning, Navigation and Communications (WPNC)*. IEEE.
4. Kase Yuya, Nishimura Toshihiko, Ohgane Takeo, Ogawa Yasutaka, Kitayama Daisuke, Kishiyama Yoshihisa (2020), Fundamental trial on DOA estimation with deep learning, *IEICE Transactions on Communications*, 103(10), p.1127-1135.
5. Chen Min, Mao Xingpeng, Gong Yi. Performance Analysis of Direction of Arrival Estimation Based on Deep Learning (2020). in *Proceedings of the 2020 4th International Conference on Digital Signal Processing*.
6. Ahmed Aya Mostafa, Eissa Omar, Sezgin Aydin. Deep autoencoders for DOA estimation of coherent sources using imperfect antenna array (2020). in *2020 Third International Workshop on Mobile Terahertz Systems (IWMTS)*. IEEE.
7. Wu Liuli, Liu Zhang-Meng, Huang Zhi-Tao (2019), Deep convolution network for direction of arrival estimation with sparse prior, *IEEE Signal Processing Letters*, 26(11), p.1688-1692.
8. Wandale Steven, Ichige Koichi. On the DOA estimation performance of optimum arrays based on deep learning (2020). in *2020 IEEE 11th sensor array and multichannel signal processing workshop (SAM)*. IEEE.
9. Wandale Steven, Ichige Koichi (2021), Design of sparse arrays via deep learning for enhanced DOA estimation, *EURASIP Journal on Advances in Signal Processing*, 2021(1), p.17.
10. Ahmed Aya Mostafa, Thanthrige Udaya Sampath KP Miriya, El Gamal Aly, Sezgin Aydin (2021), Deep learning for DOA estimation in MIMO radar systems via emulation of large antenna arrays, *IEEE Communications Letters*, 25(5), p.1559-1563.
11. Liu Yuji, Chen Huixiu, Wang Biao (2021), DOA estimation based on CNN for underwater acoustic array, *Applied Acoustics*, 172, p.107594.
12. Li Qin, Yuan Bingcheng, Ming Xing. Simulation technique of radiated noise from underwater target and its implement of simulator (2009). in *2009 2nd International Conference on Power Electronics and Intelligent Transportation System (PEITS)*. IEEE.

High-Resolution DOA Estimation for Passive Sonar based on Attention-guided Convolutional Recurrent Neural Networks

Abstract: *Accurate Direction-of-Arrival (DOA) estimation in passive sonar systems remains a significant challenge due to the complexity of the underwater acoustic environment and low Signal-to-Noise Ratios (SNR). This paper proposes a novel deep learning framework using a Convolutional Recurrent Neural Network combined with a self-attention mechanism (CRNN-Attn) for the problem of localizing radiated noise sources from marine vessels. The simulation employs a realistic ship-radiated noise model encompassing machinery noise, propeller noise, and hydrodynamic noise characteristic of different vessel types. Rather than using raw signals, the model leverages the sine and cosine encodings of inter-sensor STFT phase differentials across a 10-element Uniform Linear Array (ULA) as spatial features. Critically, the model is designed as a continuous regression, directly outputting the true arrival angle in degrees rather than a discrete class index, thereby completely eliminating grid-mismatch error and faithfully reflecting operational scenarios in which bearing is a continuously varying quantity. Experimental results over 1,000 samples per SNR level demonstrate that CRNN-Attn achieves an RMSE below 1.05° even at SNR = −10 dB and below 0.50° across the SNR range from −4 dB to +10 dB, outperforming prior methods, particularly under the high-noise conditions characteristic of the underwater acoustic environment.*

Keywords: *Passive sonar; DOA; CRNN; Propeller noise; Continuous regression.*

* Email: phuclh_k31@lqdtu.edu.vn

Nghiên cứu mô phỏng số tính toán kết cấu tấm trên nền biến dạng đàn hồi 2 hệ số chịu tác dụng sóng nổ

Bùi Quang Định[1], Vũ Đình Hương[1]
[1]Học viện Kỹ thuật quân sự
Email: vudinhhuong@lqdtu.edu.vn; Tel: 0982812596

Tóm tắt

Bài báo trình bày mô phỏng số tính kết cấu tấm trên nền biến dạng đàn hồi 2 hệ số chịu tác dụng của sóng nổ bằng phương pháp phần tử hữu hạn (PP PTHH) kết hợp với phương pháp tích phân số theo bước thời gian Newmark. Từ đó lập chương trình tính bằng Matlab và khảo sát ảnh hưởng của các tham số nền, chiều dày tấm đến tần số dao động riêng, chuyển vị động, nội lực động của tấm theo thời gian. Các kết quả mô phỏng số so sánh mô hình nền 2 hệ số với mô hình nền 1 hệ số cho thấy sự cần thiết phải kể đến khả năng chịu cắt của nền trong tính toám kết cấu tấm trên nền đàn hồi.

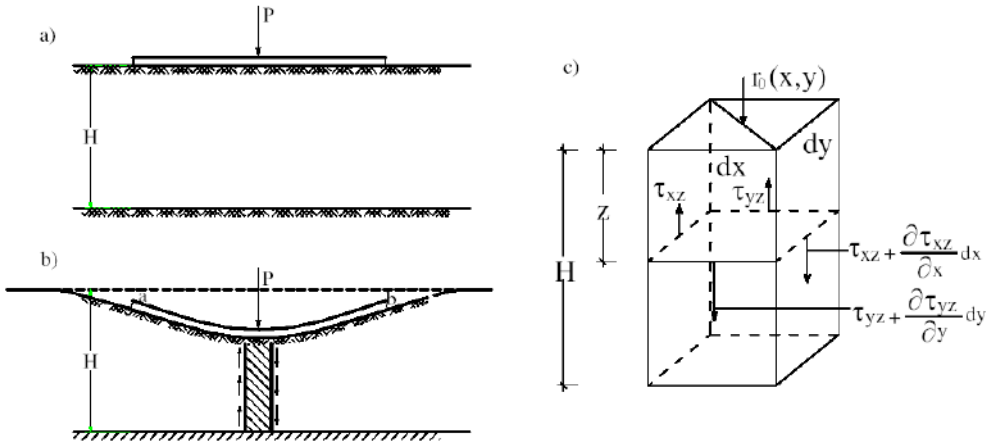
Từ khóa: *Tấm mỏng, nền đàn hồi 2 hệ số, sóng nổ, phần tử hữu hạn.*

1. Đặt vấn đề

Kết cấu tấm trên nền đàn hồi được sử dụng rộng rãi trong xây dựng dân dụng như móng máy, tấm mặt đường, sân bay,…; đặc biệt trong quốc phòng như tấm chắn đạn chịu tác dụng của sóng nổ. Do tính chất cơ lý của nền đất phức tạp nên có nhiều mô hình nền khác nhau [1, 2]. Mô hình nền biến dạng đàn hồi 1 hệ số Winkler được dùng phổ biến để phân tích gần đúng tấm trên nền đàn hồi [3, 4]. Trong bài báo này, sử dụng mô hình nền biến dạng đàn hồi 2 hệ số có kể thêm biến dạng cắt giữa các lớp đất [2, 5, 6] để phân tích độ chính xác của hai mô hình này và đánh giá ảnh hưởng của 02 hệ số nền, chiều dày tấm đến tần số dao động riêng, chuyển vị và nội lực động của tấm chịu tác dụng của sóng nổ.

2. Lý thuyết tính

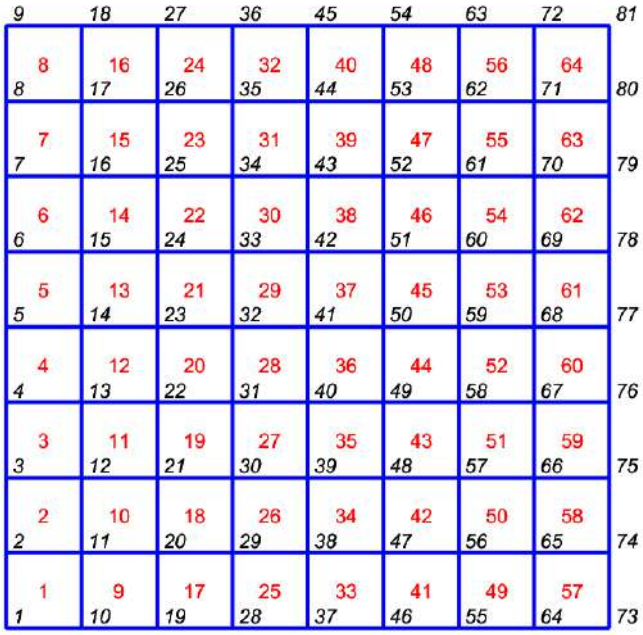
Mô hình tấm trên nền biến dạng đàn hồi 02 hệ số cho trên hình 1.



Hình 1. Mô hình tấm trên nền đàn hồi hai hệ số

Kết cấu tấm trên nền biến dạng đàn hồi 02 hệ số chịu tác dụng của sóng nổ được phân tích bằng PP PTHH kết hợp với phương pháp tích phân số theo bước thời gian Newmark.

Kết cấu tấm được rời rạc hóa thành các phần tử hữu hạn liên kết với nhau tại các nút như Hình 2. Trong tính toán, sử dụng phần tử tấm mỏng tứ giác đồng tham số 04 nút, 12 chuyển vị nút, [7, 8].



Hình 2. Mô hình các PTHH của tấm

Mô hình nền biến dạng đàn hồi 2 hệ số gồm các lò xo có độ cứng nén (hệ số thứ nhất) và độ cứng cắt (hệ số thứ hai), không có khối lượng, liên kết với tấm tại các nút. Phản lực nền q(x,y) có dạng:

$$q(x,y) = k_1 w(x,y) - k_2\left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2}\right) \quad (1)$$

trong đó: k_1 là hệ số nền thứ nhất, thứ nguyên = lực/(đơn vị chiều dài)^3

k_2 là hệ số nền thứ hai, thứ nghuyên = lực/ đơn vị chiều dài.

Theo Vlasov [6], hai hệ số nền k_1, k_2 phụ thuộc vào mô đun đàn hồi E_0, hệ số poisson v_0 của đất và phân bố độ lún theo chiều sâu được giả thiết là hàm tuyến tính thì:

$$k_1 = \frac{E_0(1-\nu_0)}{(1+\nu_0)(1-2\nu_0)}\frac{1}{H} \quad (2)$$

$$k_2 = \frac{E_0}{2(1+\nu_0)}\frac{H}{3} \quad (3)$$

với H là chiều sâu vùng nền chịu nén.

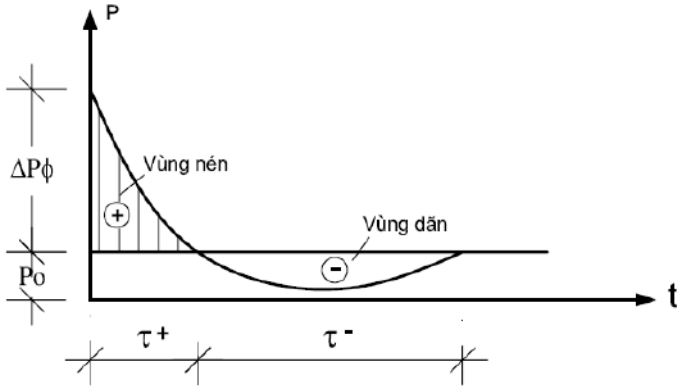
Siêu áp sóng xung kích do nổ trong môi trường không khí vô hạn được xác định theo công thức thực nghiệm của giáo sư Sadovsky [10]:

$$\Delta P_\Phi = 0,84\frac{\sqrt[3]{C_{tp}}}{R} + 2,7\left(\frac{\sqrt[3]{C_{tp}}}{R}\right)^2 + 7\left(\frac{\sqrt[3]{C_{tp}}}{R}\right)^3 \quad (4)$$

Trong đó: ΔP_Φ là siêu áp mặt sóng, kG/cm^2;

C_{tp} là trọng lượng toàn phần của khối thuốc nổ, kg;

R là khoảng cách đến tâm nổ, m.



Hình 3. Siêu áp mặt sóng tác dụng lên kết cấu theo thời gian tác dụng

Qui luật siêu áp mặt sóng xung kích tác dụng lên kết cấu theo thời gian, hình 3,

$$\Delta P(t) = \Delta P_{\Phi}\left(1 - \frac{t}{\tau^{+}}\right)^{n} \quad (5)$$

n là chỉ số nhị thức Newton: $n = 1 + \Delta P_{\Phi}^{2/3}$ (6)

Thời gian duy trì pha nén được xác định theo công thức thực nghiệm, ở khoảng cách gần $R < 1,5\sqrt[3]{C_{tp}}$:

$$\tau^{+} = 1,4.10^{-3}\sqrt[3]{C_{tp}} \quad (7)$$

Phương trình vi phân dao động tổng quát của tấm trên nền biến dạng đàn hồi 2 hệ số, chịu tải trọng động có dạng:

$$D\nabla^4 w + k_1 w - k_2 \nabla^2 w + m\frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = p \quad (8)$$

trong đó: $\nabla^2 = \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2}$ là toán tử Laplat, ∇^4 là toán tử Laplat kép.

w, *m* là chuyển vị, khối lượng của tấm, *p* là tải trọng phân bố tác dụng trên bề mặt tấm.

Áp dụng PP PTHH, phương trình dao động tổng quát của tấm trên nền biến dạng đàn hồi 2 hệ số, chịu tải trọng động dưới dạng ma trận:

$$[M]\{\ddot{q}\}+[C]\{\dot{q}\}+[K^*]\{q\}=\{R\} \quad (9)$$

trong đó, [*M*], [*C*], [*K**] tương ứng là ma trận khối lượng, cản và độ cứng của hệ.

Ma trận độ cứng của hệ bằng tổng ma trận độ cứng của tấm và ma trận độ cứng của nền:

$$[K^*] = [K]_{tam} + [K]_{nen} \quad (10)$$

Các ma trận tổng thể của hệ [M], $[K]_{tam}$, $[K]_{nen}$ được tập hợp từ các ma trận phần tử tương ứng [7, 8].

Ma trận độ cứng phần tử của nền đàn hồi 2 hệ số trong hệ tọa độ phần tử, được xác định bằng tích phân số trong hệ tọa độ tự nhiên:

$$[KN]_e = k_1 \iint [B_w]^T .[B_w].det[J]drds - k_2 \iint \left[\nabla^2 B_w\right]^T .[B_w]det[J]drds \quad (11)$$

Ma trận cản được giả thiết là tổ hợp tuyến tính của ma trận độ cứng và ma trận khối lượng theo Rayleigh với các hệ số tổ hợp được xác định theo tỷ số cản tương ứng với 2 dạng dao động riêng đầu tiên bằng 0,05.

Hệ phương trình (9) được giải bằng phương pháp tích phân theo bước thời gian Newmark.

Trên cơ sở lý thuyết và thuật toán đã trình bày, nhóm tác giả đã lập trình bằng Matlab [7, 9] để giải bài toán tấm trên nền biến dạng đàn hồi 2 hệ số, chịu tác dụng của sóng nổ. Từ chương trình tính nhận được kết quả các tần số dao động riêng, chuyển vị và nội lực động của tấm theo thời gian.

3. Kết quả mô phỏng số

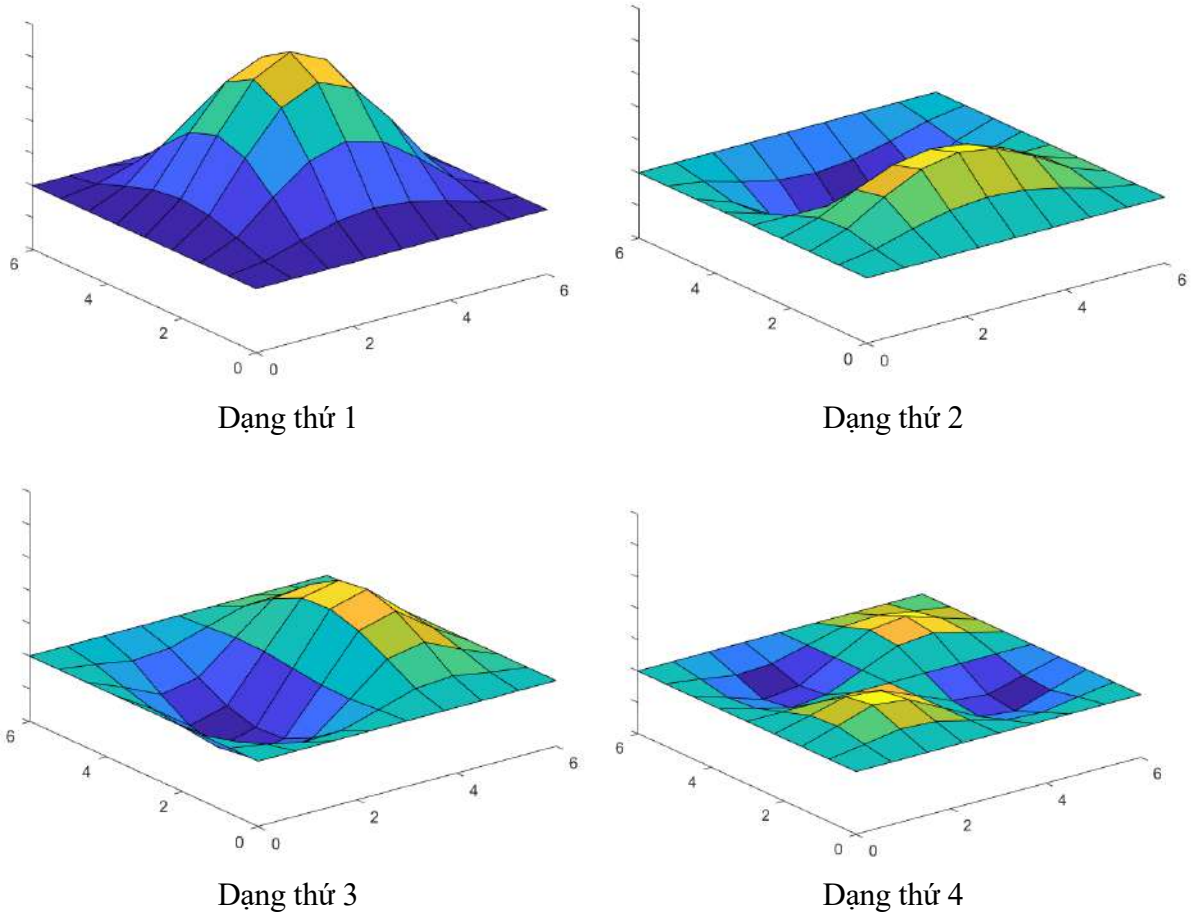
Xét kết cấu tấm chữ nhật có kích thước 6m x 6m x 0,3m biên ngàm đặt trên nền đất sét có mô đun đàn hồi $E_0 = 100.10^3$ kN/m^2, $\nu_0 = 0,3$. Đặc trưng vật liệu của tấm, bê tông B20: Mô đun đàn hồi $E = 2,7.10^7$ kN/m^2; $\nu = 0,2$; khối lượng riêng vật liệu tấm $\rho = 2500$ kg/m^3. Tấm chịu tải trọng sóng nổ gây ra từ lượng nổ có khối lượng tương đương 50 kg TNT ở khoảng cách 5 m.

Xét các bài toán sau:

3.1. Bài toán dao động của tấm trên nền đàn hồi 1 hệ số

Xét mô hình nền đàn hồi 1 hệ số (bỏ qua khả năng chịu cắt của nền, $k_2 = 0$), hệ số nền k_1 được tính toán theo công thức (2) từ E_0 và H, với giả thiết chiều sâu lớp đất chịu nén H = 3 m.

Tấm được mô hình hóa thành các PTHH như Hình 2. Kết quả mô phỏng các dạng dao động riêng được cho trên Hình 4.



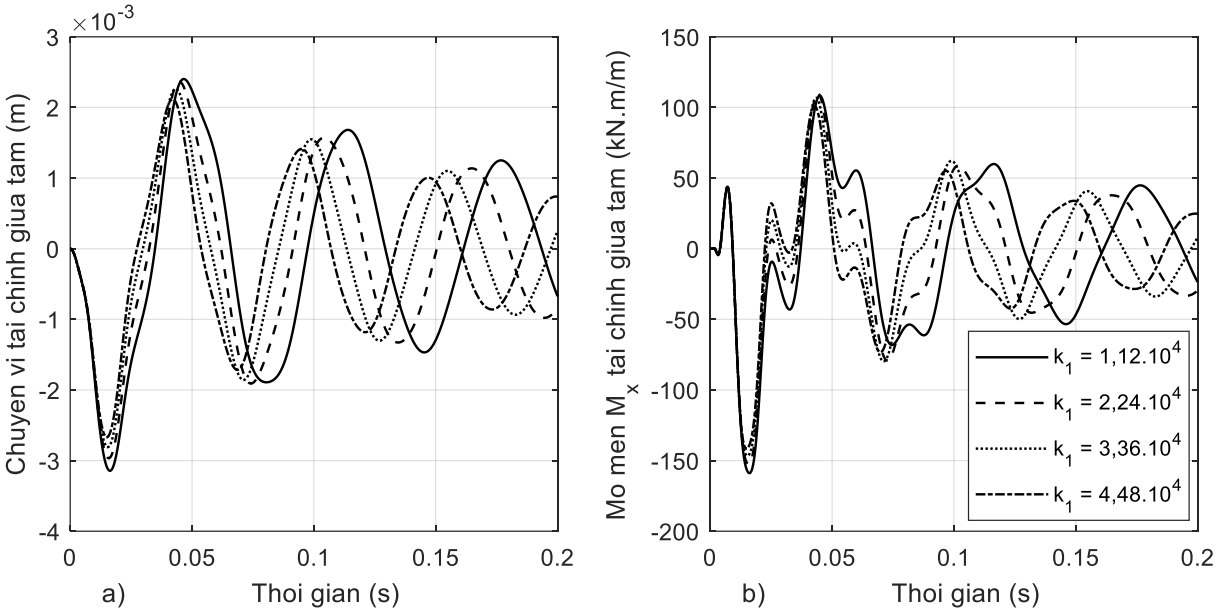
Hình 4. Bốn dạng dao động riêng đầu tiên của tấm

Khảo sát bài toán với các loại nền đất sét (từ nửa cứng đến cứng) có mô đun đàn hồi khác nhau $E_0 = (25 \div 100).10^3$ kN/m^2. Kết quả tính toán hệ số nền k_1 và 04 tần số dao động riêng đầu tiên của tấm được cho trong Bảng 1.

Bảng 1. Bảng so sánh tần số dao động riêng của tấm theo tham số mô hình nền 1 hệ số

E_0 (kN/m^2)	k_1 (kN/m^3)	ω_1	$\omega_2 = \omega_3$	ω_4
25.10^3	$1,1218.10^4$	98,5	188,1	268,3
50.10^3	$2,2436.10^4$	105,8	192,0	271,1
75.10^3	$3,3654.10^4$	112,6	195,9	273,8
100.10^3	$4,4872.10^4$	119,1	199,7	276,5

Với mô hình nền 1 hệ số, tần số dao động riêng của tấm tăng lên khi mô đun đàn hồi của nền (hệ số nền) tăng lên. Nền càng cứng thì độ cứng tổng thể của hệ càng lớn, dẫn tới tần số dao động riêng tăng.



Hình 5. Đồ thị chuyển vị động, nội lực động tại tâm của tấm theo mô hình 1 hệ số nền k_1

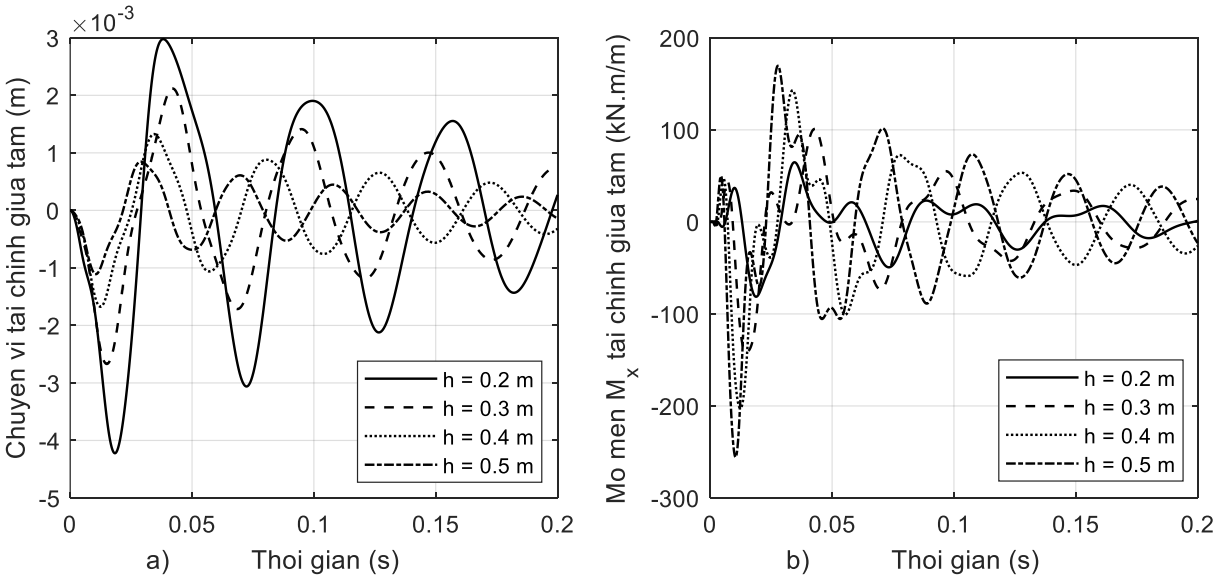
Siêu áp sóng xung kích và thời gian tác dụng của tải trọng nổ được tính toán theo công thức (4) và (7) thu được ΔP_Φ = 488,5 kN/m^2; τ^+ = 0,0052s. Các đồ thị kết quả khảo sát sự thay đổi của chuyển vị động, nội lực động tại tâm theo thời gian với các loại nền đất sét có mô đun đàn hồi khác nhau được thể hiện trong Hình 5.

Từ đồ thị hình 5 cho thấy trong mô hình nền 1 hệ số, khi hệ số nền k_1 tăng thì chuyển vị max và mô men max tại tâm của tấm đều giảm; và thời gian đạt max của chuyển vị và mô men cũng giảm. Nền càng cứng (khi giá trị hệ số nền k_1 càng lớn) thì chuyển vị và mô men của tấm càng nhỏ.

Khảo sát sự thay đổi của tần số dao động riêng, chuyển vị động, mô men uốn động tại tâm của tấm theo chiều dày tấm h = 0,2 ÷ 0,5 m. Với nền đất sét cứng $E_0 = 100.10^3$ kN/m^2 và các tham số của bài toán như trên, kết quả tính toán các tần số dao động riêng được thể hiện trong Bảng 2, đồ thị chuyển vị động, mô men uốn động tại tâm của tấm được thể hiện trong Hình 6.

Bảng 2. Bảng so sánh tần số dao động riêng của tấm theo chiều dày tấm

h (m)	**ω_1 (1/s)**	**$\omega_2 = \omega_3$ (1/s)**	**ω_4 (1/s)**
0,2	112,3	155,0	200,8
0,3	119,1	199,7	276,5
0,4	138,1	254,4	360,3
0,5	162,4	312,6	446,5



Hình 6. Đồ thị chuyển vị động, mô men uốn động tại tâm tấm theo chiều dày tấm (nền 1 hệ số)

Từ Hình 6 thấy rằng, tăng chiều dày tấm làm giảm đáng kể chuyển vị động nhưng đồng thời cũng làm tăng đáng kể mô men uốn động trong tấm. Điều này được giải thích là do mô men uốn của tấm tỷ lệ thuận với độ cứng trụ ($\sim h^3$) và độ cong của tấm nên khi chiều dày tấm tăng làm mô men uốn tăng mạnh theo h^3, sự phụ thuộc này lớn hơn mức giảm của mô men do giảm độ cong (giảm chuyển vị). Mặc dù chiều dày tấm tăng làm cho nội lực trong tấm (mô men uốn) tăng nhưng ứng suất động cực đại tại tâm của tấm lại giảm (Bảng 3). Do ứng suất trong tấm tỷ lệ thuận với mô men uốn nhưng lại tỷ lệ nghịch với khả năng kháng uốn ($\sim h^2$).

Bảng 3. Bảng so sánh nội lực và ứng suất σ_x của tấm theo chiều dày tấm

h (m)	Mx (max) – kN.m/m	σ_x (max) – kN/m^2
0,2	81,4	2034,1
0,3	141,7	1573,9
0,4	202,7	1266,7
0,5	255,7	1022,8

3.2. Bài toán dao động của tấm trên nền đàn hồi 2 hệ số

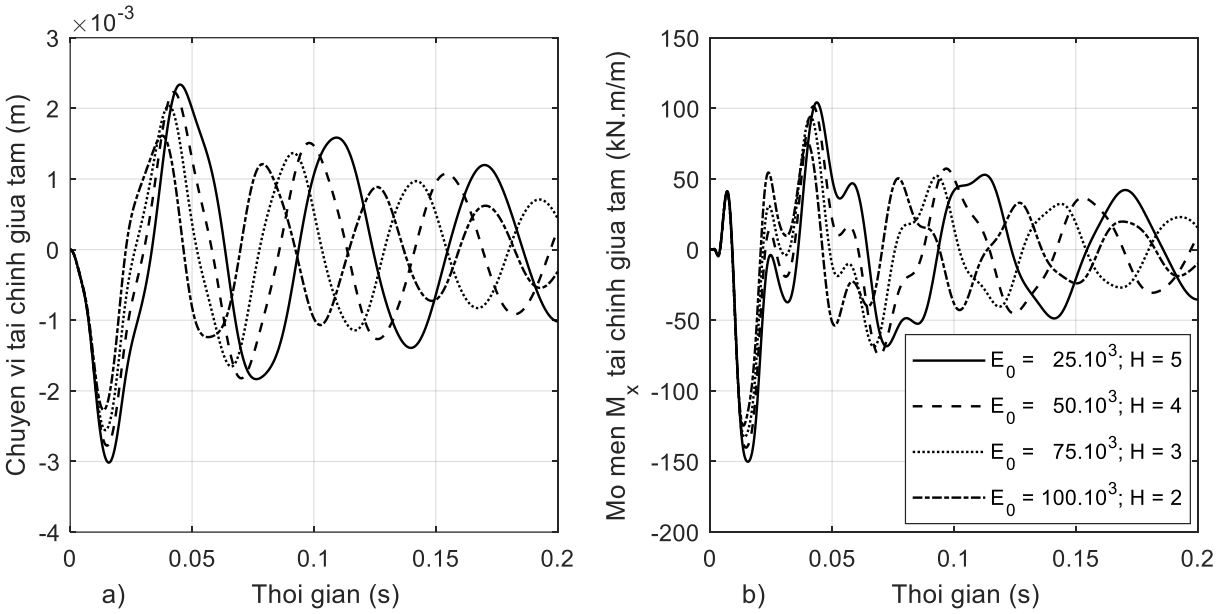
Xét bài toán dao động của tấm trên nền đàn hồi 2 hệ số (nền đất sét từ nửa cứng đến cứng) có mô đun đàn hồi $E_0 = (25 \div 100).10^3$ kN/m^2. Hệ số nền k_1 và k_2 được tính toán theo công thức (2) và (3) với giả thiết chiều sâu lớp đất chịu nén giảm dần H = [5 ÷ 2] m khi mô đun đàn hồi của đất nền E_0 tăng dần. Kết quả tính toán 2 hệ số nền và 4 tần số dao động riêng đầu tiên tương ứng với các trường hợp nền đàn hồi 2 hệ số khác nhau được cho trong Bảng 4. Khảo sát giá trị chuyển vị và nội lực động tại tâm của tấm theo thời gian được thể hiện trong Hình 7.

Bảng 4. Bảng so sánh tần số dao động riêng, chuyển vị động, mô men uốn động tại tâm của tấm trên nền sét cứng 2 hệ số

E_0 (kN/m^2)	H (m)	k_1 (kN/m^3)	k_2 (kN/m)	ω_1 (1/s)	W_0 max (m)	Mx max (kN.m/m)
25.10^3	5	$0{,}6731.10^4$	$1{,}6026.10^4$	102,6	$3{,}02.10^{-3}$	150,2

50.10^3	4	$1,6827.10^4$	$2,5641.10^4$	112,7	$2,78.10^{-3}$	140,2
75.10^3	3	$3,3654.10^4$	$2,8846.10^4$	123,4	$2,56.10^{-3}$	132,8
100.10^3	2	$6,7308.10^4$	$2,5641.10^4$	139,4	$2,27.10^{-3}$	124,7

Với mô hình nền sét nửa cứng đến cứng, khi E_0 tăng và H giảm làm cho hệ số k_1 (phụ thuộc tỷ số E_0/H) tăng nhanh hơn và hệ số k_2 (phụ thuộc tích E_0H) ít thay đổi hơn. Kết quả trong Bảng 4 cho thấy, khi E_0 tăng (k_1 tăng) thì tần số dao động riêng của kết cấu tăng, chuyển vị động, mô men uốn động lớn nhất tại tâm của tấm giảm. Điều này cho thấy với nền đất sét nửa cứng đến cứng, chuyển vị và nội lực trong tấm thay đổi phụ thuộc chủ yếu vào hệ số nền thứ nhất k_1.



Hình 7. Đồ thị chuyển vị động, mô men uốn động tại tâm của tấm theo mô hình nền 2 hệ số

Từ đồ thị Hình 7 cho thấy trong mô hình nền 2 hệ số, khi mô đun đàn hồi của đất nền tăng thì chuyển vị max và mô men max tại tâm của tấm đều giảm, thời gian đạt max của chuyển vị và mô men cũng giảm.

Xét bài toán dao động của tấm trên nền đàn hồi 2 hệ số (nền đất sét mềm) có mô đun đàn hồi $E_0 = (12 \div 25).10^3$ kN/m^2. Giả thiết chiều sâu lớp đất chịu nén giảm dần H = [20 ÷ 3] m khi mô đun đàn hồi của đất nền E_0 tăng dần. Tương tự như trên, các kết quả được cho trong Bảng 5.

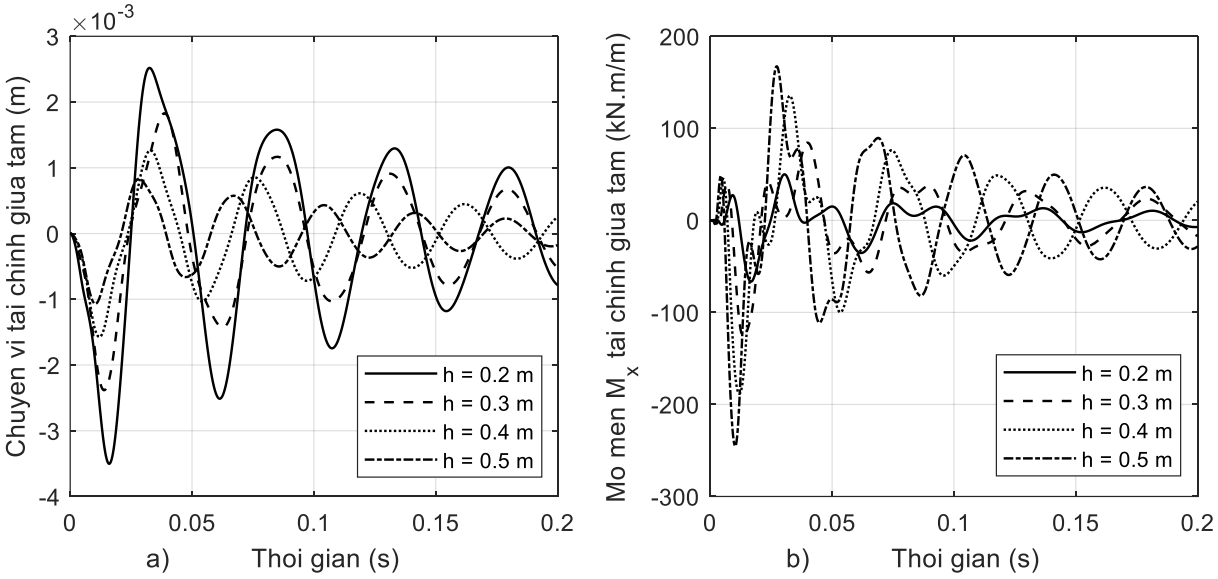
Bảng 5. Bảng so sánh tần số dao động riêng, chuyển vị động, mô men uốn động tại tâm của tấm trên nền sét mềm 2 hệ số

E_0 (kN/m^2)	**H (m)**	**k_1 (kN/m^3)**	**k_2 (kN/m)**	**ω_1 (1/s)**	**W_0 max (m)**	**Mx max (kN.m/m)**
12.10^3	20	$0,0808.10^4$	$3,0769.10^4$	105,0	$2,94.10^{-3}$	144,3
15.10^3	12	$0,1683.10^4$	$2,3077.10^4$	102,3	$3,01.10^{-3}$	148,4
20.10^3	6	$0,4487.10^4$	$1,5385.10^4$	100,8	$3,06.10^{-3}$	151,8
25.10^3	3	$1,1218.10^4$	$0,9615.10^4$	102,7	$3,02.10^{-3}$	152,0

Với mô hình nền sét mềm, khi E_0 tăng và H giảm làm cho hệ số k_1 (phụ thuộc E_0/H) tăng nhanh hơn và hệ số k_2 (phụ thuộc tích E_0H) giảm. Kết quả trong Bảng 5 cho thấy, khi k_1 tăng,

k_2 giảm thì tần số dao động riêng, chuyển vị động, mô men uốn động lớn nhất tại tâm của tấm thay đổi không nhiều.

Khảo sát sự thay đổi của chuyển vị động, mô men uốn động tại tâm của tấm theo chiều dày tấm h = 0.2 ÷ 0.5 m. Với nền đất sét cứng $E_0 = 100.10^3$ kN/m^2, H = 3 m và các tham số của bài toán như trên, kết quả mô phỏng đồ thị chuyển vị động, mô men uốn động tại tâm của tấm được thể hiện trong Hình 8.



Hình 8. Đồ thị chuyển vị động, mô men uốn động tại tâm tấm theo chiều dày tấm (nền 2 hệ số)

Tương tự như trên, từ Hình 8 thấy rằng, tăng chiều dày tấm làm giảm đáng kể chuyển vị động nhưng đồng thời cũng làm tăng đáng kể mô men uốn động trong tấm. Mặc dù chiều dày tấm tăng làm cho nội lực trong tấm (mô men uốn) tăng nhưng ứng suất động cực đại tại tâm của tấm lại giảm (Bảng 6).

Bảng 6. Bảng so sánh nội lực và ứng suất σ_x của tấm theo chiều dày tấm

h (m)	Mx (max) – kN.m/m	σ_x (max) – kN/m^2
0,2	66,5	1663,1
0,3	126,2	1402,5
0,4	188,5	1178,0
0,5	245,4	981,7

3.3. So sánh nền đàn hồi 2 hệ số và 1 hệ số

So sánh 2 mô hình nền 1 hệ số và 2 hệ số với các trường hợp nền sét cứng và nền sét mềm, các kết quả tính toán chuyển vị và nội lực lớn nhất tại tâm của tấm được cho trong Bảng 7. Các kết quả cho thấy rằng, đối với nền sét cứng, chênh lệch chuyển vị giữa 2 mô hình nền là tương đối nhỏ (2,1%), chênh lệch mô men uốn là 7,1%. Đối với nền sét mềm, chênh lệch chuyển vị giữa 2 mô hình nền là tương đối lớn (lên tới 10,3%), chênh lệch mô men uốn lên tới 11,3%. Do đó, trong tính toán, thiết kế kết cấu, việc kể đến khả năng chịu cắt của nền (sử dụng mô hình nền 2 hệ số) là cần thiết, đặc biệt là đối với nền đất mềm.

Bảng 7. Bảng so sánh nền đàn hồi 2 hệ số và 1 hệ số

Nền	E_0 (kN/m^2)	H (m)	W_0 max (mm)			Mx max (kN.m/m)		
			Nền 2 hệ số	Nền 1 hệ số	Chênh lệch	Nền 2 hệ số	Nền 1 hệ số	Chênh lệch
Sét mềm	15.10^3	12	3,01	3,32	10,3%	148,4	165,1	11,3%
	20.10^3	6	3,06	3,26	6,5%	151,8	163,2	7,5%
Sét cứng	100.10^3	2	2,38	2,43	2,1%	124,7	133,6	7,1%

4. Kết luận

Kết quả mô phỏng số dao động của kết cấu tấm trên nền biến dạng đàn hồi 2 hệ số chịu tác dụng của sóng nổ rút ra một số kết luận:

Trong mô hình nền 2 hệ số, giá trị độ cứng nén của lò xo (hệ số nền thứ nhất) có ảnh hưởng rất lớn, đóng vai trò quyết định đến tần số dao động riêng, chuyển vị và nội lực của tấm. Khi giá trị k_2 đủ lớn so với giá trị k_1 thì giá trị chuyển vị và nội lực có giảm so với khi $k_2 = 0$ (mô hình nền 1 hệ số).

Trong thực tế tính toán tấm trên nền đàn hồi thường dùng mô hình nền 1 hệ số, do sai số kết quả giữa hai mô hình không lớn, tính toán đơn giản, việc xác định hệ số nền k_2 bằng thực nghiệm khó khăn, phức tạp. Mô hình nền 2 hệ số nên sử dụng khi cần giá trị tính toán chính xác hơn hoặc khi nền đất có chiều sâu vùng nền chịu nén H lớn.

Trong cùng điều kiện về tải trọng và mô hình nền (cả mô hình nền 1 hoặc 2 hệ số), khi chiều dày tấm tăng lên thì chuyển vị của tấm giảm đi, nội lực phát sinh trong tấm tăng lên và ứng suất trong tấm giảm đi.

Tài liệu tham khảo

1. Phạm Đình Ba (1995), Cơ sở lý thuyết tấm mỏng đàn hồi, Học viện Kỹ thuật Quân sự.
2. Nguyễn Tương Lai (2006), Tính kết cấu tương tác với nền biến dạng, Học viện Kỹ thuật Quân sự.
3. Y.K. Cheung, O.C. Zinkiewicz (2005). Plates and tanks on elastic foundations—an application of finite element method. International Journal of Solids and Structures Volume 1, Issue 4, November 1965, Pages 451-461.
4. Anh Trung Nguyen, Hao Nhu Ha Le, Vay Siu Lo, Thien Tich Truong (2024). Modal analysis of plates resting on elasticfoundation based on the first-order sheardeformation theory and finite element method. *Vietnam Journal of Mechanics*, Vol. 46, No. 4 (2024), pp. 354 – 366DOI: https://doi.org/10.15625/0866-7136/21193.
5. Vlazov, V.Z. and Leontiev, U.N. (1966) Beams, Plates and Shells on Elastic Foundations. Israel Program for Scientific Translations, Jerusalem.
6. R. Jones, J. Xenophontos (1977) The Vlasov foundation model. International Journal of Mechanical Sciences. Volume 19, Issue 6, 1977, Pages 317-323.
7. Vũ Đình Hương, Nguyễn Thanh Bình, Nguyễn Tương Lai, Lê Anh Tuấn, Nguyễn Văn Tú (2021). Tính kết cấu tấm vỏ bằng phương pháp phần tử hữu hạn. NXB KHTN & CN.
8. Bathe K. J (1996), *Finite Element Procedures*, Prentice-Hall, Inc. New Jersey.

9. Jaan Kiusalaas (2015), Numerical Methods in Engineering with Matlab, Cambridge University Press, New York.
10. Nguyễn Trí Tá (Chủ Biên) – Vũ Đình Lợi - Đặng Văn Đích. (2008) Giáo trình công sự Tập I. Học viện KTQS

Numerical simulation of plates on two-parameter elastic foundations under blast loading

Abstract: *This paper presents a numerical simulation of a plate structure on a two-parameter elastic foundation subjected to blast loading, utilizing the finite element method (FEM) combined with the Newmark step-by-step numerical integration method. Based on this approach, a computational program is developed in Matlab to investigate the effects of foundation parameters and plate thickness on the natural frequencies, dynamic displacements, and dynamic internal forces of the plate in the time domain. Furthermore, numerical simulation results comparing the two-parameter foundation model with the one-parameter model demonstrate the necessity of considering the shear capacity of the foundation in the structural analysis of plates on elastic foundations.*

Keywords: Thin Plates; Two-parameter Elastic Foundation; Blast Wave; Finite Element Method.

Tính toán ảnh hưởng của tỷ lệ diện tích lỗ thoáng đến tải trọng tác dụng lên công trình chịu tải trọng nổ theo tiêu chuẩn UFC 3-340-02

Bùi Văn Tường[1], Vũ Đức Hiếu[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: Buivantuong95@gmail.com; Tel: 0979616151

Tóm tắt

Tải trọng động của sóng xung kích từ vụ nổ lan truyền vào bên trong công trình thông qua các lỗ thoáng sẽ gây sát thương tới người và phương tiện bên trong công trình cũng như gây ra áp suất dư bên trong tác động vào bề mặt trong các kết cấu công trình. Quá trình lan truyền sóng nổ và tương tác với kết cấu là rất phức tạp được tính toán dựa trên mô phỏng CFD hoặc bằng các phương trình thực nghiệm nổ. Ở Việt Nam, tính toán chi tiết ảnh hưởng của tỉ lệ lỗ thoáng tới tải trọng tới kết cấu còn ít được nghiên cứu. Mục tiêu của bài báo nghiên cứu, xây dựng chương trình tính tự động cho phép khảo sát ảnh hưởng của tỷ lệ diện tích lỗ thoáng đến áp lực nổ tác dụng lên công trình bê tông cốt thép bán nổi. Bài toán được khảo sát với công trình có kích thước 7 m × 10 m × 5 m chịu tác động của lượng nổ 250 lb (113,4 kg) TNT tại khoảng cách 50 m, với diện tích lỗ mở thay đổi lần lượt là 50 %, 40 %, 30 % và 20 % so với diện tích mặt tường trước của công trình. Kết quả tính toán theo tiêu chuẩn UFC 3-340-02 cho thấy ảnh hưởng lớn của diện tích lỗ thoáng đến áp lực bên trong công trình. Cụ thể, khi giảm diện tích lỗ thoáng từ 50% xuống 20%, áp lực lên tường sau giảm mạnh nhất (khoảng 50%). Đối với các công trình phòng thủ dân sự có diện tích lỗ thoáng lớn, sóng nổ lan truyền vào gây áp lực lớn tới kết cấu bên trong, có thể thổi tung kết cấu từ trong ra ngoài.

Từ khóa: *Sóng nổ; sóng xung kích; UFC 3-340-02;…*

1. Đặt vấn đề

Luật phòng thủ dân sự 2023 ra đời là tiền đề pháp lý cho các nhiệm vụ nghiên cứu, xây dựng và đảm bảo an ninh, an toàn cho nhân dân trong các tình huống khẩn cấp. Trong các nhiệm vụ khẩn cấp đó, công tác phòng thủ dân sự trong các tình huống chiến tranh là một nhiệm vụ quan trọng mà Quân đội cần đảm nhiệm. Công tác bảo vệ các công trình hạ tầng trọng yếu và công trình quốc phòng cũng như người dân trước tác động của tải trọng nổ là một nhiệm vụ và yêu cầu cấp thiết. Tuy nhiên, các quy chuẩn ban hành và các hướng dẫn tính toán nội dung này ở nước ta còn cần tiếp tục nghiên cứu, phát triển và luật hóa. Với tải trọng nổ tương tác với kết cấu công trình, các nghiên cứu của UFC 3-340-02, FEMA-426, UFC-4-010-01, Sadovsky đều thống nhất và chỉ rõ tải trọng nổ tác dụng lên công trình phụ thuộc chặt chẽ vào đặc tính hình học và sự phân bố của các bề mặt đón nổ [1-6]. Sự xuất hiện của các lỗ thoáng trên bề mặt công trình làm thay đổi đáng kể bản chất của quá trình lan truyền sóng nổ:

- Sự rò rỉ áp suất: Một phần năng lượng sóng nổ đi vào bên trong công trình qua lỗ thoáng, gây ra áp lực nổ nội bộ, ảnh hưởng đến các cấu kiện bên trong và trang thiết bị.

- Sự giảm tải bề mặt: Lỗ thoáng làm giảm diện tích đón nổ trực tiếp, dẫn đến sự thay đổi trong tổng xung lượng và quá trình nhiễu xạ sóng nổ tại các mép lỗ.

- Ngay cả trong trường hợp lỗ thoáng nhỏ, sóng nổ vẫn có thể gây tăng áp bên trong công trình và gây áp lực sát thương tới người và tác động tới thiết bị bên trong công trình.

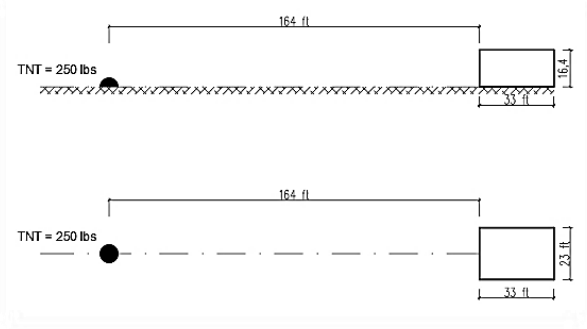
Gần đây, Eytan et al. đã tổng quan về sự lan truyền sóng nổ qua lỗ thoáng trong bài báo của mình, tuy nhiên việc định lượng chi tiết sự thay đổi phân bố áp lực nội bộ khi tỷ lệ lỗ thoáng thay

đổi vẫn cần được tiếp tục làm rõ, bên cạnh đó các nghiên cứu định lượng chi tiết cho công trình bán nổi tại Việt Nam vẫn còn hạn chế [7]. Ở Việt Nam, các hướng dẫn tính toán về tải trọng lan truyền vào bên trong công trình có thể kể tới các bài toán sóng nổ lan truyền trong đường thông, hoặc tính được áp lực sóng nổ quy đổi đều lan truyền vào bên trong công trình theo tài liệu phòng thủ dân sự của Nga. Dù vậy, việc tính toán áp lực chi tiết tới các mặt kết cấu bên trong chưa được kể tới. Các hướng dẫn từ tiêu chuẩn UFC 3-340-02 đã cung cấp các đồ thị và công thức thực nghiệm để tính toán áp lực nổ nhưng thủ công và khó dùng. Mặt khác các nghiên cứu xác định định lượng tỷ lệ diện tích lỗ thoáng ảnh hưởng như thế nào đến sự phân bố tải trọng tổng thể lên công trình vẫn cần được làm rõ thông qua các nghiên cứu cụ thể.

Mục tiêu của bài báo là nghiên cứu và xây dựng một chương trình tính toán tự động trên nền tảng Microsoft Excel, thay vì tra cứu thủ công phức tạp, các đồ thị và bảng tra từ tiêu chuẩn UFC 3-340-02 được nhóm tác giả số hóa. Dữ liệu này sau đó được tích hợp vào bảng tính Excel, kết hợp với phương pháp nội suy để tự động nội suy và xuất ra các tham số tải trọng khi người dùng nhập thông số đầu vào. Cách tiếp cận này giúp tối ưu hóa thời gian tính toán và tạo cơ sở để các kỹ sư đưa ra các giải pháp thiết kế an toàn, hiệu quả. Bài báo này tập trung khảo sát và tính toán sự tác động cũng như ảnh hưởng của tải trọng động tác dụng theo các kịch bản tỷ lệ lỗ thoáng khác nhau lên các mặt trong của công trình. Kết quả nghiên cứu sẽ làm cơ sở để các kỹ sư đưa ra các giải pháp thiết kế tối ưu, đảm bảo an toàn cho công trình mà vẫn đáp ứng yêu cầu công năng sử dụng. Do các bảng tra trong tài liệu UFC 3-340-02 sử dụng hệ đơn vị Anh/Mỹ nên tham số đầu vào sẽ sử dụng hệ đơn vị Anh/Mỹ và kết quả sau khi tính toán sẽ được đổi sang hệ đơn vị SI theo quy định.

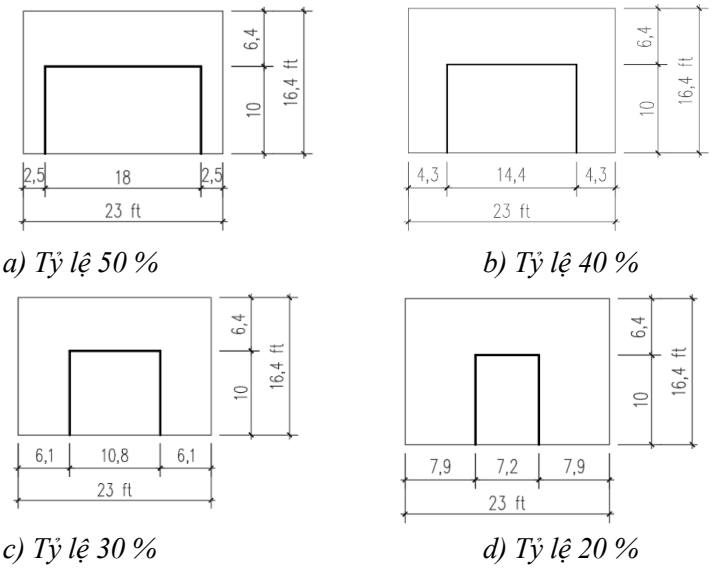
2. Sơ đồ tính toán kết cấu

Bài toán được khảo sát có sơ đồ cụ thể như sau:



Hình 1. Sơ đồ bài toán nổ

Xác định các tham số tải trọng sóng xung kích tác dụng lên các bề mặt bên trong công trình chịu tác động của vụ nổ trên mặt đất ứng với tường trước, nóc, tường bên và tường sau bên trong công trình với sự thay đổi diện tích lỗ thoáng lần lượt là 50 %, 40 %, 30 %, 20 % so với diện tích mặt trước của tường (vì các mặt tường bên ngoài của công trình không chịu ảnh hưởng từ diện tích lỗ thoáng nên không được đưa vào nghiên cứu trong nội dung của bài báo này). Nghiên cứu giả định lỗ thoáng phân bố đều; thực tế kết quả có thể dao động tùy thuộc vào hình dạng và vị trí cụ thể của cửa ra vào hay cửa sổ.



a) Tỷ lệ 50 % *b) Tỷ lệ 40 %*

c) Tỷ lệ 30 % *d) Tỷ lệ 20 %*

Hình 2. Tỷ lệ lỗ thoáng tại mặt tường trước trong các trường hợp

Khoảng cách từ lượng nổ tới mặt trước công trình R = 50 m = 164 ft

Công trình có kích thước 7 m × 10 m × 5 m = 23 ft × 33 ft × 16,4 ft

Lượng nổ TNT có giá trị W = 113 kg = 250 lbs (Hình 1).

3. Tính toán tải trọng nổ theo tiêu chuẩn UFC 3-340-02

3.1. Tính toán các tham số

- Áp dụng hệ số an toàn 20 %: W = 1,2 × 250 = 300 lbs (theo khuyến cáo của tiêu chuẩn). Tham số của lượng nổ và kết quả tham số sóng nổ của vụ nổ tự do trên mặt đất lan truyền tới bề mặt ngoài công trình được thể hiện trong Bảng 1 và Bảng 2.

Bảng 1. Bảng tính số liệu đầu vào

KL TNT	R_G	W	C_R	α	H_k	W
250 lbs	164 ft	300 lbs	33 ft	0°	16,4 ft	23,0 ft

- Dựa vào số liệu đầu vào, tra bảng thu được các tham số sau:

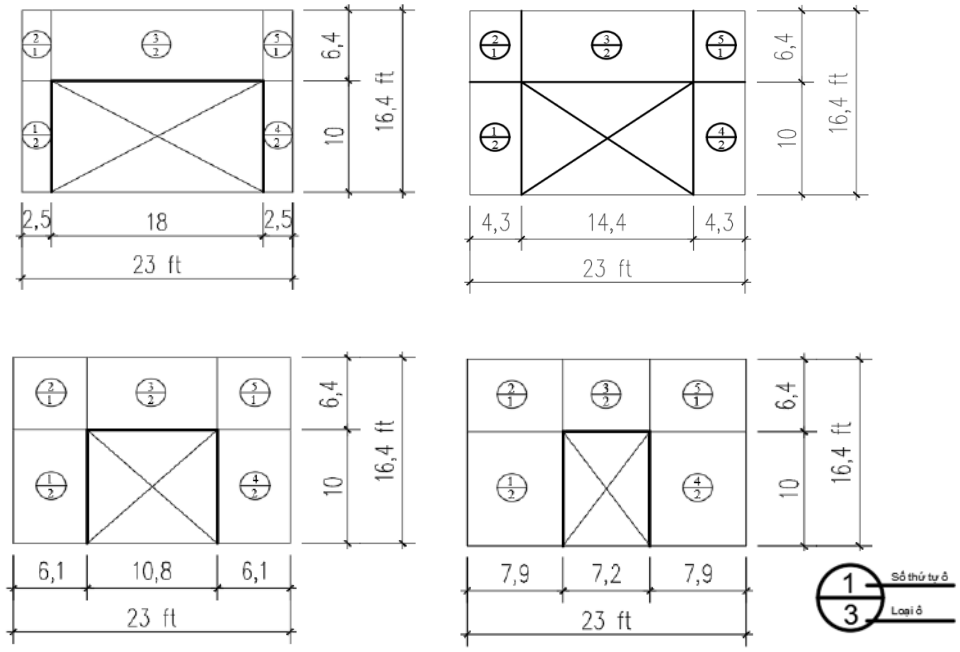
Bảng 2. Bảng tham số đầu vào sóng nổ

KL TNT (lbs)	Z (ft/lb$^{1/3}$)	P_r (psi)	P_{so} (psi)	$i_r/W^{1/3}$ (psi-ms/lb$^{1/3}$)	$t_A/W^{1/3}$ (ms/lb$^{1/3}$)	t_A (ms)	U (ft/ms)	t_0 (ms)	L_w (ft)	i_s (psi-ms)
250	24,5	4,77	2,23	6,82	16,03	107,31	1,19	24,37	24,23	23,76

Bảng 3. Bảng tham số truyền vào công trình

KL TNT (lbs)	C_{ra} (ft)	P_{ra} (psi)	i_{ra} (psi-ms)	C_r (ft/ms)	S (ft)	G (ft)	t_c (ms)	t_{of} (ms)	q_0 (psi)	C_D	P_{max} (psi)	t_{rf} (ms)
250	2,11	4,71	37,82	1,15	11,48	16,40	23,49	21,31	0,12	1	2,35	16,06

Mặt lỗ thoáng tường trước tương ứng các trường hợp được chia ô cụ thể như sau:



Hình 3. Chia ô lỗ thoáng tại mặt tường trước trong các trường hợp

Để phục vụ tính toán áp lực lên mặt ngoài tường trước, mặt trong tường trước và mặt trong tường bên, nóc và đáy, các bề mặt phải được chia lưới như hình 3 và tính toán áp lực cũng như tỉ lệ diện tích ảnh hưởng [1].

Loại ô đặc trưng cho vị trí của ô lưới, mỗi loại ô có giá trị δ_n khác nhau và được thể hiện trong bảng sau:

Bảng 4. Cách phân chia loại ô

Loại ô	**δ_n**	**Mặt thoáng**
1	1	Hai mặt thoáng cạnh nhau
2	0,5	Hai mặt thoáng đối nhau
3	1	Một mặt thoáng
4	1	Không

Với mỗi ô tường đã được chia, ta tính được các diện tích như sau:

Bảng 5. Bảng chia ô tường trước có lỗ thoáng (50 %)

STT	**Loại ô**	**δ_n**	**h'_n (ft)**	**h_n (ft)**	**W_n (ft)**	**A_n (ft^2)**	**$\delta_n h'_n A_n$ (ft^3)**
1	2	0,5	2,5	10	2,5	25	31,25
2	1	1	2,5	6,4	2,5	16	40
3	2	0,5	6,4	6,4	18	115,2	368,64
4	2	0,5	2,5	10	2,5	25	31,25
5	1	1	2,5	6,4	2,5	16	40
TỔNG							**511,14**

Bảng 6. Bảng chia ô tường trước có lỗ thoáng (40 %)

STT	Loại ô	δ_n	h'_n (ft)	h_n (ft)	W_n (ft)	A_n (ft^2)	$\delta_n h'_n A_n$ (ft^3)
1	2	0,5	4,3	10	4,3	43	92,45
2	1	1	4,3	6,4	4,3	27,52	118,336
3	2	0,5	6,4	6,4	14,4	92,16	294,912
4	2	0,5	4,3	10	4,3	43	92,45
5	1	1	4,3	6,4	4,3	27,52	118,336
TỔNG							**716,484**

Bảng 7. Bảng chia ô tường trước có lỗ thoáng (30 %)

STT	Loại ô	δ_n	h'_n (ft)	h_n (ft)	W_n (ft)	A_n (ft^2)	$\delta_n h'_n A_n$ (ft^3)
1	2	0,5	6,1	10	6,1	61	186,05
2	1	1	6,1	6,4	6,1	39,04	238,14
3	2	0,5	6,4	6,4	10,8	69,12	221,18
4	2	0,5	6,1	10	6,1	61	186,05
5	1	1	6,1	6,4	6,1	39,04	238,14
TỔNG							**1069,6**

Bảng 8. Bảng chia ô tường trước có lỗ thoáng (20 %)

STT	Loại ô	δ_n	h'_n (ft)	h_n (ft)	W_n (ft)	A_n (ft^2)	$\delta_n h'_n A_n$ (ft^3)
1	2	0,5	7,9	10	7,9	79	312,05
2	1	1	6,4	6,4	7,9	50,56	323,584
3	2	0,5	6,4	6,4	7,2	46,08	147,456
4	2	0,5	7,9	10	7,9	79	312,05
5	1	1	6,4	6,4	7,9	50,56	323,584
TỔNG							**1418,72**

Bảng 9. Tổng hợp các tham số đầu vào tường

Diện tích	b (ft)	h (ft)	S (ft)	L (ft)	H (ft)	W (ft)	S' (ft^2)	R (S/G)	A_o (ft^2)	A_w (ft^2)	L_w (ft)	t'_c (ms)
50 %	18,0	10	196,7	33	16,4	23	2,59	0,714	180,0	376,73	24,23	5,27
40 %	14,4	10	232,7	33	16,4	23	3,08	0,714	144,0	376,73	24,23	6,25
30 %	10,8	10	268,7	33	16,4	23	3,98	0,714	108,0	376,73	24,23	8,08
20 %	7,2	10	304,7	33	16,4	23	4,66	0,714	72,0	376,73	24,23	9,45

3.2. Biểu đồ Áp lực – thời gian lên các mặt kết cấu

a) Tường trước

Các tham số tính toán tải trọng được tính toán tự động dựa trên các bảng tra 2-203 đến 2-219 với dữ liệu số hóa dplot của UFC 3-340-02.

Bảng 10. Tham số tính toán tường trước

STT	Kích thước lỗ	P_{so}	A_o/A_w	L_w/L	L_w/H	W/H	L/H
1	50 %	2,23	0,478	0,7385	1,4771	1,4	2
2	40 %	2,23	0,382	0,7385	1,4771	1,4	2
3	30 %	2,23	0,287	0,7385	1,4771	1,4	2
4	20 %	2,23	0,191	0,7385	1,4771	1,4	2

- Tính Pmax:

Sử dụng bảng 2-203, 2-204, 2-205, 2-206 của UFC 3-240-02:

+ Với diện tích 50 %: P_{max} = 4,571 psi = 31,51 kPa

+ Với diện tích 40 %: P_{max} = 4,092 psi = 28,21 kPa

+ Với diện tích 30 %: P_{max} = 3,613 psi = 24,91 kPa

+ Với diện tích 20 %: P_{max} = 3,032 psi = 20,9 kPa

- Tính T_1, T_2, T_3:

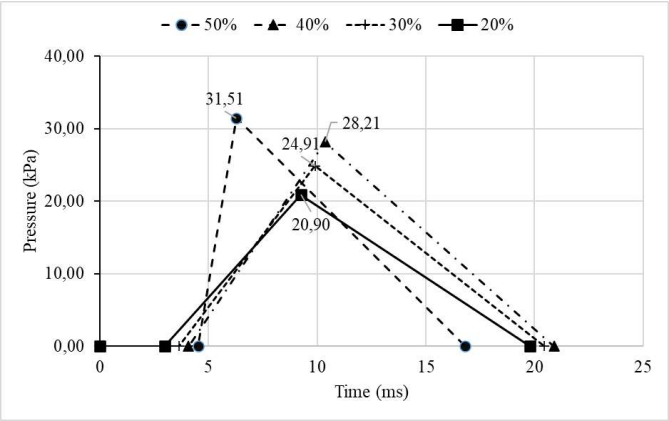
Tra bảng 2-207 của UFC 3-240-02:

+ Với diện tích 50 %: T_1 = 4,527 ms, T_2 = 10,802 ms, T_3 = 21,341 ms

+ Với diện tích 40 %: T_1 = 4,082 ms, T_2 = 10,357 ms, T_3 = 20,896 ms

+ Với diện tích 30 %: T_1 = 3,637 ms, T_2 = 9,912 ms, T_3 = 20,451 ms

+ Với diện tích 20 %: T_1 = 2,979 ms, T_2 = 9,254 ms, T_3 = 19,793 ms



Hình 4. Biểu đồ áp lực lên mặt trong tường trước theo tỷ lệ diện tích lỗ thoáng

b) Tường bên:

Các tham số tính toán tải trọng:

Bảng 11. Tham số tính toán tường bên

STT	Kích thước lỗ	P_{so}	A_o/A_w	L_w/L	L_w/H	W/H	L/H
1	50 %	2,23	0,4778	0,7385	1,477061	1,4	2
2	40 %	2,23	0,3822	0,7385	1,477061	1,4	2
3	30 %	2,23	0,2867	0,7385	1,477061	1,4	2
4	20 %	2,23	0,1911	0,7385	1,477061	1,4	2

- Tính P_{max}:

Với W/H = 1,4; tính toán được:

+ Với diện tích 50 %: P_{max} = 1,403 psi = 9,68 kPa

+ Với diện tích 40 %: P_{max} = 1,361 psi = 9,38 kPa

+ Với diện tích 30 %: P_{max} = 1,288 psi = 8,88 kPa

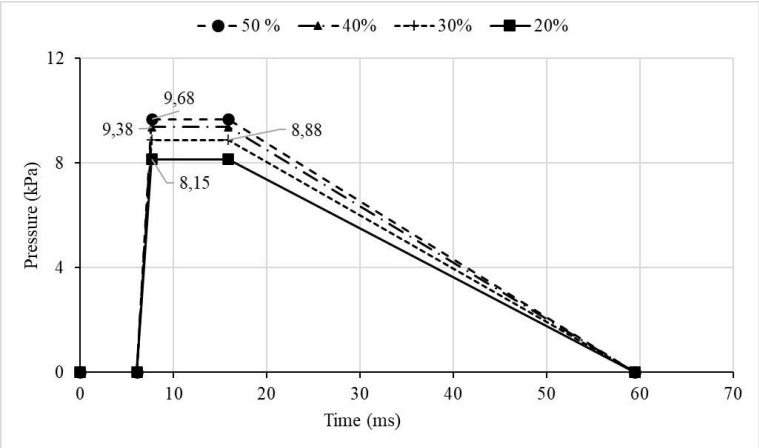
+ Với diện tích 20 %: P_{max} = 1,182 psi = 8,15 kPa

- Tính T_1, T_2, T_3, T_4:

Tra bảng 2-213, 2-218, 2-219:

Vì các tham số liên quan đến tính thời gian không thay đổi theo diện tích nên giá trị T_1, T_2, T_3, T_4 tại 40 %, 30 %, 20 % không thay đổi so với 50 %:

T_1 = 6,08 ms, T_2 = 7,66 ms, T_3 = 15,89 ms, T_4 = 59,49 ms



Hình 5. Biểu đồ áp lực lên tường bên (bên trong) theo tỷ lệ diện tích lỗ thoáng

c) Nóc

Các tham số tính toán tải trọng:

Bảng 12. Tham số tính toán nóc

STT	Kích thước lỗ	P_{so}	A_o/A_w	L_w/L	L_w/H	W/H	L/H
1	50 %	2,23	0,4778	0,7385	1,477061	0,7143	2
2	40 %	2,23	0,3822	0,7385	1,477061	0,7143	2
3	30 %	2,23	0,2867	0,7385	1,477061	0,7143	2
4	20 %	2,23	0,1911	0,7385	1,477061	0,7143	2

- Tính P_{max}:

Với W/H = 0,714; tính toán được:

+ Với diện tích 50 %: P_{max} = 0,789 psi = 5,44 kPa

+ Với diện tích 40 %: P_{max} = 0,998 psi = 6,88 kPa

+ Với diện tích 30 %: P_{max} = 1,074 psi = 7,41 kPa

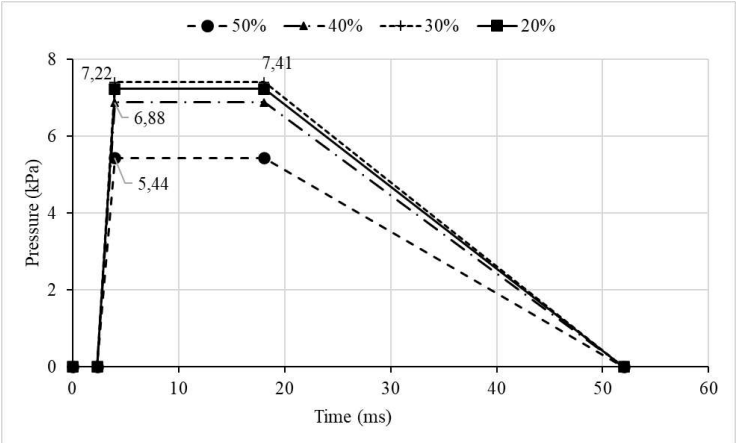
+ Với diện tích 20 %: P_{max} = 1,048 psi = 7,22 kPa

- Tính T_1, T_2, T_3, T_4:

Tra bảng 2-213, 2-218, 2-219:

Vì các tham số liên quan đến tính thời gian không thay đổi theo diện tích nên giá trị T_1, T_2, T_3, T_4 tại 40 %, 30 %, 20 % không thay đổi so với 50 %:

T_1 = 2,32 ms, T_2 = 3,97 ms, T_3 = 18,08 ms, T_4 = 52,01 ms



Hình 6. Biểu đồ áp lực lên nóc (bên trong) theo tỷ lệ diện tích lỗ thoáng

d) Tường sau:

Các tham số tính toán tải trọng:

Bảng 13. Tham số tính toán tường sau

STT	Kích thước lỗ	P_{so}	A_o/A_w	L_w/L	L_w/H	W/H	L/H
1	50 %	2,23	0,4778	0,7385	1,4771	1,4	2
2	40 %	2,23	0,3822	0,7385	1,4771	1,4	2
3	30 %	2,23	0,2867	0,7385	1,4771	1,4	2
4	20 %	2,23	0,1911	0,7385	1,4771	1,4	2

- Tính P_{max}:

Tra bảng 2-230:

+ Với diện tích 50 %: P_{RIB} = 2,972 psi = 20,49 kPa

+ Với diện tích 40 %: P_{RIB} = 2,408 psi = 16,6 kPa

+ Với diện tích 30 %: P_{RIB} = 1,945 psi = 13,41 kPa

+ Với diện tích 20 %: P_{RIB} = 1,481 psi = 10,21 kPa

- Tính T_1, T_2:

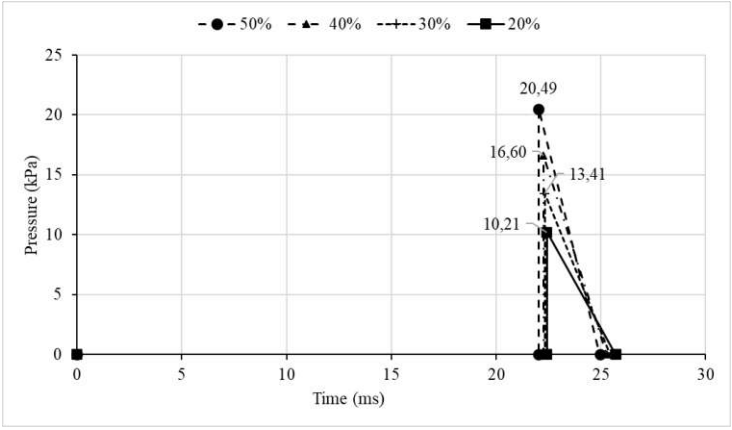
Tra bảng 2-232, 2-234:

+ Với diện tích 50 %: T_1 = 22,026 ms, T_2 = 24,95 ms

+ Với diện tích 40 %: T_1 = 22,25 ms, T_2 = 25,28 ms

+ Với diện tích 30 %: T_1 = 22,327 ms, T_2 = 25,45 ms

+ Với diện tích 20 %: T_1 = 22,43 ms, T_2 = 25,71 ms



Hình 7. Biểu đồ áp lực lên tường sau (bên trong) theo tỷ lệ diện tích lỗ thoáng

3.3. Thảo luận

- Tải trọng động của sóng nổ tác động lên mặt trong của tường trước phụ thuộc vào tỉ lệ diện tích. Với tỉ lệ diện tích tăng lên áp lực cực đại tăng lên trong khi thời gian duy trì của pha nén lại giảm đi. Trong một số trường hợp, mặc dù áp lực cực đại nhỏ, nhưng do thời gian duy trì tải động dài, dẫn tới xung lực vẫn đủ lớn gây áp lực tổn hại tới hệ hô hấp của người [1], [7]. Do vậy, việc chỉ sử dụng giá trị cực đại của áp lực sóng nổ để tính toán kết cấu và an toàn cho người cần thận trọng và phải tính cả xung nổ.

- Tải trọng động do sóng nổ lan truyền dọc theo tường bên có xu hướng tăng dần với tỉ lệ diện tích lỗ thoáng. Tuy nhiên, tỉ lệ tăng không nhiều (15%) tương ứng với tăng diện tích lỗ thoáng từ 20% đến 50%. Tuy giá trị cực đại của áp lực sóng nổ tại khu vực sát bên trong tường bên nhỏ hơn nhiều áp lực cực đại vào mặt sau tường trước, nhưng thời gian duy trì lại rất dài (55ms so với trung bình 15 ms của tường trước). Do đó, tổng mức năng lượng tại hai khu vực vẫn xấp xỉ nhau.

- Tải trọng động của sóng nổ tác động lên mặt trong của tường nóc cơ bản có quy luật giống như với tường bên. Kết quả có sự thay đổi về giá trị cực đại và tổng thời gian duy trì pha nén do giá trị áp lực này phụ thuộc vào tỉ lệ hình học của kết cấu. Hiện tượng áp lực tại nóc có xu hướng tăng khi thu hẹp lỗ thoáng là do hệ số hình học W/H khi tính toán đối với nóc nhỏ (W/H = 0,714 < 1), dẫn đến quá trình nhiễu xạ và phản xạ diễn ra nhiều lần phức tạp trong không gian bên trong công trình, gây tập trung ứng suất cục bộ.

- Với vị trí tường sau, thời gian tải trọng sóng nổ lan tới là lâu nhất. Do sự chắn lại của tường sau, giá trị tải trọng này lại đột ngột tăng khi so với áp lực lên tường bên và nóc. Bên cạnh đó, tại mặt này còn hình thành vùng phản xạ; nên đây là vị trí gây nguy hiểm tới con người bên trong công trình. Tường sau là nơi chịu mức giảm áp lực lớn nhất khi giảm diện tích lỗ thoáng do tường sau là nơi cách xa nguồn nổ nhất nên sự phân tán năng lượng và bề mặt phản xạ tăng lên khi sóng truyền càng sâu vào công trình dẫn đến sự suy giảm năng lượng trong quá trình truyền.

- Đánh giá mức độ suy giảm năng lượng: So sánh áp lực đỉnh lớn nhất bên trong công trình (đạt 31,51 kPa tại mặt trong tường trước) với áp lực phản xạ tác dụng lên mặt ngoài công trình (Pr = 4,77 psi = 32,9 kPa tại Bảng 2) cho thấy hệ kết cấu đã cản lại một phần năng lượng

đáng kể. Khi thu hẹp lỗ thoáng xuống 20%, áp lực bên trong lớn nhất giảm xuống chỉ còn 20,9 kPa, minh chứng rõ rệt hiệu quả bảo vệ của việc kiểm soát tỷ lệ diện tích đón nổ.

4. Kết luận chung

Căn cứ vào kết quả khảo sát áp lực động của tải trọng sóng nổ lan truyền vào bên trong công trình có kích thước 7 m × 10 m × 5 m chịu tải trọng nổ từ lượng nổ 250 lbs TNT ở khoảng cách 50 m, một số kết quả đáng lưu ý như sau:

4.1. Kết luận chung về ảnh hưởng của lỗ thoáng

- Mối tương quan thuận giữa diện tích và áp lực: Kết quả định lượng khẳng định mối quan hệ tỷ lệ thuận giữa diện tích lỗ thoáng và tải trọng áp lực đỉnh (P_{max}) tác dụng lên các bề mặt bên trong công trình. Khi tỷ lệ diện tích lỗ mở giảm, áp lực nội bộ giảm đáng kể.

Bảng 14. Tổng hợp kết quả áp lực đỉnh lên các mặt công trình

STT	Tỷ lệ lỗ thoáng	Pmax (kPa)			
		Tường trước	Tường bên	Nóc	Tường sau
1	50 %	31,51	9,68	5,44	20,49
2	40 %	28,21	9,38	6,88	16,60
3	30 %	24,91	8,88	7,41	13,41
4	20 %	20,90	8,15	7,22	10,21

- Sự phân bố áp lực trên các mặt tường:

+ Tường trước: Chịu ảnh hưởng lớn nhất. Khi diện tích lỗ giảm từ 50 % xuống 20 %, áp lực đỉnh giảm từ 31,51 kPa xuống 20,9 kPa (giảm khoảng 33 %). Thời gian duy trì pha dương của xung lượng cũng giảm dần theo diện tích lỗ.

+ Tường sau: Ghi nhận mức giảm áp lực mạnh nhất. Khi giảm diện tích lỗ từ 50 % xuống 20 %, áp lực phản xạ (P_{RIB}) giảm từ 20,49 kPa xuống 10,21 kPa (giảm khoảng 50 %). Chủ yếu do hiện tượng phân tán năng lượng trong công trình.

+ Tường bên và Nóc: Sự thay đổi áp lực diễn ra phức tạp hơn do sự nhiễu xạ và phản xạ sóng. Đối với tường bên, áp lực giảm từ 9,68 kPa xuống 8,15 kPa (giảm khoảng 16 %) khi lỗ thu hẹp từ 50 % xuống 20 %. Riêng đối với nóc, áp lực tăng từ 5,44 kPa lên 7,22 kPa (tăng khoảng 25 %) khi giảm diện tích lỗ thoáng. Đặc biệt, các tham số thời gian (T_1, T_2, T_3, T_4) trên tường bên và nóc không thay đổi khi thay đổi diện tích lỗ thoáng từ 50 % xuống 20 %.

4.2. Ý nghĩa thực tiễn

- Tính toán chi tiết áp lực động của tải trọng nổ lên các mặt trong kết cấu là một nội dung bắt buộc cần thực hiện để đảm bảo tính toán tải trọng động tác động lên công trình, cũng như tính được tỉ lệ sinh tồn, mức độ tổn thương của người theo yêu cầu của các tiêu chuẩn thiết kế chống nổ. Với các kết cấu dân sự lưỡng dụng, để đảm bảo công năng nên tỉ lệ lỗ thoáng tại các công trình này thường khá cao và sẽ gây bất lợi khi cải tạo phục vụ mục tiêu lưỡng dụng. Khảo sát chi tiết được áp lực lên bên trong còn cho phép bổ sung các kết cấu hấp thụ, tiêu sóng và ngăn sóng bên trong công trình để giảm thiểu thiệt hại do sóng nổ gây ra.

- Đối với các công trình cần bảo vệ thiết bị quan trọng hoặc nhân lực bên trong, cần ưu tiên thiết kế tỷ lệ lỗ mở nhỏ để giảm tối đa áp lực đỉnh và xung lượng truyền vào bên trong công trình.

- Về công cụ tính toán: Nhóm nghiên cứu đã xây dựng thành công chương trình tính toán tự động trên nền tảng Excel, dữ liệu trong các bảng được số hóa dplot và áp dụng các thuật toán nội suy dữ liệu từ tiêu chuẩn UFC 3-340-02. Công cụ này đã giải quyết triệt để khó khăn trong việc tra cứu đồ thị thủ công phức tạp, đảm bảo độ tin cậy của kết quả và rút ngắn đáng kể thời gian tính toán. Đây là một đóng góp mang tính thực tiễn cao, cung cấp công cụ hỗ trợ đắc lực cho các kỹ sư trong việc phân tích tải trọng nổ nội bộ và thiết kế tối ưu các công trình phòng thủ dân sự. Độ chính xác của quá trình số hóa và thuật toán nội suy đã được nhóm tác giả kiểm chứng chéo với các ví dụ tính tay độc lập, cho thấy kết quả hoàn toàn trùng khớp với sai số tính toán không đáng kể.

4.3. Giới hạn của nghiên cứu

- Nghiên cứu mới chỉ dừng lại ở việc tính toán được áp lực sóng nổ theo thời gian theo tiêu chuẩn UFC 3-340-02, chưa xét đến các yếu tố phức tạp của động lực học lưu chất (CFD) như sự hình thành dòng xoáy hay sự cộng hưởng sóng cục bộ. Để khảo sát chi tiết hơn, cần có sự kiểm định đối chứng của mô phỏng nổ thực theo CFD cũng như thực nghiệm nổ tại hiện trường để đánh giá toàn diện bài toán trên. Mặc dù chưa dùng CFD, nhưng các kết quả tính toán hiện tại vẫn đảm bảo độ tin cậy và thiên về an toàn trong phạm vi áp dụng của tiêu chuẩn UFC 3-340-02.

- Mô hình bài toán giả định lượng nổ đặt trên mặt đất và sóng nổ lan truyền trong môi trường lý tưởng, chưa xét đến ảnh hưởng của địa hình hoặc các vật cản xung quanh. Vì tiêu chuẩn UFC 3-340-02 sẽ cho kết quả thiên về an toàn nên việc bỏ qua các ảnh hưởng trên vẫn có thể chấp nhận được.

- Nghiên cứu giả định lỗ thoáng phân bố đều; thực tế kết quả có thể dao động tùy thuộc vào hình dạng và vị trí cụ thể của cửa ra vào hay cửa sổ.

4.4. Định hướng nghiên cứu tiếp theo

- Ứng dụng các phần mềm mô phỏng số hiện đại (như ANSYS Autodyn, Abaqus hoặc LS-DYNA) để mô phỏng chi tiết quá trình lan truyền sóng nổ qua lỗ thoáng, từ đó kiểm chứng lại độ chính xác của các kết quả tính theo UFC 3-340-02.

- Mở rộng khảo sát với các vị trí nổ khác nhau (nổ trên không, nổ tiếp xúc) và nghiên cứu ảnh hưởng của hình dáng lỗ thoáng (vuông, tròn, chữ nhật) đến sự phân bố áp lực.

- Sử dụng kết quả áp lực động từ nghiên cứu trên phục vụ bài toán tính toán và kiểm định kết cấu.

Tài liệu tham khảo

1. U.S. Department of Defense. (2014). UFC 3-340-02, Structures to Resist the Effects of Accidental Explosions. [Online]. From: http://dod.wbdg.org/.
2. US Department of Defense. (2020). UFC-4-010-01, Minimum Antiterrorism Standards for Buildings, Standard.
3. Rigby, S., et al. (2015). A Review of UFC-3-340-02 Blast Wave Clearing Predictions. [Online]. From: https://www.researchgate.net/publication/286368752

4. Acosta, P. F. (2011, Apr). Overview of UFC 3-340-02 Structures to Resist the Effects of Accidental Explosions in Structures Congress 2011, Reston, VA: American Society of Civil Engineers, pp. 1454–1469. doi: 10.1061/41171(401)127.
5. U. S. Department of Homeland Security Tech. Rep. (2011). FEMA-426 Reference Manual to Mitigate Potential Terrorist Attacks Against Buildings.
6. Sadovskiy, M. A. (2004). Mechanical effects of air shockwaves from explosions according to experiments, Sadovskiy MA Selected Works: Geophysics and Physics of Explosion.
7. Eytan, A., Forth, S. A., Pickering, E. G., Hazael, R., and Burrows, S. J. (2025). Blast wave ingress into a room through an opening-Review of past research and US DoD UFC 3-340-02, Review Article International Journal of Protective Structures, vol. 16, no. 3, pp. 799–822, doi: 10.1177/20414196241277222.

Calculating the effect of the opening area ratio on the blast loads applied to structures in accordance with UFC 3-340-02

Abstract: *The dynamic load of the blast shockwave propagating into the structure through openings will cause injury to personnel and damage to equipment inside, as well as generate internal overpressures acting on the interior surfaces of the structural elements. The process of blast loads propagation and its interaction with the structure is highly complex, typically calculated based on Computational Fluid Dynamics (CFD) simulations or empirical blast equations. In Vietnam, detailed calculations regarding the effect of the opening area ratio on structural loads have received limited research attention. The objective of this paper is to develop an automated calculation program that allows for the investigation of the effect of the opening area ratio on the blast pressures acting on a semi-underground reinforced concrete structure. The analysis is conducted on a structure with dimensions of 7 m × 10 m × 5 m, subjected to a 250 lb (113.4 kg) TNT blast charge at a standoff distance of 50 m, with the opening area varying at 50%, 40%, 30%, and 20% relative to the structure's front wall area. The calculation results in accordance with UFC 3-340-02 demonstrate the significant impact of the opening area on the internal pressures of the structure. Specifically, when reducing the opening area from 50% to 20%, the pressure on the back wall experiences the most significant reduction (approximately 50%). For civil defense structures with large opening areas, the propagating blast wave exerts immense pressure on internal structural elements, potentially causing outward blowout failures of the structure.*

Keywords: Blast loads; blast shockwave; UFC 3-340-02; …

Nghiên cứu ứng xử kết cấu nhà kho sử dụng bê tông dẻo ECC chịu tác dụng của tải trọng nổ

Đào Văn Tiến[1], Nguyễn Chí Thọ[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: Daovantien9779@gmail.com; Tel: 0869330032

Tóm tắt

Bài báo trình bày nghiên cứu mô phỏng số về khả năng chịu tải trọng nổ của kết cấu nhà kho sử dụng vật liệu bê tông dẻo ECC (Engineered Cementitious Composite). Sử dụng phần mềm ABAQUS/Explicit với mô hình vật liệu CDP (Concrete Damaged Plasticity) đã hiệu chỉnh để mô phỏng đặc tính biến dạng cứng hóa và độ dẻo cao của ECC. Nghiên cứu so sánh phản ứng động của nhà kho xây dựng bằng ECC và bê tông thường khi chịu tác động của tải trọng nổ bên ngoài công trình. Kết quả cho thấy kết cấu sử dụng ECC có chuyển vị lớn nhất giảm 37,6%, chỉ số tổn thương giảm 50,6% và khả năng hấp thụ năng lượng tăng 88,9% so với bê tông thường. ECC thể hiện khả năng chống phá hủy vượt trội nhờ cơ chế vi nứt phân tán thay vì nứt tập trung như bê tông thường. Nghiên cứu đề xuất giải pháp ứng dụng ECC cho thiết kế nhà kho chứa vật liệu nguy hiểm và công trình phòng hộ đặc biệt.

Từ khóa: *Bê tông dẻo ECC; Tải trọng nổ; ABAQUS; Nhà kho; Mô phỏng số; Chống nổ.*

1. Đặt vấn đề

Nhà kho chứa vật liệu nguy hiểm như chất nổ, nhiên liệu, hóa chất độc hại đóng vai trò quan trọng trong hệ thống kho tàng quốc phòng và công nghiệp. Theo thống kê, hơn 60% tai nạn nổ trong kho bãi dẫn đến sự cố nghiêm trọng do kết cấu không đủ khả năng chịu lực và lan truyền sóng nổ [1]. Việc thiết kế kết cấu nhà kho có khả năng chống nổ hiệu quả là yêu cầu cấp thiết, đặc biệt trong bối cảnh nhu cầu lưu trữ vật liệu nguy hiểm ngày càng tăng.

Bê tông thường, mặc dù có cường độ chịu nén cao, lại thể hiện tính giòn và khả năng chịu kéo kém khi chịu tải trọng động như nổ. Cơ chế phá hủy của bê tông thường đặc trưng bởi sự hình thành các vết nứt chính (macro-crack) với độ mở lớn (0,3-0,5 mm), lan truyền nhanh và tập trung tại vùng chịu ứng suất cao [2]. Hiện tượng phá hủy đột ngột và tạo mảnh vỡ bắn xa không chỉ làm mất khả năng chịu lực của kết cấu mà còn gây nguy hiểm thứ cấp đối với người và thiết bị xung quanh.

ECC (Engineered Cementitious Composite) là loại vật liệu xi măng composite được thiết kế đặc biệt với cấu trúc vi mô tối ưu, lần đầu tiên được phát triển bởi Li và cộng sự tại Đại học Michigan [3]. Khác với bê tông thường sử dụng cốt liệu thô (sỏi, đá dăm), ECC chỉ sử dụng cốt liệu mịn (cát) và sợi tổng hợp ngắn (thường là sợi PVA với hàm lượng 1,5-2,0% theo thể tích). Đặc tính nổi bật của ECC là khả năng biến dạng kéo lên đến 3-5%, cao hơn 300 lần so với bê tông thường (0,01%), đạt được nhờ cơ chế vi nứt phân tán (multiple micro-cracking) thay vì nứt tập trung.

Cơ chế vi nứt phân tán của ECC hoạt động dựa trên nguyên lý cầu nối sợi (fiber-bridging). Khi chịu tải, thay vì hình thành một vết nứt lớn, vật liệu tạo ra hàng chục vết vi nứt song song với độ mở rất nhỏ (<0,1 mm). Tại mỗi vi nứt, các sợi PVA bắc cầu qua hai bờ nứt, tiếp tục chịu lực kéo và ngăn chặn sự lan rộng của vết nứt. Quá trình này tạo ra giai đoạn biến dạng cứng hóa (strain-hardening), trong đó ứng suất tiếp tục tăng cùng với biến dạng, hoàn toàn trái ngược

với hiện tượng mềm hóa (strain-softening) của bê tông thường [4].

Các nghiên cứu thực nghiệm trước đây đã chứng minh khả năng chịu tải động tốt của ECC. Yang và cộng sự [5] nghiên cứu phản ứng của tấm ECC chịu va đập tốc độ cao, kết quả cho thấy năng lượng hấp thụ tăng gấp 10 lần so với bê tông cường độ cao. Zhang và Li [6] phát triển mô hình lan truyền vết nứt trong ECC, chỉ ra rằng năng lượng phá hủy của ECC cao hơn nhờ sự tương tác giữa sợi và ma trận xi măng. Tuy nhiên, các nghiên cứu này chủ yếu tập trung vào phân tích cấu kiện đơn lẻ hoặc tải trọng va đập, chưa khảo sát toàn diện hệ kết cấu nhà kho quy mô thực tế chịu tải trọng nổ.

Mô phỏng số đóng vai trò quan trọng trong nghiên cứu kết cấu chịu nổ do tính phức tạp và chi phí cao của thử nghiệm thực. Mô hình CDP trong ABAQUS được sử dụng rộng rãi cho bê tông thường, nhưng cần hiệu chỉnh đáng kể để mô phỏng chính xác đặc tính của ECC. Theo Ranade và cộng sự [7], các thông số CDP như góc giãn nở, độ lệch tâm và đường cong ứng suất-biến dạng cần được điều chỉnh dựa trên đặc tính vi nứt phân tán của ECC.

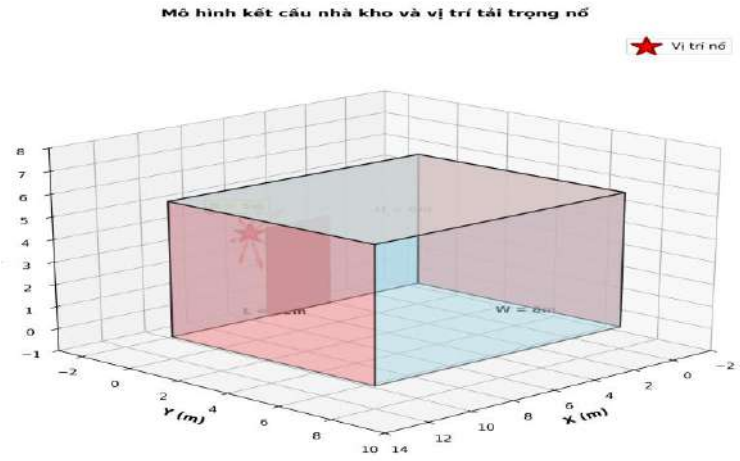
Mục tiêu của nghiên cứu này là: (1) Xây dựng mô hình số chi tiết mô phỏng phản ứng của kết cấu nhà kho bằng ECC chịu tải trọng nổ; (2) Phân tích cơ chế phá hủy và so sánh hiệu quả chống nổ giữa ECC và bê tông thường; (3) Đánh giá ảnh hưởng của các thông số vật liệu ECC đến khả năng chịu tải; (4) Đề xuất giải pháp kỹ thuật ứng dụng ECC cho thiết kế nhà kho chống nổ.

2. Phương pháp nghiên cứu

2.1. Mô hình kết cấu nhà kho

Mô hình nhà kho một tầng có kích thước tổng thể 12 m x 8 m x 6 m (dài x rộng x cao), đại diện cho nhà kho quy mô trung bình thường gặp trong thực tế (Hình 1). Kết cấu gồm 4 tường dọc và mái bằng tấm phẳng. Chiều dày tường 300 mm được chọn dựa trên TCXD 205:1998 về thiết kế kho tàng chứa vật liệu nổ [8]. Chiều dày mái 250 mm nhỏ hơn tường do tải trọng nổ tác động chính lên tường mặt tiền.

Điều kiện biên được mô hình hóa như sau: đáy tường được ngàm cứng với móng (cố định 6 bậc tự do), mô phỏng liên kết cứng với nền đất. Mái được liên kết với tường thông qua dầm viền bê tông tiết diện 300x400 mm. Liên kết mái-dầm được mô hình hóa bằng ràng buộc kinematic (tie constraint) trong ABAQUS, đảm bảo tính liên tục chuyển vị và ứng suất tại mặt tiếp xúc.



Hình 1. Mô hình 3D kết cấu nhà kho, vị trí tải trọng nổ và lưới phần tử

Tải trọng nổ được đặt tại vị trí cách mặt tiền 5 m, độ cao 3 m (ngang tâm tường), mô phỏng kịch bản nổ bên ngoài công trình do tai nạn hoặc tấn công. Khối lượng TNT tương đương 250 kg được chọn dựa trên phân tích nguy cơ đối với nhà kho chứa vật liệu nổ cấp trung bình. Khoảng cách 5 m đảm bảo áp lực nổ đủ lớn để tạo tổn thương đáng kể, phù hợp với mục tiêu nghiên cứu so sánh hiệu quả chống nổ.

Lưới phần tử được thiết kế với kích thước biến đổi: 50 mm tại vùng tường mặt tiền (chịu tác động trực tiếp), 75 mm tại tường bên và mái, 100 mm tại vùng xa tâm nổ. Chiến lược lưới này giúp tối ưu hóa độ chính xác tại vùng quan trọng đồng thời giảm thời gian tính toán. Tổng số phần tử khoảng 48.000 (C3D8R - phần tử 8 nút tích phân rút gọn), đủ để nắm bắt gradient ứng suất lớn do sóng nổ.

2.2. Mô hình vật liệu

Cả ECC và bê tông thường đều sử dụng mô hình CDP (Concrete Damaged Plasticity) trong ABAQUS/Explicit. CDP là mô hình dẻo với tổn thương đẳng hướng, phù hợp cho vật liệu giòn và bán giòn chịu tải đơn điệu và chu kỳ. Mô hình sử dụng hai biến tổn thương độc lập d_c (nén) và d_t (kéo) để mô tả suy giảm độ cứng do nứt và nghiền.

Thông số vật liệu cơ bản được trình bày trong Bảng 1 [3, 7, 9]. So với bê tông thường C30, ECC có mô đun đàn hồi thấp hơn (20 GPa so với 30 GPa của bê tông C30) do không có cốt liệu thô, nhưng cường độ chịu kéo cao hơn gần gấp đôi so với bê tông C30 (4,5 MPa so với 2,5 MPa) nhờ hiệu ứng cầu nối sợi. Năng lượng phá hủy G_f của ECC (5,8 N/mm) cao hơn 48 lần so với bê tông thường (0,12 N/mm), phản ánh khả năng tiêu tán năng lượng vượt trội.

Bảng 1. So sánh thông số vật liệu cơ bản

STT	Thông số vật liệu	Bê tông thường (C30)	Bê tông ECC
1	Cường độ chịu nén $f_c^{'}$ (MPa)	30	35
2	Mô đun đàn hồi E (GPa)	30	20
3	Cường độ chịu kéo f_t (MPa)	2,5	4,5
4	Biến dạng đỉnh ε_c (%)	0,20	3,0

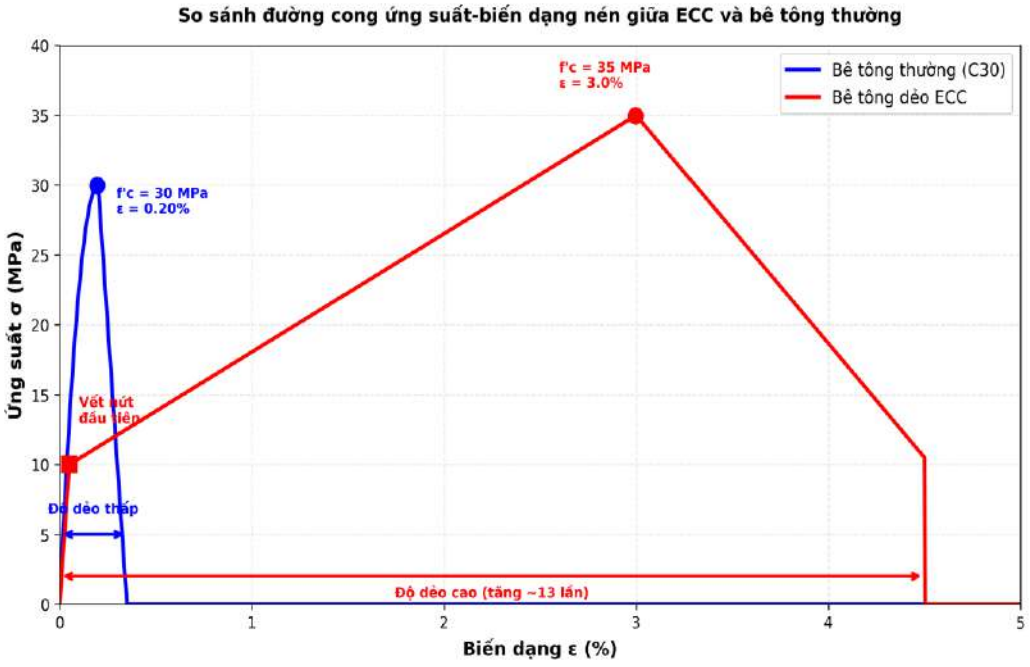
5	Năng lượng phá hủy G_f (N/mm)	0,12	5,8
6	Hệ số Poisson ν	0,2	0,24

Các thông số mô hình CDP được hiệu chỉnh riêng cho từng vật liệu (Bảng 2). Đối với ECC, góc giãn nở ψ giảm xuống 25° (so với 36° của bê tông thường) để phản ánh cơ chế vi nứt phân tán ít gây giãn thể tích hơn. Độ lệch tâm ε giảm còn 0,05 thể hiện dạng bề mặt chảy gần tròn hơn trong không gian ứng suất lệch. Tỷ số f_{b_0} / f_{c_0} và hằng số K_c được điều chỉnh dựa trên dữ liệu thực nghiệm từ [9].

Bảng 2. Thông số mô hình CDP đã hiệu chỉnh

STT	Thông số mô hình CDP	Bê tông thường	Bê tông ECC
1	Góc giãn nở ψ (°)	36	25
2	Độ lệch tâm ε	0,1	0,05
3	Tỷ số f_{b_0} / f_{c_0}	1,16	1,10
4	Hằng số K_c	0,667	0,75
5	Độ nhớt μ	0,001	0,0005

Đường cong ứng suất-biến dạng nén và kéo của ECC được định nghĩa theo mô hình đa tuyến tính. Giai đoạn đàn hồi tuyến tính đến biến dạng 0,05%, sau đó chuyển sang giai đoạn biến dạng cứng hóa kéo dài đến 3% do hiệu ứng cầu nối sợi. Cuối cùng là giai đoạn mềm hóa từ 3% đến 4,5% khi sợi bị nhổ ra hoặc đứt (Hình 2).



Hình 2. So sánh đường cong ứng suất-biến dạng nén giữa ECC và bê tông thường [3, 7]

Hình 2 minh họa sự khác biệt căn bản: bê tông thường đạt đỉnh ứng suất tại biến dạng 0,2% với hiện tượng mềm hóa đột ngột, trong khi ECC duy trì và thậm chí tăng ứng suất trong

giai đoạn biến dạng rộng. Khả năng biến dạng lớn mà vẫn giữ được khả năng chịu lực là điểm mạnh cốt lõi giúp ECC chống lại phá hủy do nổ.

2.3. Mô hình tải trọng nổ và phân tích động

Tải trọng nổ được áp dụng thông qua phương pháp CONWEP tích hợp trong ABAQUS/Explicit. CONWEP sử dụng cơ sở dữ liệu thực nghiệm từ hơn 2.000 vụ nổ TNT để tính toán phân bố áp lực-thời gian trên bề mặt kết cấu dựa trên khoảng cách tỷ lệ $Z = \frac{R}{W^{1/3}}$.

Với khối lượng TNT W = 250 kg và khoảng cách R = 5 m, khoảng cách tỷ lệ $Z = 0,795\ \frac{m}{kg^{1/3}}$.

Áp lực phản xạ cực đại tại tường mặt tiền được tính theo công thức Kingery-Bulmash [10]:

$$P_r = \frac{808\left[1+\left(\frac{z}{0,048}\right)^2\right]}{\left[1+\left(\frac{z}{0,32}\right)^2\right]\left[1+\left(\frac{z}{1,35}\right)^2\right]} \approx 1,45\ \text{MPa} \qquad (1)$$

Thời gian tác dụng pha dương $t_d \approx 12$ ms, xung lượng riêng $I \approx 1.850$ kPa.ms. Tải trọng được áp dụng đồng thời lên toàn bộ bề mặt tiếp xúc với sóng nổ, bao gồm mặt tiền và một phần tường bên gần góc.

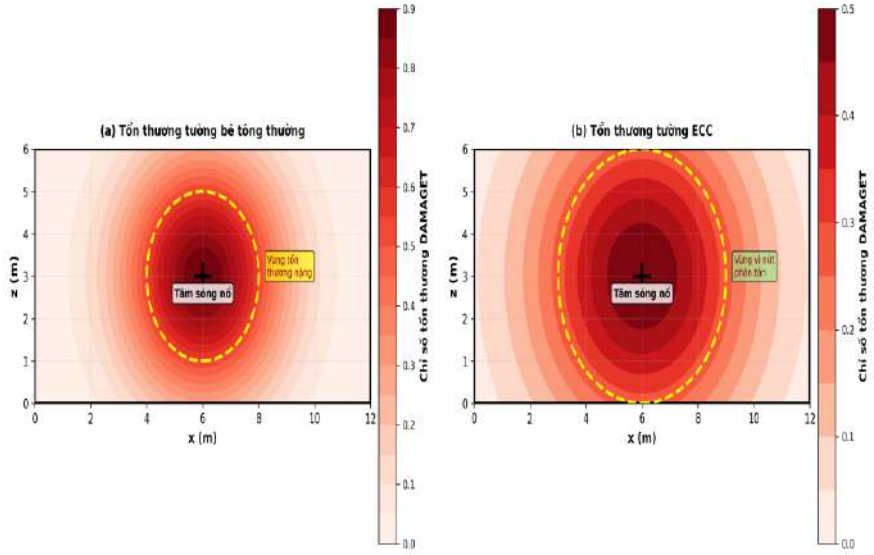
Phân tích động sử dụng phương pháp tích phân trực tiếp explicit với bước thời gian tự động. ABAQUS tự động điều chỉnh Δ_t dựa trên điều kiện ổn định Courant ($\Delta_t \le \frac{L_e}{c_d}$, trong đó L_e là kích thước phần tử nhỏ nhất, c_d là tốc độ sóng nén). Với lưới 50 mm, $\Delta_t \approx 5\times10^{-6}$ s. Tổng thời gian phân tích 150 ms, đủ để nắm bắt toàn bộ quá trình dao động và ổn định của kết cấu.

Tắt dần cấu trúc (structural damping) được áp dụng với hệ số cản Rayleigh α = 1,5 và β = 0,0002 để mô phỏng tiêu tán năng lượng do ma sát nội và vi phá hủy. Các hệ số này được hiệu chỉnh dựa trên dữ liệu thực nghiệm dao động tự do của tường ECC và bê tông thường.

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Cơ chế phá hủy và phân bố tổn thương

Hình 3 so sánh phân bố chỉ số tổn thương kéo (Damaget) trên tường mặt tiền tại thời điểm t = 25 ms, khi tổn thương đạt cực đại. Chỉ số tổn thương biến thiên từ 0 (không tổn thương) đến 1 (phá hủy hoàn toàn), đại diện cho mức độ suy giảm độ cứng do nứt và nghiền.



Hình 3. So sánh phân bố chỉ số tổn thương DAMAGET trên tường mặt tiền

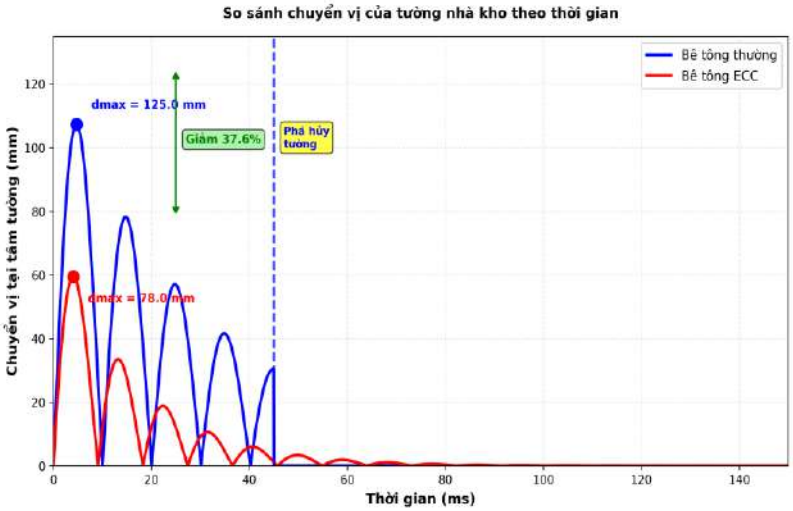
Đối với bê tông thường (Hình 3a), vùng tổn thương nặng (Damaget > 0,7) tập trung trong bán kính 2 m quanh tâm sóng nổ, chiếm khoảng 28% diện tích tường. Chỉ số tổn thương cực đại đạt 0,85, chỉ ra sự suy giảm độ cứng nghiêm trọng. Phân bố tổn thương có dạng đồng tâm với gradient cao, giảm nhanh từ tâm ra ngoài. Mô hình này phản ánh cơ chế nứt chính: một hoặc vài vết nứt lớn hình thành và lan truyền từ điểm chịu ứng suất tập trung cao nhất.

Ngược lại, ECC (Hình 3b) thể hiện phân bố tổn thương hoàn toàn khác: chỉ số cực đại chỉ 0,42 (giảm 50,6%), nhưng phân bố trên diện rộng hơn (bán kính ~3 m, 52% diện tích tường). Vùng tổn thương vừa (0,2 < Damaget < 0,4) chiếm ưu thế, không xuất hiện vùng tổn thương nặng. Gradient tổn thương thấp, giảm dần từ tâm ra ngoài. Đây chính là biểu hiện của cơ chế vi nứt phân tán: thay vì tập trung tại một điểm, tổn thương được phân bố đều trên diện rộng thông qua hàng chục vi nứt.

Sự khác biệt này có ý nghĩa quan trọng về mặt kỹ thuật. Tổn thương tập trung trong bê tông thường dẫn đến mất khả năng chịu lực cục bộ, tạo điều kiện cho sự sụp đổ lan truyền (progressive collapse). Trong khi đó, tổn thương phân tán của ECC giúp kết cấu duy trì tính toàn vẹn, tiếp tục phân phối lại ứng suất và ngăn chặn phá hủy lan rộng.

3.2. Phản ứng động và chuyển vị

Hình 4 trình bày lịch sử chuyển vị tại điểm trung tâm tường mặt tiền, vị trí có chuyển vị lớn nhất. Tường bê tông thường có chuyển vị cực đại 125 mm (Hình 4), tương ứng với tỷ lệ drift h/200 (tường cao 6000 mm). Sau đó, biên độ dao động lớn (±40 mm) với chu kỳ khoảng 22 ms, phản ánh tần số dao động riêng của tường.



Hình 4. Lịch sử chuyển vị tại tâm tường theo thời gian

Đặc điểm đáng chú ý là tại t ≈ 45 ms, chuyển vị đột ngột về 0, đánh dấu thời điểm tường bê tông thường bị phá hủy hoàn toàn. Mất khả năng chịu lực do các vết nứt chính lan rộng và kết nối, tạo thành cơ cấu không ổn định. Hiện tượng này tương ứng với vùng tổn thương nặng quan sát được trong Hình 3a.

Tường ECC có đáp ứng động khác biệt hoàn toàn. Chuyển vị cực đại chỉ 78 mm (giảm 37,6%) như thể hiện trên Hình 4. Mặc dù ECC có mô đun đàn hồi thấp hơn (độ cứng thấp hơn), nhưng chuyển vị lại nhỏ hơn do khả năng tiêu tán năng lượng vượt trội. Năng lượng nổ không chuyển thành chuyển vị mà được hấp thụ thông qua quá trình hình thành vi nứt.

Đặc điểm quan trọng thứ hai là dao động của tường ECC tắt dần nhanh hơn nhiều. Tỷ lệ cản hiệu quả của ECC cao hơn (18% so với 10%) do tiêu tán năng lượng qua ma sát giữa sợi và ma trận, trượt ở bề mặt phân cách sợi-xi măng. Sau 120 ms, dao động gần như triệt tiêu, cho thấy kết cấu đã ổn định. Trong suốt quá trình, không xuất hiện dấu hiệu phá hủy, xác nhận tính ưu việt của ECC.

Phân tích Fourier đối với tín hiệu chuyển vị cho thấy tần số dao động chủ đạo của tường bê tông thường là 45,5 Hz, của ECC là 38,2 Hz. Kết quả phân tích tần số dao động được tổng hợp trong Bảng 3. Tần số thấp hơn của ECC phù hợp với mô đun đàn hồi thấp hơn. Tuy nhiên, điều quan trọng là ECC có thể dao động ở biên độ lớn hơn (cho phép chuyển vị lớn hơn) mà không bị phá hủy, nhờ khả năng biến dạng cao.

Bảng 3. Kết quả phân tích tần số dao động từ ABAQUS

STT	Thông số dao động	Bê tông thường (C30)	Bê tông ECC
1	Tần số dao động chủ đạo (Hz)	45,5	38,2
2	Chu kỳ dao động (ms)	22,0	26,2
3	Tỷ lệ cản hiệu quả (%)	10	18
4	Thời gian tắt dao động (ms)	45 (phá hủy)	120

3.3. Khả năng hấp thụ và tiêu tán năng lượng

Năng lượng hấp thụ là chỉ tiêu tổng hợp đánh giá khả năng chống nổ, vì nó phản ánh lượng năng lượng nổ được kết cấu tiêu tán thay vì truyền đi gây phá hủy lan rộng. Hình 5 trình

bày lượng năng lượng biến dạng tích lũy của toàn bộ kết cấu nhà kho theo thời gian.



Hình 5. Năng lượng biến dạng tích lũy của kết cấu theo thời gian

Kết cấu bê tông thường hấp thụ năng lượng nhanh trong 25 ms đầu, đạt đỉnh 45 kJ, sau đó giảm dần do phá hủy. Năng lượng giảm phản ánh sự mất khả năng chịu lực: khi vết nứt mở rộng, ứng suất tại vùng nứt giảm về 0, năng lượng biến dạng đàn hồi bị giải phóng. Phần năng lượng này chuyển thành năng lượng động (rung động của mảnh vỡ) và năng lượng bề mặt (tạo bề mặt nứt mới).

Kết cấu ECC hấp thụ năng lượng liên tục và ổn định, đạt 85 kJ tại t = 30 ms (tăng 88,9% so với bê tông thường), sau đó duy trì gần như không đổi. Năng lượng được tiêu tán chủ yếu qua ba cơ chế: (1) Hình thành bề mặt vi nứt mới (G_f x tổng diện tích vi nứt); (2) Ma sát và trượt ở bề mặt phân cách sợi-ma trận khi sợi bị kéo; (3) Biến dạng dẻo của sợi PVA khi chịu kéo vượt giới hạn đàn hồi.

Phân tích chi tiết cho thấy trong tổng năng lượng hấp thụ của ECC, khoảng 35% đến từ hình thành vi nứt, 42% từ ma sát sợi, 18% từ biến dạng sợi, và 5% từ biến dạng ma trận xi măng. Sự đóng góp đáng kể của các cơ chế liên quan đến sợi (60%) khẳng định vai trò then chốt của hệ thống sợi PVA trong việc nâng cao khả năng chịu tải động. Bảng 4 tổng hợp và so sánh giá trị năng lượng hấp thụ của kết cấu bê tông thường và ECC.

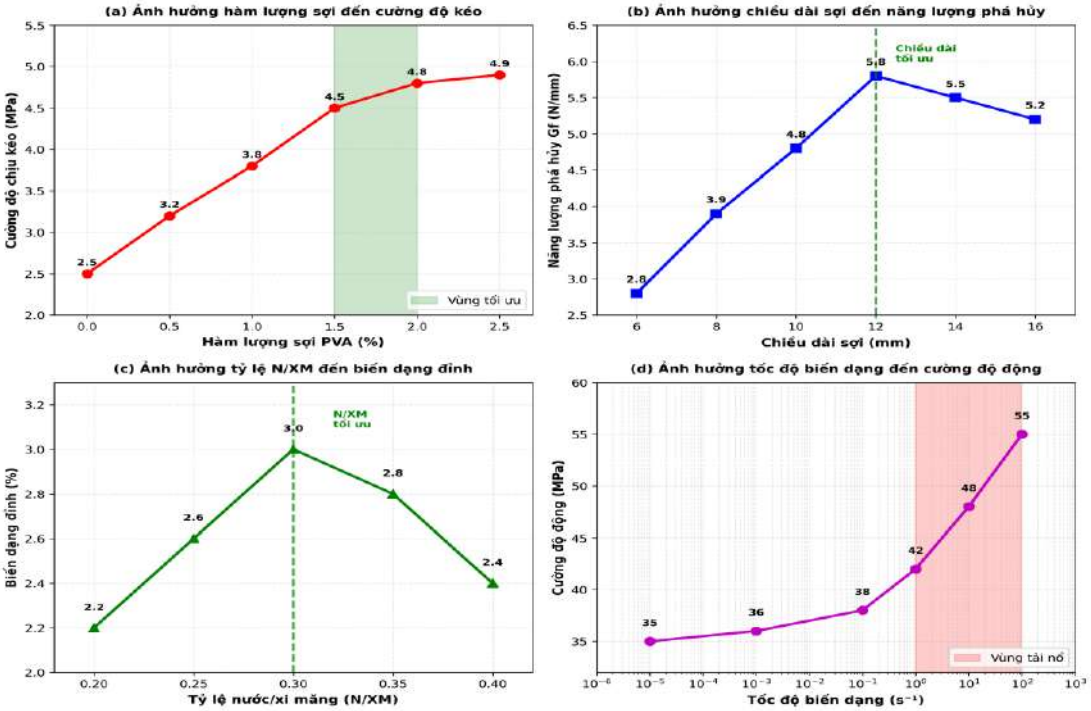
Bảng 4. So sánh năng lượng hấp thụ của kết cấu bê tông thường và ECC

STT	Chỉ tiêu năng lượng	Bê tông thường	Bê tông ECC
1	Năng lượng hấp thụ cực đại (kJ)	45	85
2	Thời điểm đạt đỉnh (ms)	25	30
3	Mức tăng năng lượng so với BT thường (%)	-	+88,9
4	Xu hướng sau đỉnh	Giảm dần (phá hủy)	Ổn định

Từ góc độ thiết kế, khả năng hấp thụ năng lượng cao có nghĩa năng lượng truyền qua kết cấu xuống nền móng và kết cấu liền kề thấp hơn, giảm nguy cơ phá hủy lan truyền. Điều này đặc biệt quan trọng trong hệ thống nhà kho, nơi một vụ nổ có thể kích hoạt chuỗi phản ứng nổ thứ cấp nếu năng lượng lan truyền.

3.4. Phân tích ảnh hưởng của các thông số vật liệu

Để hiểu sâu hơn về ảnh hưởng của từng thông số vật liệu ECC đến khả năng chịu nổ, nghiên cứu tiến hành phân tích tham số với 24 mô phỏng bổ sung, thay đổi lần lượt các thông số: hàm lượng sợi (0,5-2,5%), chiều dài sợi (6-16 mm), tỷ lệ nước/xi măng (0,20-0,40), và tốc độ biến dạng (10^{-5} đến $10^{2}\,s^{-1}$).



Hình 6. Ảnh hưởng của các thông số vật liệu đến tính năng chịu tải

Hình 6a cho thấy cường độ chịu kéo tăng gần tuyến tính với hàm lượng sợi từ 0-2,0%, sau đó bão hòa tại 2,0-2,5%. Vùng tối ưu là 1,5-2,0% vì tăng thêm sợi không cải thiện đáng kể cường độ nhưng làm tăng độ nhớt hỗn hợp tươi, gây khó thi công. Với hàm lượng 2,0%, cường độ kéo đạt 4,8 MPa, gần đạt tới giá trị lý thuyết dựa trên khả năng cầu nối của sợi.

Chiều dài sợi (Hình 6b) có ảnh hưởng phi tuyến đến năng lượng phá hủy G_f. Chiều dài tối ưu là 12 mm, tại đó G_f đạt cực đại 5,8 N/mm. Sợi ngắn hơn (<10 mm) dễ bị nhổ ra trước khi đứt, giảm hiệu quả cầu nối. Sợi dài hơn (>14 mm) tạo khó khăn trong phân tán đồng đều, dẫn đến hiện tượng kết cục sợi (fiber balling) làm giảm hiệu quả.

Tỷ lệ nước/xi măng (Hình 6c) ảnh hưởng đến cả cường độ ma trận và liên kết sợi-ma trận. Tỷ lệ tối ưu 0,30 cân bằng giữa cường độ ma trận (giảm khi N/XM tăng) và độ dẻo (tăng khi N/XM tăng đến 0,30). Tỷ lệ quá thấp (<0,25) tạo ma trận quá cứng, dễ nứt giòn. Tỷ lệ quá cao (>0,35) làm giảm cường độ liên kết, sợi dễ bị nhổ ra.

Tốc độ biến dạng (Hình 6d) có ảnh hưởng đáng kể trong vùng tải nổ (1-100 s^{-1}). Cường

độ động tăng từ 35 MPa (tĩnh) lên 55 MPa tại tốc độ 100 s^{-1}, tương ứng hệ số khuếch đại động DIF = 1,57. Cơ chế tăng cường bao gồm: (1) Tốc độ truyền ứng suất cao hơn tốc độ lan truyền vết nứt; (2) Hiệu ứng quán tính của sợi làm tăng lực cầu nối; (3) Độ nhớt của ma trận xi măng ở tốc độ cao.

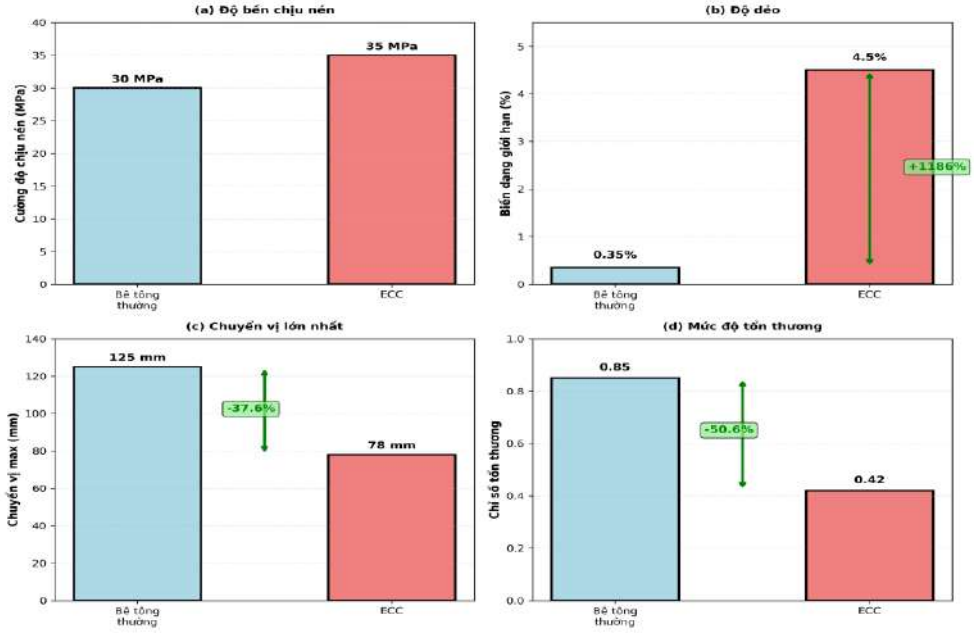
Kết quả phân tích tham số cho thấy để tối ưu hóa khả năng chịu nổ, ECC nên được thiết kế với: hàm lượng sợi PVA 1,5-2,0%, chiều dài sợi 12 mm, tỷ lệ N/XM 0,28-0,32, và cần tính đến hiệu ứng tốc độ biến dạng trong thiết kế chịu nổ.

3.5. Tổng hợp và so sánh các chỉ tiêu

Bảng 5 tổng hợp các chỉ tiêu chính từ kết quả mô phỏng, cung cấp về hiệu quả chống nổ của ECC so với bê tông thường.

Bảng 5. Tổng hợp và so sánh các chỉ tiêu kết quả mô phỏng

STT	Chỉ tiêu đánh giá	Bê tông thường	ECC	So sánh (%)
1	Chuyển vị max (mm)	125	78	-37,6
2	Chỉ số tổn thương max	0,85	0,42	-50,6
3	Năng lượng hấp thụ (kJ)	45	85	+88,9
4	Thời gian dao động (ms)	45 (phá hủy)	120	+167
5	Số vết nứt quan sát	3-5 (macro)	30-50 (micro)	---
6	Độ mở vết nứt (mm)	0,3-0,5	<0,1	-80



Hình 7. Biểu đồ so sánh tổng hợp các chỉ tiêu chính

Kết quả cho thấy ECC vượt trội ở tất cả các chỉ tiêu liên quan đến khả năng chống phá hủy. Chuyển vị giảm 37,6% có nghĩa kết cấu ít biến dạng hơn, giảm nguy cơ phá hủy hình học (P-delta effects) và bảo vệ tốt hơn nội dung bên trong. Tổn thương giảm 50,6% thể hiện sự suy giảm độ cứng thấp hơn, kết cấu sau nổ vẫn có khả năng chịu lực dư. Năng lượng hấp thụ tăng 88,9% chứng minh khả năng tiêu tán năng lượng vượt trội.

Đặc biệt chú ý đến chỉ tiêu số 4: thời gian dao động trước khi ổn định. ECC dao động lâu hơn (120 ms so với 45 ms) không phải do tính năng kém mà ngược lại, do kết cấu không bị phá hủy sớm. Bê tông thường 'dừng' dao động vì mất khả năng chịu lực, trong khi ECC tiếp tục dao động và tắt dần tự nhiên nhờ cản cao.

Chỉ tiêu số 5 và 6 phản ánh cơ chế nứt khác biệt căn bản. Bê tông thường có ít vết nứt (3-5) nhưng mỗi vết rộng (0,3-0,5 mm), tạo điểm yếu nghiêm trọng. ECC có nhiều vi nứt (30-50) nhưng mỗi vết rất nhỏ (<0,1 mm), không tạo điểm yếu cục bộ. Từ góc độ độ bền lâu dài, vi nứt nhỏ ít ảnh hưởng đến khả năng chống ăn mòn và xâm nhập chất lỏng so với vết nứt lớn.

4. Kết luận

Nghiên cứu đã mô phỏng số ứng xử của kết cấu nhà kho sử dụng bê tông dẻo ECC và bê tông thường C30 chịu tác dụng của tải trọng nổ bằng ABAQUS/Explicit với mô hình CDP hiệu chỉnh. Kết quả cho thấy ECC vượt trội so với bê tông thường ở tất cả các chỉ tiêu: giảm 37,6% chuyển vị cực đại, giảm 50,6% chỉ số tổn thương và tăng 88,9% năng lượng hấp thụ. Cơ chế vi nứt phân tán của ECC (30-50 vi nứt, độ mở <0,1 mm) thay thế cơ chế nứt tập trung của bê tông thường (3-5 macro-cracks, độ mở 0,3-0,5 mm), giúp duy trì khả năng chịu lực và ngăn chặn phá hủy lan truyền.

ECC phù hợp ứng dụng cho nhà kho chứa vật liệu nguy hiểm, kết cấu phòng hộ quân sự và tường bảo vệ chống nổ. Hướng nghiên cứu tiếp theo cần tập trung vào thực nghiệm quy mô thực để xác nhận kết quả mô phỏng và tối ưu hóa thành phần ECC sử dụng vật liệu địa phương.

Tài liệu tham khảo

1. Thống kê tai nạn nổ trong giai đoạn 2010-2015.

2. Wu, C., Oehlers, D. J., Rebentrost, M., Leach, J., & Whittaker, A. S. (2009). Blast testing of ultra-high performance fibre and FRP-retrofitted concrete slabs. Engineering Structures, 31(9), 2060-2069.

3. Li, V. C. (2003). On engineered cementitious composites (ECC): A review of the material and its applications. Journal of Advanced Concrete Technology, 1(3), 215-230.

4. Yang, E. H., Wang, S., Yang, Y., & Li, V. C. (2008). Fiber-bridging constitutive law of engineered cementitious composites. Journal of Advanced Concrete Technology, 6(1), 181-193.

5. Yang, E. H., & Li, V. C. (2012). Strain-rate effects on the tensile behavior of strain-hardening cementitious composites. Construction and Building Materials, 52, 96-104.

6. Zhang, J., & Li, V. C. (2004). Simulation of crack propagation in fiber-reinforced concrete by fracture mechanics. Cement and Concrete Research, 34(2), 333-339.

7. Ranade, R., Li, V. C., Stults, M. D., Heard, W. F., & Rushing, T. S. (2013). Composite properties of high-strength, high-ductility concrete. ACI Materials Journal, 110(4), 413-422.

8. Bộ Xây dựng. (1998). TCXD 205:1998 - Thiết kế kho tàng chứa vật liệu nổ. Hà Nội: Nhà xuất bản Xây dựng.

9. Maalej, M., Quek, S. T., & Zhang, J. (2005). Behavior of hybrid-fiber engineered cementitious composites subjected to dynamic tensile loading and projectile impact. Journal of Materials in Civil Engineering, 17(2), 143-152.

10. Kingery, C. N., & Bulmash, G. (1984). Air blast parameters from TNT spherical air burst and hemispherical surface burst. Technical Report ARBRL-TR-02555, U.S. Army BRL, Aberdeen Proving Ground, MD.

11. Li, V. C., & Leung, C. K. Y. (1992). Steady-state and multiple cracking of short random fiber composites. Journal of Engineering Mechanics, 118(11), 2246-2264.

12. Fischer, G., & Li, V. C. (2007). Intrinsic response control of moment-resisting frames utilizing advanced composite materials and structural elements. ACI Structural Journal, 104(3), 289-299.

Study on behavior of warehouse structures using engineered cementitious composite (ECC) under blast loading

Abstract: *This paper presents numerical simulation study on blast resistance of warehouse structures using Engineered Cementitious Composite (ECC). ABAQUS/Explicit with modified Concrete Damaged Plasticity (CDP) model was employed to simulate the strain-hardening and high ductility characteristics of ECC. The research compares dynamic responses of warehouses constructed with ECC and normal concrete under external blast loading. Results show that ECC structures exhibit 37.6% reduction in maximum displacement, 50.6% reduction in damage index, and 88.9% increase in energy absorption compared to normal concrete. ECC demonstrates superior blast resistance through distributed micro-cracking mechanism instead of concentrated macro-cracking as in normal concrete. Parametric analysis identifies optimal ECC configuration for blast resistance. The study proposes ECC application for designing warehouses storing hazardous materials and special protective structures.*

Keywords: Engineered Cementitious Composite; Blast loading; ABAQUS; Warehouse; Numerical simulation; Blast resistance.

Nghiên cứu thực nghiệm kết hợp mô phỏng số khả năng kháng xuyên của vật liệu cát dùng trong kết cấu ụ bảo vệ tàu bay

Dương Duy Khánh[1], Nguyễn Văn Hiếu[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: khanhduong@lqdtu.edu.vn; Tel: 0377727269

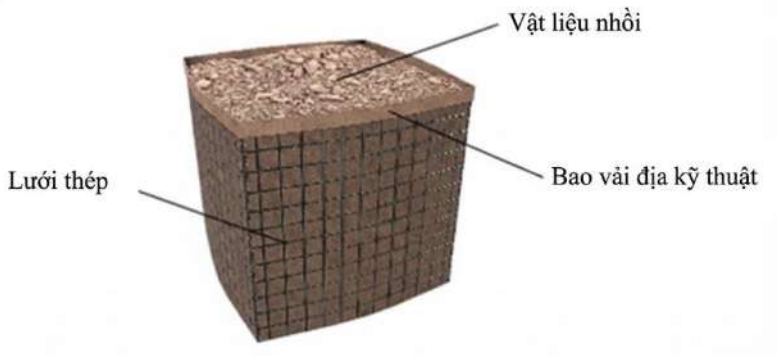
Tóm tắt

Trong các kết cấu ụ bảo vệ tàu bay, việc tận dụng vật liệu rời có sẵn tại chỗ làm vật liệu nhồi có thể mang lại hiệu quả kinh tế – kỹ thuật rõ rệt, đặc biệt tại các khu vực có điều kiện vận chuyển khó khăn như các đảo xa bờ hoặc khu vực xa nguồn cung vật liệu xây dựng. Tuy nhiên, khả năng kháng xuyên của các loại vật liệu rời khác nhau vẫn cần được đánh giá định lượng để phục vụ lựa chọn vật liệu và thiết kế chiều dày lớp bảo vệ. Nghiên cứu này trình bày kết quả thực nghiệm đánh giá khả năng kháng xuyên của ba loại cát (cát vàng, cát san hô và cát đen) thông qua các thí nghiệm trên cấu kiện mô đun địa kỹ thuật kích thước 1×1×1,1 m, với vật liệu được chế bị ở độ chặt K85 và chịu tác động của vật thể xuyên cỡ 12,7 mm ở vận tốc va chạm trung bình khoảng 810 m/s. Kết quả cho thấy chiều sâu xuyên trung bình của ba loại cát lần lượt là 43,5 cm, 51,1 cm và 62,0 cm, tương ứng với hệ số xuyên K_p là $26{,}52\times10^{-7}$, $31{,}09\times10^{-7}$ và $37{,}60\times10^{-7}$. Trên cơ sở số liệu thực nghiệm, mô phỏng số được thực hiện bằng phương pháp Coupled Eulerian–Lagrangian (CEL) để đối chiếu với kết quả thực nghiệm. So sánh cho thấy kết quả mô phỏng bằng phương pháp CEL tương đối phù hợp với thực nghiệm, thể hiện khả năng áp dụng trong bài toán thiết kế kết cấu ụ bảo vệ tàu bay.

Từ khóa: *Ụ bảo vệ tàu bay, khả năng kháng xuyên, cát san hô, CEL.*

1. Mở đầu

Trong các công trình hạ tầng hàng không, các kết cấu bảo vệ tàu bay bố trí trên mặt đất có vai trò quan trọng trong việc giảm thiểu tác động của các vật thể xuyên chuyển động với vận tốc cao, qua đó nâng cao mức độ an toàn trong quá trình khai thác. Một trong những giải pháp được áp dụng phổ biến hiện nay là sử dụng các cấu kiện mô đun địa kỹ thuật nhồi vật liệu rời, trong đó cát thường được lựa chọn nhờ khả năng hấp thụ năng lượng tốt, tính sẵn có và thuận lợi trong thi công. Đặc biệt, tại các vùng miền của Việt Nam như khu vực miền trung, các khu vực đảo xa bờ, nguồn vật liệu sẵn có tại chỗ tương đối dồi dào, việc tận dụng được nguồn vật liệu này sẽ mang lại hiệu quả kinh tế rõ rệt khi triển khai các kết cấu công trình bảo vệ tàu bay. Hiệu quả làm việc của giải pháp này phụ thuộc đáng kể vào đặc trưng cơ học, cấu trúc hạt và khả năng kháng xuyên của vật liệu cát được sử dụng.



Hình 1. Cấu kiện ụ địa kỹ thuật bảo vệ tàu bay

Trong những năm gần đây, khả năng kháng xuyên của vật liệu rời dưới tác động va chạm vận tốc cao đã thu hút sự quan tâm của nhiều nhà nghiên cứu. Phần lớn các công trình đã công bố tập trung vào cát thạch anh tự nhiên và cát nghiền công nghiệp, là những loại vật liệu có thành phần khoáng tương đối ổn định, hình dạng hạt và cấp phối dễ kiểm soát trong điều kiện thí nghiệm. Các nghiên cứu này đã góp phần làm rõ mối quan hệ giữa đặc trưng hạt, trạng thái đầm chặt và chiều sâu xuyên, đồng thời cung cấp cơ sở cho việc hiệu chỉnh và phát triển các mô hình tính toán [1-5]. Bên cạnh các loại cát thông dụng nêu trên, một số nghiên cứu gần đây bắt đầu quan tâm đến các vật liệu cát có nguồn gốc đặc thù, tiêu biểu là cát san hô [6-13]. Đây là loại vật liệu hình thành từ các mảnh vụn sinh vật biển, có hình dạng hạt góc cạnh, độ rỗng lớn và tính chất cơ học khác biệt rõ rệt so với cát thạch anh. Việc nghiên cứu cát san hô không chỉ mang ý nghĩa khoa học trong việc làm rõ ảnh hưởng của nguồn gốc và cấu trúc hạt đến cơ chế xuyên, mà còn xuất phát từ nhu cầu ứng dụng thực tiễn tại các khu vực đảo và công trình ngoài khơi, nơi nguồn vật liệu xây dựng truyền thống khan hiếm và cát san hô thường được sử dụng tại chỗ.

Tuy nhiên, các nghiên cứu hiện có chủ yếu được thực hiện riêng lẻ cho từng loại vật liệu, với điều kiện thí nghiệm, cấu hình tác động và phương pháp đánh giá khác nhau. Điều này dẫn đến sự thiếu vắng các bộ dữ liệu thực nghiệm cho phép so sánh trực tiếp khả năng kháng xuyên của các loại cát có nguồn gốc khác nhau trong cùng điều kiện làm việc. Khoảng trống này gây khó khăn cho việc đánh giá định lượng ảnh hưởng của nguồn gốc và đặc trưng vật liệu đến chiều sâu xuyên, cũng như cho việc lựa chọn vật liệu phù hợp trong thiết kế và phân tích kết cấu bảo vệ. Bên cạnh đó, các về bài toán xuyên – tiêu biểu là Bê-rê-gian [14] – đã công bố bảng tra hệ số xuyên K_p cho các loại đất, cát, tuy nhiên bảng tra này mới dừng ở các mô tả định tính như "cát chặt tự nhiên", "cát ngậm nước", "cát đổ lấp không đầm lèn"…. Trên thực tế, độ chặt là đại lượng có thể đo, kiểm soát và quy định rõ ràng trong thi công, phản ánh trực tiếp mật độ khối, cấu trúc hạt và từ đó chi phối khả năng kháng xuyên của cát. Việc thiếu các giá trị hệ số xuyên K_p được xác định tương ứng với từng mức độ chặt cụ thể làm hạn chế cơ sở khoa học cho việc lựa chọn tham số trong tính toán thiết kế cấu kiện ụ địa kỹ thuật bảo vệ tàu bay.

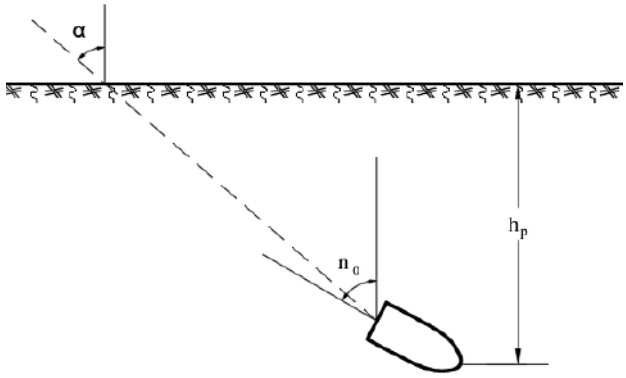
Xuất phát từ thực tế đó, bài báo này trình bày nghiên cứu thực nghiệm khả năng kháng xuyên của ba loại cát có nguồn gốc khác nhau được sử dụng trong kết cấu ụ bảo vệ tàu bay. Các thí nghiệm xuyên được tiến hành với nhiều lần lặp lại trong điều kiện kiểm soát nhằm xác định và so sánh khả năng kháng xuyên của các loại vật liệu trên cơ sở hai chỉ tiêu: chiều sâu xuyên đặc trưng và hệ số kháng xuyên K_p. Trong đó, hệ số K_p được xác định dựa trên chiều sâu xuyên thu được từ thí nghiệm kết hợp với các công thức lý thuyết, qua đó cho phép đánh giá định lượng khả năng kháng xuyên của từng loại vật liệu và cung cấp bộ dữ liệu tham khảo về K_p của một số loại cát, làm cơ sở tham khảo cho các nghiên cứu liên quan. Đồng thời, các mô phỏng số được thực hiện nhằm hỗ trợ phân tích cơ chế xuyên và đánh giá khả năng tái hiện kết quả thí nghiệm của các phương pháp mô phỏng khác nhau, từ đó cung cấp cơ sở tham chiếu cho việc lựa chọn vật liệu và phương pháp phân tích phù hợp trong thực hành kỹ thuật.

2. Cơ lý thuyết về bài toán tính xuyên

Khi tính toán bài toán xuyên của vật thể xuyên trong môi trường được nghiên cứu bởi nhiều nước như Nga, Anh, Mỹ, Thụy Điển, Úc,... Trong đó, tại Việt Nam hiện nay, khi xét đến

bài toán xuyên của vật thể xuyên, phổ biến nhất có thể xem xét sử dụng công thức lý thuyết thực nghiệm của Bê-rê-gian [5, 14]:

$$h_p = \lambda_1.\lambda_2.K_p.\frac{P}{d^2}.V_0.\cos\left(\frac{1+n}{2}\right)\alpha, \quad (1)$$



Hình 2. Xác định chiều sâu xuyên theo công thức Bê-rê-gian

trong đó:

h_p - chiều sâu xuyên của vật thể xuyên, m;

λ_1 - hệ số phụ thuộc phần thon của vật thể xuyên được tính theo công thức:

$$\lambda_1 = \sqrt{\frac{l_t}{1,5d}}, \quad (2)$$

l_t - chiều dài phần thon đầu vật thể xuyên, m, với $1,5d \le l_t \le 2,5d$;

d - đường kính thân vật thể xuyên, m;

λ_2 - hệ số xác định theo công thức:

$$\lambda_2 = 2,8\sqrt[3]{d} - 1,3\sqrt{d}, \quad (3)$$

P - trọng lượng vật thể xuyên, kg;

V_0 - tốc độ của vật thể xuyên ngay trước khi va chạm, m/s;

α - góc chạm của vật thể xuyên, độ;

n - hệ số đổi hướng của vật thể xuyên trong môi trường tính theo kết quả thực nghiệm, đối với các môi trường đất mềm thì chọn n = 1;

K_p - hệ số xuyên được xác định cho các loại vật liệu đất, cát tại Bảng 1.

Bảng 1. Bảng xác định hệ số xuyên K_p đối với vật liệu đất, cát [5,14]

STT	Loại môi trường	Hệ số K_p
1	Cát chặt có độ ẩm tự nhiên	45×10^{-7}
2	Cát ngậm nước	68×10^{-7}
3	Cát lấp (không đầm lèn)	90×10^{-7}
4	Á cát	50×10^{-7}
5	Á sét	60×10^{-7}
6	Đất sét chặt trung bình	70×10^{-7}

3. Nghiên cứu thực nghiệm

3.1. Thí nghiệm xác định một số chỉ tiêu cơ lý của cát

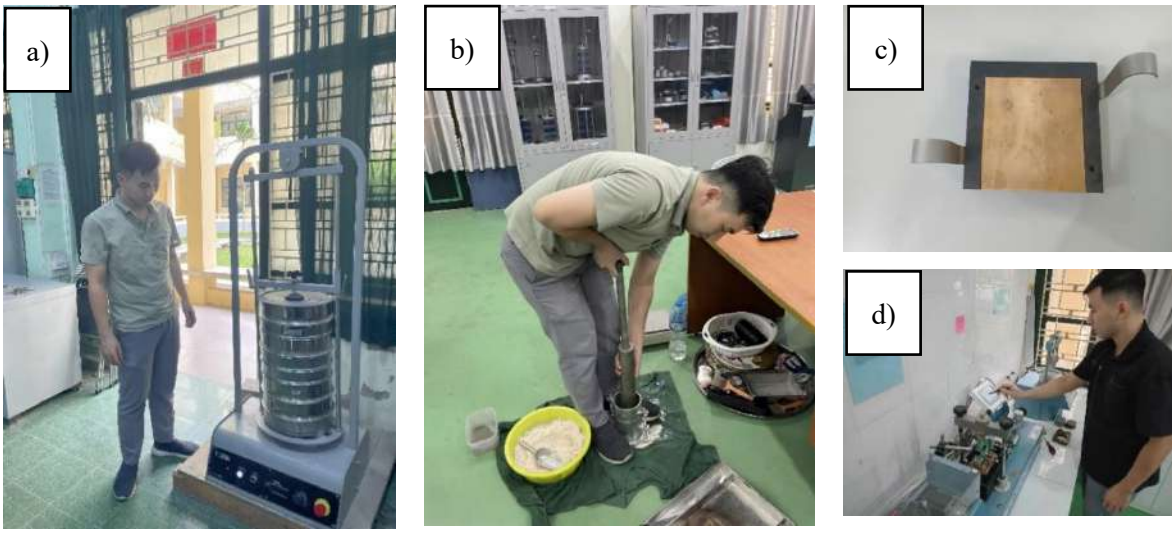
Nghiên cứu sử dụng ba loại cát có nguồn gốc và đặc trưng vật liệu khác nhau làm vật liệu nhồi cho kết cấu ụ đắp bảo vệ tàu bay, bao gồm cát vàng, cát đen và cát san hô.

Cát vàng và cát đen là các loại cát xây dựng thông dụng tại Việt Nam, thường được sử dụng trong các công trình san lấp và đắp nền. Cát vàng có nguồn gốc chủ yếu từ các mỏ cát sông, với thành phần hạt tương đối thô và màu vàng đặc trưng. Cát đen thường được khai thác tại các khu vực sông ven biển hoặc bãi bồi, có kích thước hạt mịn hơn và màu sẫm đặc trưng. Cát san hô là vật liệu có nguồn gốc tự nhiên tại các khu vực đảo và ven biển xa bờ, thường được khai thác và sử dụng tại chỗ trong điều kiện vận chuyển vật liệu từ đất liền gặp nhiều khó khăn. Loại cát này có hình dạng hạt góc cạnh, bề mặt gồ ghề và độ rỗng lớn, khác biệt rõ rệt so với cát silicat thông thường. Những khác biệt về kích thước hạt, hình dạng hạt, trạng thái sắp xếp và đặc trưng cơ lý của ba loại cát được kỳ vọng ảnh hưởng đến ứng xử cơ học của vật liệu khi chịu tác động xuyên vận tốc cao.

Các thông số vật liệu của ba loại cát (cát san hô, cát đen, cát vàng) được lựa chọn trên cơ sở kết quả thí nghiệm và các tài liệu đã công bố [15-18], bảo đảm phù hợp với đặc trưng cơ học của vật liệu cát chịu tác động xuyên ở vận tốc cao. Kết quả các chỉ tiêu cơ lý của ba loại cát được thể hiện trên Hình 3 và Bảng 2.

Bảng 2. Thông số vật liệu cát cho mô phỏng

Parameters	Đơn vị	Cát san hô	Cát đen	Cát vàng	Nguồn
Khối lượng thể tích khô ở độ chặt K85	g/cm^3	1,186	1,320	1,487	[15], Thí nghiệm
Mô đun đàn hồi E	MPa	22,40	28,00	30,00	[16, 17]
Hệ số poisson ν		0,34	0,30	0,3	[16, 18]
Lực dính c	kPa	17,35	2,41	7,46	Thí nghiệm
Góc ma sát trong φ	°	39,03	31,19	44,44	Thí nghiệm
Góc trương nở ψ	°	9,03	1,19	14,44	Ψ=φ-30 [18]
Hệ số ma sát với thép T12A (thép làm vật thể xuyên) μ		0,6996	0,6348	0,6064	Thí nghiệm



Hình 4. Một số hình ảnh thí nghiệm chỉ tiêu cơ lý của cát
a) Thí nghiệm xác định thành phần hạt; b) Thí nghiệm đầm nén Proctor tiêu chuẩn;
c) Bộ thớt dưới được chế tạo để thí nghiệm ma sát cát - thép bằng máy cắt phẳng

d) Thí nghiệm ma sát cát thép

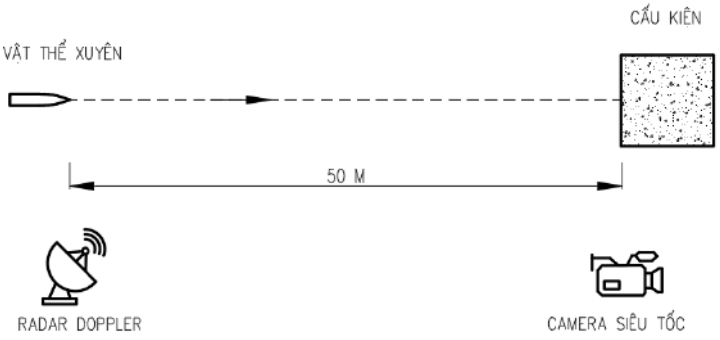
3.2. Nghiên cứu thực nghiệm xác định khả năng kháng xuyên của các loại vật liệu

Thí nghiệm xuyên được tiến hành bằng cách tác động vật thể xuyên cỡ 12,7 mm vào các cấu kiện ụ đắp có kích thước 1x1x1,1 m, bên trong lần lượt chứa ba loại vật liệu cát gồm cát san hô, cát đen và cát vàng được chế bị ở độ chặt K85. Kích thước cấu kiện thí nghiệm được lựa chọn là 1×1×1,1 m nhằm đảm bảo đồng thời hai yêu cầu: hạn chế ảnh hưởng của điều kiện biên đến quá trình xuyên và phù hợp với khả năng chế tạo, bố trí thí nghiệm thực tế. Với kích thước này, khoảng cách từ vị trí tác động đến các mặt biên đủ lớn để vùng biến dạng và phá hoại phát triển tự nhiên trước khi chịu ảnh hưởng phản xạ sóng hoặc ràng buộc biên. Về trạng thái vật liệu, các mẫu cát được chế bị ở độ chặt K85, đây là mức độ chặt trung bình, thường gặp trong thực tế thi công các cấu kiện đắp như ụ bảo vệ.

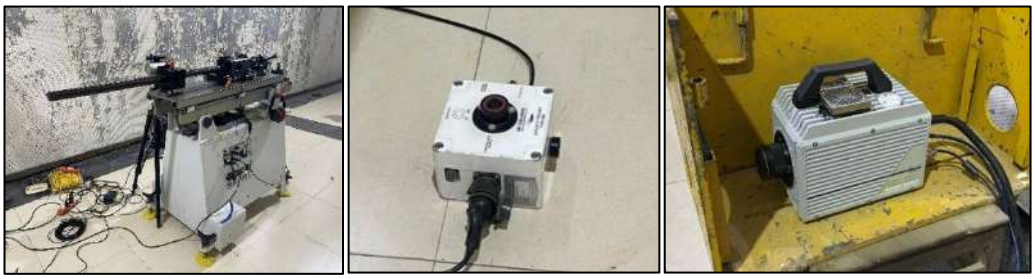
Các cấu kiện được bố trí độc lập nhằm bảo đảm điều kiện thí nghiệm tương đương và khả năng so sánh trực tiếp giữa các loại vật liệu.

Vật thể xuyên được tạo vận tốc ban đầu và tác động vào cấu kiện từ khoảng cách 50 m theo phương gần vuông góc với bề mặt cấu kiện. Vận tốc va chạm của vật thể xuyên được đo bằng hệ thống radar Doppler, cho phép xác định chính xác vận tốc tại thời điểm tiếp xúc với vật liệu cát. Quá trình va chạm và xuyên được ghi nhận bằng camera tốc độ cao nhằm phục vụ quan sát định tính diễn biến xuyên và hỗ trợ đối chiếu với kết quả mô phỏng số.

Sơ đồ bố trí thí nghiệm, bao gồm vị trí cấu kiện ụ đắp, hướng tác động và hệ thống đo đạc, được trình bày trong Hình 5 - 7.



Hình 5. Sơ đồ bố trí thí nghiệm



Hình 6. Thiết bị tạo vận tốc cho vật thể xuyên (trái), Radar Doppler (giữa), Camera thuật phóng (phải)



Hình 7. Cấu kiện mô đun địa kỹ thuật kích thước 1x1x1,1 m

4. Mô phỏng số đánh giá khả năng kháng xuyên

Các mô phỏng số được thực hiện nhằm hỗ trợ phân tích kết quả thí nghiệm và đánh giá khả năng tái hiện chiều sâu xuyên của các phương pháp mô phỏng khác nhau.

Mô hình hình học được xây dựng tương ứng với bố trí thí nghiệm, trong đó cấu kiện ụ đắp có kích thước 1x1x1,1 m. Điều kiện biên được thiết lập bằng cách cố định chuyển vị tại đáy và các mặt bên của cấu kiện nhằm mô phỏng sự hạn chế chuyển vị của vật liệu do cấu kiện trong thực tế. Trong mô phỏng này, coi vật thể xuyên là tuyệt đối cứng và giả thiết bay thẳng vuông góc với cấu kiện, không xét đến chuyển động xoay của vật thể. Vận tốc va chạm ban đầu của vật thể xuyên được lấy theo giá trị đo từ radar Doppler trong thí nghiệm.

Vật liệu cát được mô tả theo mô hình đàn–dẻo lý tưởng Mohr–Coulomb. Các tham số vật liệu của ba loại cát được trình bày trong Bảng 2. Vật xuyên được mô hình hóa như một vật thể cứng tuyệt đối với các thông số cơ bản được trình bày trong Bảng 3.

Bảng 3. Thông số vật thể xuyên tốc độ cao [19]

STT	Chỉ tiêu	Đơn vị	Thông số
1	Đường kính d	mm	12,979
2	Chiều dài L	mm	64,6
3	Chiều dài phần thon Lt	mm	33,30
4	Khối lượng	g	51,30
5	Góc chạm mục tiêu	độ	0

Mô phỏng số được thực hiện bằng phương pháp Coupled Eulerian–Lagrangian (CEL) [20–21], một phương pháp phù hợp để mô tả bài toán biến dạng lớn và sự dịch chuyển của vật liệu rời. Chiều sâu xuyên được sử dụng làm tiêu chí đánh giá và được so sánh trực tiếp với kết quả thí nghiệm nhằm kiểm chứng độ tin cậy của mô hình.

5. Kết quả và thảo luận

5.1. Kết quả thực nghiệm và thảo luận

Hệ số xuyên K_p được xác định theo công thức (4) suy ra từ công thức (1):

$$K_p = \frac{h_p}{\lambda_1.\lambda_2.\frac{P}{d^2}.V_0.\cos\left(\frac{1+n}{2}\right)\alpha}, \quad (4)$$

trong đó các tham số được tính theo công thức (2), (3) và bảng 3, riêng vận tốc lúc va chạm và chiều sâu xuyên được đo từ thực nghiệm.

Kết quả thực nghiệm xuyên được tổng hợp và trình bày trong Bảng 4 và 5.

Bảng 4. Kết quả thực nghiệm xuyên

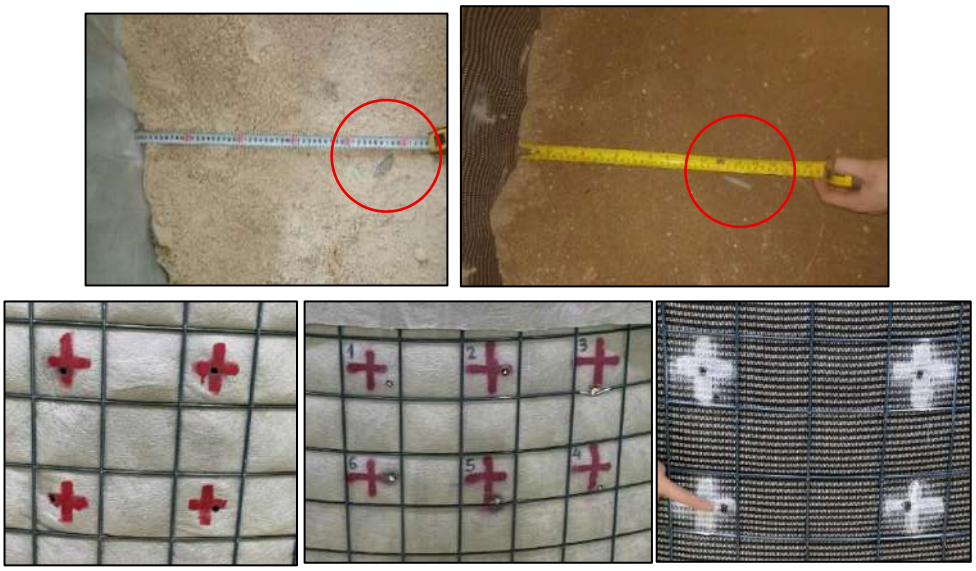
STT	Cát san hô			Cát đen			Cát vàng		
	Vận tốc lúc va chạm v (m/s)	Chiều sâu xuyên h_p (cm)	Hệ số xuyên K_p	Vận tốc lúc va chạm v (m/s)	Chiều sâu xuyên h_p (cm)	Hệ số xuyên K_p	Vận tốc lúc va chạm v (m/s)	Chiều sâu xuyên h_p (cm)	Hệ số xuyên K_p
1	812,5	56	$33,9\times10^{-7}$	835,1	71	$42,1\times10^{-7}$	812,1	53	$32,1\times10^{-7}$
2	815,1	53	$32,0\times10^{-7}$	839,0	66	$39,0\times10^{-7}$	806,8	47	$28,6\times10^{-7}$
3	823,2	55	$32,9\times10^{-7}$	829,3	65	$38,8\times10^{-7}$	808,7	42	$25,5\times10^{-7}$
4	818,0	56	$34,0\times10^{-7}$	844,5	70	$40,8\times10^{-7}$	792,5	50	$31,0\times10^{-7}$
5	819,1	47	$28,5\times10^{-7}$	783,7	57	$35,8\times10^{-7}$	797,3	41	$25,3\times10^{-7}$
6	813,2	49	$29,6\times10^{-7}$	809,3	51	$31,0\times10^{-7}$	819,4	43	$25,8\times10^{-7}$
7	819,9	53	$31,8\times10^{-7}$	820,1	52	$31,2\times10^{-7}$	803,3	44	$26,9\times10^{-7}$
8	808,3	53	$32,5\times10^{-7}$	817,9	65	$39,1\times10^{-7}$	797,8	41	$25,3\times10^{-7}$
9	813,2	51	$30,8\times10^{-7}$	819,1	56	$33,9\times10^{-7}$	813,7	44	$26,6\times10^{-7}$
10	808,0	54	$32,9\times10^{-7}$	716,9	59	$40,5\times10^{-7}$	807,6	42	$25,6\times10^{-7}$
11	810,7	49	$30,0\times10^{-7}$	795,1	54	$33,4\times10^{-7}$	740,6	40	$26,9\times10^{-7}$
12	801,1	49	$30,4\times10^{-7}$	800,4	60	$36,9\times10^{-7}$	815,7	37	$22,3\times10^{-7}$
13	794,1	48	$30,0\times10^{-7}$	813,4	47	$28,7\times10^{-7}$	820,7	40	$24,0\times10^{-7}$
14	793,5	56	$34,7\times10^{-7}$	824,9	64	$38,5\times10^{-7}$	801,0	37	$22,7\times10^{-7}$
15	816,2	54	$32,8\times10^{-7}$	813,2	64	$38,7\times10^{-7}$	816,4	39	$23,5\times10^{-7}$
16	806,1	52	$32,0\times10^{-7}$	816,1	48	$29,2\times10^{-7}$	813,5	44	$26,9\times10^{-7}$
17	823,3	46	$27,5\times10^{-7}$	812,6	63	$38,1\times10^{-7}$	817,5	41	$24,9\times10^{-7}$
18	805,3	51	$31,1\times10^{-7}$	813,9	60	$36,3\times10^{-7}$	823,4	42	$25,4\times10^{-7}$
19	791,2	47	$29,2\times10^{-7}$	811,3	68	$41,2\times10^{-7}$	836,8	55	$32,3\times10^{-7}$
20	788,1	50	$31,2\times10^{-7}$	809,1	54	$32,8\times10^{-7}$	814,7	46	$27,8\times10^{-7}$
21	773,6	46	$29,5\times10^{-7}$	810,9	72	$43,7\times10^{-7}$	791,7	42	$26,1\times10^{-7}$
22	796,0	47	$29,0\times10^{-7}$	790,8	63	$39,2\times10^{-7}$	813,7	42	$25,4\times10^{-7}$
23	814,1	49	$29,6\times10^{-7}$	834,4	68	$40,1\times10^{-7}$	824,2	44	$26,2\times10^{-7}$
24	826,9	53	$31,5\times10^{-7}$	833,8	60	$35,4\times10^{-7}$	807,3	48	$29,5\times10^{-7}$
25	805,7	46	$28,1\times10^{-7}$	814,3	75	$45,3\times10^{-7}$	-	-	-
26	816,4	53	$31,9\times10^{-7}$	817,7	61	$36,7\times10^{-7}$	-	-	-
27	801,3	46	$28,5\times10^{-7}$	829,1	64	$38,0\times10^{-7}$	-	-	-
28	805,0	56	$34,2\times10^{-7}$	818,4	75	$45,1\times10^{-7}$	-	-	-
29	826,0	53	$31,5\times10^{-7}$	794,9	52	$32,2\times10^{-7}$	-	-	-
30	-	-	-	806,9	66	$40,2\times10^{-7}$	-	-	-
31	-	-	-	811,0	51	$31,2\times10^{-7}$	-	-	-
32	-	-	-	817,5	78	$47,2\times10^{-7}$	-	-	-
33	-	-	-	790,6	79	$49,2\times10^{-7}$	-	-	-
34	-	-	-	811,2	52	$31,8\times10^{-7}$	-	-	-
35	-	-	-	806,3	69	$42,1\times10^{-7}$	-	-	-
36	-	-	-	805,5	50	$30,5\times10^{-7}$	-	-	-

Bảng 5. Xử lý kết quả đo

Loại cát	Số mẫu	Vận tốc trung bình lúc va chạm $\bar{v}$ (m/s)	Độ lệch chuẩn vận tốc s_v (m/s)	Chiều sâu xuyên trung bình $\bar{h}$ (cm)	Độ lệch chuẩn chiều sâu xuyên s_h (cm)	Hệ số xuyên trung bình $\overline{K_p}$	Độ lệch chuẩn hệ số xuyên s_K
Cát san hô	29	808,5	12,4	51,1	3,4	$31,09\times10^{-7}$	$1,950\times10^{-7}$
Cát đen	36	811,6	21,3	62,0	8,6	$37,60\times10^{-7}$	$5,149\times10^{-7}$
Cát vàng	24	808,2	17,9	43,5	4,5	$26,52\times10^{-7}$	$2,635\times10^{-7}$

Kết quả cho thấy vận tốc va chạm của vật thể xuyên trong các thí nghiệm được kiểm soát tương đối đồng đều giữa các loại cát, với giá trị trung bình xấp xỉ 810 m/s và độ phân tán nhỏ.

Vì vậy, ảnh hưởng của sai khác vận tốc va chạm đến chiều sâu xuyên có thể xem là không đáng kể, cho phép so sánh trực tiếp khả năng kháng xuyên của các loại cát trong cùng điều kiện tác động. Chiều sâu xuyên thu được từ thí nghiệm thể hiện sự khác biệt rõ rệt giữa ba loại cát. Chiều sâu xuyên trung bình của cát vàng, cát san hô và cát đen lần lượt là 43,5 cm, 51,1 cm và 62,0 cm. Hệ số xuyên K_p của ba loại cát tính được thông qua công thức (4). Kết quả hệ số xuyên trung bình của cát vàng, cát san hô và cát đen lần lượt là $26{,}52\times10^{-7}$, $31{,}09\times10^{-7}$ và $37{,}60\times10^{-7}$. Kết quả này cho thấy cát vàng có khả năng kháng xuyên tốt nhất, tiếp theo là cát san hô, trong khi cát đen cho chiều sâu xuyên lớn nhất và đồng thời có độ phân tán kết quả cao hơn hai loại cát còn lại.



Hình 8. Kết quả thử nghiệm xuyên

Sự khác biệt về chiều sâu xuyên có thể được lý giải từ tổng hợp các đặc trưng vật liệu của từng loại cát. Cát vàng, với thành phần hạt tương đối thô và khối lượng thể tích lớn hơn, có xu hướng hạn chế mức độ dịch chuyển và tái sắp xếp hạt trong vùng chịu tác động, từ đó làm giảm chiều sâu xuyên của vật thể. Cát san hô, mặc dù có hình dạng hạt góc cạnh và góc ma sát trong lớn, song do đặc trưng độ rỗng cao và khả năng nghiền vỡ hạt dưới tác động vận tốc lớn, chiều sâu xuyên vẫn lớn hơn so với cát vàng.

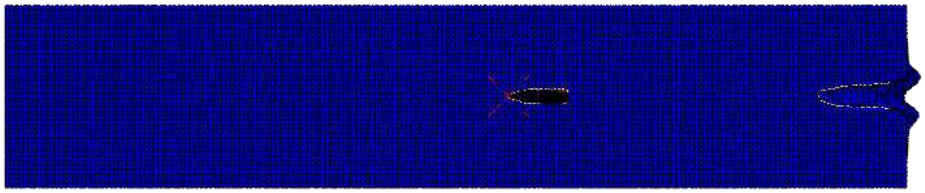
Ngược lại, cát đen với thành phần hạt mịn hơn và bề mặt hạt tương đối tròn làm giảm mức độ cài móc giữa các hạt. Đồng thời, do khối lượng thể tích nhỏ hơn, vật liệu dễ biến dạng và dịch chuyển hơn trong vùng chịu tác động, dẫn đến chiều sâu xuyên trung bình lớn và độ phân tán kết quả cao hơn so với hai loại cát còn lại.

Các giá trị K_p thu được là cơ sở dữ liệu thực nghiệm phục vụ so sánh, lựa chọn vật liệu và cung cấp dữ liệu đầu vào cho việc xác định chiều dày lớp vật liệu bảo vệ trong thiết kế kết cấu ụ bảo vệ tàu bay, đồng thời hỗ trợ hiệu chỉnh và kiểm chứng các mô hình tính toán.

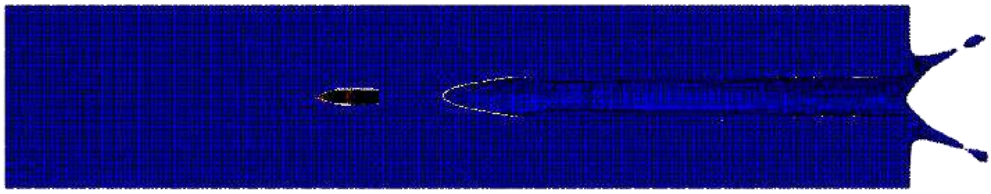
5.2. Kết quả mô phỏng số và thảo luận

Kết quả mô phỏng số khả năng kháng xuyên của cát san hô, cát đen và cát vàng bằng phương pháp CEL được thể hiện trong Hình 9 và Bảng 6.

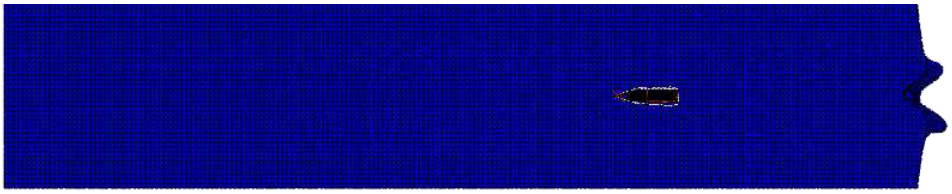
a)



b)



c)



Hình 9. Kết quả mô phỏng số khả năng kháng xuyên của cát san hô (a), cát đen (b) và cát vàng (c) theo phương pháp CEL (vật thể xuyên di chuyển theo hướng từ phải qua trái)

Bảng 6. Kết quả mô phỏng khả năng kháng xuyên

Vật liệu	Chiều sâu xuyên thực tế (cm)	Phương pháp CEL	
		Chiều sâu xuyên (cm)	Sai số so với thực tế (%)
Cát san hô	51,1	44,1	13,7
Cát đen	62,0	65,3	5,3
Cát vàng	43,5	32,8	24,6

Kết quả so sánh giữa mô phỏng và thí nghiệm cho thấy phương pháp Coupled Eulerian–Lagrangian (CEL) đạt được mức độ phù hợp tương đối tốt trong việc dự đoán chiều sâu xuyên. Sai số giữa kết quả mô phỏng và thực nghiệm dao động trong khoảng từ 5,3% đến 24,6%, trong đó phần lớn các trường hợp cho sai khác ở mức thấp đến trung bình. Điều này cho thấy phương pháp CEL có khả năng tái hiện hợp lý ứng xử của vật liệu rời trong bài toán xuyên.

Mặc dù vẫn tồn tại sai khác so với thực nghiệm, các giá trị này vẫn nằm trong phạm vi chấp nhận được đối với bài toán biến dạng lớn. Sai số trong các mô phỏng có thể xuất phát từ các giả thiết của mô hình và việc lựa chọn tham số đầu vào, trong đó một số tham số vật liệu chưa được xác định đầy đủ từ thí nghiệm mà được tham khảo từ các tài liệu công bố, dẫn đến ảnh hưởng đến độ chính xác của kết quả mô phỏng.

Nhìn chung, trong phạm vi các giả thiết và dữ liệu đầu vào, phương pháp CEL thể hiện độ tin cậy tốt, có khả năng áp dụng trong phân tích và hỗ trợ thiết kế kết cấu ụ bảo vệ tàu bay.

6. Kết luận

Nghiên cứu đã đánh giá định lượng khả năng kháng xuyên của ba loại vật liệu rời gồm cát vàng, cát san hô và cát đen thông qua thí nghiệm xuyên kết hợp với phân tích tính toán và mô phỏng số. Kết quả thực nghiệm cho thấy chiều sâu xuyên trung bình của cát vàng, cát san hô và cát đen lần lượt là 43,5 cm, 51,1 cm và 62,0 cm, tương ứng với hệ số xuyên K_p là $26{,}52\times10^{-7}$, $31{,}09\times10^{-7}$ và $37{,}60\times10^{-7}$. Các kết quả này cho thấy sự khác biệt rõ rệt về khả năng kháng xuyên giữa các loại vật liệu và cho phép đánh giá ảnh hưởng của đặc trưng cơ lý đến ứng xử xuyên trong môi trường vật liệu rời. Việc xác định được chiều sâu xuyên đặc trưng và hệ số xuyên K_p của các loại vật liệu cung cấp cơ sở dữ liệu thực nghiệm phục vụ so sánh, lựa chọn vật liệu và xác định chiều dày lớp vật liệu nhồi trong thiết kế kết cấu ụ bảo vệ tàu bay.

Bên cạnh đó, trên cơ sở số liệu thực nghiệm, mô phỏng số được thực hiện bằng phương pháp Coupled Eulerian–Lagrangian (CEL) nhằm phân tích cơ chế xuyên trong vật liệu đắp ụ bảo vệ tàu bay và đánh giá khả năng áp dụng của phương pháp trong bài toán kháng xuyên của

vật liệu cát. Kết quả cho thấy phương pháp CEL cho kết quả mô phỏng chiều sâu xuyên tương đối sát với thực nghiệm, với sai khác ở mức chấp nhận được trong điều kiện khảo sát của nghiên cứu.

Các kết quả thực nghiệm về chiều sâu xuyên, hệ số xuyên K_p cùng với kết quả mô phỏng số thu được là cơ sở tham khảo cho việc so sánh, lựa chọn vật liệu, xác định chiều dày lớp vật liệu nhồi cũng như lựa chọn phương pháp tính toán, mô phỏng trong thiết kế kết cấu ụ bảo vệ tàu bay.

Tài liệu tham khảo

1. Børvik, T., Dey, S. and Olovsson, L. (2015). *Penetration of granular materials by small-arms bullets*. **International Journal of Impact Engineering**, 75, pp. 123–139. https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2014.07.016
2. Moxnes, J.F., Frøyland, Ø., Skriudalen, S., Prytz, A.K., Teland, J.A., Friis, E. and Ødegårdstuen, G. (2016). *On the study of ricochet and penetration in sand, water and gelatin by spheres, 7.62 mm APM2, and 25 mm projectiles*. **Defence Technology**, 12(2), pp. 159–170. https://doi.org/10.1016/j.dt.2015.12.004
3. Luo, W., Shi, S., Chen, Z., Sun, J. and Wang, W. (2017). *Projectile penetration into sandy soil confined by a honeycomb-like structure*. **Shock and Vibration**, 2017, Article ID 7874543, 12 pages. https://doi.org/10.1155/2017/7874543
4. Ahmed, M., AlQadhi, S., Mallick, J., Desmukh, M.N. and Hang, H.T. (2020). *Advances in projectile penetration mechanism in soil media*. **Applied Sciences**, 10(19), Article 6810. https://doi.org/10.3390/app10196810
5. Nguyễn Văn Hiếu, Dương Duy Khánh*, Nguyễn Xuân Bàng, Trần Công Bình (2025), *Đánh giá khả năng kháng xuyên của một số vật liệu cát ứng dụng đắp ụ bảo vệ tàu bay*, **Tạp chí Khoa học và Công nghệ Việt Nam**, 68(2), 2/2026, DOI: 10.31276/VJST.2025.3261.
6. Pham, D.T., Nguyen, L.B.H., Tran, N.H. & Pham, T.T. (2024). Study on friction characteristics between concrete and saturated coral sand at different compaction ratios. Transport and Communications Science Journal, 75(2), 1293–1306. https://doi.org/10.47869/tcsj.75.2.7
7. V. A. Tuan, P. D. Phong, V. V. Hoang (2022), "Shear strength behaviour of a coral sand in Vietnam", *Proceedings of the 20th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering – Rahman and Jaksa (Eds) © 2022 Australian Geomechanics Society, Sydney, Australia*, pp. 251-254.
8. M. D. Nhan, V. A. Tuan, P. D. Tiep, et al. (2019), "Study on shear strength characteristics of coral sand subjected to cyclic load by direct shear test", *Journal of Science and Technique, Section on Special Construction Engineering*, **02(01)**, pp. 22-29, DOI:10.56651/lqdtu.jst.v2.n01.316.sce
9. P. D. Tiep, N. T. Lai, V. A. Tuan (2019), "Experimental study on strength parameters of coral sand by automatic direct shear device", *Journal of Science and Technique, Section on Special Construction Engineering*, **02(02)**, pp. 7-16, DOI: https://doi.org/10.56651/lqdtu.jst.v2.n02.225.sce
10. K. Dewi, V. A. Tuan, T. Matsumoto (2016), "Numerical study on behaviour of single piles in a coral sand", *Soft Soils*, pp. 27-28.
11. V. A. Tuan (2021), "Shear strength behaviour of coral gravelly sand subjected to monotonic and cyclic loading", *Geomechanics and Engineering*, **25(02)**, pp. 89-98, DOI: https://doi.org/10.12989/gae.2021.25.2.089
12. P. D. Tiep, T. N. Hung, N. T. Lai (2024), "Dynamic characteristics of saturated dense coral sand samples", *Journal of Science and Technique, Section on Special Construction Engineering,* **07(02)**, pp. 94-105, DOI: 10.56651/lqdtu.jst.v7.n02.884.sce.
13. C. V. Hoa, V.A. Tuan, N. T. Sang, et al. (2021), "Effect of grain size on shear strength of coral gravel sand", *Proceedings of the 3rd International Conference on Sustainability in Civil Engineering, Lecture Notes in Civil Engineering*, **145**, pp. 87-95, DOI: https://doi.org/10.1007/978-981-16-0053-1_11.

14. A.A. Lisogor (1958), *Protective Structures of Defensive Structures and Their Calculation (Manual for Students on Fortification),* Bibliography, Moscow, 67pp (in Russian).
15. Dương Duy Khánh, Nguyễn Văn Hiếu, Phạm Đức Tiệp và Đỗ Văn Thùy (2025). *Nghiên cứu thực nghiệm xác định hệ số ma sát giữa thép T12A và một số loại cát*. **Tạp chí Cầu đường Việt Nam**, số 11.
16. Nguyễn Thanh Sang (2024). Nghiên cứu sự làm việc của cọc ống thép có cánh xoắn trong nền cát sạn san hô. Luận án Tiến sĩ Kỹ thuật, Học viện Kỹ thuật Quân sự.
17. Bộ Khoa học và Công nghệ (2012). *TCVN 9362:2012 – Nền nhà và công trình – Tiêu chuẩn thiết kế*. **Nhà xuất bản Khoa học và Kỹ thuật**, Hà Nội.
18. Bentley Systems (2025), *PLAXIS 2D 2025,1 – Materials Models Manual*, Bentley Systems Incorporated, Netherlands,
19. Pešić, M.S., Živković, A.B., Aničić, A.D. *et al.* (2022). *Numerical analysis of a frontal impact of a 12.7 mm projectile on an armor plate*. **Vojnotehnički glasnik / Military Technical Courier**, 70(4), pp. 897–923. https://doi.org/10.5937/vojtehg70-38412
20. Dassault Systèmes (2016). *Abaqus Analysis User's Guide*. **Dassault Systèmes Simulia Corp.**, Providence, RI, USA.
21. Benson, D.J. (1992), "Computational methods in Lagrangian and Eulerian hydrocodes", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 99(2–3), pp. 235–394, DOI:10.1016/0045-7825(92)90042-I.

Experimental and numerical study on the penetration resistance of sand used in aircraft protective revetments

Abstract: *In protective revetment structures for aircraft, utilizing locally available granular materials as infill can provide significant techno-economic benefits, particularly in areas with challenging transportation conditions such as remote offshore islands or regions far from construction material supply sources. However, the penetration resistance of different granular materials must be quantitatively evaluated to support material selection and the design of protective layer thickness. This study presents experimental results evaluating the penetration resistance of three types of sand (coarse sand, coral sand, and fine sand) through tests conducted on geotechnical modular specimens with dimensions of 1 × 1 × 1.1 m. The materials were prepared at a compaction degree of K85 and subjected to the impact of a 12.7 mm projectile at an average impact velocity of approximately 810 m/s. The results indicate that the average penetration depths for the three sands are 43.5 cm, 51,1 cm, and 62.0 cm, corresponding to penetration coefficients* K_p *of* 26.52×10^{-7}, 31.09×10^{-7} *and* 37.60×10^{-7}, *respectively. On the basis of the experimental data, numerical simulations were performed using the Coupled Eulerian–Lagrangian (CEL) method to compare with the experimental results. The comparison shows that the CEL simulation results are in relatively good agreement with the experimental data, demonstrating its applicability in the design of protective revetment structures for aircraft.*

Keywords: Aircraft protective revetment, penetration resistance, coral sand, CEL.

Nghiên cứu phân tích ảnh hưởng của hình dạng xung nổ đến đặc tính phân bố ứng suất tổng hợp lớn nhất của sóng tới và sóng phản xạ khi nổ phá đá ở gần bề mặt tự do

Ngô Thế Đức[1], Đàm Trọng Thắng[1], Ngô Ngọc Thủy[1]

[1]Viện Kỹ thuật công trình đặc biệt, Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: ducnt1988@lqdtu.edu.vn; Tel: 0948 743 611

Tóm tắt

Trong nổ mìn phá vỡ đất đá, sự tương tác giữa sóng ứng suất tới và sóng phản xạ tại bề mặt tự do đóng vai trò quan trọng trong việc hình thành trường ứng suất kéo. Bài báo này nghiên cứu quy luật giao thoa giữa sóng tới và sóng phản xạ với các dạng hàm sóng ứng suất ban đầu khác nhau nhằm làm rõ ảnh hưởng của hình dạng xung đến đặc tính phân bố ứng suất kéo tổng hợp trong khu vực gần bề mặt tự do. Trên cơ sở mô hình lượng nổ thực và lượng nổ ảo đối xứng qua mặt tự do, mô hình giao thoa sóng được thiết lập và mô phỏng bằng phần mềm Matlab. Quá trình lan truyền và chồng chập sóng được khảo sát đối với các dạng xung ứng suất điển hình gồm xung chữ nhật, xung tam giác vuông, xung tam giác có pha tăng – giảm tải và xung suy giảm theo hàm mũ. Kết quả cho thấy hình dạng xung nổ ảnh hưởng rõ rệt đến đặc trưng phân bố ứng suất kéo sau giao thoa, thể hiện qua ba yếu tố chính: tốc độ gia tăng ứng suất kéo tại vùng gần mặt tự do, giá trị đỉnh ứng suất kéo và vị trí xuất hiện đỉnh ứng suất kéo. Cụ thể, dạng sóng suy giảm theo hàm mũ tạo ra tốc độ tăng ứng suất kéo nhanh và đỉnh ứng suất xuất hiện gần mặt tự do, trong khi dạng sóng xung chữ nhật cho giá trị đỉnh ứng suất kéo lớn hơn nhưng xuất hiện ở vị trí xa mặt tự do hơn. Các kết quả nghiên cứu góp phần làm rõ ảnh hưởng của hình dạng xung nổ đến đặc tính phân bố ứng suất kéo trong khu vực gần bề mặt tự do, là cơ sở cho các nghiên cứu tiếp theo về cơ chế phá hủy đất đá do nổ mìn.

Từ khoá: *Sóng ứng suất nổ, sóng phản xạ nổ, giao thoa sóng ứng suất*

1. Đặt vấn đề

Trong nổ mìn phá hủy đất đá, tùy theo độ cứng của đất đá (độ cứng âm học) mà cơ chế phá hủy của mỗi loại là khác nhau. Đối với đá có độ cứng trung bình và lớn, sóng ứng suất trong phá đá đóng vai trò chủ yếu trong việc phá hủy đá. Theo F. A. Baum, thể tích đá bị phá hủy thường lớn hơn thể tích buồng mìn từ 1000 ÷ 2000 lần, cho thấy sóng ứng suất chứ không phải áp lực của sản phẩm nổ mới là yếu tố chủ đạo gây phá vỡ đất đá [1]. Nhận định này đã định hướng cho hàng loạt nghiên cứu sau đó về cơ chế lan truyền, phản xạ và giao thoa sóng trong nổ mìn.

Các nghiên của của các nhà khoa học như F. A. Baum, Kumao Hino, A. N. Khanucaev … đề chỉ ra rằng quá trình nổ phá đá áp lực của sản phẩm nổ tác dụng lên thành buồng mìn sẽ làm cho các các phần tử đá trên thành buồng mìn chuyển động. Sự chuyển động này sẽ dồn nén các lớp đất đá tiếp theo và làm cho các lớp tiếp theo dịch chuyển, quá trình này diễn ra liên tiếp giữa các lớp đất đá tạo ra sự lan truyền của sóng ứng suất. Khi sóng ứng suất đến bề mặt tự do sẽ xuất hiện các sóng phản xạ kết hợp với phần sóng nén ở giai đoạn cuối làm xuất hiện các ứng suất kéo [2] [3]. Do đặc tính của đá là vật liệu giòn nên cường độ chịu kéo kém hơn rất nhiều so với cường độ chịu nén, dẫn đến các lớp đất đá tại bề mặt tự do sẽ bị phá hủy và bong ra. Khi cường độ sóng ứng suất càng lớn sẽ có càng nhiều lớp bị bong ra [4].

Như vậy, khi nổ phá đá gần bề mặt tự do, sự kết hợp giữa sóng ứng suất tới và sóng phản xạ là tác nhân chính gây ra sự phá hủy. Khi nghiên cứu về vai trò của sóng phản xạ trong nổ phá đá,

J. E. Field và A. L. Pedersen đã chỉ ra rằng các sóng phản xạ khi lan truyền từ bề mặt tự do vào trong khối đá và gặp các vết nứt hướng tâm với góc hợp lý sẽ hỗ trợ việc mở rộng các khe nứt chính và tạo thành phễu nổ [5]. Zhang Zong-Xian xây dựng mô hình và mô tả sự giao thoa giữa sóng tới và sóng phản xạ tại bề mặt tự do đối với sóng ứng suất tới có dạng xung tam giác vuông với giả thiết sóng phẳng không suy giảm cường độ khi lan truyền [4]. Các sóng phẳng có dạng xung chữ nhật, xung tam giác, xung hình thang và xung suy giảm theo hàm mũ được McVay Mark K. chỉ ra khi nghiên cứu nguyên nhân gây ra chấn sụp của bê tông [6]. Tuy nhiên, trong thực tế khi nổ mìn trong đất đá sóng ứng suất sinh ra là sóng cầu [7]. Do đó trong quá trình lan truyền cường độ sóng ứng suất sẽ bị suy giảm khi lan truyền ra xa [8]. Sự suy giảm này ngoài nguyên nhân do việc mở rộng phạm vi ảnh hưởng của sóng còn do đặc tính tự nhiên của mỗi loại đất đá [9]. Việc suy giảm này làm cho cường độ của sóng phản xạ cũng như cường độ trường ứng suất kéo cũng có sự thay đổi trong quá trình giao thoa.

Bên cạnh đó với mỗi dạng xung nổ khác nhau sự phân bố cường độ ứng suất kéo trong khu vực gần bề mặt tự do sẽ có sự khác biệt. Trong thực tế nổ mìn cho thấy hình dạng xung áp lực ban đầu phụ thuộc mạnh vào loại thuốc nổ, cấu trúc lỗ mìn, điều kiện nạp mìn và phương pháp kích nổ, từ đó ảnh hưởng trực tiếp đến đặc tính phá hủy đất đá.

Vì vậy, việc nghiên cứu một cách hệ thống ảnh hưởng của hình dạng xung ứng suất ban đầu đến sự phân bố ứng suất kéo tổng hợp trong khu vực gần bề mặt tự do, có xét đến sự suy giảm cường độ khi lan truyền, là cần thiết cả về mặt khoa học và thực tiễn. Kết quả nghiên cứu không chỉ góp phần làm rõ cơ chế phá hủy đất đá do giao thoa sóng mà còn là cơ sở để định hướng lựa chọn và điều khiển dạng xung nổ nhằm nâng cao hiệu quả nổ mìn và chất lượng đập vỡ đất đá trong các công trình khai thác và xây dựng.

2. Cơ sở lý thuyết

Phương trình lan truyền sóng ứng suất cầu trong môi trường đàn hồi lý tưởng có dạng [8]

$$C_L^2.\frac{\partial^2(r,u)}{\partial r^2}=\frac{\partial^2(r,u)}{\partial t^2} \tag{1}$$

trong đó: C_L- là vận tốc lan truyền sóng $C_L=\sqrt{\frac{2G+\lambda}{\rho}}$ (2)

G- mô đun trượt của môi trường;

λ- hằng số Lame;

ρ- mật độ khối lượng.

Phương trình trên có nghiệm

$$u=\frac{1}{r}\left[f_1(r-C_Lt)+f_2(r+C_Lt)\right] \tag{3}$$

$u_{cb}(r,t)$ là tổng dịch chuyển trong phần tử đá gần bề mặt tự do

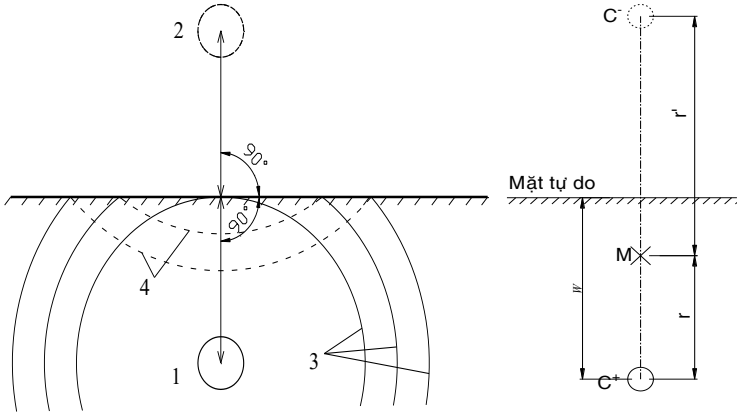
Hàm f_1 tương ứng với sóng lan truyền từ tâm theo hướng bán kính với tốc độ C_L; hàm f_2 tương ứng với sóng lan truyền hướng vào tâm. Về mặt vật lý, nghiệm của phương trình sóng cho

thấy trường chuyển vị tại mỗi điểm trong môi trường là kết quả chồng chập của một sóng lan truyền từ tâm nổ thực và sóng còn lại lan truyền theo hướng ngược lại với cùng vận tốc C_L. Đây chính là cơ sở của lý thuyết lượng nổ ảo được áp dụng rộng rãi trong tính toán nổ mìn trong đất đá gần bề mặt tự do.

Phương trình (3) viết lại có dạng: $u_{cb}(r,t) = u_I(r,t) + u_R(r,t)$ (4)

với $u_I(r,t) = \dfrac{f_1(r - C_L t)}{r}$ là dịch chuyển trong sóng tới

$u_R(r,t) = \dfrac{f_1(r + C_L t)}{r}$ là dịch chuyển trong sóng phản xạ



Hình 1. Sơ đồ lượng nổ ảo

1- Lượng nổ thực; 2- Lượng nổ ảo; 3- Sóng tới; 4- Sóng phản xạ.

Theo thuyết phá đá bằng sóng phản xạ, sóng phản xạ được coi như sinh ra từ lượng nổ ảo có khối lượng bằng với lượng nổ thật nằm đối xứng với lượng nổ thật qua mặt phẳng tự do. Sóng tới lan truyền từ lượng nổ thực có xung hướng đẩy phần tử đất đá ra khỏi tâm nổ thực. Sóng phản xạ có xu hướng kéo phần tử đất đá về phía tâm nổ ảo [2] [3] [10]. Với quy ước ứng suất nén mang dấu "+" và ứng suất kéo mang dấu "-"

3. Xây dựng mô hình

Trong trường hợp sóng tới thẳng góc với mặt tự do ($\alpha=0^0$) với khoảng cách $r>30r_0$ sóng cầu lan đến mặt tự do trong phạm vi có bề rộng b=r/2 có thể được là các sóng phẳng [7] [11]. Và có thể áp dụng các công thức về phản xạ, khúc xạ đối với sóng ứng suất phẳng

Ứng suất tổng hợp tại một điểm M trong đất đá gần bề mặt tự do cách tâm nổ thực một khoảng *r* và tâm nổ ảo một khoảng *r'* được xác định:

$$\sigma_{cb}(r,t) = \sigma_I(r,t) + \sigma_R(r',t) \quad (5)$$

trong đó: $\sigma_{cb}(r,t)$: ứng suất tổng hợp tại điểm cách tâm nổ khoảng cách r theo thời gian;

$\sigma_I(r,t)$: ứng suất trong sóng tới tại điểm cách tâm nổ thực khoảng cách r theo thời gian;

$\sigma_R(r',t)$: ứng suất trong sóng phản xạ tại điểm cách tâm nổ ảo khoảng cách r' theo

thời gian, với $r' = 2w - r$;

Ứng suất trong sóng tới và trong sóng phản xạ được tính theo công thức [2] [12]:

$$\sigma_I(r,t) = \begin{cases} 0 & khi\ t < \dfrac{r}{C_L} \\ p(t)\left(\dfrac{r}{r_0}\right)^{-\beta} & khi \dfrac{r}{C_L} \le t \le \dfrac{r+\lambda}{C_L} \\ 0 & khi\, t > \dfrac{r+\lambda}{C_L} \end{cases} \quad (6)$$

Tương tự như vậy, ứng suất trong sóng phản xạ được xác định theo lý thuyết lượng nổ ảo và cơ học môi trường liên tục sẽ bằng tích cường độ ứng suất trong tới và hệ số phản xạ được biểu thị dạng sau:

$$\sigma_R(r',t) = \begin{cases} 0 & khi\ t < \dfrac{r'}{C_L} \\ R_{12}p(t)\left(\dfrac{r'}{r_0}\right)^{-\beta} & khi\ \dfrac{r'}{C_L} \le t \le \dfrac{r'+\lambda}{C_L} \\ 0 & khi\ t > \dfrac{r'+\lambda}{C_L} \end{cases} \quad (7)$$

trong đó: R_{12} - là hệ số phản xạ. Vì phản xạ tại mặt tự do nên $R_{12} = -1$; [2] [3] [4]

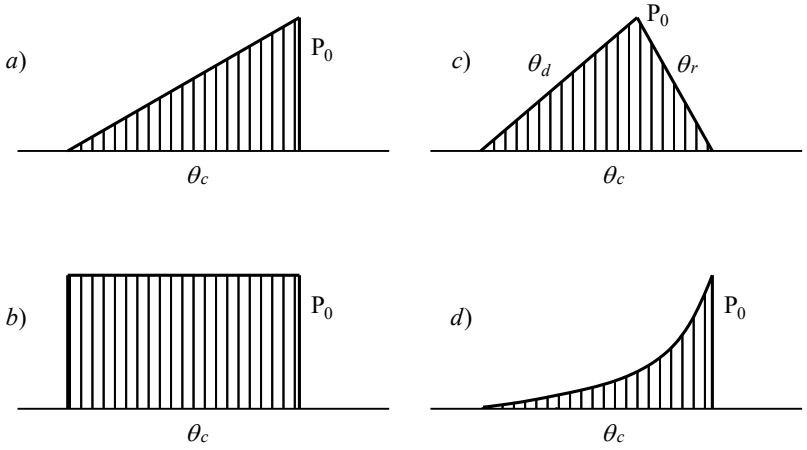
λ_c- là chiều dài bước sóng, $\lambda_c = \theta_c.C_L$;

θ_c -thời gian duy trì pha nén của sóng ứng suất;

β- hệ số suy giảm cường độ sóng ứng suất khi lan truyền (hằng số tắt dần);

$p(t)$ - hàm áp lực nổ tại thành lỗ mìn;

Trong thực tế tuỳ theo điều kiện đất đá, kết cấu lượng nổ, kết cấu, mật độ bua mìn… hàm áp lực nổ lên thành lỗ mìn có thể có nhiều dạng khác nhau. Để áp dụng các công thức giải tích vào trong tính toán, hàm áp lực nổ lên thành lỗ mìn có thể lý tưởng hóa với các dạng sau:



Hình 2. Các dạng hàm áp lực nổ lý tưởng hóa

Dạng tam giác vuông: với bước nhảy của pha tăng tải và pha giảm tải theo quy luật tuyến tính (Hình 2a). Quy luật của hàm áp lực nổ lên thành lỗ mìn có thể biểu diễn theo biểu thức (8)

$$p(t)=\begin{cases} P_0\left(1-\dfrac{t}{\theta_c}\right) & Khi\ 0\le t\le\theta_c \\ 0 & Khi\ t\ge\theta_c \end{cases} \tag{8}$$

trong đó: P_0- Áp lực lơn nhất tác dụng lên thành lỗ mìn, MPa;

θ_c- Thời gian tồn tại của hàm áp lực nổ, s

Dạng xung chữ nhật: Với bước nhảy tức thời của pha tăng tải đạt giá trị cực đại và duy trì không đổi trong một khoảng thời gian, sau đó giảm tải tức thời về 0 (Hình 2b). Quy luật của hàm áp lực nổ dạng xung chữ nhật biểu diễn dưới dạng

$$P(t)=\begin{cases} P_0 & Khi\ 0\le t\le\theta_c \\ 0 & Khi\ t\ge\theta_c \end{cases} \tag{9}$$

Dạng tam giác (có pha tăng tải và pha giảm tải): Với pha tăng tải và pha giảm tải đều biến thiên theo quy luật tuyến tính; ứng suất tăng dần từ 0 đến giá trị cực đại trong thời gian…, sau đó giảm tuyến tính về 0 trong pha giảm tải (Hình 2c). hàm áp lực nổ dạng tam giác có pha tăng tải và pha giảm tải được biểu diễn theo công thức (10)

$$P(t)=\begin{cases} P_0\dfrac{t}{\theta_r} & Khi\ 0\le t\le\theta_r \\ P_0\left(1-\dfrac{t-\theta_r}{\theta_d}\right) & Khi\ \theta_r\le t\le\theta_c \\ 0 & Khi\ t\ge\theta_c=\theta_r+\theta_d \end{cases} \tag{10}$$

trong đó: θ_r- Thời gian tăng tải của hàm áp lực nổ, s;

θ_d- Thời gian giảm tải của hàm áp lực nổ, s;

Dạng suy giảm theo hàm mũ: Với pha tăng tải diễn ra rất nhanh (gần như tức thời) đạt giá trị cực đại, sau đó ứng suất giảm dần theo quy luật hàm mũ theo thời gian (Hình 2d).

$$P(t)=P_0e^{-\alpha t} \tag{11}$$

trong đó: α- Hệ số suy giảm của hàm áp lực nổ lên thành buồng mìn.

Về mặt toán học, biểu thức (2.50) cho thấy P(t)→ 0 khi t→ ∞. Tuy nhiên trong thực tế khí áp lực lên đất đá rất nhỏ sẽ không thể gây ra phá huỷ. Nên về mặt ý nghĩa phá huỷ không còn nữa. Do vậy, để thuận tiện trong tính toán, khi $P(t)=0.01P_0$ thì coi như kết thúc thời gian tác dụng của hàm áp lực nổ [6]

Dựa trên công thức (5), (6), (7), mô hình giao thoa sóng tới và sóng phản xạ thiết lập trên trên Matlab với các thông số đầu vào của sóng ứng suất và môi trường đất đá như sau:

Áp lực ban đầu lên thành lỗ mìn P_0 = 400 MPa;

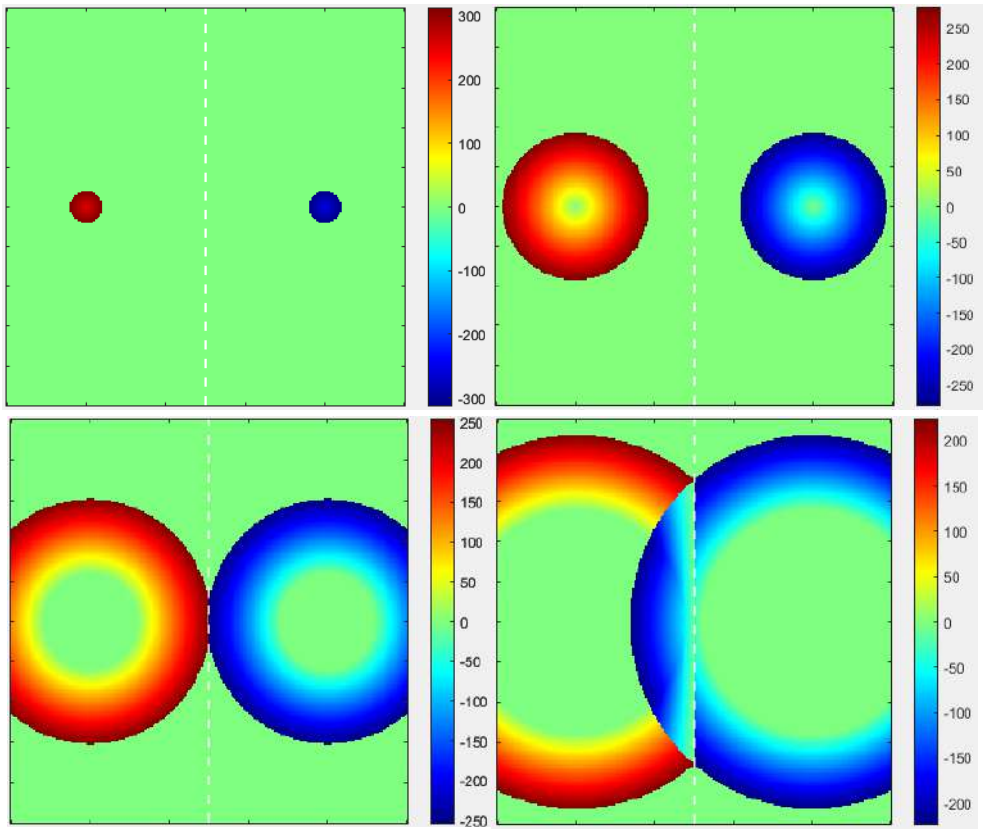
Vận tốc lan truyền sóng ứng suất C_L = 3000 m/s;

Hệ số suy giảm cường độ sóng theo khoảng cách β =1,272 [9];

Thời gian duy trì xung lượng $\theta_c = 50\,\mu s$;

Khoảng cách đến mặt tự do $w = 0,3m$.

4. Kết quả và thảo luận



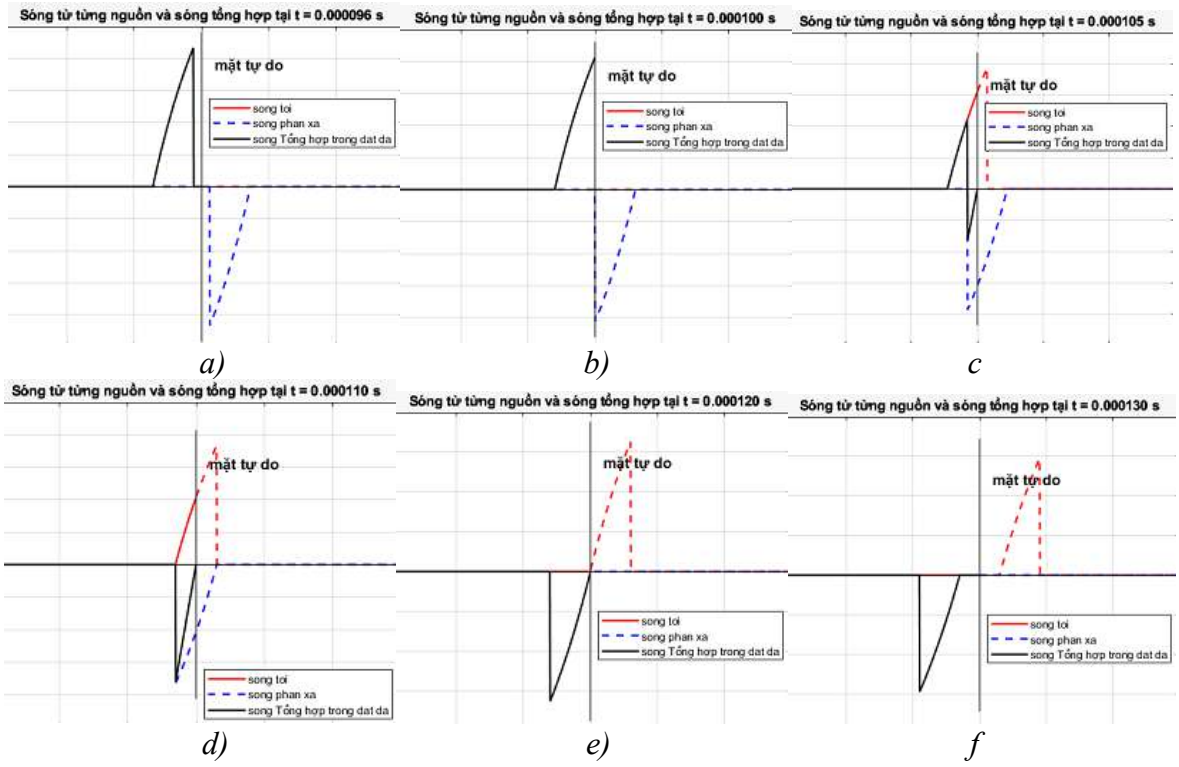
Hình 3. Mô hình lan truyền và giao thoa của sóng tới và sóng phản xạ trên mặt phẳng đi qua tâm 2 lượng nổ

Tiến hành khảo sát sự giao thoa của sóng tới và sóng phản xạ trên đường nối tâm nổ thực và tâm nổ ảo với các dạng xung nổ khác nhau

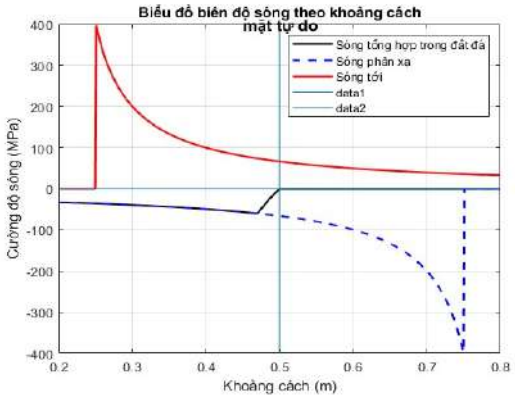
- Xung nổ tam giác vuông

Xét một sóng tới có dạng tam giác vuông với bước sóng là λ_c và áp lực lớn nhất ban đầu là P_0 lan truyền từ tâm nổ thực đến mặt tự do, sóng phản xạ có áp lực lớn nhất ban đầu là $-P_0$. Khi sóng tới lan truyền đến mặt tự do, sóng phản xạ bắt đầu lan truyền từ mặt tự do vào trong đất đá (hình 4b). Khi sóng tới tiếp tục đi ra khỏi mặt tự do, sóng phản xạ lan truyền vào trong đất đá gặp phần còn lại của sóng tới sẽ kết hợp với nhau tạo thành trường ứng suất tổng hợp trong đất đá gần bề mặt tự do. Sóng ứng suất tổng hợp được hình thành trong quá trình phản xạ là một sóng kéo dạng tam giác như thể hiện trong hình 4c. Biên độ của trường ứng suất kéo tăng dần khi sóng phản xạ lan truyền vào trong đất đá. Biên độ ứng suất tổng hợp và bước sóng của sóng ứng suất tổng hợp tăng lên khi sóng phản xạ tiếp tục lan truyền và đạt giá trị lớn nhất bằng với cường độ của sóng phản xạ khi sóng phản xạ đi được một nửa bước sóng (Hình 4d). Khi sóng tới hoàn toàn ra khỏi mặt tự do, quá trình giao thoa của 2 sóng kết thúc. Trường ứng suất kéo trong khối đất đá hoàn toàn

là của sóng phản xạ gây ra (hình 4e) và tiếp tục lan truyền vào trong (hình 4f)



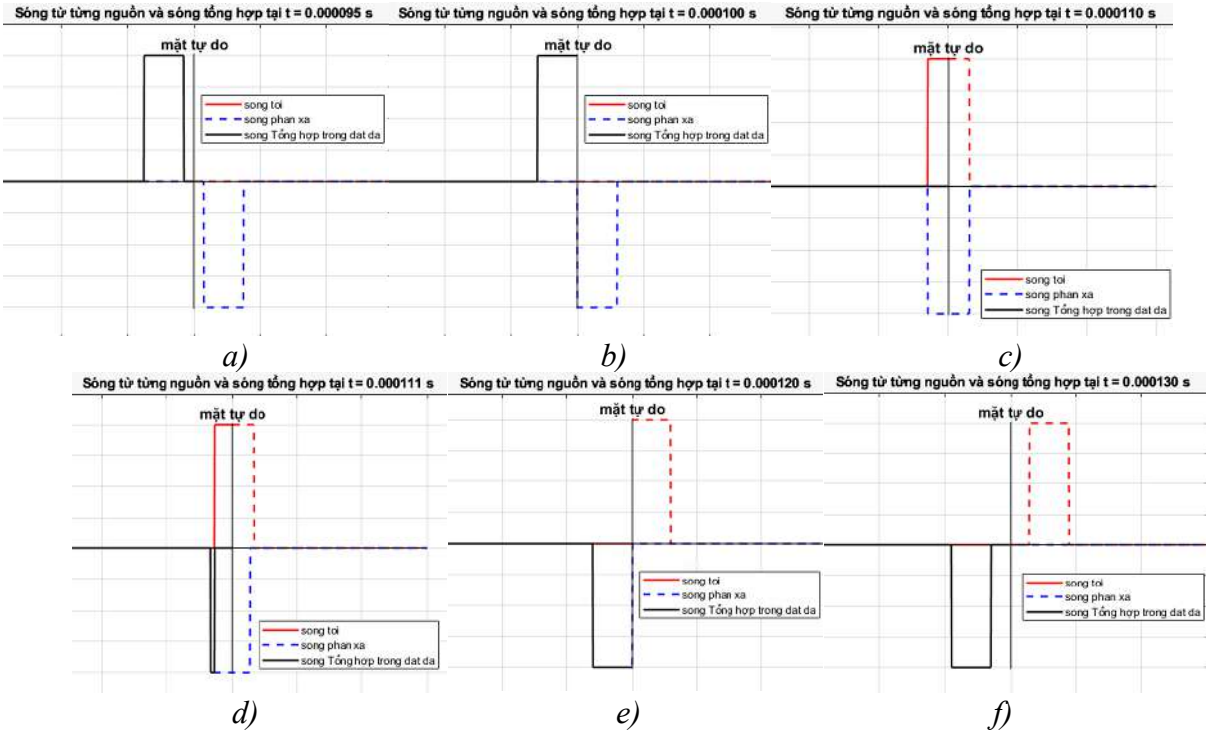
Hình 4. Giao thoa của sóng tới và sóng phản xạ dạng xung tam giác vuông



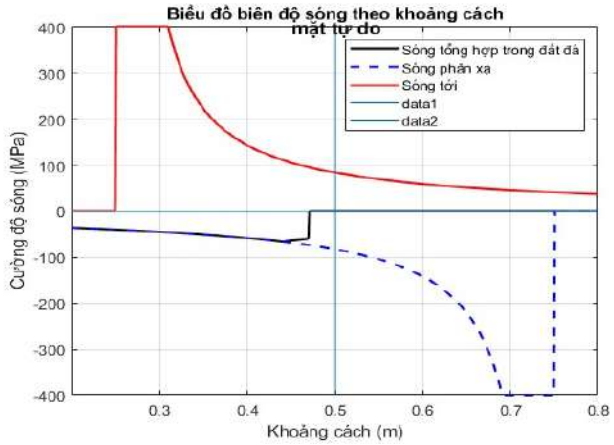
Hình 5. Phân bố cường độ sóng tới, sóng phản xạ và sóng tổng hợp dạng xung tam giác vuông

Từ hình 4 và hình 5 nhận thấy sau khi sóng tới đi được một nửa bước sóng ra khỏi mặt tự do, biên độ ứng suất kéo tổng hợp trong đất đá đạt lớn nhất và trùng với biên độ ứng suất trong sóng phản xạ. Khi kết thúc quá trình giao thoa (sóng tới đi qua hoàn toàn khỏi mặt tự do) trường ứng suất trong đất đá hoàn toàn do sóng phản xạ gây ra Tiến hành khảo sát tương tự với các dạng sóng khác ta thu được kết quả như trong các hình 6, 7, 8.,9, 10, 11.

- Xung nổ dạng hình chữ nhật

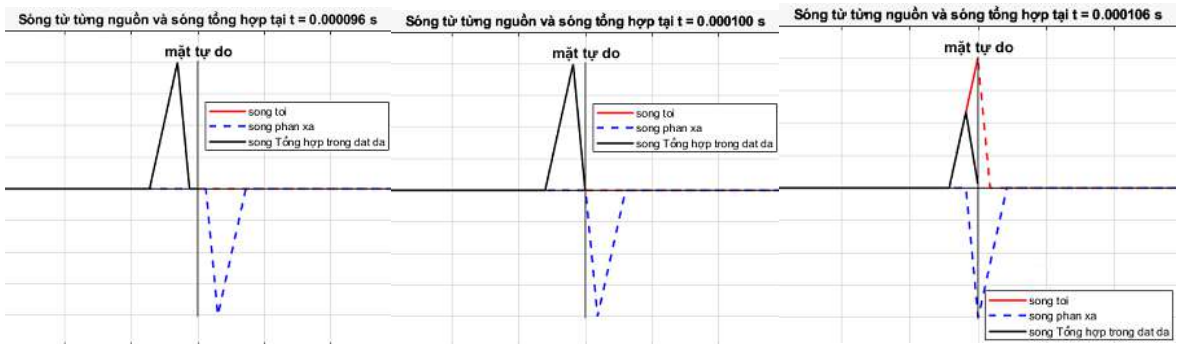


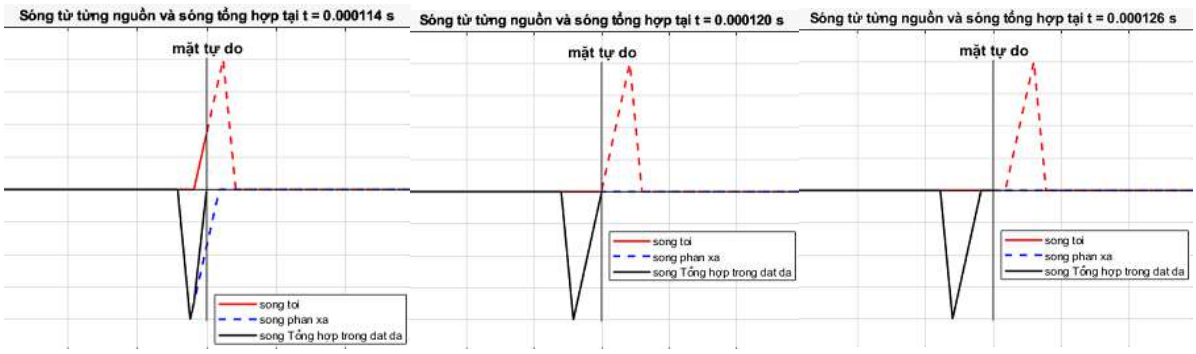
Hình 6. Giao thoa của sóng tới và sóng phản xạ dạng xung chữ nhật



Hình 7. Phân bố cường độ sóng tới, sóng phản xạ và sóng tổng hợp dạng xung chữ nhật

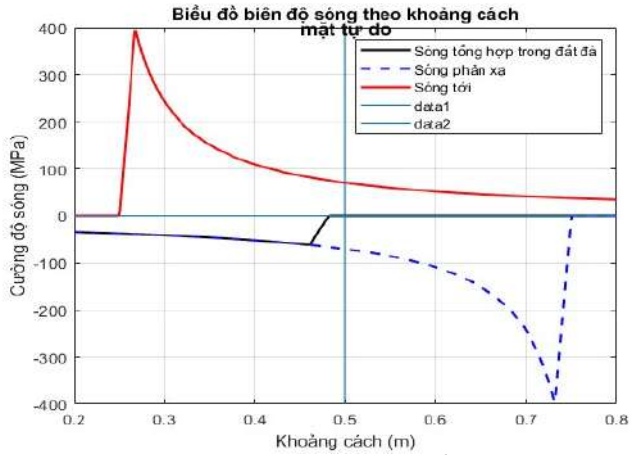
- Xung nổ dạng tam giác có pha tăng và pha giảm





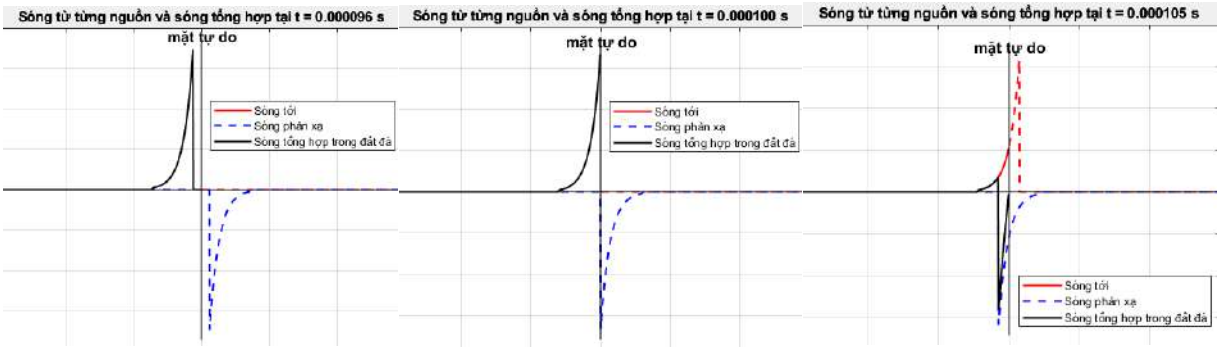
d) *e)* *f)*

Hình 8. Giao thoa của sóng tới và sóng phản xạ dạng xung tam giác có pha tăng tải

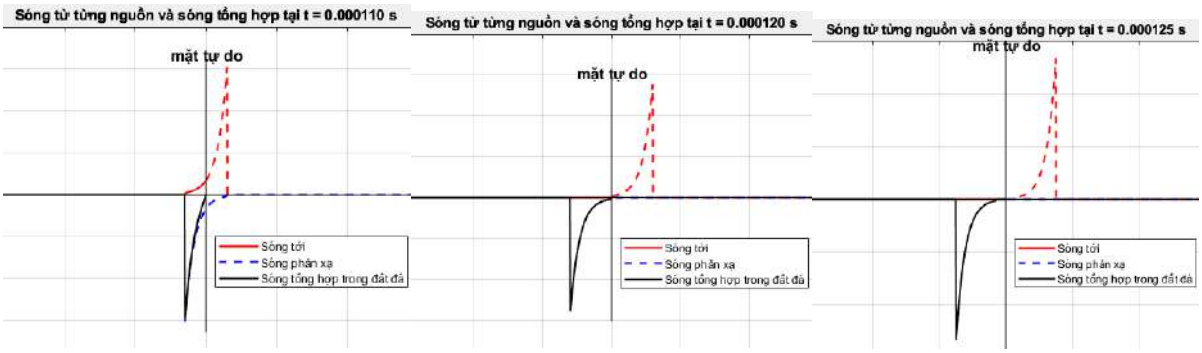


Hình 9. Phân bố cường độ sóng tới, sóng phản xạ và sóng tổng hợp dạng xung tam giác có pha tăng - giảm tải

- Xung nổ có bước nhảy và suy giảm theo hàm mũ

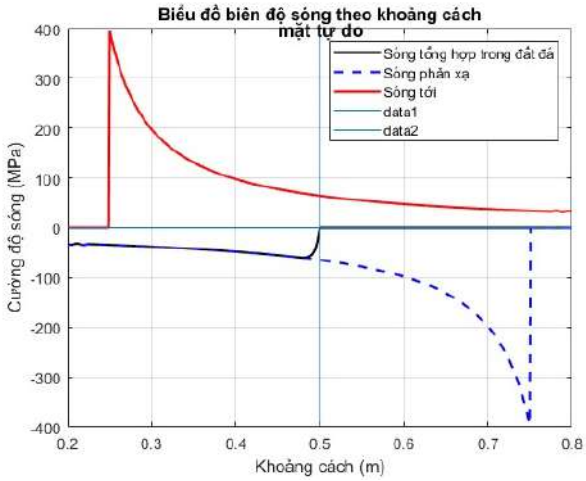


a) *b)* *c)*



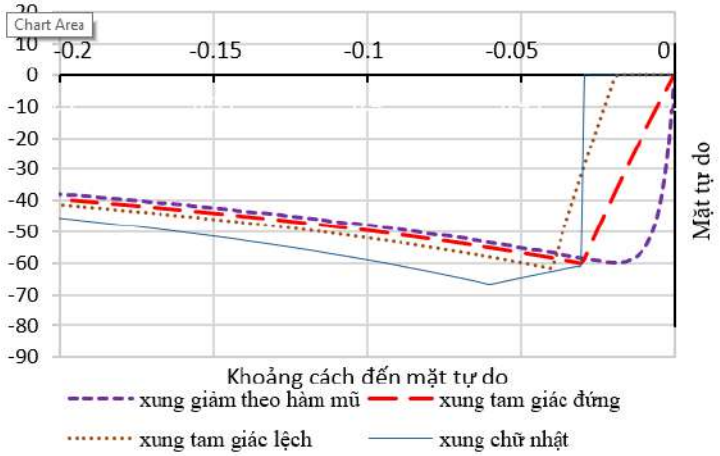
d) *e)* *f)*

Hình 10. Giao thoa của sóng tới và sóng phản xạ dạng xung giảm theo hàm mũ



Hình 11. Phân bố cường độ sóng tới, sóng phản xạ và sóng tổng hợp dạng xung giảm theo hàm mũ

Các biểu đồ hình 7 - 11 mô tả quá trình lan truyền và giao thoa giữa sóng tới và sóng phản xạ tại khu vực gần mặt tự do với các dạng hàm sóng khác nhau. Các biểu đồ trên cho thấy rõ khi có hiện tượng phản xạ sóng ứng suất nén chuyển thành sóng ứng suất kéo trong đất đá. Tuy nhiên với mỗi dạng sóng sự phân bố ứng suất kéo tại các điểm gần mặt tự do là khác nhau.



Hình 12. So sánh cường độ ứng suất tổng hợp với các dạng hàm sóng khác nhau

Kết quả so sánh sự phân bố cường độ ứng suất kéo trong đất đá ở gần mặt tự do tương ứng với bốn dạng khác nhau của hàm sóng ứng suất ban đầu thể hiện bằng biểu đồ ở hình 12. Từ kết quả thu được có thể nhận thấy sự khác biệt rõ rệt về phân bố ứng suất kéo sau giao thoa giữa các dạng sóng theo ba tiêu chí: (i) tốc độ tăng ứng suất kéo gần mặt tự do, (ii) giá trị đỉnh ứng suất kéo, và (iii) vị trí đỉnh ứng suất kéo.

i) Về tốc độ tăng của cường độ ứng suất kéo tại gần mặt tự do:

Kết quả cho thấy dạng sóng suy giảm theo quy luật hàm mũ có tốc độ gia tăng ứng suất kéo nhanh nhất trong vùng gần mặt tự do, thể hiện qua sự tăng đột ngột của biên độ ứng suất khi tiến sát bề mặt. Ngược lại, dạng sóng xung hình chữ nhật có tốc độ tăng chậm nhất, với giá trị ứng suất kéo tại gần mặt tự do rất nhỏ, gần như bằng không. Các dạng sóng còn lại thể hiện đặc trưng trung gian, với mức độ gia tăng ứng suất không quá đột ngột nhưng cũng không quá chậm.

ii) Về giá trị của đỉnh ứng suất kéo:

Trong các dạng sóng khảo sát, dạng sóng xung hình chữ nhật cho giá trị đỉnh ứng suất kéo lớn nhất, cho thấy khả năng tích lũy năng lượng và tạo cực trị ứng suất cao trong môi trường. Dạng sóng hàm mũ mặc dù có tốc độ tăng nhanh nhưng giá trị đỉnh ứng suất kéo không phải là lớn nhất. Các dạng sóng trung gian có giá trị đỉnh nằm giữa hai trường hợp này, phản ánh sự phân bố năng lượng tương đối đều hơn.

iii) Về vị trí của đỉnh ứng suất kéo:

Đỉnh ứng suất kéo của dạng sóng hàm mũ xuất hiện gần mặt tự do nhất, tức là chiều sâu tính từ mặt tự do đến vị trí đạt cực đại là nhỏ nhất. Ngược lại, đối với dạng sóng xung hình chữ nhật, đỉnh ứng suất kéo lại xuất hiện ở vị trí xa mặt tự do nhất, tương ứng với chiều sâu lớn nhất. Các dạng sóng còn lại có vị trí đỉnh nằm ở khoảng trung gian giữa hai trường hợp trên. Sự khác biệt này cho thấy dạng sóng không chỉ ảnh hưởng đến cường độ mà còn quyết định vị trí tập trung phá hủy trong khối vật liệu.

5. Kết luận

Bài báo đã xây dựng và phân tích mô hình giao thoa giữa sóng ứng suất tới và sóng phản xạ tại bề mặt tự do trong điều kiện có xét đến sự suy giảm cường độ khi lan truyền. Trên cơ sở mô hình lượng nổ ảo và mô phỏng bằng Matlab, các dạng xung ứng suất điển hình gồm xung chữ nhật, xung tam giác vuông, xung tam giác có pha tăng – giảm tải và xung suy giảm theo hàm mũ đã được khảo sát và so sánh.

Kết quả nghiên cứu cho thấy hình dạng xung ứng suất ban đầu có ảnh hưởng đáng kể đến đặc tính phân bố ứng suất kéo tổng hợp trong khu vực gần bề mặt tự do. Sự khác biệt này thể hiện rõ qua ba tiêu chí: (i) tốc độ tăng của ứng suất kéo tại vùng gần mặt tự do, (ii) giá trị đỉnh ứng suất kéo và (iii) vị trí xuất hiện đỉnh ứng suất kéo. Dạng sóng suy giảm theo hàm mũ đặc trưng bởi tốc độ gia tăng ứng suất kéo nhanh và đỉnh ứng suất nằm gần mặt tự do, trong khi dạng sóng xung chữ nhật tạo ra giá trị đỉnh ứng suất kéo lớn hơn nhưng phân bố sâu hơn trong môi trường.

Các dạng sóng còn lại thể hiện đặc trưng trung gian giữa hai trường hợp trên, cho thấy sự chuyển tiếp liên tục của các đặc trưng phân bố ứng suất theo hình dạng xung nổ. Như vậy, kết quả nghiên cứu đã làm rõ mối quan hệ giữa hình dạng xung ứng suất ban đầu và đặc tính trường ứng suất kéo hình thành do giao thoa sóng trong khu vực gần bề mặt tự do.

Những kết quả này là cơ sở khoa học cho việc phát triển các nghiên cứu tiếp theo về liên hệ giữa trường ứng suất và cơ chế phá hủy đất đá, cũng như định hướng lựa chọn dạng xung nổ trong các bài toán nổ mìn thực tế.

Tài liệu tham khảo

1. F. A. Baum, K. P. Stanyukovich, B. I. Shekhter. , The Physics of Blasting, Moscow:: Fizmatid, 1959.
2. Đàm Trọng Thắng, Bùi Xuân Nam, Trần Quang Hiếu, Nổ mìn trong ngành mỏ và công trình, Hà Nội: NXB Khoa học tự nhiên và Công nghệ, 2015.
3. Hồ Sĩ Giao, Đàm Trọng Thắng, Lê Văn Quyển, Hoàng Tuấn Chung, Nổ Hóa Học - Lý thuyết và thực tiến, Hà Nội: NXB Khoa học và Kỹ thuật, 2010.
4. Zhang Zong-Xian, Rock Fracture and Blasting: Theory and Applications, Butterworth-Heinemann, 2016.
5. J. E. Field and A. Ladegaard-Pedersen, "The importance of the reflected stress wave in rock blasting," *Int . J Rock Mech. Min Sci,* vol. 8, pp. 213-226, 1971.
6. M. K. McVay, Spall damage of concrete structures, Mississippi: US Army Engineer Research &Developmente Ctr, 1988.
7. Б. Н. Кутузов, Взрывное и механическое разрушение горных пород., Москва: СССР: Издательство «Недра», 1973.
8. PSG, TS Nguyễn Văn Vượng, Sự lan truyền sống ứng suất trong vật thể, Hà Nội: NXB Bách khoa Hà Nội, 2008.
9. Ngo The Duc, Ngo Ngoc Thuy, Dam Trong Thang, "Experiment research on the propagation parameters of explosive stress wave in coral concrete," *Journal of Science and Technique - Section on Special Construction Engineering,* vol. 8, no. 1, 2025.
10. Duc Ngo The, Thang Dam Trong, and Thuy Ngo Ngoc, "Spalling Of High Strength Concrete Under Contact Explosive Charge," *Journal of Applied Science and Engineering,* vol. 28, no. 12, pp. 2497-2504, 2025.
11. Э.О. Мнндели, Н.Ф. Кусов, А.А. Сорнеев, Г.И. Марцинкевич, Мнндели, Исследование волн напряжений при взрыве в горных порода, Москва: НАУКА, 1978.
12. Dam Trong Thang, Bui Xuan Nam, "Simulating the interference process of two explosion waves on the plane connecting two explosive contour drillholes side by side,"

in *The 2nd International conference on Advances in Mining and Tunneling*, Ha Noi, 2012.

13. Nhữ Văn Bách, Nâng cao hiệu quả phá vỡ đất đá bằng nổ mìn trong khai thác mỏ, Hà Nội: NXB Giao thông vận tải, 2005.
14. Đàm Trọng Thắng, Giáo trình - Nổ mìn trong thi công công trình, Hà Nội: Học viện Kỹ thuật Quân sự, 2020.

Analytical study on the influence of explosive impulse shape on the maximum combined stress distribution characteristics of incident and reflected stress waves in rock blasting near free surfaces

Abstract: *In rock blasting, the interaction between incident stress waves and reflected waves at the free surface plays an important role in the formation of tensile stress fields. This paper investigates the interference between incident and reflected waves with different initial stress waveforms in order to clarify the influence of impulse shape on the characteristics of the combined tensile stress distribution in the vicinity of the free surface. Based on the concept of real and virtual explosive sources symmetric with respect to the free surface, a wave interference model is established and simulated using MATLAB. The propagation and superposition processes are examined for typical stress impulse forms, including rectangular pulses, right-triangular pulses, triangular pulses with loading–unloading phases, and exponentially decaying pulses. The results show that the impulse shape significantly affects the characteristics of the tensile stress distribution after wave interference, as reflected by three main factors: the rate of increase of tensile stress near the free surface, the peak tensile stress value, and the position of the peak tensile stress. Specifically, the exponentially decaying waveform produces a rapid increase in tensile stress with the peak occurring close to the free surface, whereas the rectangular waveform yields a higher peak tensile stress but located farther from the free surface. These findings contribute to a better understanding of the influence of impulse shape on the tensile stress distribution near the free surface and provide a basis for further studies on rock failure mechanisms induced by blasting.*

Keywords: Blast stress wave, blast reflected wave, stress wave interference.

Nghiên cứu ảnh hưởng của ụ vật cản đến trường sóng xung kích trong không khí do nổ lượng nổ tập trung

Nguyễn Đức Khởi[1], Đàm Trọng Thắng[1], Nguyễn Văn Hiếu[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: duckhoi97@gmail.com; Tel: 0399.101.800

Tóm tắt

Ụ vật cản mặc dù được sử dụng như một giải pháp tương đối phổ biến trong việc làm giảm thiểu tác dụng của sóng xung kích lên các đối tượng bảo vệ trước tác động của các vụ nổ, tuy nhiên cho đến nay chưa có một công trình nghiên cứu khảo sát toàn diện về sự biến đổi của trường sóng xung kích xung quanh ụ khi nổ. Chính vì vậy trên cơ sở sử dụng phương pháp mô phỏng số thông qua phần mềm AbaqusCAE, bài báo tiến hành xây dựng mô hình, tiến hành thí nghiệm số và phân tích xử lý kết quả thí nghiệm về trường áp suất trong sóng xung kích ở xung quanh ụ chắn khi có tác dụng của vụ nổ lượng nổ tập trung. Kết quả nghiên cứu cho phép thiết lập được các hàm thực nghiệm về trường áp suất lớn nhất của sóng xung kích xung quanh ụ chắn phụ thuộc vào khoảng cách nằm ngang từ lượng nổ đến điểm khảo sát, độ cao điểm khảo sát với hai trường hợp có ụ chắn kích thước (1x1x1)m và không có ụ. Kết quả thu được cung cấp mô hình tính toán và định lượng về trường tải trọng nổ đầu vào, làm cơ sở khoa học phục vụ công tác tính toán, thiết kế và tối ưu hóa khả năng chịu lực cho các công trình phòng thủ.

Từ khóa: *Nổ mìn; sóng xung kích; tường chắn; mô phỏng số, Abaqus.*

1. Đặt vấn đề

Trong bối cảnh các rủi ro nổ do tai nạn, khủng bố và chiến tranh ngày càng gia tăng, việc xây dựng các công trình kháng nổ, tường chắn hay ụ vật cản bảo vệ là một giải pháp có tính cấp thiết và có ý nghĩa thực tiễn cao. Tuy nhiên đến nay chưa có một hướng dẫn tính toán thiết kế hay một nghiên cứu đầy đủ về hệ thống ủ chắn sóng xung kích. Một trong các khó khăn nhất trong thiết kế là xác định chính xác tải trọng nổ đầu vào [1]. Sự lan truyền của sóng xung kích trong môi trường không khí do nổ lượng nổ tập trung là một bài toán đặc thù của cơ học chất khí, đặc trưng bởi sự thay đổi đột ngột của các thông số trạng thái (áp suất P, mật độ ρ, nhiệt độ T, vận tốc u) tại mặt sóng, tuân theo các phương trình bảo toàn và phương trình trạng thái chuyên biệt [2]. Khi mặt sóng tới va chạm với tường chắn có kích thước hữu hạn, hiện tượng phản xạ sóng và hiệu ứng chảy bao tại các mép biên làm gây ra hiện tượng nhiễu xạ, làm thay đổi trường áp suất xung quanh ụ với phân bố không đồng đều. Hiện nay chưa có nghiên cứu toàn diện về hiện tượng nhiễu xạ sóng xung kích khi gặp ụ vật cản hữu hạn. Các phương pháp giải tích bán thực nghiệm truyền thống (như công thức Xadovskiy hay tiêu chuẩn UFC 3-340-02 [3], [4]) thường giả thiết mặt phản xạ vô hạn nên không thể đánh giá chính xác trường áp suất xung quanh ụ. Mặt khác việc sử dụng phương pháp nghiên cứu thực nghiệm hiện trường lại đòi hỏi chi phí lớn, kỹ thuật phức tạp và tiềm ẩn nhiều rủi ro. Phương pháp số với việc dụng phần mềm Abaqus CAE có khả năng xử lý các bài toán động lực học phi tuyến và biến dạng lớn. Phần mền Abaqus cung cấp các công cụ thiết yếu để mô phỏng tải trọng nổ, thuật toán Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) là phương pháp tối ưu để xử lý bài toán tương tác chất lỏng – vật rắn [5] [6]. Thuật toán CEL cho phép lưới phần tử trong môi trường khí động chuyển động độc lập với vật chất nhằm ngăn chặn sự biến dạng lưới quá mức, điều thường xảy ra khi sóng xung kích đi qua. Mô hình vật liệu chuyên dụng: chất nổ được mô hình hóa bằng phương trình trạng thái Jones-Wilkins-Lee (JWL EOS) [7]

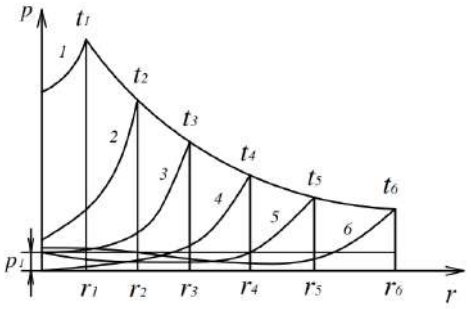
và môi trường không khí sử dụng phương trình trạng thái Khí lý tưởng (Ideal Gas EOS) [7], đảm bảo tính chính xác về mặt nhiệt động lực học của quá trình nổ và lan truyền sóng, giúp trực quan hóa trường sóng và định lượng chi tiết tải trọng tại mọi điểm trên bề mặt vật cản.

Xuất phát từ các phân tích ở trên việc nghiên cứu ảnh hưởng của ụ vật cản đến trường sóng xung kích trong không khí do nổ lượng nổ tập trung bằng phương pháp số là cần thiết, đóng góp vào việc tối ưu hóa thiết kế an toàn bảo vệ công trình, trang bị vũ khí và người trước tác động của sóng xung kích

2. Cơ sở lý thuyết quá trình lan truyền sóng xung kích trong không khí

2.1. Sự hình thành và lan truyền sóng xung kích trong môi trường không khí

Quá trình hình thành và lan truyền sóng xung kích từ một lượng nổ hình cầu bán kính r_o khởi đầu bằng sự kích nổ tức thời, tạo ra khối sản phẩm nổ ban đầu ở trạng thái tĩnh nhưng có áp suất và nhiệt độ vượt trội so với môi trường không khí tĩnh bao quanh. Sự chênh lệch áp suất khổng lồ này lập tức đẩy bề mặt phân cách giữa sản phẩm nổ và không khí bung nở ra bên ngoài. Cùng lúc đó, một mặt sóng hạ áp được hình thành và lan truyền ngược vào tâm khối nổ với vận tốc âm thanh, làm giảm áp suất, mật độ và dần đưa toàn bộ các hạt sản phẩm nổ vào trạng thái chuyển động hướng ngoại. Quá trình giãn nở này nén ép mạnh mẽ lớp không khí phía trước, tạo thành một ranh giới phân chia rõ rệt giữa vùng không khí bị nhiễu động và vùng không khí tĩnh, được gọi là mặt sóng xung kích (hay sóng va đập). Mặt sóng này lan truyền xuyên tâm ra môi trường với vận tốc siêu thanh ($D > a_1$). Khi sóng xung kích đi qua, các thông số nhiệt động lực học của môi trường bao gồm áp suất, mật độ, tốc độ hạt và nhiệt độ đều gia tăng đột biến theo bước nhảy vọt. Theo thời gian, vùng nhiễu động phía sau mặt sóng không ngừng mở rộng, kéo theo sự biến thiên liên tục của trường áp suất trong không gian. Sự phân bố áp suất trong vùng nhiễu động ở giai đoạn khác nhau được mô tả trong hình 1 [2].

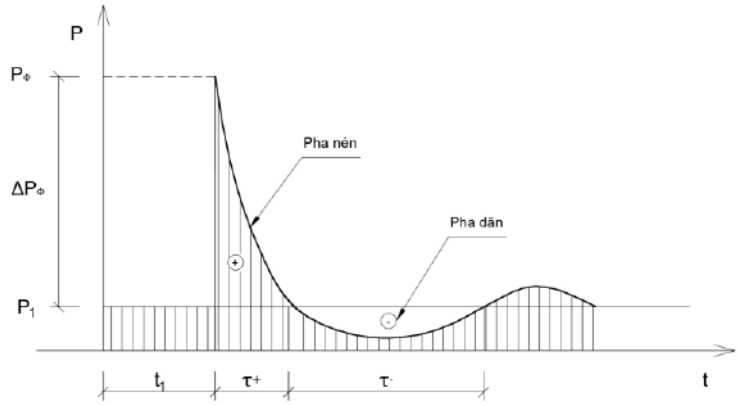


Hình 1. Sự phân bố áp suất trong vùng nhiễu động ở giai đoạn khác nhau

Ở tại một điểm cố định trong không gian khi sóng xung kích đi qua thì các tham số của môi trường cũng thay đổi. Trên hình 2 đưa ra sự phụ thuộc của áp suất theo thời gian tại một điểm cố định trong không gian (r = const).

Để nghiên cứu tác động cơ học của sóng va đập cần phải biết sự phụ thuộc của các tham số môi trường theo thời gian tại một điểm cố định trong không gian như: áp suất p = p(t), mật độ (t), tốc độ u = u(t). Các tham số cơ bản đặc trưng cho cường độ trên mặt sóng xung kích như: áp suất p_ϕ, mật độ ρ_ϕ và tốc độ hạt u_ϕ được xác định như một hàm của tham số ($q = a_1 / D$). Trong đó áp suất và trị số xung riêng trên bề mặt sóng xung kích phản ánh tác dung cơ học của nổ được xác

định quan hệ với tỷ số khoảng cách r_φ / r_0 qua tham số $q = a_1 / D$, trong đó r_φ là tọa độ mặt sóng; r_0 là bán kính lượng nổ hình cầu hoặc hình trụ; a_1 là tốc độ truyền âm trong không khí; D là tốc độ sóng lan truyền xung kích [1].



Hình 2. Sự phụ thuộc áp suất trên bề mặt sóng xung kích theo thời gian ở một điểm cố định trong không gian khi sóng đi qua

t_1 - thời gian tính từ khi kích nổ đến khi sóng xung kích gặp điểm khảo sát;

τ+ - thời gian kéo dài của pha nén; τ- - thời gian kéo dài của pha dãn.

Áp suất trên mặt sóng xung kích hình cầu có thể xác định theo công thức thực nghiệm của M.A Xadovski [3]:

$$\Delta P_\phi = 8,4\frac{\sqrt[3]{C}}{r_\phi} + 270\left(\frac{\sqrt[3]{C}}{r_\phi}\right)^2 + 700\left(\frac{\sqrt[3]{C}}{r_\phi}\right)^3 \text{ (kPa)} \quad (1)$$

Các công thức đưa ra ở trên đúng khi nổ trong môi trường không khí vô tận đồng nhất. Khi nổ lượng nổ đặt trên bề mặt chướng ngại không bị phá hoại hay đặt trên bề mặt đất, cũng như bán không gian, năng lượng nổ được phân bố trên sóng đập dạng bán cầu. Chính vì vậy khi lượng nổ trong bán không gian thì khối lượng của nó được xem như tăng lên hai lần so với lượng nổ tương tự trong không gian vô tận (Ctt = 2.C)

Nếu chướng ngại bị phá hoại một phần thì Ctt = 2.η.C

Ở đây: $0 \le \eta \le 1$: đối với đất trung bình η = 0,6 ÷ 0,65; với đất chịu nén nhỏ hơn η tăng đến 0,8 (sét và á sét); với bê tông η = 0,85 ÷ 0,9; với thép không bị phá hoại η = 1.

Áp suất trên mặt sóng xung kích hình bán cầu khi nổ lượng nổ đặt trên mặt đất có thể xác định theo công thức thực nghiệm của M.A Xadovski:

$$\Delta P_\phi = 106\frac{\sqrt[3]{C}}{r_\phi} + 430\left(\frac{\sqrt[3]{C}}{r_\phi}\right)^2 + 1400\left(\frac{\sqrt[3]{C}}{r_\phi}\right)^3 \text{ (kPa)} \quad (2)$$

2.2. Cơ chế hình thành sự phản xạ và chảy bao khi sóng xung kích gặp vật cản

Khi sóng xung kích lan truyền trong không khí và gặp một vật cản nổi, cứng và bất động (như công trình hoặc tường chắn), quá trình tương tác diễn ra bao gồm hai hiện tượng chính: Phản

xạ và nhiễu xạ. Quá trình này không chỉ đơn thuần là đổi hướng, mà là một chuỗi các biến đổi khí động học phức tạp bao gồm: Sóng giãn, tách dòng và hình thành dòng xoáy.

Tại thời điểm sóng đập vào mặt trước vật cản, áp suất tăng vọt do hiện tượng phản xạ (ΔP_{fx}). Tuy nhiên, áp suất tại các cạnh biên, mái và mặt sau của vật cản lúc này thấp hơn (bằng áp suất khí quyển hoặc áp suất sóng tới). Do sự chênh lệch áp suất này, các hạt không khí bị nén ở mặt trước sẽ chuyển động về phía các cạnh biên và mái (nơi có áp suất thấp hơn).

$$\Delta P_1 = \Delta P_{fx} = 2\Delta P_\phi + \frac{6\Delta P_\phi^2}{\Delta P_\phi + 720} \text{ (kPa)} \tag{3}$$

Do sự chênh lệch áp suất giữa tường trước, tường bên và nóc, các hạt không khí sẽ chuyển động về phía nóc và tường bên, làm xuất hiện sóng dãn bắt đầu từ các đường biên lan dần vào giữa tường trước, áp lực lên tường trước là áp lực chảy bao (ΔP_{cb}) thấp hơn. Sóng dãn làm cho áp xuất tác dụng lên tường trước giảm xuống. Sơ đồ biểu thị quá trình tương tác sóng xung kích với chướng ngại biểu thị trên hình 3, còn biểu đồ áp lực tác dụng lên tường trước được thể hiện trên hình 4 [1], [2].

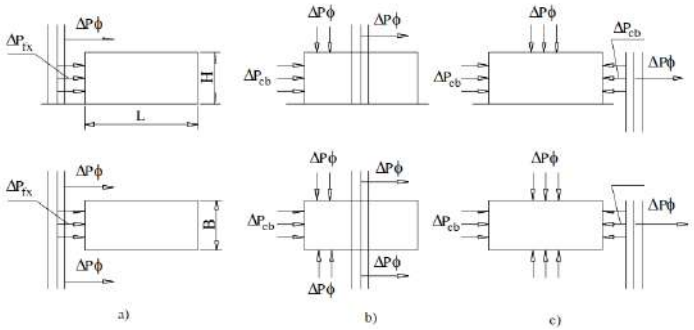
$$\Delta P_{cb} = \Delta P_t + (1+\varepsilon)\frac{2,5.\Delta P_t^2}{\Delta P_t + 7} \text{ (kG/cm}^2\text{)} \tag{4}$$

trong đó: - ΔP_t là giá trị áp lực, tính theo công thức $\Delta P_t = \Delta P_\phi \left(1 - \frac{\Delta t}{\tau}\right)$ (kG/cm^2);

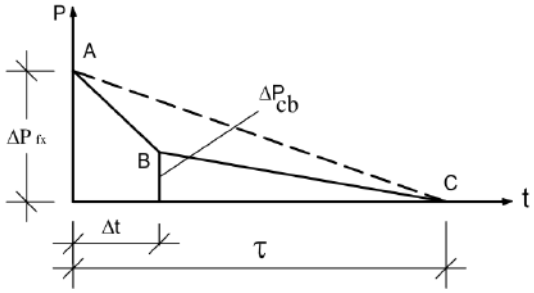
- Δt là thời gian để bắt đầu hình thành quy luật chảy bao ở tường trước (s);
- ε là hệ số phụ thuộc trị số Ma-kha (M) [1].

$$M = \frac{1,86.\overline{\Delta P_\phi}}{\sqrt{\left(\overline{\Delta P_\phi}+1\right).\left(\overline{\Delta P_\phi}+7\right)}};\ \overline{\Delta P_\phi} = \Delta P_{fx}.\left(0,75 - 0,35.\frac{\Delta t}{\tau}\right)$$

trong nhiều trường hợp $\frac{\Delta t}{\tau} \ll 1$ cho nên có thể lấy $\overline{\Delta P_\phi} = 0,75.\Delta P_{fx}$



a. Bắt đầu tương tác; b. Sóng xung kích chảy bao công trình; c. Sóng xung kích bao phủ công trình
Hình 3. Quá trình tương tác sóng xung kích với chướng ngại



Hình 4. Biểu đồ áp lực tác dụng lên tường trước

Biểu đồ gồm 2 đoạn đường thẳng: Đoạn AB biểu diễn biến thiên của áp lực trước khi thành qui luật chảy bao; Đoạn BC biểu diễn biến thiên của áp lực sau khi thành quay luật chảy bao.

Phân tích cơ sở lý thuyết truyền thống nhận thấy, chưa có phương pháp tính toán biểu thị đầy đủ về trường áp suất trong sóng xung kích xung quanh ụ vật cản. Chính vì vậy cần thiết phải xây dựng mô hình mô phỏng số để làm sáng tỏ vấn đề này.

3. Mô hình, nội dung và kết quả mô phỏng số

3.1. Lựa chọn phần mềm

Trong phân tích ứng xử động học phi tuyến của kết cấu dưới tải trọng nổ bằng phần mềm ABAQUS, hai phương pháp mô phỏng phổ biến nhất là CONWEP và Coupled Euler-Lagrangian (CEL). Mặc dù phương pháp CONWEP đơn giản nhờ việc quy đổi tác động nổ thành tải trọng đặt trực tiếp lên bề mặt, nó lại không thể hiện được quá trình lan truyền sóng và bỏ qua các tương tác phản xạ thứ cấp quan trọng giữa các phần tử liền kề. Để khắc phục hạn chế này, phương pháp CEL được ưu tiên sử dụng nhằm mô tả trọn vẹn tương tác lỏng - rắn giữa kết cấu và môi trường không khí bao quanh, ngay cả trong điều kiện tốc độ biến dạng cao và phi tuyến hình học. Theo cách tiếp cận CEL, vật liệu rắn như bê tông, thuốc nổ được định nghĩa bằng phần tử Lagrange, không khí sử dụng phần tử Euler, và quá trình hình thành áp suất nổ do giải phóng năng lượng từ khối TNT được mô phỏng chân thực thông qua phương trình trạng thái Jones-Wilkins-Lee (JWL). Trong mô phỏng CEL, phương trình trạng thái cho vụ nổ TNT được mô phỏng theo công thức đề xuất của Jones-Wilkins-Lee (JWL) [7], trong đó áp suất được tạo ra thông qua việc giải phóng năng lượng từ nguồn nổ:

$$p = A\left(1-\frac{\omega\rho}{R_1\rho_o}\right)\exp\left(-R_1\frac{\rho_o}{\rho}\right)+B\left(1-\frac{\omega\rho}{R_2\rho_o}\right)\exp\left(-R_2\frac{\rho_o}{\rho}\right)+\omega\rho E_m \quad (5)$$

trong đó A; B; R_1; R_2; ω là các hằng số vật liệu; ρ là khối lượng riêng của thuốc nổ (kg/m^3);

E_m là mật độ khối lượng (kJ/m^3).

Phương trình trạng thái khí lý tưởng được xác định theo công thức sau:

$$p + p_A = \rho R\left(\theta - \theta^Z\right) \quad (6)$$

trong đó: p_A là áp suất xung quanh điểm nổ; R là hằng số khí;

θ; θ^z biểu thị nhiệt độ hiện tại và nhiệt độ tuyệt đối trên thang nhiệt độ.

Các thông số khai báo thuốc nổ, không khí theo phương trình JWL được minh họa ở Bảng 1 [7]; [8]. Trong đó Equations of State (EOS) được hiểu là các phương trình trạng thái được phát triển để lập mô hình chất nổ giãn nở và không khí xung quanh. EOS xác định mối quan hệ giữa các biến trạng thái của nhiệt động lực học như áp suất, thể tích, mật độ và năng lượng bên trong. Phương trình trạng thái của Jones-Wilkins-Lee (JWL) là được sử dụng rộng rãi nhất do tính dễ thực hiện của nó trong tính toán thủy động lực học thông qua các hằng số.

Trong nghiên cứu này, mô hình số CEL được thiết lập để phân tích đáp ứng động của kết cấu dưới tải trọng nổ, với kích thước miền Euler được lựa chọn tối ưu nhằm cân bằng giữa độ

chính xác và chi phí thời gian tính toán. Để đảm bảo mô phỏng đầy đủ quá trình tương tác, miền Euler được thiết lập đủ lớn để bao trùm toàn bộ khối thuốc nổ TNT và tường chắn bê tông. Cụ thể, khối không khí và chất nổ (miền Euler) được rời rạc hóa bằng phần tử khối tuyến tính tám nút tích hợp giảm (EC3D8R) với kích thước lưới 10 cm, kết hợp cùng điều kiện biên dòng chảy không phản xạ (non-reflection) nhằm mô phỏng sự lan truyền sóng trong không gian vô hạn. Đối với miền Lagrange, kết cấu tường chắn bê tông được chia lưới mịn với kích thước 10 mm bằng phần tử động học dạng hiện (C3D8R) và được ngàm cố định ở tất cả các phương để triệt tiêu chuyển vị. Đồng thời, bề mặt nền cũng được định nghĩa là ngàm cứng tuyệt đối nhằm phản ánh hiện tượng phản xạ toàn phần của năng lượng sóng xung kích khi lượng nổ được đặt sát mặt đất.

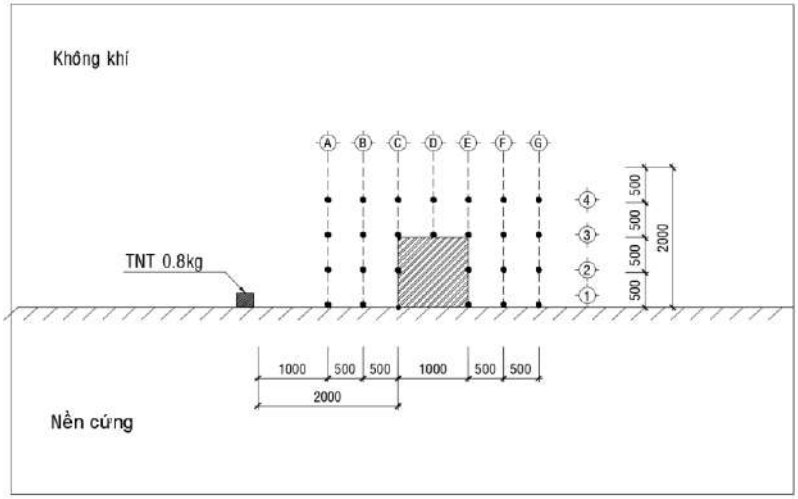
Bảng 1. Thông số đầu vào của thuốc nổ TNT và không khí dùng trong mô phỏng [7]

Loại vật liệu	**Loại thông số**	**Chi tiết**	**Giá trị**	**Đơn vị**
Không khí	Mật độ	//	1,2	kg/m^3
	EOS	Hằng số khí	287	J/kgK
		Áp suất ban đầu	101325	N/m^2
	Nhiệt dung riêng	//	717,1	J/kgK
	Độ nhớt động	//	$1,85.10^{-5}$	kg/s.m
TNT	Mật độ	//	1650	kg/m^3
	Hằng số EOS	Tốc độ truyền sóng	6930	m/s
		A	$3,73.10^{11}$	
		B	$3,74.10^{9}$	
		ω	0,35	
		R1	4,15	
		R2	0,9	
		E	$6,06.10^{6}$	kJ/m^3

3.2. Thiết lập mô hình mô phỏng số

Để thực hiện khảo sát, các thông số đầu vào của kịch bản mô phỏng được thiết lập một cách chi tiết như sau.

Nguồn nổ sử dụng là khối thuốc nổ TNT có khối lượng W = 0.8 kg, được kích nổ trực tiếp trên mặt đất nhằm tạo ra trường sóng xung kích dạng bán cầu. Mặt nền được giả thiết là cứng tuyệt đối nhằm đảm bảo phản xạ toàn phần năng lượng sóng nổ. Đối với hệ vật cản, một tường chắn có chiều cao 1,0 m và dày 1,0 m được bố trí cách tâm nổ một khoảng R = 2.0 m. Trong bài toán khảo sát trường áp suất, tường chắn được xem là vật thể cứng tuyệt đối, được mô phỏng bằng phần tử Lagrange C3D8R và ngàm cố định để không phát sinh chuyển vị.

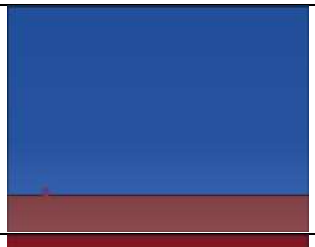
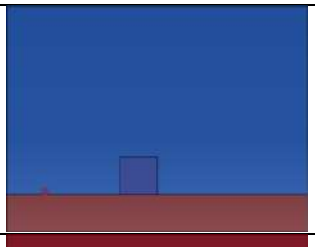


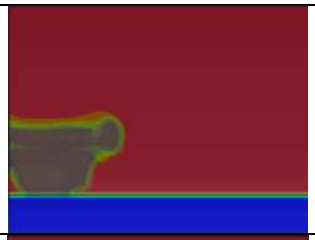
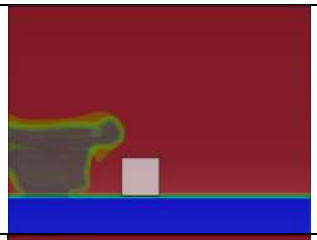
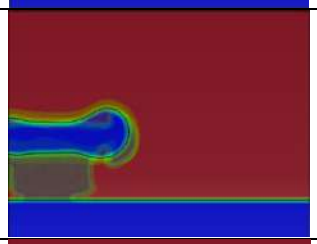
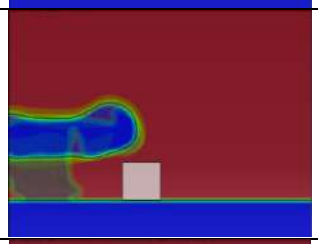
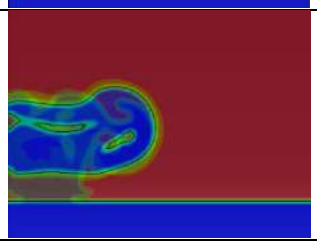
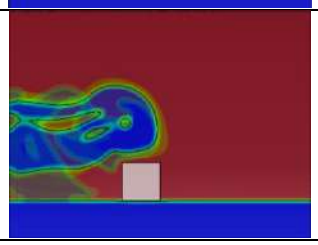
Hình 6. Kịch bản mô phỏng số

Nhằm đánh giá và định lượng chính xác tác động của bức tường, quy trình mô phỏng được chia thành hai kịch bản để đối chiếu. Trước tiên, trường hợp 1 (TH1) được thiết lập để khảo sát trường tự do bằng cách giữ nguyên lượng nổ 0,8 kg TNT cùng điều kiện nền cứng, nhưng loại bỏ tường chắn khỏi không gian tính toán. Mục đích của bước này là thu thập dữ liệu áp suất tĩnh chuẩn xác nhất làm hệ quy chiếu để tính toán hệ số khuếch đại phản xạ. Tiếp đó, trường hợp 2 (TH2) được tiến hành để khảo sát trường tương tác như hình 6 với tường chắn đặt tại vị trí R = 2,0 m. Thông qua việc ứng dụng thuật toán CEL để mô tả bài toán tương tác lỏng - rắn, mô hình này cho phép đo đạc trực tiếp trường áp suất phản xạ trên mặt tường ụ chắn, cũng như phân tích chi tiết sự nhiễu loạn của dòng khí lan truyền phía trước vật cản.

4. Kết quả thử nghiệm số

Quá trình hình thành và lan truyền sóng xung kích giữa 2 trường hợp được mô tả tại các thời điểm khác nhau bằng mô phỏng trong phần mềm Abaqus được thể hiện ở hình 7, hình 8 và các kết quả về trị số áp suất tại các điểm khảo sát xung quanh ụ nhận được mô tả trên bảng 2.

Thời gian	TH1: Khi không có ụ chắn	TH2: Khi có ụ chắn
t = 0s		
t = $4{,}5.10^{-4}$s		

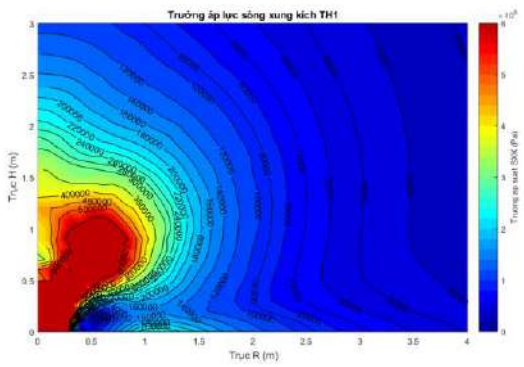
Thời gian	TH1: Khi không có ụ chắn	TH2: Khi có ụ chắn
$t = 2,5.10^{-3}s$		
$t = 4,5.10^{-3}s$		
$t = 7,5.10^{-3}s$		

Hình 7. Hình ảnh mô phỏng sự lan truyền sóng xung kích của hai trường hợp ở cùng thời điểm

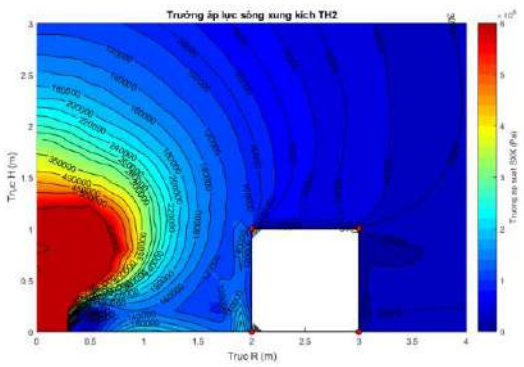
Nhận xét: Dựa trên kết quả mô phỏng số từ hai trường hợp (trường hợp 1 - Nổ trên mặt cứng tự do và trường hợp 2 - Nổ có ụ chắn), sự khác biệt cơ bản về trường áp suất và quy luật suy giảm sóng xung kích được thể hiện rõ rệt qua hai quy luật chính:

- Trường hợp nổ tự do (Trường hợp 1): Sóng xung kích lan truyền đẳng hướng theo dạng bán cầu. Tại các điểm khảo sát, áp suất đỉnh ΔP_{max} suy giảm tuân theo quy luật hàm mũ của khoảng cách. Sự phân bố áp suất tại các điểm khảo sát đồng nhất theo phương ngang và giảm dần theo khoảng cách và chịu ảnh hưởng phản xạ từ mặt đất;

- Trường hợp có tường chắn dạng ụ (Trường hợp 2): Sự hiện diện của khối ụ chắn (cách tâm nổ 2m) đã làm thay đổi quy luật lan truyền của khí nổ và sóng xung kích: Trước ụ chắn: xảy ra hiện tượng phản xạ sóng, áp suất tại mặt trước của tường chắn tăng vọt do sự chồng chập giữa sóng tới và sóng phản xạ, tạo ra áp lực cục bộ lớn hơn trên phía trước tường chắn. Sau tường chắn: sóng xung kích không truyền thẳng mà bị buộc phải nhiễu xạ qua đỉnh và hai bên sườn của tường chắn. Điều này tạo ra một vùng bóng ngay phía sau tường chắn.



a) Trường hợp 1



b) Trường hợp 2

Hình 8. Biểu đồ trường áp lực sóng xung kích của 2 trường hợp

- Sự tương tác và phản xạ tại mặt trước: Khi mặt sóng lan truyền từ tâm nổ (R=0) đến mặt trước của tường chắn (R=2m), các đường đẳng áp có xu hướng bám sát và dày đặc lại. Điều này thể hiện dòng năng lượng bị chặn lại, gây ra hiện tượng phản xạ và tăng áp suất cục bộ trên mặt đón sóng;

- Nhiễu xạ và chảy bao tại đỉnh tường: Tại khu vực mép đỉnh tường (R=2m, H=1m), các đường đẳng áp uốn cong và thay đổi giá trị nhanh chóng. Đây là minh họa rõ nét cho hiệu ứng giảm áp suất (hiệu ứng chảy bao) khi dòng khí tràn qua đỉnh và bẻ cong quỹ đạo;

- Sự hình thành vùng bóng khí động: Ở vùng không gian khuất phía sau bức tường (R > 3m, H < 1m), trường áp suất sụt giảm một cách mạnh. Đây là minh chứng rõ rệt cho hiệu quả che chắn, bảo vệ của bức tường;

- Sự lan truyền tự do ở trên cao: Ở cao độ vượt khỏi giới hạn che chắn của bức tường (H > 1,5m), các đường đẳng áp vẫn duy trì hình dạng cong đều đặn tỏa ra từ tâm nổ, cho thấy trường sóng lan truyền tại đây gần như không bị ảnh hưởng bởi vật cản.

Trên cơ sở số liệu thí nghiệm thu được từ thí nghiệm số ở bảng 2, sử dụng dụng phần mềm exell cho phép biểu thị biểu đồ trường áp suất sóng xung kích lớn nhất nhận được tại các điểm khảo sát xung quanh ụ chắn biểu thị theo khoảng cách tuyệt đối từ tâm nổ (hình 9) và theo khoảng cách tương đối từ tâm nổ (hình 10). Quan sát các đồ thị trên hình 9 và 10 nhận thấy các đường nét đứt biểu thị cho trường hợp có ụ chắn nhìn chung đều nằm dưới đường nét liền biểu thị cho trường hợp không có ụ chắn.

Bảng 2. Bảng giá trị áp suất đỉnh sóng xung kích tại các vị trí của 2 trường hợp

R (m)	$Z = \frac{\sqrt[3]{C}}{R}$	Áp suất đỉnh tại các vị trí của 2 trường hợp							
		H = 0m		H = 0,5m		H = 1,0m		H = 1,5m	
		TH1	TH2	TH1	TH2	TH1	TH2	TH1	TH2
1,0	0,93	232746	212222	288725	224946	395085	330761	269162	260505
1,5	0,62	192564	159434	149146	123651	186927	156378	163177	152424
2,0	0,46	130697	132983	93076	94858	104898	107657	100987	96039
2,5	0,37	94291		64847		69462	30970	69364	62195
3,0	0,31	72903	4692	50842	6051	50499	26514	50946	45272
3,5	0,27	59333	36604	42830	23279	39284	23672	39274	35102
4,0	0,23	49525	37919	36898	23244	32804	21472	31796	26669
4,5	0,21	42223	35522	32238	22051	28480	19663	26891	21785
5,0	0,19	36839	32411	28332	20841	25499	18032	23437	18633

Việc thiết lập phương trình dự báo áp suất sóng xung kích được xây dựng dựa trên sự kết hợp chặt chẽ giữa các định luật cơ học nổ và phương pháp phân tích thống kê toán học. Trước tiên, theo định luật đồng dạng Hopkinson - Cranz [9] [10], quy luật suy giảm áp suất của sóng nổ trong không gian tự do tuân theo hàm suy giảm lũy thừa đối với khoảng cách tỷ đối Z. Nhằm xét thêm mức độ ảnh hưởng của vị trí điểm đo theo phương đứng, một hàm suy giảm dạng số mũ tự nhiên theo cao độ H được tích hợp vào mô hình. Từ đó, phương trình dự báo tổng quát mang tính phi tuyến ban đầu được giả định có dạng $\Delta P = K \cdot Z^a \cdot e^{bH}$ (trong đó K là hệ số cơ sở, a và b là các hệ số thực nghiệm cần xác định). Tuy nhiên, để áp dụng hiệu quả các thuật toán hồi quy thống kê nhằm tìm ra bộ hệ số tối ưu, phương trình này được đưa về dạng tuyến

tính hóa. Bằng cách lấy logarit tự nhiên ở cả hai vế, mô hình phi tuyến được chuyển hóa thành phương trình tuyến tính đa biến: $\ln(\Delta P) = a \cdot \ln(Z) + b \cdot H + C$ (với $C = \ln K$). Dựa trên dạng phương trình này, toàn bộ tập dữ liệu rời rạc trích xuất từ mô phỏng Abaqus (bao gồm các tọa độ R, H và áp suất đỉnh tương ứng ΔP) được chuyển đổi thành các mảng giá trị đầu vào để chạy thuật toán hồi quy đa biến. Sử dụng bộ công cụ phân tích thống kê đa biến trong phần mềm Exel, kết quả quá trình tối ưu hóa bình phương tối thiểu cho thấy phương trình đạt mức độ phù hợp khá với hệ số xác định $R^2 = 0,716$ (nghĩa là mô hình giải thích được khoảng 71,6% sự biến thiên của trường áp suất thực nghiệm) và giải ra được bộ ba hệ số thực nghiệm: hệ số góc a = 1,688, hệ số độ cao b = 0,092, và hệ số chặn C = 12,468, thay các hệ số này vào phương trình tuyến tính hóa ban đầu, ta thiết lập được mô hình dự báo áp suất như sau:

$$\ln(\Delta P) = 1,688.\ln(Z) + 0,092.H + 12,468 \quad (8)$$

Để tiện lợi cho việc tính toán và áp dụng trong thực tiễn kỹ thuật, phương trình trên được giải ngược bằng cách lấy hàm mũ cơ số tự nhiên cho cả hai vế. Từ đó, nghiên cứu đề xuất được công thức thực nghiệm đa biến tính toán áp suất sóng xung kích (ΔP) theo (Z) và (H) như sau:

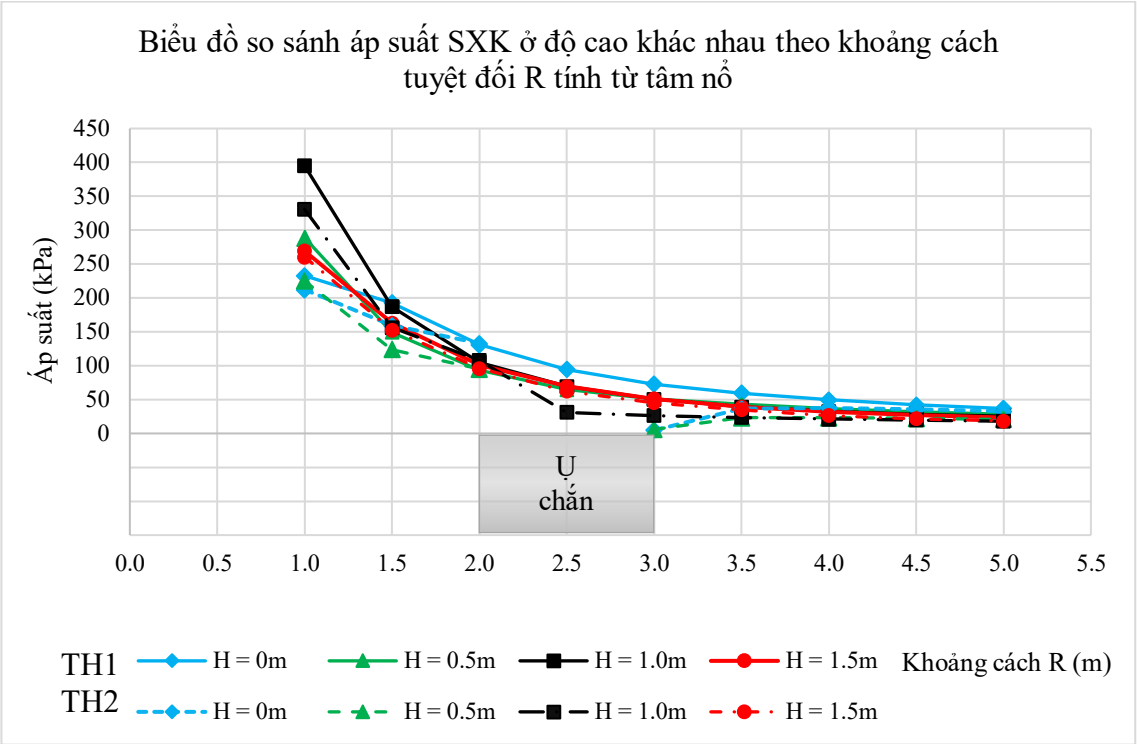
$$\Delta P_\phi = e^{12,469}.Z^{1,688}.e^{0,092H} = 260146.\left(\frac{\sqrt[3]{C}}{R}\right)^{1,688}.e^{0,092H},\ \text{(Pa)} \quad (9)$$

Công thức (9) không chỉ bao quát được quy luật suy giảm mãnh liệt của áp suất theo khoảng cách, mà còn tích hợp được ảnh hưởng của hệ thống tường chắn bảo vệ. Nhờ đó, phương trình này cho phép dự đoán nhanh và liên tục giá trị áp suất tại các tọa độ bất kỳ nằm trong phạm vi nội suy của các biến số (Z, H) đã khảo sát.

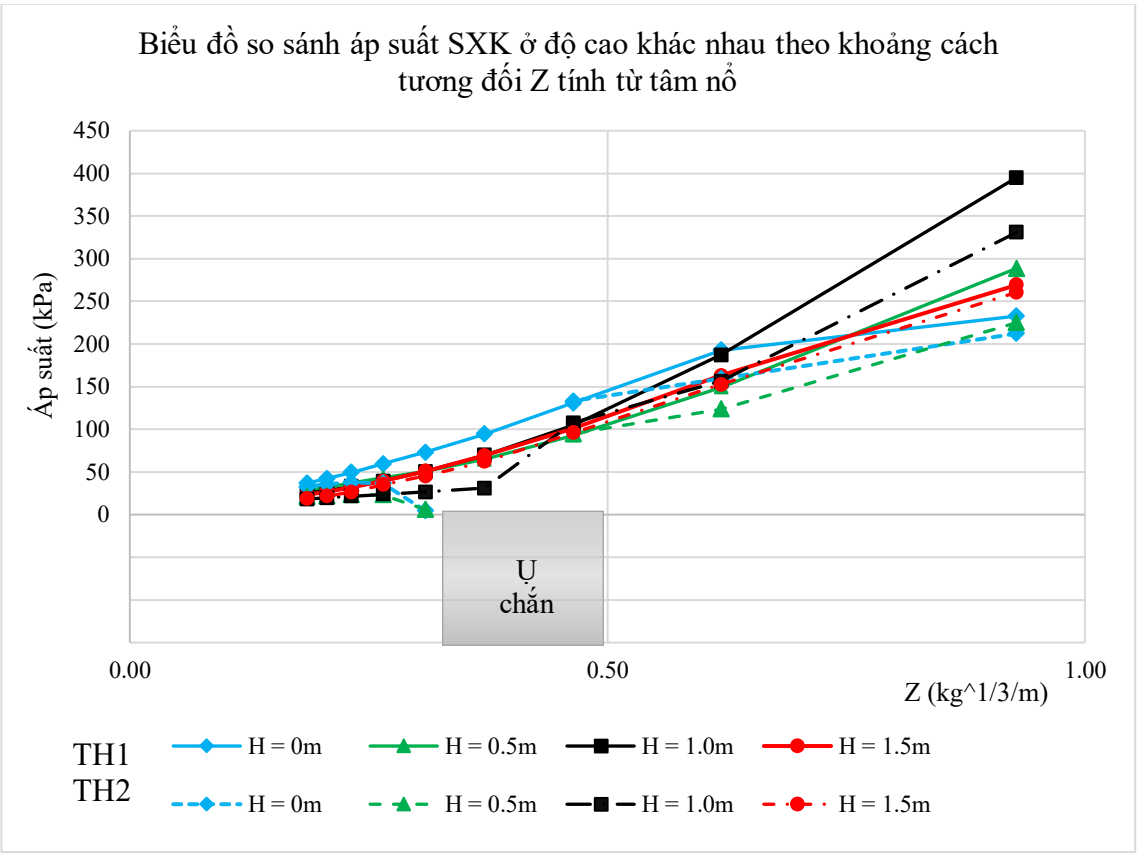
Tương tự như quy trình thiết lập hệ phương trình dự báo cho trường hợp có vật cản (TH2) đã trình bày ở phần trước, tiến hành phân tích hồi quy đa biến (Multivariable Regression) trên toàn bộ tập dữ liệu áp suất đỉnh trích xuất từ phần mềm Abaqus, thuật toán đã xác định được bộ hệ số tối ưu cho mô hình. Kết quả được phương trình sau:

$$\Delta P_\phi = e^{12,841}.Z^{1,49}.e^{-0,174H} = 377377\left(\frac{\sqrt[3]{C}}{R}\right)^{1,49} e^{-0,174H},(Pa) \quad (10)$$

Việc xây dựng một công thức thực nghiệm chuẩn xác cho môi trường nổ tự do (TH1) là bước thiết yếu nhằm tạo ra một hệ quy chiếu (baseline) độc lập. Việc đối chiếu với hệ quy chiếu này sẽ giúp định lượng triệt để hiệu quả che chắn của bức tường. Sự khác biệt chính giữa hai công thức hồi quy phản ánh trực tiếp bản chất khí động học của từng môi trường. Đối với trường hợp nổ tự do (TH1), công thức là một hàm liên tục thể hiện sự suy giảm áp suất đơn điệu và trơn tru; trong đó, khoảng cách quy đổi Z là biến số chi phối, còn sự thay đổi cao độ H có mức độ ảnh hưởng không đáng kể. Ngược lại, công thức của trường hợp có tường chắn (TH2) mang tính phức tạp và phi tuyến để đáp ứng các điểm gián đoạn của ụ chắn. Sự hiện diện của ụ chắn khiến biến cao độ (H) trong phương trình TH2 trở thành yếu tố mang tính quyết định, giúp phân định rõ rệt giữa vùng chịu tải trọng phản xạ khuếch đại (trước tường), vùng sụt giảm áp suất đột ngột (bóng khí động sau tường) và vùng phục hồi do nhiễu xạ. Nói cách khác, nếu TH1 mô phỏng một trường phân tán năng lượng đồng nhất, thì TH2 là một mô hình toán học giải quyết các nhiễu xạ và sự phân hóa không gian do ụ chắn gây ra.



Hình 9. Biểu đồ trường áp suất sóng xung kích lớn nhất nhận được tại các điểm khảo sát xung quanh ụ chắn biểu thị theo khoảng cách tuyệt đối từ tâm nổ



Hình 10. Biểu đồ trường áp lực sóng xung kích tại thời điểm khác nhau theo Z biểu thị theo khoảng cách tương đối từ tâm nổ

Phân tích so sánh công thức (9) và (10) với trường hợp H=0 dễ dàng nhận thấy trị số phản ánh biên độ áp suất sóng xung kích ở cùng một khoảng cách tương đối của trường hợp có ụ vật cản là 260146 nhỏ hơn trường hợp không có ụ vật cản bằng 377377 trong phạm vi khảo sát. Điều này phản ánh hiệu quả của ụ chắn trong việc thay đổi và làm suy giảm áp suất sóng xung kích, nhất là sau ụ chắn.

4. Kết luận

Trên cơ sở phân tích cơ sở lý thuyết về quá trình lan truyền sóng xung kích hình thành do nổ trong môi trường không khí và kết quả nghiên cứu rút ra từ mô hình nghiên cứu thực nghiệm số được xây dựng với vụ nổ 0,8 kg thuốc nổ TNT trên bề mặt đất gặp chướng ngại cố định hình lập phương kích thước hữu hạn (1x1x1)m, cho phép rút ra các kết luận sau:

- Ụ vật cản có ảnh hưởng làm thay đổi trường áp suất trong sóng xung kích cả trước ụ và sau ụ chắn;

- Ụ chắn đã chứng minh hiệu quả giảm thiểu tải trọng nổ rõ rệt đối với các vị trí nằm sát mặt đất trong vùng bóng khí động học;

- Sự suy giảm áp suất của trường hợp có ụ chắn so với trường hợp không ụ chắn phụ thuộc không chỉ vào khoảng cách theo phương ngang tính từ tâm nổ, mà còn phụ thuộc vào độ cao của điểm khảo sát.

- Bước đầu khẳng định được hiệu quả của phương pháp mô phỏng số thông qua thuật toán Euler - Lagrange liên kết (CEL) trên phần mềm Abaqus để giải quyết bài toán tương tác lỏng - rắn giữa trường sóng xung kích và kết cấu tường chắn hữu hạn. Kết quả có ý nghĩa thực tiễn trong tối ưu hóa thiết kế và bố trí các ụ chắn bảo vệ kho vật liệu nổ, cũng như bảo vệ các công trình trước tác động của nổ.

- Kiến nghị: Cần tiếp tục nghiên cứu hoàn thiện mô hình mô phỏng số để đảm bảo độ sát thực hơn. Cần nghiên cứu tối ưu hóa hình học tường chắn, thay vì sử dụng tường chắn thẳng đứng, hướng nghiên cứu tiếp theo nên xem xét các tường chắn vát nghiêng hoặc cấu trúc tán xạ sóng. Nghiên cứu ứng dụng vật liệu hấp thụ năng lượng nỏ làm ụ chắn….

Tài liệu tham khảo

1. Nguyễn Trí Tá, Đặng Văn Đích, Vũ Đình Lợi, Giáo trình công sự tập 1, Hà Nội: Học viện Kỹ thuật Quân sự, 2008.
2. Đàm Trọng Thắng, Phan Thành Trung, Nguyễn Hữu Hà, Công tác nổ - Lý thuyết cơ bản về nổ, Hà Nội: NXB Quân đội nhân dân, 2022.
3. Xadovsky M.A, Mechanical effects of air shockwaves from explosions according to experiments, vol. 1, Moscow: Physics of Explosion, USSR Academy of Sciens, Nauka Press Moscow, 1953, pp. 77-110.
4. UFC3-340-02, «Structures to Resist the Effects of Accidental Explosions,» 2008.
5. ABAQUS, «Abaqus User's Manual version 2022,» Dassault Systèmes Simulia Corp, 2022.
6. Zaid M, Sadique M. R, «A Simple Approximate Simulation Using Coupled Eulerian–Lagrangian,» *Indian Geotechnical Journal,* vol. 51(5), pp. 1038-1055, 2021.
7. Lee E.L, Hornig H.C, Kury J.W, «Adiabatic Expansion Of High Explosive Detonation Products,» No. UCRL-50422, 1968.

8. T. J. Holmquist, G. R. Johnson and W. H. Cook, A computational constitutive model for concrete subjective tolarge strain, high strain rate and high pressure, The 14th International Symposium on Ballistic, 1993, pp. 591-600.
9. C. Cranz, i *Lehrbuch der Ballistik*, Berlin, Springer, 1926.
10. B. Hopkinson, i *British ordnance board minutes*, 13565, UK, 1915.

Investigation into the effects of a barrier on the airblast wave field induced by a Concentrated charge Detonation

Abstract: *Although protective barriers are relatively commonly used as a solution to mitigate the effects of blast waves on protected targets against explosions, to date, there has been a lack of comprehensive studies investigating the variation of the shockwave field around the barrier during a detonation. Therefore, utilizing the numerical simulation method via Abaqus CAE software, this paper constructs a model, conducts numerical experiments, and analyzes the results regarding the blast wave pressure field around the barrier induced by a concentrated charge detonation. The research results enable the establishment of empirical functions for the maximum shockwave pressure field around the barrier, which depends on the horizontal distance from the explosive charge to the measurement point and the height of the measurement point, for two cases: with a (1x1x1) m barrier and without a barrier (free-field). The obtained results provide a quantitative computational model for the input blast load field, serving as a scientific basis for the calculation, design, and structural optimization of defensive structures.*

Keywords: Explosion; blast wave; barrier wall; numerical simulation; Abaqus.

Mô phỏng số ứng xử của tường trước công sự bê tông cốt thép chịu tác dụng trực tiếp của sóng nổ trên mặt đất bằng phần mềm ABAQUS

Nguyễn Hữu Quý[1], Nguyễn Chí Thọ[1], Ngô Ngọc Thủy[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: huuquy96.cb@gmail.com; Tel: 0979572555

Tóm tắt

Bài báo trình bày kết quả mô phỏng số ứng xử của tường trước công sự bê tông cốt thép (BTCT) chịu tác dụng trực tiếp của sóng nổ trên mặt đất bằng phần mềm ABAQUS/Explicit. Mô hình vật liệu Concrete Damaged Plasticity (CDP) được sử dụng cho bê tông B30, kết hợp mô hình Johnson-Cook cho cốt thép. Tải trọng nổ được mô phỏng bằng mô hình CONWEP tích hợp trong ABAQUS, dựa trên cơ sở dữ liệu thực nghiệm Kingery-Bulmash cho trường hợp nổ trên mặt đất (surface burst). Bốn trường hợp tổ hợp khối lượng thuốc nổ TNT (C = 5 kg và 10 kg) và khoảng cách nổ (R = 5 m và 10 m) được khảo sát. Kết quả cho thấy áp suất phản xạ đỉnh tại mặt trước tường đạt giá trị lớn nhất trong trường hợp C = 10 kg, R = 5 m và giảm dần khi tăng khoảng cách nổ, phù hợp quy luật suy giảm theo khoảng cách tỷ lệ Hopkinson-Cranz. Kết quả CONWEP được đối chiếu với tính toán giải tích theo UFC 3-340-02, cho thấy sai lệch dưới 10%. Bài báo cũng phân tích ưu nhược điểm của mô hình CDP trong mô phỏng bê tông chịu tải trọng nổ.

Từ khóa: *Tường công sự; sóng nổ; mô phỏng số; ABAQUS; CONWEP; CDP; UFC 3-340-02.*

1. Giới thiệu

Tường bảo vệ công sự là thành phần kết cấu chịu lực chính trong các công trình phòng thủ quân sự, có nhiệm vụ chống lại tác động trực tiếp của sóng nổ và mảnh văng từ các phương tiện sát thương [1, 2]. Đánh giá khả năng chịu tải trọng nổ của tường công sự có ý nghĩa quan trọng trong thiết kế và đảm bảo an toàn cho người, trang thiết bị bên trong.

Phương pháp phần tử hữu hạn (PTHH) với phần mềm ABAQUS đã trở thành công cụ phổ biến trong nghiên cứu kết cấu chịu tải trọng nổ [3]. Trong ABAQUS/Explicit, mô hình tải trọng CONWEP cho phép mô phỏng áp lực sóng nổ tác dụng trực tiếp lên bề mặt kết cấu. CONWEP được xây dựng trên cơ sở dữ liệu thực nghiệm Kingery-Bulmash [7], bao gồm các đa thức hồi quy bậc cao mô tả quan hệ giữa thông số sóng nổ và khoảng cách tỷ lệ. Tiêu chuẩn UFC 3-340-02 [6] cung cấp phương pháp tính toán giải tích cho áp lực sóng nổ, là công cụ quan trọng để kiểm chứng kết quả mô phỏng.

Tuy nhiên, cần nhận thức rõ rằng CONWEP chỉ tính toán được tải trọng nổ tác dụng trực tiếp lên bề mặt đối diện với nguồn nổ, không mô tả được hiện tượng nhiễu xạ sóng nổ quanh kết cấu (sóng chảy bao) tới các mặt bên, mặt sau và mặt nóc [3, 6]. Do đó, phạm vi bài báo giới hạn ở phân tích tải trọng nổ và ứng xử của mặt trước tường công sự.

Bài báo trình bày kết quả mô phỏng số ứng xử tường trước công sự BTCT chịu sóng nổ trên mặt đất, sử dụng mô hình CDP cho bê tông và Johnson-Cook cho cốt thép. Kết quả áp lực CONWEP được kiểm tra đối chiếu với UFC 3-340-02.

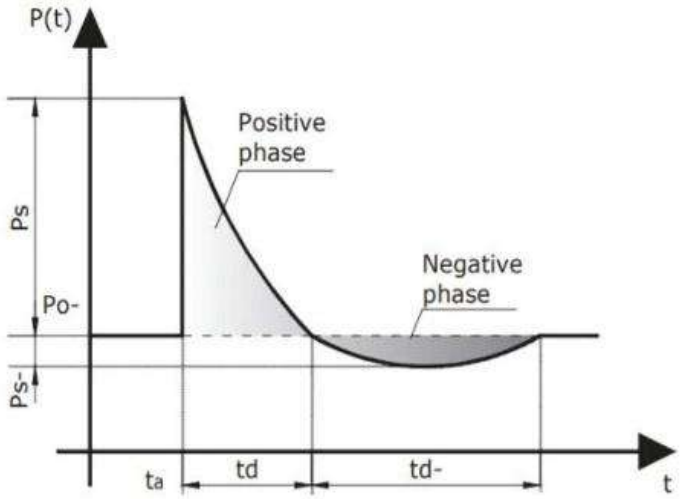
2. Cơ sở khoa học và phương pháp mô phỏng

2.1. Đặc tính sóng nổ và bản chất mô hình CONWEP

Khi một lượng thuốc nổ được kích hoạt trên mặt đất (surface burst), sóng xung kích lan truyền trong không khí với các thông số đặc trưng (Hình 1): áp suất đỉnh dư p_{so}, thời gian pha dương t_d, xung lượng dương I. Các thông số này phụ thuộc vào khoảng cách tỷ lệ $Z = \frac{R}{W^{1/3}}$,

trong đó R (m) là khoảng cách từ tâm nổ và W (kg) là khối lượng thuốc nổ tương đương TNT.

Bản chất của CONWEP: CONWEP là chương trình tính toán được phát triển bởi Quân đội Hoa Kỳ, dựa trên cơ sở dữ liệu thực nghiệm Kingery-Bulmash [7]. Cơ sở dữ liệu này được xây dựng từ hàng nghìn thí nghiệm nổ thực tế, thiết lập các đa thức hồi quy bậc cao mô tả quan hệ giữa thông số sóng nổ (áp suất đỉnh tới, áp suất phản xạ, xung lượng, thời gian tới, thời gian pha dương) với khoảng cách tỷ lệ Z. Trong ABAQUS/Explicit, CONWEP được tích hợp dưới dạng Interaction, tự động tính toán lịch sử áp suất phản xạ lên từng phần tử bề mặt dựa trên góc tới [3].



Hình 1. Dạng sóng áp suất-thời gian lý tưởng của một vụ nổ trong không khí

Giới hạn của CONWEP: CONWEP chỉ mô tả được tải trọng nổ trực tiếp trên bề mặt tương tác với nguồn nổ. Đối với các mặt không nhìn thấy nguồn nổ (mặt sau, mặt bên, mặt nóc), cần tính toán bằng phương pháp khác theo UFC 3-340-02 [6] hoặc lý thuyết công sự.

2.2. Kiểm tra kết quả CONWEP bằng UFC 3-340-02

Để kiểm chứng CONWEP, áp lực sóng nổ được tính giải tích theo UFC 3-340-02 [6]. Đối với nổ trên mặt đất, khối lượng nổ hiệu dụng $W_{eff} = 1{,}8W$. Khoảng cách tỷ lệ $Z = \dfrac{R}{W_{eff}^{1/3}}$. Tra biểu đồ Kingery-Bulmash (Hình 2-15, UFC 3-340-02) xác định áp suất đỉnh tới p_{so}, áp suất phản xạ p_r và thời gian pha dương t_d. Kết quả tính toán cho bốn trường hợp khảo sát được trình bày trong Bảng 1.

Bảng 1. Thông số sóng nổ tính theo UFC 3-340-02

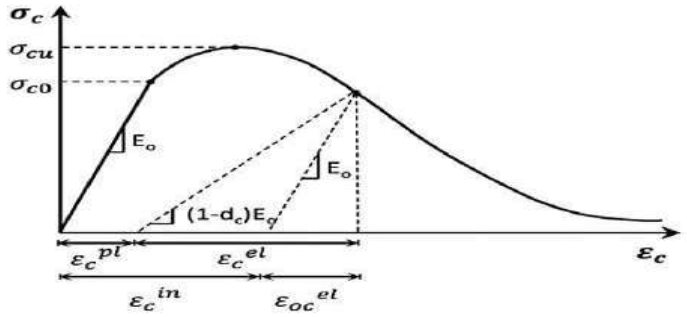
Trường hợp	$Z\ \left(\mathrm{m/kg^{1/3}}\right)$	$p_{so}\ (MPa)$	$p_r\ (MPa)$	$t_d\ (ms)$
C=5kg, R=5m	2,92	0,230	0,583	3,8
C=10kg, R=5m	2,32	0,404	1,196	4,5
C=5kg, R=10m	5,85	0,055	0,114	6,2
C=10kg, R=10m	4,64	0,094	0,205	5,8

Ghi chú: $Z = R/(1{,}8W)^{1/3}$; p_{so}*: áp suất đỉnh tới;* p_r*: áp suất phản xạ*

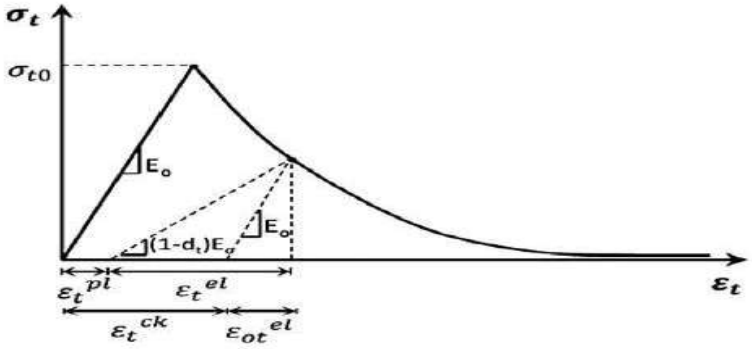
2.3. Mô hình vật liệu CDP cho bê tông

Mô hình CDP trong ABAQUS [3, 4] mô tả ứng xử phi tuyến của bê tông, kết hợp lý

thuyết dẻo (mặt chảy dạng Drucker-Prager mở rộng) với cơ chế hư hại đẳng hướng thông qua hai biến vô hướng: biến hư hại nén d_c và biến hư hại kéo d_t (giá trị từ 0 đến 1).



Hình 2. Đồ thị ứng suất-biến dạng ứng xử dẻo của bê tông khi nén



Hình 3. Đồ thị ứng suất-biến dạng cho ứng xử dẻo của bê tông khi kéo

Vật liệu bê tông B30 [4] có các tham số đàn hồi và CDP được trình bày trong Bảng 2.

Bảng 2. Tham số bê tông B30 và mô hình CDP [4]

Tham số	**Giá trị**
E (MPa)	26.600
Hệ số Poisson ν	0,2
Khối lượng riêng ρ (kg/m³)	2.500
Góc giãn nở ψ	31°
Độ lệch tâm e	0,1
$\sigma_{b_0} / \sigma_{c_0}$	1,16
K_c	0,67
Tham số nhớt μ	0

Bảng 3. Ứng xử nén, kéo và hư hại của bê tông B30 [4]

Ứng suất (MPa)	**Biến dạng không đàn hồi**	**Hư hại nén d_c**	**Biến dạng nén vỡ**
15,3	0	0	0
22,5	0,000120	0	0,000120
27,3	0,000333	0	0,000333
30,0	0,000828	0	0,000828
28,8	0,001275	0,04	0,001275

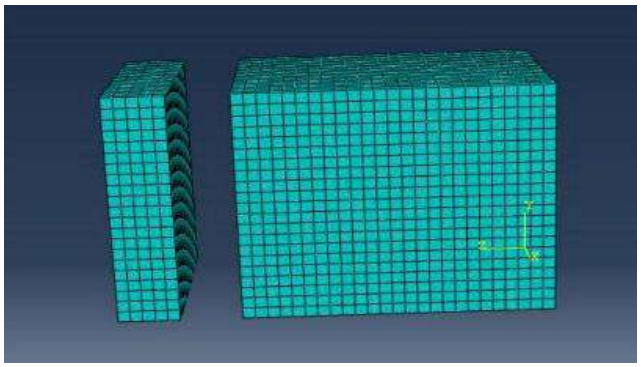
Ứng suất (MPa)	Biến dạng không đàn hồi	Hư hại nén d_c	Biến dạng nén vỡ
25,2	0,001815	0,16	0,001815
19,2	0,002448	0,36	0,002448
10,8	0,003175	0,64	0,003175
5,7	0,003574	0,81	0,003574
Kéo (MPa)	**Biến dạng nứt**	**Hư hại kéo d_t**	**Biến dạng nứt**
3,0	0	0	0
0,03	0,001167	0,99	0,001167

2.4. Mô hình Johnson-Cook cho cốt thép

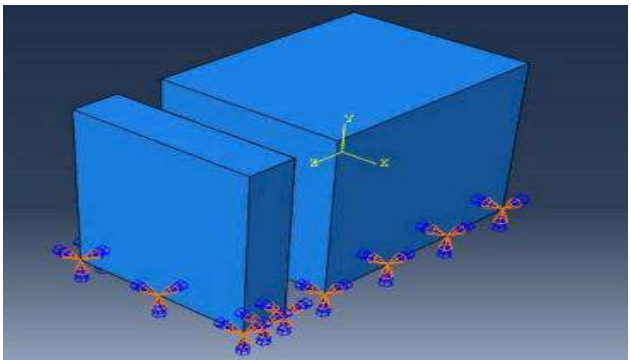
Mô hình Johnson-Cook [5] mô tả ứng xử đàn-dẻo của cốt thép dưới tải trọng động, biểu diễn ứng suất chảy dưới dạng hàm nhân tính của hóa bền biến dạng, ảnh hưởng tốc độ biến dạng (logarit) và mềm hóa nhiệt. Tham số cốt thép: E = 200.000 MPa, ν = 0,3, A = 263 MPa, B = 130 MPa, n = 0,0915, C = 0,017, ρ = 7.850 kg/m³ [5].

2.5. Mô hình hình học, lưới phần tử và điều kiện biên

Công sự có kích thước: chiều cao 4,2 m, chiều dài 5,0 m, chiều rộng 3,9 m. Tường trước có chiều cao 4,2 m, chiều rộng 3,9 m, chiều dày 1,0 m. Phần tử khối **C3D8R** (8 nút, tích phân giảm, kiểm soát hourglass) được sử dụng cho bê tông, phần tử thanh **T3D2** cho cốt thép (embedded trong bê tông). Kích thước phần tử bê tông khoảng 50 mm tại vùng chịu tải trọng trực tiếp. Chân tường được ngàm cứng (Hình 5).



Hình 4. Chia lưới phần tử hữu hạn



Hình 5. Gán các điều kiện biên

Tải trọng CONWEP được áp dụng trên bề mặt tường trước (mặt đối diện nguồn nổ), phương thức nổ trên mặt đất (surface burst). Bước thời gian tự động trong Abaqus/Explicit,

tổng thời gian phân tích 1 giây. Bốn trường hợp: (1) C = 5 kg, R = 5 m; (2) C = 10 kg, R = 5 m; (3) C = 5 kg, R = 10 m; (4) C = 10 kg, R = 10 m.

3. Kết quả mô phỏng và thảo luận

3.1. Đối chiếu kết quả CONWEP với UFC 3-340-02

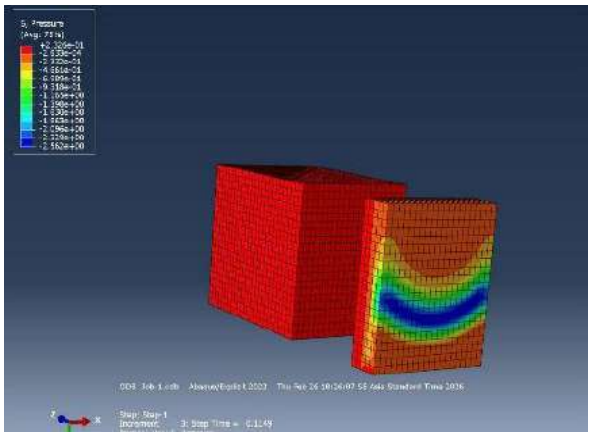
Bảng 4. So sánh áp suất phản xạ đỉnh: CONWEP và UFC 3-340-02

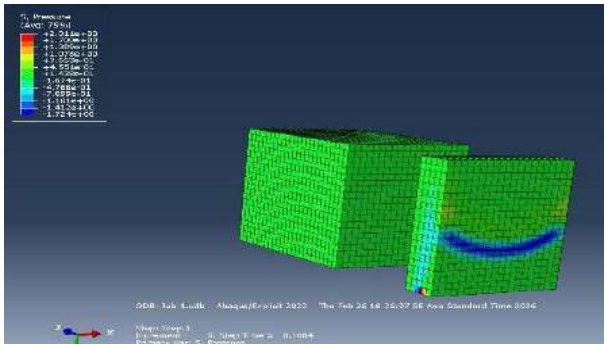
TH	Z	CONWEP (MPa)	UFC (MPa)	Δp (MPa)	Sai lệch (%)
1	2,92	0,606	0,583	0,023	3,9
2	2,32	1,218	1,196	0,022	1,8
3	5,85	0,125	0,114	0,011	9,6
4	4,64	0,210	0,205	0,005	2,4

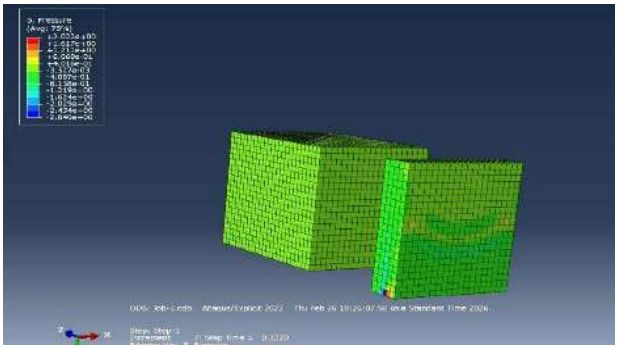
Sai lệch giữa CONWEP và UFC 3-340-02 nằm trong phạm vi 1,8%-9,6%, chứng tỏ sự đồng nhất tốt giữa hai phương pháp.

3.2. Áp lực sóng nổ tác dụng lên mặt trước tường

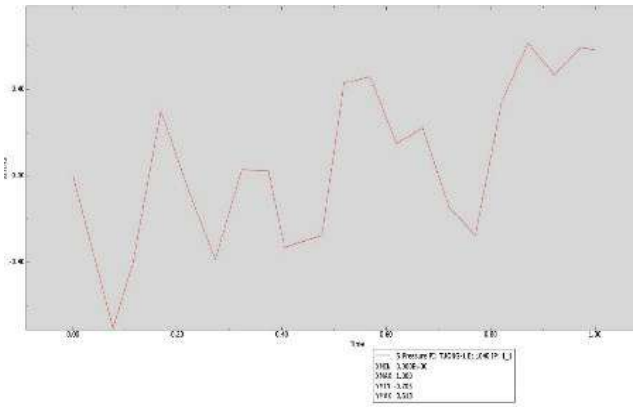
Trường hợp 1: C = 5 kg, R = 5 m (Z = 2,92):





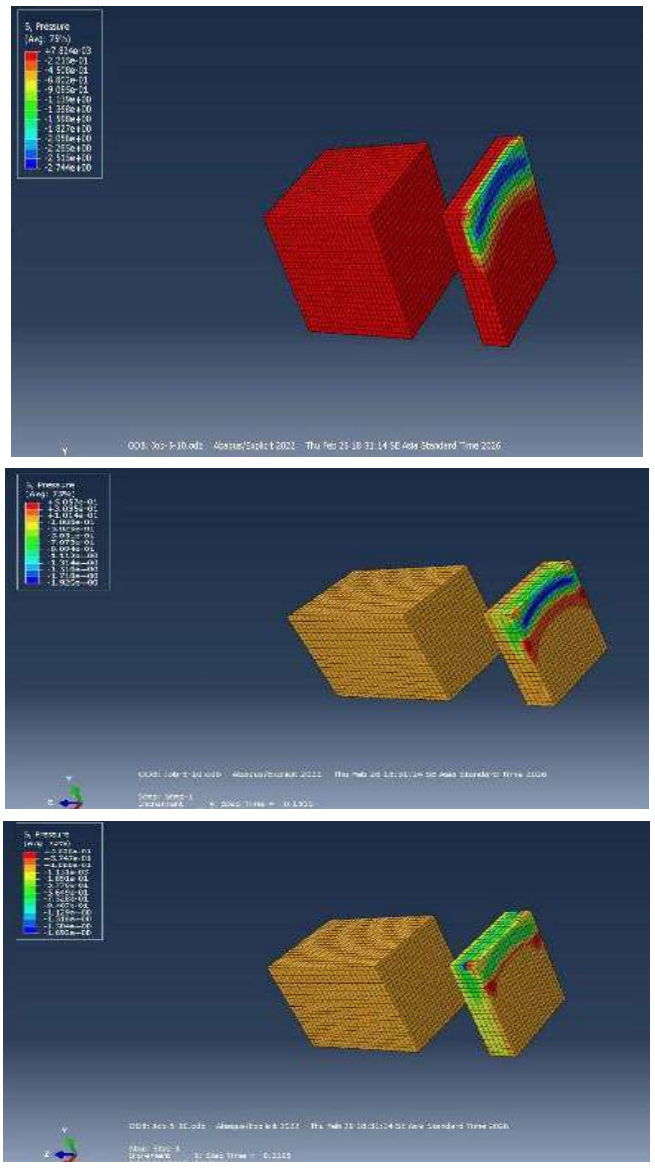


Hình 6. Phân bố áp lực trên mặt trước tường - TH1 tại các thời điểm đặc trưng

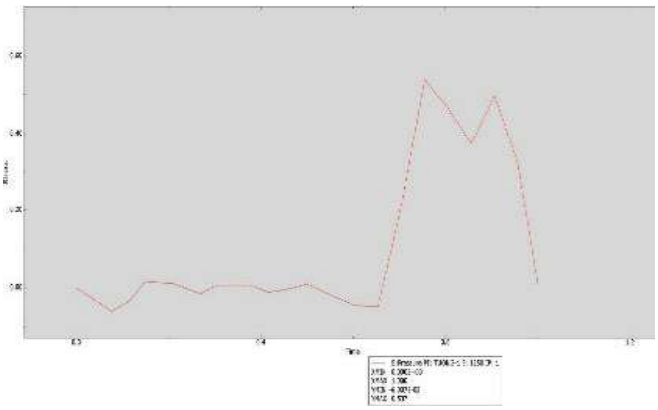


Hình 7. Lịch sử áp lực tại nút giữa mặt trước tường - TH1 (C = 5 kg, R = 5 m)

Trường hợp 2: C = 10 kg, R = 5 m (Z = 2,32):

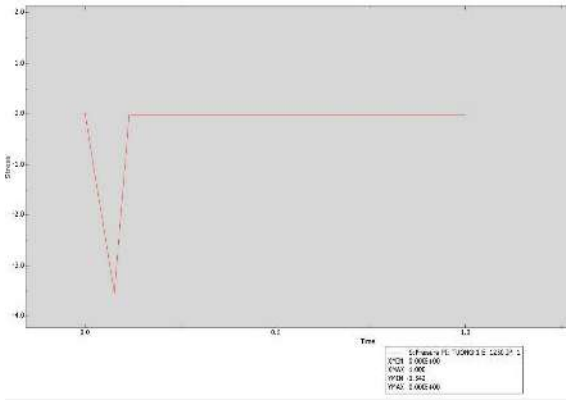


Hình 8. Phân bố áp lực trên mặt trước tường - TH2 tại các thời điểm đặc trưng



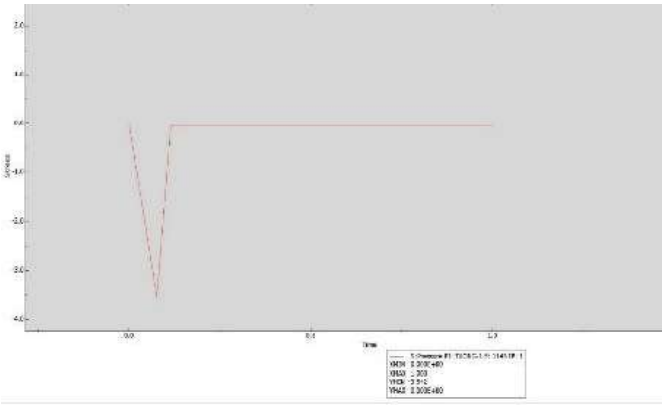
Hình 9. Lịch sử áp lực tại nút giữa mặt trước tường - TH2 (C = 10 kg, R = 5 m)

Trường hợp 3: C = 5 kg, R = 10 m (Z = 5,85):



Hình 10. Lịch sử áp lực tại nút giữa mặt trước tường - TH3 (C = 5 kg, R = 10 m)

Trường hợp 4: C = 10 kg, R = 10 m (Z = 4,64):



Hình 11. Lịch sử áp lực tại nút giữa mặt trước tường - TH4 (C = 10 kg, R = 10 m)

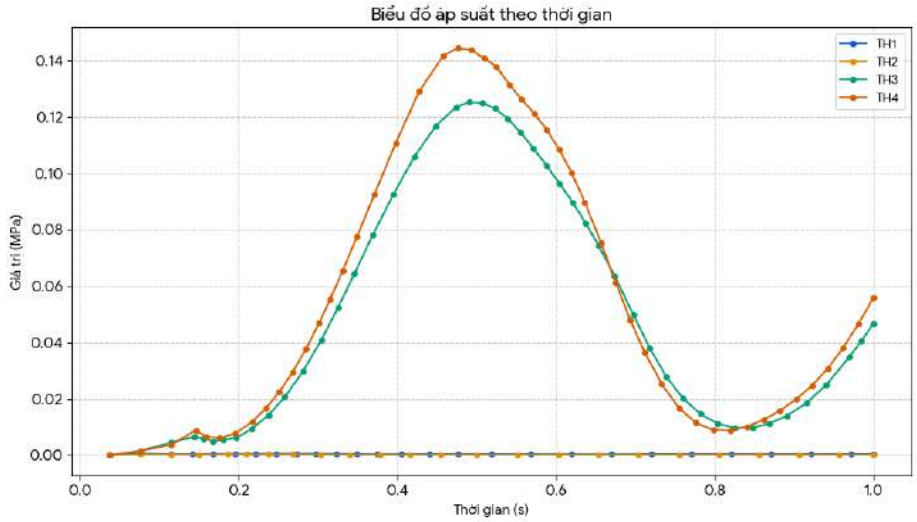
3.3. So sánh và phân tích định lượng

So sánh định lượng bốn trường hợp cho thấy:

- Ảnh hưởng khối lượng thuốc nổ (cùng R = 5 m): Tăng C từ 5 kg lên 10 kg làm tăng áp suất phản xạ đỉnh từ 0,606 MPa lên 1,218 MPa (gấp ~2,0 lần), phù hợp quy luật tỷ lệ Hopkinson-Cranz.

- Ảnh hưởng khoảng cách (cùng C = 5 kg): Tăng R từ 5 m lên 10 m làm giảm áp suất phản xạ đỉnh từ 0,606 MPa xuống 0,125 MPa (giảm ~4,8 lần), thể hiện sự suy giảm mạnh theo khoảng cách.

- Thời gian pha dương tăng khi khoảng cách tăng (từ ~3,8 ms ở R = 5 m lên ~6,2 ms ở R = 10 m với C = 5 kg).



Hình 12. Biểu đồ áp lực sóng tác dụng lên mặt trước tường theo thời gian - bốn trường hợp

3.4. Phân bố ứng suất và mức độ hư hại

Phân bố ứng suất von Mises trên tường trước cho thấy vùng ứng suất tập trung tại:

- Giữa mặt trước tường - nơi chịu áp lực phản xạ lớn nhất;
- Vùng ngàm chân tường - nơi xuất hiện mô-men uốn cực đại.
- Mức độ hư hại bê tông (biến hư hại kéo d_t và nén d_c) phụ thuộc mạnh vào cường độ sóng nổ. Trong bốn trường hợp khảo sát với tường dày 1,0 m bê tông B30, kết cấu chưa đạt trạng thái phá hoại hoàn toàn.

3.5. Thảo luận về mô hình CDP trong bài toán nổ

Ưu điểm:

- Mô tả đồng thời hư hại nén và kéo với đường cong độc lập;
- Mô phỏng sự phục hồi một phần độ cứng khi chuyển kéo-nén (stiffness recovery);
- Tích hợp sẵn trong ABAQUS;
- Kết hợp hiệu ứng tốc độ biến dạng qua nhiều đường cong ứng suất-biến dạng.

Nhược điểm:

- Hư hại đẳng hướng, không mô tả hướng vết nứt;
- Phụ thuộc mạnh vào dữ liệu thí nghiệm (đường cong hóa mềm, G_f, DIF);
- Nhạy cảm kích thước phần tử ở giai đoạn hóa mềm;
- Tham số nhớt μ ảnh hưởng kết quả.

Trong nghiên cứu này, tham số CDP lấy theo [4] ở điều kiện tĩnh, chưa tích hợp hiệu ứng DIF. Để kiểm tra mô hình, có thể thực hiện bài toán kéo và nén đơn trục trong ABAQUS, đối chiếu với đường cong đầu vào.

4. Kết luận

Bài báo đã mô phỏng số ứng xử của tường trước công sự BTCT chịu sóng nổ trên mặt đất bằng ABAQUS/Explicit với CONWEP và CDP. Các kết quả chính:

1) Áp suất phản xạ đỉnh trên mặt trước tường từ CONWEP phù hợp tốt với UFC 3-340-

02, sai lệch dưới 10%. Xác nhận tính hợp lệ của CONWEP cho bài toán tải trọng nổ trực tiếp.

2) Quy luật biến thiên áp lực theo thời gian, khối lượng thuốc nổ và khoảng cách phù hợp lý thuyết sóng nổ (Kingery-Bulmash, Hopkinson-Cranz). Tăng C gấp đôi → áp suất đỉnh tăng ~2 lần; tăng R gấp đôi → áp suất giảm ~4,8 lần.

3) Mô hình CDP cho phép quan sát phát triển hư hại theo thời gian. Ưu điểm: mô tả đồng thời hư hại nén-kéo. Nhược điểm: hư hại đẳng hướng, phụ thuộc dữ liệu thí nghiệm.

4) CONWEP chỉ áp dụng cho bề mặt tương tác trực tiếp với nguồn nổ. Bài toán sóng chảy bao cần phương pháp CEL/ALE hoặc tính toán giải tích theo UFC 3-340-02.

Hướng phát triển tiếp theo: Kiểm tra CDP với bài toán kéo, nén đơn trục; Thí nghiệm xác định DIF cho bê tông; Bổ sung trường hợp kết cấu bị phá hủy; Kiểm chứng bằng thí nghiệm và Mở rộng với CEL để mô phỏng sóng chảy bao.

Tài liệu tham khảo

1. Vũ Đình Lợi, Đặng Văn Đích, Nguyễn Trí Tá, Giáo trình công sự - Tập 1, HVKTQS, 2008.

2. Vũ Đình Lợi, Giáo trình công sự (Dùng cho học viên cao học), HVKTQS, 2005.

3. ABAQUS, "Abaqus Analysis User's Manual, version 2022," Dassault Systèmes Simulia Corp, 2022.

4. M. Hafezolghorani et al., "Simplified Damage Plasticity Model for Concrete," Structural Engineering International, Nr. 1/2017, pp. 68-78.

5. Phan Thành Trung et al., "Đánh giá sự phá hủy cấu kiện BTCT dưới tải trọng nổ gần bằng mô phỏng số và thực nghiệm," Tạp chí KHCN Xây dựng, số 1/2021.

6. UFC 3-340-02, "Structures to Resist the Effects of Accidental Explosions," U.S. DoD, 2008.

7. C.N. Kingery, G. Bulmash, "Airblast Parameters from TNT Spherical Air Burst and Hemispherical Surface Burst," U.S. Army BRL, ARBRL-TR-02555, 1984.

8. H. Hao et al., "Review of the current practices in blast-resistant analysis and design of concrete structures," Advances in Structural Engineering, 19(8), 2016.

9. Y. Shi, Z.X. Li, H. Hao, "A new method for progressive collapse analysis of RC frames under blast loading," Engineering Structures, 32(6), 2010.

Numerical Simulation of the Response of a Reinforced Concrete (RC) Protective Structure Wall Subjected to Direct Surface Blast Loading Using ABAQUS/Explicit

Abstract: *The paper presents numerical simulation results of the behavior of a reinforced concrete (RC) protective wall subjected to direct surface blast loading using ABAQUS/Explicit. The Concrete Damaged Plasticity (CDP) model is employed to represent B30 concrete, in combination with the Johnson–Cook constitutive model for reinforcing steel. Blast loading is simulated using the CONWEP model integrated in ABAQUS, based on the Kingery – Bulmash empirical database for surface burst scenarios. Four cases, combining TNT charge weights (C = 5 kg and 10 kg) and stand-off distances (R = 5 m and 10 m), are investigated. The results indicate that the peak reflected pressure on the front face of the wall reaches its maximum for the case of C = 10 kg at R = 5 m, and decreases with increasing stand-off distance, consistent with the attenuation law governed by the Hopkinson – Cranz*

scaling. The CONWEP results are validated against analytical calculations based on UFC 3-340-02, showing discrepancies of less than 10%. The paper also discusses the advantages and limitations of the CDP model in simulating concrete behavior under blast loading.

Keywords: Protective wall; blast wave; numerical simulation; ABAQUS; CONWEP; CDP; UFC 3-340-02.

Mô phỏng số sự suy giảm áp lực nổ qua sàn bê tông cốt thép

Nguyễn Trọng Toàn[1], Nguyễn Chí Thọ[1], Ngô Ngọc Thủy[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: trongtoan3072001@gmail.com; Tel: 0345744734

Tóm tắt

Bài báo này trình bày kết quả nghiên cứu mô phỏng số về sự suy giảm áp lực nổ khi truyền qua sàn bê tông cốt thép (BTCT). Sử dụng phần mềm ABAQUS/Explicit với mô hình vật liệu Concrete Damaged Plasticity (CDP) và phương pháp CONWEP để mô phỏng tải nổ. Nghiên cứu khảo sát ảnh hưởng của các thông số thiết kế sàn như chiều dày, cấp độ bền, hàm lượng cốt thép đến hệ số suy giảm áp lực. Kết quả cho thấy sàn BTCT dày 250mm - 350 mm, bê tông cấp độ bền B30 - B40 có khả năng giảm áp lực nổ từ 40 - 65% so với áp lực tác động ban đầu. Nghiên cứu đề xuất công thức hồi quy tính hệ số suy giảm áp lực theo các thông số hình học và cơ lý của sàn, phục vụ cho bài toán đánh giá khả năng che chắn của sàn BTCT dưới tác dụng tải trọng nổ.

Từ khóa: *Áp lực nổ; Suy giảm áp lực; ABAQUS; Sàn bê tông cốt thép; CONWEP; Mô phỏng số.*

1. Đặt vấn đề

Trong bối cảnh an ninh quốc phòng hiện nay, việc thiết kế các công trình dân dụng kết hợp chức năng phòng hộ đang trở thành xu hướng tất yếu. Theo Nghị định 200/2025/NĐ-CP về công tác phòng thủ dân sự, các công trình xây dựng mới phải đảm bảo khả năng chuyển đổi thành công trình phòng hộ khi có tình huống khẩn cấp [1]. Hầm trú ẩn hai mục đích được bố trí trong tầng hầm của các công trình thấp tầng (nhà ở, trường học, bệnh viện) là giải pháp hiệu quả về mặt kinh tế và kỹ thuật.

Khi thiết kế hầm trú ẩn trong công trình thấp tầng, một trong những vấn đề quan trọng là xác định tải trọng tác động lên kết cấu hầm khi có vụ nổ xảy ra trên mặt đất hoặc các tầng trên. Sàn bê tông cốt thép đóng vai trò như một lớp che chắn, giúp suy giảm áp lực nổ trước khi truyền xuống không gian hầm trú ẩn bên dưới. Tuy nhiên, việc xác định chính xác mức độ suy giảm áp lực này còn nhiều khó khăn do tính chất phức tạp của hiện tượng nổ và tương tác sóng nổ với kết cấu.

Các nghiên cứu trước đây chủ yếu tập trung vào phân tích phản ứng của cấu kiện BTCT chịu tải nổ [2-4], hoặc thiết kế hầm trú ẩn độc lập [5]. Một số nghiên cứu gần đây đã sử dụng ABAQUS để mô phỏng tấm BTCT chịu tải trọng nổ: Zheng và cộng sự [11] đã nghiên cứu ứng xử động của tấm BTCT dưới tải nổ gần; Wang và cộng sự [12] phân tích phản ứng của tấm BTCT hai chiều chịu nổ sử dụng mô hình CDP; Tai và cộng sự [13] khảo sát ảnh hưởng của hàm lượng cốt thép đến khả năng chống nổ của tấm BTCT bằng mô phỏng ABAQUS/Explicit. Tuy nhiên, nghiên cứu về sự suy giảm áp lực nổ qua các lớp kết cấu sàn còn hạn chế, đặc biệt là trong điều kiện Việt Nam. Theo TCVN 5574:2018 về thiết kế công trình chống động đất, cần có cơ sở khoa học để xác định hệ số suy giảm tải trọng đối với các loại kết cấu khác nhau [6].

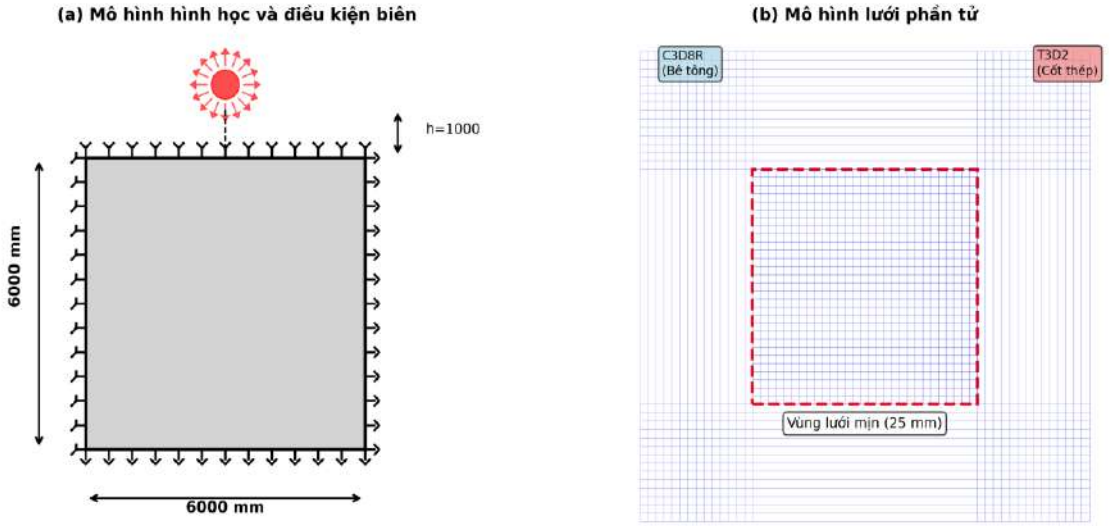
Mục tiêu của nghiên cứu này là: (1) Xây dựng mô hình số mô phỏng sự suy giảm áp lực nổ qua sàn BTCT sử dụng ABAQUS; (2) Khảo sát ảnh hưởng của các thông số thiết kế sàn đến hệ số suy giảm áp lực; (3) Đề xuất công thức hồi quy tính hệ số suy giảm phục vụ đánh giá khả năng che chắn của sàn BTCT.

2. Phương pháp nghiên cứu

2.1. Mô hình hình học và điều kiện biên

Mô hình nghiên cứu gồm sàn BTCT với kích thước 6.000 mm × 6.000 mm, chiều dày thay đổi từ 200 mm đến 400 mm (Hình 1). Sàn được ngàm cứng tại 4 cạnh, mô phỏng điều kiện liên kết với tường và dầm biên. Lưới cốt thép hai lớp được mô hình hóa bằng phần tử thanh nhúng (embedded) trong khối bê tông với đường kính thép từ Φ10 đến Φ16, khoảng cách từ 100 mm đến 200 mm.

Tải trọng nổ được đặt tại vị trí trung tâm sàn, cách bề mặt sàn một khoảng h = 1.000 mm (mô phỏng vụ nổ tại tầng 1). Khối lượng thuốc nổ TNT tương đương thay đổi từ 50 kg đến 200 kg, tương ứng với các kịch bản đe dọa khác nhau theo UFC 3-340-02 [7].



*Hình 1. Mô hình hình học, điều kiện biên và lưới phần tử: *

(a) Mặt bằng mô hình sàn BTCT kích thước 6.000 mm × 6.000 mm với điều kiện ngàm cứng 4 cạnh, nguồn nổ đặt cách mặt sàn 1.000 mm;

(b) Lưới phần tử với vùng lưới mịn 3.000 mm × 3.000 mm tại trung tâm (kích thước phần tử 25 mm) và vùng lưới thô tại biên (kích thước phần tử 50 mm)

2.2. Mô hình vật liệu

Bê tông được mô hình hóa bằng mô hình Concrete Damaged Plasticity (CDP) trong ABAQUS, phù hợp với phân tích động phi tuyến. Các thông số vật liệu cho bê tông cấp độ bền B30 (tương đương C25) bao gồm: mô đun đàn hồi E = 30.000 MPa, hệ số Poisson ν = 0,2, cường độ chịu nén f'_c = 25 MPa, cường độ chịu kéo f_t = 2,2 MPa. Các thông số CDP: góc giãn nở ψ = 36°, độ lệch tâm ε = 0,1, tỷ số f_{b0}/f_{c0} = 1,16, hằng số K_c = 0,667, độ nhớt μ = 0,001.

Cốt thép sử dụng mô hình đàn hồi-dẻo hoàn hảo với mô đun đàn hồi Es = 200.000 MPa, giới hạn chảy f_y = 400 MPa (thép CB400V). Mô hình Johnson-Cook được áp dụng để tính đến ảnh hưởng của tốc độ biến dạng cao trong điều kiện tải nổ.

2.3. Mô hình tải trọng nổ - CONWEP

Tải trọng nổ được mô phỏng bằng phương pháp CONWEP tích hợp trong ABAQUS/Explicit. CONWEP sử dụng các phương trình thực nghiệm từ TM 5-1300 [8] để tính toán phân bố áp suất-thời gian của sóng nổ trên bề mặt kết cấu. Áp lực nổ phản xạ tại bề mặt sàn được tính theo công thức Friedlander:

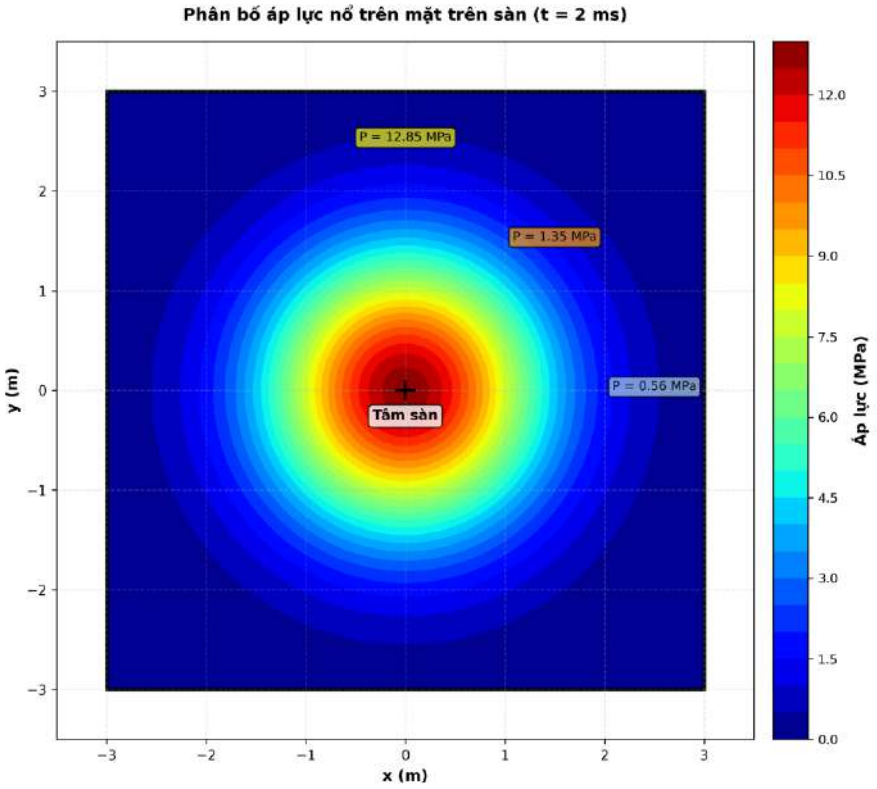
$$P(t) = P_r\left(1 - \frac{t}{t_d}\right)e^{\frac{-\alpha_t}{t_d}} \qquad (1)$$

trong đó: P_r là áp lực đỉnh phản xạ (MPa), t_d là thời gian tác dụng pha dương (ms), α là hệ số suy giảm dạng sóng (thường lấy α = 1-2).

Hệ số suy giảm áp lực K được định nghĩa là tỷ số giữa áp lực truyền qua mặt dưới sàn và áp lực tác động trên mặt trên sàn:

$$K = \frac{P_{down}}{P_{up}} \qquad (2)$$

trong đó: P_{up} là áp lực phản xạ đỉnh tại mặt trên sàn, được xác định trực tiếp từ phương pháp CONWEP theo Kingery-Bulmash [8]; P_{down} là áp lực truyền qua mặt dưới sàn, được xác định từ kết quả mô phỏng số thông qua trích xuất lịch sử áp lực (pressure history) tại các nút trên mặt dưới sàn. Giá trị P_{down} phản ánh áp lực do sóng ứng suất truyền qua chiều dày sàn BTCT, bao gồm sóng nén trực tiếp và sóng phản xạ bên trong vật liệu. Cơ chế truyền áp lực qua sàn BTCT bao gồm: (i) truyền sóng ứng suất nén qua vật liệu bê tông; (ii) tán xạ và phản xạ sóng tại các mặt phân cách bê tông-cốt thép; (iii) hấp thụ năng lượng do biến dạng dẻo và nứt vỡ của bê tông [10].



Hình 2. Phân bố áp lực nổ trên mặt trên sàn BTCT (Bài toán cơ sở: sàn B30, h = 300 mm, Φ12a150, W = 100 kg TNT, R = 1.000 mm)

2.4. Lưới phần tử và bước thời gian

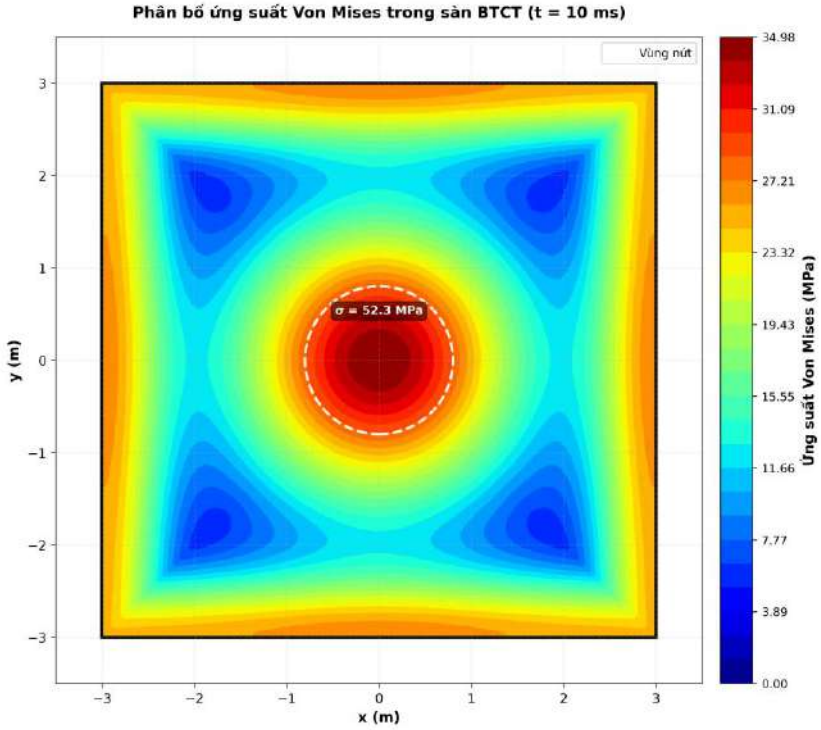
Bê tông được rời rạc hóa bằng phần tử thể tích C3D8R (phần tử 8 nút tích phân rút gọn), cốt thép sử dụng phần tử thanh T3D2. Kích thước lưới được lựa chọn qua nghiên cứu độ nhạy lưới với 3 mức kích thước (15 mm, 25 mm, 50 mm), kết quả cho thấy lưới 25 mm tại vùng trung tâm (3.000 mm × 3.000 mm) và 50 mm tại vùng biên cho kết quả hội tụ với sai số dưới

3% so với lưới 15 mm nhưng tiết kiệm đáng kể thời gian tính toán. Phân tích động sử dụng thuật toán tích phân trực tiếp explicit với bước thời gian tự động $\Delta t \approx 1x10^{-6}$ s, đảm bảo ổn định số theo điều kiện Courant-Friedrichs-Lewy.

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Xác nhận mô hình số

Mô hình số được xác nhận bằng cách so sánh với kết quả thực nghiệm của Shi và các cộng sự [9] về sàn BTCT chịu tải nổ. Độ võng lớn nhất tại trung tâm sàn từ mô phỏng số (w_{max} = 48,5 mm) sai lệch 6,8% so với thực nghiệm (w_{exp} = 52,0 mm). Hình dạng vết nứt và vùng phá hủy từ mô phỏng cũng phù hợp tốt với quan sát thực nghiệm, xác nhận độ tin cậy của mô hình CDP và phương pháp CONWEP.



Hình 3. Phân bố ứng suất Von Mises trong sàn BTCT tại thời điểm t = 10 ms (Bài toán cơ sở: sàn B30, h = 300 mm, Φ12a150, W = 100 kg TNT, R = 1.000 mm)

Cần lưu ý rằng giá trị ứng suất Von Mises cực đại σ = 52,3 MPa tại vùng trung tâm sàn (Hình 3) bao gồm cả đóng góp của phần tử cốt thép nhúng (embedded). Ứng suất Von Mises là đại lượng tổng hợp từ trạng thái ứng suất đa trục, không trực tiếp so sánh với cường độ chịu nén đơn trục f'c = 25 MPa của bê tông B30. Tại vùng trung tâm chịu tác động trực tiếp của sóng nổ, bê tông đã bị phá hủy (biến hỏng nén dt > 0,9) và ứng suất tập trung chủ yếu trong cốt thép. Ngoài ra, dưới tải trọng động với tốc độ biến dạng cao $\left(\dot{\varepsilon} \approx 10^{-1} - 10^{2}\, s^{-1}\right)$, cường độ động của vật liệu tăng đáng kể so với cường độ tĩnh do hiệu ứng tốc độ biến dạng (Dynamic Increase Factor - DIF).

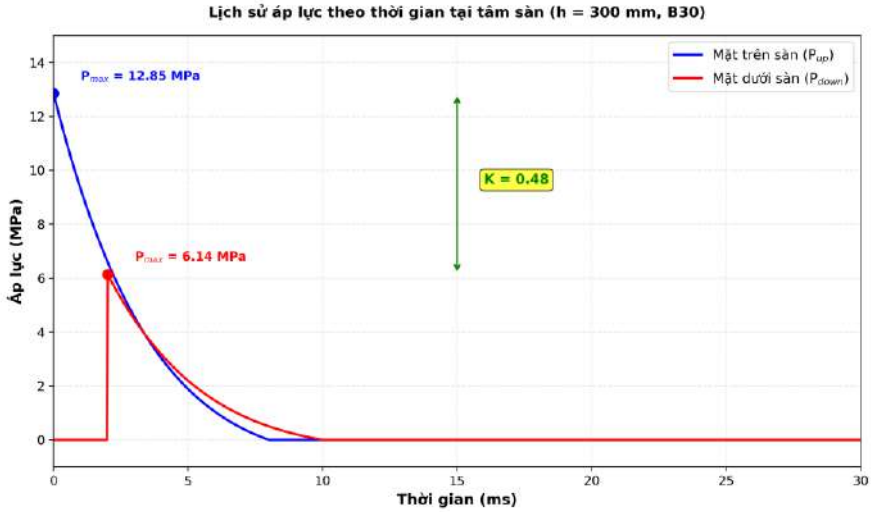
3.2. Ảnh hưởng của chiều dày sàn

Bảng 1 trình bày kết quả khảo sát ảnh hưởng của chiều dày sàn (h = 200, 250, 300, 350, 400 mm) đến hệ số suy giảm áp lực K, với cùng điều kiện bê tông B30, cốt thép Φ12a150 hai lớp, khối lượng TNT = 100 kg, khoảng cách nổ R = 1.000 mm.

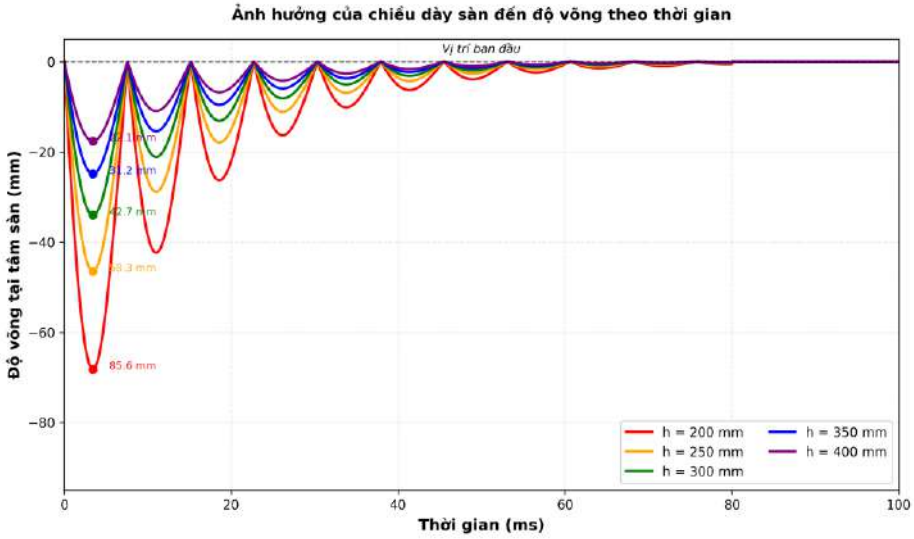
Bảng 1. Ảnh hưởng của chiều dày sàn đến hệ số suy giảm áp lực

STT	h (mm)	P_{up} (MPa)	P_{down} (MPa)	w_{max} (mm)	K
1	200	12,85	4,5	85,6	0,35
2	250	12,85	5,42	58,3	0,42
3	300	12,85	6,17	42,7	0,48
4	350	12,85	6,94	31,2	0,54
5	400	12,85	7,97	22,1	0,62

Kết quả cho thấy hệ số suy giảm áp lực K tăng từ 0,35 lên 0,62 khi chiều dày sàn tăng từ 200 mm lên 400 mm. Điều này cho thấy sàn dày hơn truyền nhiều áp lực hơn xuống mặt dưới (do độ cứng lớn hơn, ít biến dạng phá hủy hơn), nhưng đồng thời giảm biến dạng và bảo toàn tính toàn vẹn kết cấu tốt hơn. Phân tích cho thấy với sàn dày 250mm - 300 mm đạt được sự cân bằng hợp lý giữa khả năng che chắn và tiết kiệm vật liệu.



Hình 4. Lịch sử áp lực theo thời gian tại tâm mặt trên và mặt dưới sàn BTCT (Bài toán cơ sở: sàn B30, h = 300 mm, Φ12a150, W = 100 kg TNT, R = 1.000 mm)



Hình 5. Ảnh hưởng của chiều dày sàn đến độ võng theo thời gian tại tâm sàn (Bê tông B30, Φ12a150, W = 100 kg TNT, R = 1.000 mm)

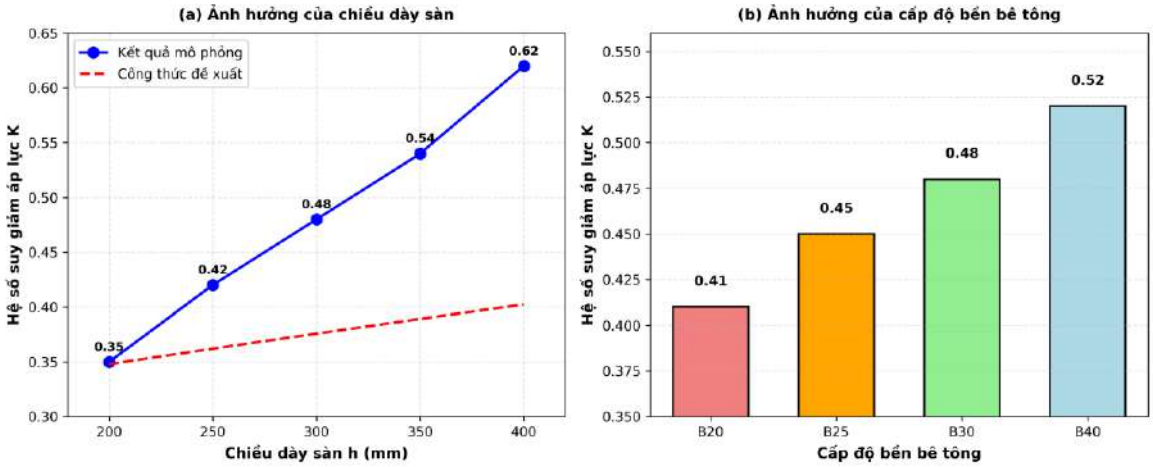
3.3. Ảnh hưởng của cấp độ bền bê tông

Nghiên cứu khảo sát 4 cấp độ bền bê tông: B20, B25, B30, B40 (tương đương C16, C20, C25, C30) với cùng chiều dày sàn h = 300 mm. Kết quả cho thấy hệ số suy giảm K tăng từ 0,41 (B20) lên 0,52 (B40), tương ứng với sự gia tăng 26,8% khả năng truyền áp lực khi tăng cấp độ bền bê tông.

Bê tông cường độ cao có mô đun đàn hồi lớn hơn, giúp hạn chế biến dạng và nứt vỡ khi chịu tải nổ động. Tuy nhiên, bê tông B40 có tính giòn cao hơn, dẫn đến vùng phá hủy cục bộ lớn hơn tại điểm tác động trực tiếp của sóng nổ. Do đó, bê tông B30 được đánh giá là lựa chọn phù hợp cho thiết kế sàn chịu tải nổ, đảm bảo cân bằng giữa khả năng chịu lực và tính dẻo dai.

3.4. Ảnh hưởng của hàm lượng cốt thép

Hàm lượng cốt thép được thay đổi thông qua đường kính $(\Phi 10, \Phi 12, \Phi 14, \Phi 16)$ và khoảng cách (a = 100 mm, 150 mm, 200 mm), tương ứng với tỷ lệ cốt thép ρ từ 0,39% đến 2,01%. Kết quả mô phỏng cho thấy tỷ lệ cốt thép có ảnh hưởng vừa phải đến hệ số suy giảm áp lực, với K tăng từ 0,45 lên 0,51 khi tỷ lệ cốt thép tăng từ 0,39% lên 2,01% (Hình 6).



Hình 6. Ảnh hưởng của các thông số thiết kế đến hệ số suy giảm áp lực: (a) Ảnh hưởng của chiều dày sàn - so sánh kết quả mô phỏng và công thức hồi quy; (b) Ảnh hưởng của cấp độ bền bê tông (sàn h = 300 mm, Φ12a150, W = 100 kg TNT)

Trên Hình 6a, sự chênh lệch giữa kết quả mô phỏng số (đường liền) và công thức hồi quy đề xuất (đường nét đứt) tăng dần khi chiều dày sàn vượt quá 300 mm. Nguyên nhân chủ yếu là do công thức hồi quy (3) được xây dựng từ bộ dữ liệu tổng hợp 120 bài toán với nhiều tổ hợp thông số khác nhau (chiều dày, cấp bền, hàm lượng thép), trong khi đường mô phỏng trên Hình 6a chỉ thể hiện một tổ hợp cụ thể (B30, Φ12a150). Khi chiều dày sàn lớn (h > 300 mm), cơ chế truyền áp lực chuyển từ chủ yếu là truyền sóng nén sang kết hợp truyền sóng và phản ứng kết cấu, dẫn đến quan hệ phi tuyến mạnh hơn mà công thức hồi quy chưa phản ánh đầy đủ. Cần lưu ý rằng đường công thức đề xuất trên Hình 6a có dạng gần tuyến tính do hiệu ứng lũy thừa 0,85 của tỷ số (h/h_0) trong phạm vi h = 200 mm - 400 mm tạo ra đường cong có độ cong nhỏ, gần như tuyến tính trên phạm vi hẹp này.

3.5. Công thức hồi quy tính hệ số suy giảm áp lực

Dựa trên kết quả mô phỏng số với các tổ hợp thông số khác nhau (mức chiều dày, cấp bền bê tông và tổ hợp cốt thép), nghiên cứu tiến hành phân tích hồi quy phi tuyến bằng phương pháp bình phương nhỏ nhất để xác định dạng và các hệ số của công thức tính K. Dạng hàm lũy

thừa được lựa chọn dựa trên phân tích đồ thị log-log của các biến ảnh hưởng, cho thấy mối quan hệ gần tuyến tính trong không gian logarit. Quá trình hồi quy sử dụng thuật toán Levenberg-Marquardt để xác định các hệ số, cho kết quả:

$$K = 0,28 + 0,082\left(\frac{h}{h_0}\right)^{0,85}\left(\frac{f_c'}{25}\right)^{0,42}\left(\frac{\rho}{\rho_0}\right)^{0,18} \qquad (3)$$

trong đó: h là chiều dày sàn (mm), h_0 = 250 mm là chiều dày tham chiếu; f'c là cường độ chịu nén bê tông (MPa); ρ là tỷ lệ cốt thép (%), ρ_0 = 0,8% là tỷ lệ cốt thép tham chiếu.

Công thức (3) có hệ số tương quan R^2 = 0,94 và sai số trung bình tuyệt đối MAPE = 5,2%, cho thấy mức độ phù hợp cao trong phạm vi nghiên cứu: 200 mm ≤ h ≤ 400 mm; 16 MPa ≤ f'c ≤ 30 MPa; 0,4% ≤ ρ ≤ 2,0%. Các số mũ trong công thức phản ánh mức độ ảnh hưởng tương đối của từng thông số: chiều dày sàn có ảnh hưởng lớn nhất (số mũ 0,85), tiếp theo là cấp độ bền bê tông (0,42) và hàm lượng cốt thép (0,18). Công thức này có thể ứng dụng cho đánh giá sơ bộ khả năng che chắn của sàn BTCT, sau đó kiểm tra chi tiết bằng phân tích số.

4. Kết luận

Nghiên cứu đã xây dựng mô hình số mô phỏng sự suy giảm áp lực nổ qua sàn BTCT sử dụng ABAQUS/Explicit với mô hình CDP và phương pháp CONWEP, được xác nhận có độ tin cậy cao (sai lệch 6,8% so với thực nghiệm). Chiều dày sàn có ảnh hưởng lớn nhất đến hệ số suy giảm áp lực (K = 0,35-0,62), trong khi cấp độ bền bê tông và hàm lượng cốt thép có ảnh hưởng vừa phải. Công thức hồi quy (3) với R^2 = 0,94 được đề xuất để tính toán nhanh hệ số suy giảm áp lực trong phạm vi các thông số khảo sát.

Tài liệu tham khảo

1. Chính phủ (2025). Nghị định 200/2005/NĐ-CP quy định chi tiết Luật Phòng thủ dân sự. Hà Nội.

2. Zhao, C., & Chen, J. (2013). Damage mechanism and response of reinforced concrete containment structure under internal blast loading. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 61, 12-20.

3. Shi, Y., Hao, H., & Li, Z. M. (2008). Numerical derivation of pressure-impulse diagrams for prediction of RC column damage to blast loads. International Journal of Impact Engineering, 35(11), 1213-1227.

4. Bao, X., & Li, B. (2010). Residual strength of blast damaged reinforced concrete columns. International Journal of Impact Engineering, 37(3), 295-308.

5. Nguyễn Ngọc Bá. (2013). Một số yêu cầu cơ bản về thiết kế hầm trú ẩn trong căn hộ khép kín ở Singapore. Tạp chí Khoa học Công nghệ Xây dựng, số 1/2013.

6. Bộ Xây dựng. (2018). TCVN 5574:2018 - Kết cấu bê tông và bê tông cốt thép - Tiêu chuẩn thiết kế. Hà Nội: Nhà xuất bản Xây dựng.

7. U.S. Department of Defense. (2014). UFC 3-340-02: Structures to Resist the Effects of Accidental Explosions. Washington, DC.

8. Kingery, C. N., & Bulmash, G. (1984). Air blast parameters from TNT spherical air burst and hemispherical surface burst. Technical Report ARBRL-TR-02555, U.S. Army BRL, Aberdeen Proving Ground, MD.

9. Shi, Y., Li, Z. X., & Hao, H. (2010). A new method for progressive collapse analysis of RC frames under blast loading. Engineering Structures, 32(6), 1691-1703.

10. Li, J., Wu, C., Hao, H., Wang, Z., & Su, Y. (2016). Experimental investigation of ultra-high performance concrete slabs under contact explosions. International Journal of Impact Engineering, 93, 62-75.

11. Zheng, C., Kong, X. Z., Wu, W. J., & Wu, H. (2021). Numerical simulation of blast response of reinforced concrete slabs using ABAQUS/Explicit. Journal of Building Engineering, 44, 103409.

12. Wang, W., Zhang, D., Lu, F., Wang, S. C., & Tang, F. (2013). Experimental study and numerical simulation of the damage mode of a square reinforced concrete slab under close-in explosion. Engineering Failure Analysis, 27, 41-51.

13. Tai, Y. S., Chu, T. L., Hu, H. T., & Fung, J. Y. (2011). Dynamic response of a reinforced concrete slab subjected to air blast load. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 56(3), 140-147.

Numerical simulation of blast pressure attenuation through reinforced concrete slabs

Abstract: *This paper presents the results of numerical simulation on blast pressure attenuation through reinforced concrete (RC) slabs. Using ABAQUS/Explicit software with the Concrete Damaged Plasticity (CDP) material model and the CONWEP method for blast load simulation, the study investigates the effects of slab design parameters including thickness, concrete grade, and reinforcement ratio on the pressure attenuation coefficient. The results indicate that RC slabs with thicknesses of 250-350 mm and concrete grades B30-B40 can attenuate blast pressure by 40-65% compared to the initial incident pressure. A regression formula for calculating the pressure attenuation coefficient as a function of geometric and mechanical parameters of the slab is proposed, serving the evaluation of RC slab shielding capacity under blast loading.*

Keywords: Blast pressure; Pressure attenuation; ABAQUS; Reinforced concrete slab; CONWEP; Numerical simulation.

Nghiên cứu ứng xử của vật liệu bê tông cốt FRP dạng thanh chịu tác dụng động bằng thực nghiệm và mô hình số trong LS-DYNA

Trần Đức Thọ[1] , Nguyễn Công Nghị[1], Ngô Ngọc Thủy[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: ductho93mta@gmail.com; Tel: 0363 111 522

Tóm tắt

Bài báo tiến hành xây dựng và kiểm chứng mô hình số bê tông cốt thanh FRP chịu tác dụng động trong LS-DYNA bằng các kết quả thực nghiệm. Các thí nghiệm động được thực hiện nhằm thu thập số liệu về ứng xử của bê tông và cốt FRP dưới tác động va chạm, phục vụ đánh giá các mô hình vật liệu trong mô phỏng số. Mô hình LS-DYNA được thiết lập tương ứng điều kiện thử nghiệm để đánh giá ứng xử động của kết cấu như chuyển vị, biến dạng và dạng phá hoại để so sánh với thí nghiệm. Kết quả so sánh cho phép nhóm tác giả hiệu chỉnh mô hình ứng xử thực của vật liệu, từ đó tăng độ tin cậy của mô hình trong việc sử dụng để phân tích và thiết kế kết cấu chịu tải trọng động.

***Từ khóa**: LS-DYNA, mô hình bê tông, mô hình cốt FRP, thực nghiệm, va chạm.*

1. Đặt vấn đề

Các thử nghiệm toàn diện về kết cấu rất tốn kém và phần lớn việc tiến hành các thí nghiệm về áp lực của vụ nổ lên công trình thực rất khó thực hiện. Do đó, phân tích mô hình kết cấu dựa trên mô phỏng số là một cách tiếp cận quan trọng để xác định các ứng xử của kết cấu bê tông cốt thép (BTCT) khi chịu áp lực nổ. Để đáp ứng được ứng xử của kết cấu khi chịu áp lực nổ, một công cụ phân tích số phải có các tiêu chí sau: (1) có thời gian tải và phản hồi đặc trưng trong một mili giây; (2) có đủ khả năng xử lý các vấn đề phi tuyến vật liệu, phi tuyến hình học và phi tuyến trạng thái; (3) cho phép mô phỏng phân tích động phi tuyến cao; (4) Có thể xử lý các vấn đề về yêu cầu vật liệu và tiếp xúc giữa vật liệu mềm và cứng; (5) Có khả năng phân tích sự thay đổi lớn hoặc biến dạng lớn của vật liệu chịu ứng suất [18]. Xét về đặc điểm, yêu cầu về bản chất của đối tượng nghiên cứu và theo phân tích, so sánh chức năng phần mềm thì LS-DYNA là một phần mềm phân tích động phù hợp nhất với mô phỏng tác động cực hạn từ vụ nổ cho nghiên cứu này về lý thuyết, mô hình vật liệu, chức năng, phương trình trạng thái và tiêu chuẩn phá hủy. LS-DYNA được ứng dụng rộng rãi trong việc phân tích phản ứng của kết cấu đối với tải trọng va đập và xung kích với nhiều mô hình khác nhau cho vật liệu. Mỗi mô hình bê tông và mô hình cốt gia cường trong bê tông đều có những ưu nhược điểm riêng nên việc lựa chọn mô hình vật liệu phù hợp với ứng xử khi kết cấu chịu tải động là rất đáng quan tâm.

Trọng tâm của nghiên cứu này là đánh giá mô hình của vật liệu bê tông và cốt thanh FRP (cốt FRP) trong LS-DYNA thông qua so sánh với dữ liệu thực nghiệm. Các thí nghiệm động được thực hiện nhằm thu thập số liệu về ứng xử của bê tông và cốt FRP dưới tác động va chạm, phục vụ hiệu chỉnh các tham số của mô hình vật liệu trong mô phỏng số. Mô hình LS-DYNA được thiết lập tương ứng điều kiện thử nghiệm để đánh giá ứng xử động của kết cấu như chuyển vị, biến dạng, gia tốc và dạng phá hoại để so sánh với thực nghiệm. Kết quả bước đầu cho thấy mô hình sau hiệu chỉnh mô phỏng tốt ứng xử thực của vật liệu, tạo nền tảng tin cậy cho việc sử dụng trong phân tích và thiết kế kết cấu chịu tải trọng động.

2. Mô hình vật liệu cho kết cấu

Có nhiều mô hình vật liệu được xây dựng và sử dụng cho bê tông, trong nội dung bài báo giới thiệu một số mô hình điển hình đã được áp dụng nhiều trong các nghiên cứu thông qua mô phỏng vật liệu bê tông chịu tải trọng động bằng LS-DYNA.

2.1. Một số mô hình điển hình cho vật liệu bê tông

Phần mềm LS-DYNA cung cấp một thư viện tốt về các mô hình mô phỏng bê tông, chẳng hạn như Mat_Concrete_Damage_Rel3 (mô hình KCC hoặc MAT_072_R3 [4, 10]), Mat_Winfrith_Concrete (mô hình Winfrith hoặc MAT_084 [3]), Mat_CSCM_Concrete (mô hình CSC hoặc MAT_159 [12, 16]), và Mat_RHT (mô hình RHT hoặc MAT_272, [14]),... Đầu vào cho các mô hình này là các thông số cơ bản của vật liệu và mỗi mô hình có khả năng cung cấp một phiên bản tạo tham số tự động.

2.1.1. Đánh giá các mô hình

Trong các mô hình trên, mô hình MAT_072_R3, MAT_084 và MAT_159 được dùng nhiều trong các nghiên cứu về kết cấu chịu va chạm và áp lực nổ [3,4,10,12,14,16]. Đối với mô hình MAT_072_R3 yêu cầu thêm một phương trình trạng thái phức tạp hơn so với hai mô hình còn lại. Sau khi phân tích đặc điểm của các mô hình nhận thấy mô hình vật liệu Winfrith có khả năng mô tả sự hình thành vết nứt thông qua tối đa ba mặt phẳng nứt trực giao cho mỗi phần tử. Khi kết hợp với tính năng d3_crack trong mô đun LS-PREPOST, mô hình này cho phép quan sát và đánh giá hình thái phá hoại của kết cấu một cách trực quan, tạo cơ sở tin cậy để đối chứng sát thực với các vết nứt thu được từ kết quả thực nghiệm. Mặt khác, đã có nhiều tác giả công bố các kết quả khả quan và đáng tin cậy trong việc sử dụng mô hình MAT_084 trong việc mô phỏng kết cấu BTCT chịu tác dụng của áp lực nổ, như Mousavi và Shafei, Sadraie và cộng sự, Thai và Kim, Epackachi và Whittaker [5,11,15,17]. Vì thế, trong nội dung bài báo sẽ lựa chọn mô hình MAT_084 để mô phỏng cho vật liệu bê tông.

2.1.2. Mô hình Winfrith (MAT_084)

Bê tông là vật liệu chịu áp lực, do đó, dạng tổng quát của hàm chảy dẻo có thể được viết là:

$$Y(I_1, J_2, J_3) = 0 \tag{1}$$

trong đó, I_1 là bất biến thứ nhất của ten xơ ứng suất, đại diện cho các ứng xử thể tích; J_2 và J_3 là bất biến thứ 2 và thứ 3 của ten xơ ứng suất lệch và chúng giải thích cho các ứng xử lệch.

Mô hình cụ thể Winfrith dựa trên mô hình bốn tham số do Ottosen đề xuất [13]:

$$Y\left(I_1, J_2, J_3\right) = aJ_2 + \lambda\sqrt{J_2} + bI_1 - 1 \tag{2}$$

$$\lambda = \begin{cases} k_1 \cos\left[\dfrac{1}{3}\cos^{-1}\left(k_2\cos\left(3\theta\right)\right)\right], & \cos\left(3\theta\right) \geq 0 \\ k_1 \cos\left[\dfrac{\pi}{3} - \dfrac{1}{3}\cos^{-1}\left(-k_2\cos\left(3\theta\right)\right)\right], & \cos\left(3\theta\right) \leq 0 \end{cases} \tag{3}$$

$$\cos\left(3\theta\right) = \frac{3\sqrt{3}}{2}\frac{J_3}{J_2^{3/2}} \tag{4}$$

trong đó a, b, k_1 và k_2 là bốn tham số của hàm tỷ số giữa ứng suất kéo và ứng suất nén.

2.2. Mô hình vật liệu cho cốt gia cường trong bê tông

2.2.1. Mô hình thường dùng cho cốt thép

Trong LS-DYNA cung cấp một số mô hình vật liệu phù hợp cho vật liệu cốt cứng gia cường trong bê tông (cốt thép), trong đó hai mô hình 003-PLASTIC_KINEMATIC (MAT_003) và 024-PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY (MAT_024) được sử dụng phổ biến trong mô tả vật liệu cốt thép [5,11,15,17].

Trong mô hình MAT_003 quá trình tái bền đẳng hướng (Isotropic hardening), tái bền động học (Kinematic hardening) hoặc kết hợp giữa tái bền đẳng hướng và động học có thể thu được bằng cách thay đổi một tham số β giữa hai giá trị 0 và 1, Krieg và Key đã đề xuất mô hình này vào năm 1976 [7]. Tốc độ biến dạng được tính toán bằng cách sử dụng mô hình Cowper-Symonds (Jones 1983 [6]), trong đó ứng suất chảy phụ thuộc tốc độ biến dạng:

$$\sigma_y = 1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{C} \right)^{\frac{1}{q}} \tag{5}$$

trong đó, q và C là các hằng số đầu vào và $\dot{\varepsilon}$ là tốc độ biến dạng.

Trong mô hình MAT_024 (MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY), quan hệ ứng suất - biến dạng dẻo được xác định trực tiếp thông qua đường cong thực nghiệm do người dùng khai báo dưới dạng từng đoạn tuyến tính. Không giống như MAT_003 chỉ cho phép hóa bền tuyến tính với tham số điều khiển β, MAT_024 cho phép mô tả bất kỳ dạng hóa bền nào bằng cách nhập bảng quan hệ giữa ứng suất và biến dạng dẻo tương ứng. Điều này cho phép tái hiện chính xác ứng xử vật liệu kim loại sau chảy, đặc biệt khi có dữ liệu thí nghiệm đầy đủ.

Ứng xử đàn hồi ban đầu được mô tả bởi mô đun đàn hồi E và hệ số Poisson ν. Sau khi đạt giới hạn chảy ban đầu, ứng suất được nội suy từ đường cong dẻo đã khai báo. Mô hình này phù hợp với lý thuyết dẻo J2 (Von Mises plasticity), trong đó điều kiện chảy phụ thuộc vào ứng suất tương đương và sự tiến triển biến dạng dẻo tích lũy.

Ảnh hưởng của tốc độ biến dạng trong MAT_024 có thể được xét theo hai cách. Thứ nhất, tương tự như MAT_003, mô hình Cowper–Symonds (Jones 1983 [6]) có thể được sử dụng để điều chỉnh ứng suất chảy theo tốc độ biến dạng như trong biểu thức (5).

2.2.2. Mô hình cho vật liệu dạng composite

Một dạng mô hình khác tương đối phù hợp với vật liệu dạng composite như FRP là mô hình MAT_054 (MAT_ENHANCED_COMPOSITE_DAMAGE), vật liệu được giả thiết là trực hướng (orthotropic), với các tính chất đàn hồi khác nhau theo ba phương 1–2–3. Phương 1 thường trùng với phương sợi chính của vật liệu composite. Ứng xử đàn hồi ban đầu được xác định thông qua các mô đun E_1, E_2, E_3, các mô đun trượt và hệ số Poisson tương ứng.

Phá hoại được kiểm soát thông qua các cường độ kéo và nén theo phương sợi (X_T, X_C), phương ngang (Y_T, Y_C) và các cường độ cắt (S_{ij}). Khi ứng suất vượt ngưỡng cho phép, biến phá hoại bắt đầu phát triển và độ cứng vật liệu suy giảm theo cơ chế phá hoại tiến triển (progressive damage).

Không giống các mô hình dẻo kim loại, MAT_054 không giả thiết tồn tại biến dạng dẻo sau chảy, vật liệu được coi là đàn hồi đến khi đạt điều kiện phá hoại và sau đó suy giảm độ cứng, phản ánh bản chất giòn của composite sợi. Mô hình này đặc biệt phù hợp để mô phỏng vật liệu FRP như GFRP hoặc CFRP trong các phân tích kết cấu chịu tải động.

Một mô hình tương tự nhưng đơn giản hơn là mô hình MAT_022 (MAT_COMPOSITE_DAMAGE), cũng là một mô hình vật liệu composite trực hướng

(orthotropic), thường được sử dụng để mô phỏng các lớp vật liệu sợi như GFRP, CFRP dưới tác dụng tải tĩnh và động.

3. Nghiên cứu thực nghiệm

Để đánh giá sự phù hợp của các mô hình vật liệu cho cốt FRP khi kết cấu chịu tác dụng động tiến hành thí nghiệm dầm bê tông gia cường cốt thanh GFRP chịu tác dụng va chạm.

3.1. Mô tả thí nghiệm

Một hệ thống thử nghiệm được thiết kế bao gồm một khung thép chắc chắn, trong đó tấm bê tông cốt GFRP được cố định theo phương ngang. Một quả nặng có khối lượng xác định được thả rơi tự do từ một độ cao nhất định để va chạm trực tiếp vào bề mặt tấm bê tông cốt GFRP. Các cảm biến chuyển vị, gia tốc và biến dạng được lắp đặt tại vị trí giữa tấm để thu thập dữ liệu về phản ứng của tấm bê tông cốt GFRP khi chịu tác động.

Để đảm bảo tính thống nhất tấm bê tông cốt GFRP có kích thước 60x15x7cm, được chế tạo với bê tông đá 1x2, mác 300, sử dụng hệ cốt GFRP một lớp đường kính 8mm với hai thanh cốt dọc chịu lực chính và 5 thanh cốt ngang với khoảng cách 12,5cm, chiều dày lớp bê tông bảo vệ 1cm.



Hình 1. Thí nghiệm tấm bê tông cốt GFRP chịu va chạm

Tấm bê tông cốt GFRP hai đầu giữ cố định (sử dụng hai bu lông và thanh thép dày 1cm, rộng 2cm giữ chắc chắn) trên gối kê bằng thép cố định trên nền sàn cứng thí nghiệm chuyên dụng, chịu tác dụng của quả nặng thép được thả rơi tự do từ độ cao 75cm.

Quả nặng thép (7,44kg) cao 15cm, đường kính 10cm, tạo hình côn phía dưới chiều cao côn 5cm, đỉnh côn đường kính 2cm. Sử dụng 02 gối kê bằng thép chữ U kích thước bao với chiều cao 10cm, rộng 10cm, dày 1cm, khoảng cách giữa hai gối 50cm (chiều dài làm việc của tấm thí nghiệm).

3.2. Tiến hành thí nghiệm



Hình 2. Công tác chuẩn bị thí nghiệm

Để đo và ghi lại các kết quả thí nghiệm hiện trường sử dụng các thiết bị thí nghiệm: máy đo động đa kênh NI SCXI-1000DC, đầu đo chuyển vị không tiếp xúc Sharp GP2Y0A21YK0F, đầu đo gia tốc PCB 353M231, cảm biến điện trở hãng TML mã PL-60-11 dài 60mm tại vị trí giữa tấm theo phương chịu lực chính (theo phương cạnh dài). Các đầu đo được kết nối với máy đo NI SCXI-1000DC thông qua các card đo thích hợp, toàn bộ hệ thống đo được điều khiển trên máy tính bằng phần mềm LabVIEW SignalExpress 2015.

4. Thử nghiệm số đánh giá mô hình vật liệu cho cốt thanh FRP

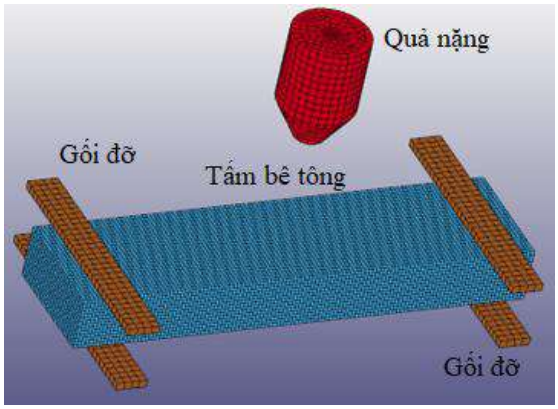
4.1. Phương pháp nghiên cứu

Qua các nội dung nghiên cứu ở trên tiến hành lựa chọn mô hình vật liệu Winfrith MAT_084 cho bê tông bởi tham số mô hình tương đối đơn giản hơn và khả năng thể hiện vết nứt trực quan thông qua tính năng d3_crack trong mô đun LS-PREPOST.

Để đánh giá tính phù hợp cho mô hình cốt thanh FRP trong bê tông, tiến hành nghiên cứu mô phỏng số dựa trên các mô hình 003-PLASTIC_KINEMATIC (MAT_003) và 024-PIECEWISE_LINEAR_PLASTICCITY (MAT_024) thường được sử dụng cho cốt thép trong bê tông. Bên cạnh đó sử dụng hai mô hình MAT_022 (MAT_COMPOSITE_DAMAGE) và MAT_054 (MAT_ENHANCED_COMPOSITE_DAMAGE) thường được sử dụng cho vật liệu composite dạng sợi. Dựa trên kết quả mô phỏng số so với kết quả thực nghiệm trong mục 3 để đánh giá, khuyến cáo mô hình phù hợp cho vật liệu cốt thanh FRP trong bê tông.

4.2. Phương pháp mô hình hóa

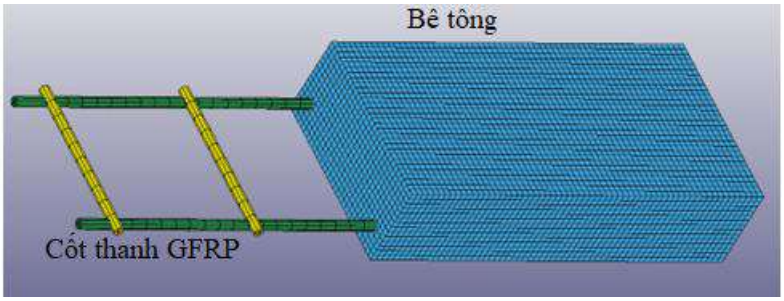
Để mô hình hóa bài toán nghiên cứu sử dụng phần tử khối 8 nút cho tấm bê tông với kích thước phần tử 5 mm, gối thép chữ U và quả nặng thép có kích thước lưới phần tử 10 mm. Hệ lưới cốt thanh GFRP được mô tả bằng phần tử thanh dài 2cm.



Hình 3. Mô hình chia lưới phần tử

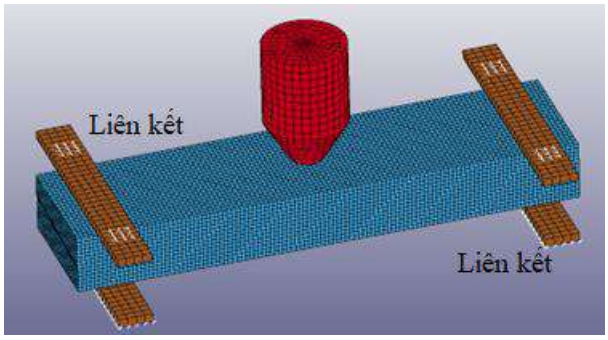
Có nhiều phương pháp khác nhau để mô tả cốt thép trong bê tông như phương pháp vệt cốt thép với việc coi cốt thép như một phần thể tích trong bê tông, phần thể tích này được mô hình hóa như một lớp các phần tử trong cấu trúc tấm bê tông. Phương pháp này tốt cho các biến dạng nhỏ mà cốt thép vẫn đàn hồi. Phương pháp thứ hai là phương pháp chia nút, khi đó các thanh thép được mô hình hóa bằng các các phần tử dầm và được kết nối với bê tông bằng cách ghép các nút lưới chung. Phương pháp này yêu cầu các nút của lưới thép và lưới bê tông phải trùng nhau. Điều này có thể dễ dàng khi xử lý các lớp thép chịu lực, nhưng khi mô tả cốt đai rất khó khăn. Trong nghiên cứu sẽ sử dụng phương pháp nhúng lưới cốt thép trong bê tông và hệ lưới cốt thép được mô tả độc lập với tấm bê tông.

Đối với mô hình MAT_003 và MAT_024 sử dụng phần tử thanh (SECTION_BEAM) và sử dụng thẻ *CONSTRAINED-LAGRANGE_IN_SOLID để mô tả ghép nối giữa lưới cốt thanh GFRP và tấm bê tông với CTYPE lấy bằng 2 [8]. Đối với mô hình MAT_022 và MAT_054 tuy phù hợp với vật liệu dạng composite kiểu FRP nhưng được thiết kế để phù hợp với vật liệu dạng sợi và chỉ sử dụng các loại phần tử dạng vỏ (SECTION_SHELL) hay khối (SECTION_SOLID), trong nghiên cứu sử dụng phần tử khối cho cốt thanh GFRP, ghép nối giữa lưới cốt thanh GFRP và tấm bê tông sử dụng thẻ *CONSTRAINED- SOLID_IN_SOLID.



Hình 4. Mô hình hóa tấm bê tông cốt thanh GFRP

Điều kiện biên của bài toán được mô hình hóa cho tấm bê tông được giữ cố định trên gối thép thông qua mô tả bề mặt hai đối tượng tiếp xúc trực tiếp với nhau, sử dụng tiếp xúc hai chiều giữa hai bề mặt bằng thẻ *CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE với các tham số FS và FD lấy bằng 0,6 [5,9]. Tấm thép gối dưới được cố định được xem như liên kết ngàm, tấm thép gối trên được cố định tương ứng tại vị trí bắt bu lông thực tế, các điều kiện biên này thể hiện qua việc mô tả các nút không có chuyển vị thẳng và xoay.



Hình 5. Điều kiện biên của bài toán

4.3. Tham số chính của vật liệu

Để thực hiện quá trình mô phỏng bài toán trong nghiên cứu này sẽ sử dụng kết quả thí nghiệm mẫu bê tông và kế thừa các thông số đầu vào trong nghiên cứu đi trước cho mô hình vật liệu của bê tông, GFRP và thép [1,2,17].

Sử dụng mô hình MAT_084 với thẻ vật liệu 084/085-WINFRITH_CONCRETE để mô tả ứng xử của bê tông, với năng lượng phá hoại 65 Nm/m2 [17], kích thước trung bình cốt liệu lớn 10 mm.

Bảng 1. Tham số mô hình vật liệu bê tông

$\rho(kg/m^3)$	$E_{tt}(Pa)$	ν	$\sigma_n(Pa)$	$\sigma_k(Pa)$
2400	26,41xE9	0,2	30,01xE6	3,0xE6

Sử dụng thẻ vật liệu 003-PLASTIC_KINEMATIC để mô tả ứng xử của cốt thép trong bê tông [2].

Bảng 2. Tham số mô hình vật liệu thép

$\rho(kg/m^3)$	E(Pa)	ν	σ_{ch}(Pa)
7850	2,05xE11	0,3	2,4xE8

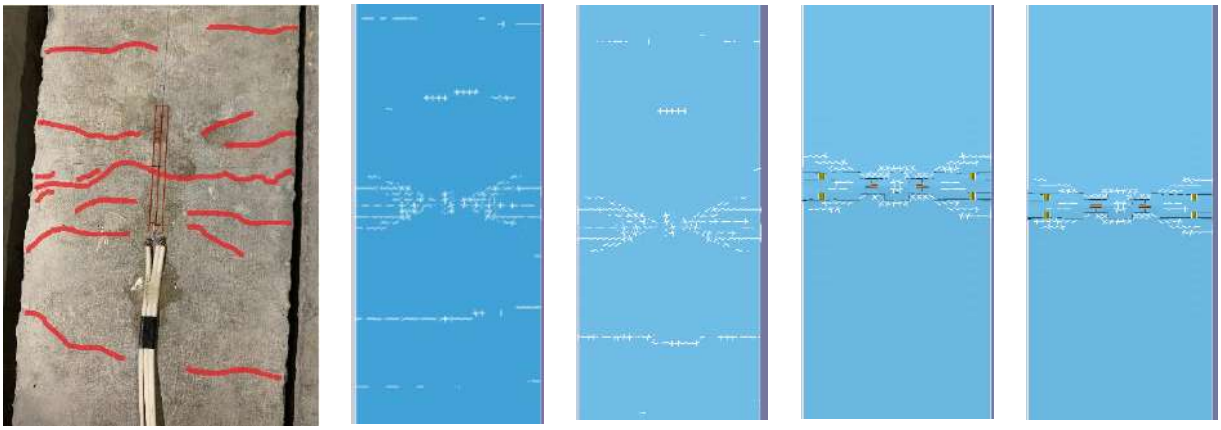
Sử dụng thẻ vật liệu 003-PLASTIC_KINEMATIC, 024-PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY, 022- COMPOSITE_DAMAGE và 054/055-ENHANCED_COMPOSITE_DAMAGE để mô tả ứng xử của cốt thanh GFRP trong bê tông với các tham số cơ bản [1].

Bảng 3. Tham số mô hình vật liệu thanh GFRP

$\rho(kg/m^3)$	E(Pa)	ν	σ_{ch}(Pa)
2100	4,80xE10	0,25	8,04xE8

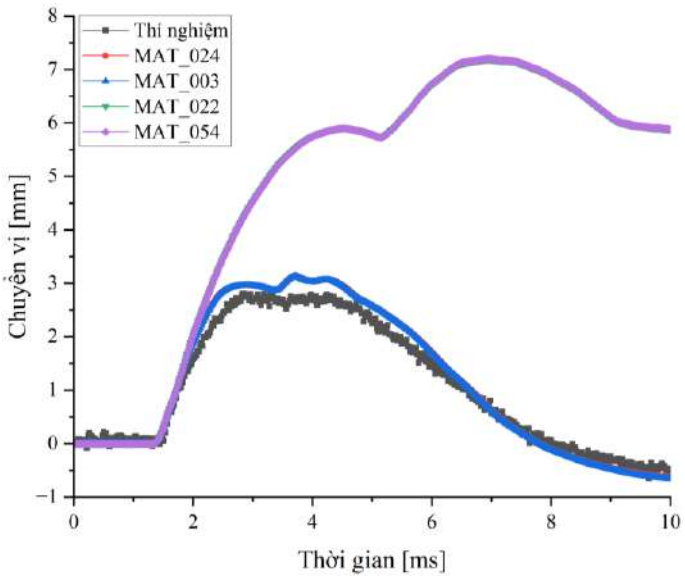
4.4. Kết quả mô phỏng và thực nghiệm

Quá trình mô phỏng trên LS-DYNA cho kết quả trực quan cả về sự thay đổi nội lực trên kết cấu cũng như mô tả được quá trình tấm bê tông bị nứt. Tiến hành so sánh các tham số động học của kết quả mô phỏng số và thực nghiệm để đánh giá tính phù hợp của mô hình vật liệu cho cốt thanh FRP trong mô phỏng số bằng LS-DYNA.

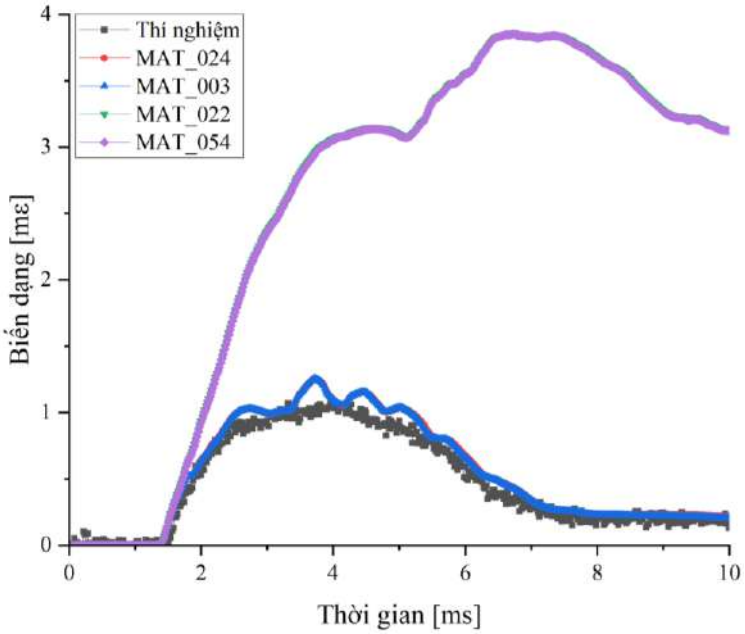


(a) Thí nghiệm (b) MAT_003 (c) MAT_024 (d) MAT_022 (e) MAT_054

Hình 6. Hình thành vết nứt mặt dưới tấm bê tông



Hình 7. Chuyển vị giữa tấm



Hình 8. Biến dạng giữa tấm

Bảng 4. Bảng so sánh kết quả giữa thí nghiệm và mô phỏng

TT	Tham số	Nội dung	Giá trị	Chênh lệch (%)
1	Chuyển vị (mm)	Thí nghiệm	2,83	-
		MAT_024	3,14	11,14
		MAT_003	3,13	10,71
		MAT_022	7,19	154,30
		MAT_054	7,20	154,58
2	Biến dạng (mε)	Thí nghiệm	1,084	-
		MAT_024	1,257	15,97
		MAT_003	1,256	15,84
		MAT_022	3,858	255,90
		MAT_054	3,852	255,30

4.5. Đánh giá kết quả

Từ kết quả hình thái phá hoại mặt dưới tấm bê tông thí nghiệm cho thấy hai mô hình cho vật liệu đàn dẻo MAT_003 và MAT_024 có hình thái phá hoại tương đồng so với thí nghiệm, trong đó vật liệu MAT_024 sát hơn trong khi MAT_003 cho thấy vùng vết nứt mở rộng hơn ngoài vị trí giữa dầm.

Với mô hình vật liệu trực hướng cho composite là MAT_022 và MAT_054 cho thấy hình thái phá hoại cục bộ tại giữa dầm, sự phá hủy tấm bê tông lớn hơn nhiều so với kết quả thí nghiệm.

Về tham số động học khảo sát (chuyển vị và biến dạng) tại vị trí giữa tấm của kết quả đo thí nghiệm và mô phỏng số cho thấy dạng biểu đồ khá tương đồng với chênh lệch giá trị đỉnh dưới

20% là kết quả chấp nhận được với các mô hình đàn dẻo (MAT_003 và MAT_024) và tương đối bất hợp lý với mô hình vật liệu trực hướng (MAT_022 và MAT_054).

5. Kết luận

Dựa trên các kết quả thực nghiệm và phân tích mô phỏng số, nghiên cứu đã khẳng định việc sử dụng phần mềm LS-DYNA để mô tả ứng xử của kết cấu bê tông gia cường cốt thanh FRP chịu tải trọng động là hoàn toàn khả thi và đáng tin cậy. Qua quá trình kiểm chứng bằng thí nghiệm va chạm, bài báo khuyến cáo sử dụng mô hình MAT_084 cho vật liệu bê tông và mô hình MAT_024 cho cốt thanh FRP nhờ khả năng tái hiện tương đồng hình thái phá hoại cũng như các giá trị chuyển vị và biến dạng của kết cấu. Đồng thời, phương pháp mô hình hóa chi tiết với các ràng buộc nhúng lưới giữa bê tông và cốt thanh, các điều kiện tiếp xúc và điều kiện biên phù hợp đã đóng góp quan trọng vào độ chính xác của kết quả mô phỏng. Những kết quả khả quan này là cơ sở khoa học tin cậy để áp dụng các mô hình vật liệu và phương pháp mô hình hóa cho các bài toán mô phỏng tiếp theo.

Tài liệu tham khảo

1. Đạt, P., Long, N., Thuật, Đinh, & Hải, L. (2025). Mô phỏng số ứng xử va đập của sàn bê tông nước biển cát biển cốt GFRP. Tạp Chí Khoa Học Công Nghệ Xây Dựng (TCKHCNXD) - ĐHXDHN, 19(4V), 29-42.

2. Nguyễn Công Nghị, Lê Anh Tuấn, Đinh Quang Trung (2021). Nghiên cứu mô hình vật liệu trong LS-DYNA của xốp cứng không phục hồi chịu tải trọng nổ thông qua dữ liệu thực nghiệm. Tuyển tập báo cáo Hội nghị Khoa học Cán bộ trẻ lần thứ XVI - Viện Khoa học Công nghệ Xây dựng (IBST), ISBN: 978-604-82-6534-2, 11/2021.

3. Broadhouse, B.J. (1995). *The Winfrith concrete model in LS-DYNA3D*. Safety Performance Department, Atomic Energy Authority Technology, Winfrith, SPD/D(95)363, February.

4. Crawford, J.E., Wu. Y., Choi H.J., Magallanes, J.M., and Lan, S. (2011). *User's manual and documentation for release III of the K&C concrete material model in LS-DYNA*. Technical Report TR-11-36.6, Karagozian & Case, Glendale, CA, November.

5. Epackachi, S., Whittaker, A.S. (2018). A validated numerical model for predicting the in-plane seismic response of lightly reinforced, low-aspect ratio reinforced concrete shear walls. Engineering Structures, 168, 589-611.

6. Jones, N., Wierzbicki, T. (1983). Structural crashworthiness. Butterworths London.

7. Krieg, R., Key, S. (1976). Implementation of a time independent plasticity theory into structural computer programs. Constitutive equations in viscoplasticity: Computational and engineering aspects, 125-137.

8. LSTC (2019). LS-Dyna Theory Manual. https://www.lstc.com/download/manuals.

9. LSTC (2021). LS-Dyna Version R12.0 Keyword User's Manual. https://www.lstc.com/download/manuals.

10. Malvar, L.J., Crawford, J.E., Wesevich, J.W., and Simons, D. (1997). A plasticity concrete material model for DYNA3D. International Journal of Impact Engineering, vol. 19, p847-873.

11. Mousavi, T., Shafei, E. (2019). Impact response of hybrid FRP-steel reinforced concrete slabs. Structures, Elsevier, pp. 436-448.

12. Murray, Y.D. (2007). Users manual for LS-DYNA concrete material model 159. Report No. FHWA-HRT-05-062, Federal Highway Administration.

13. Ottosen, N.S. (1975). Failure and elasticity of concrete. Danish Atomic Energy Commission.

14. Riedel, W., Thomas, K., Hiermaier, S., and Schmolinske, E. (1999). Penetration of Reinforced Concrete by BETA-B-500 Numerical Analysis Using a New Macroscopic Concrete Model for Hydrocodes. 9th International Symposium on Interaction of the Effects of Munitions with Structures, p315-322, Berlin, Germany, May 3-7.

15. Sadraie, H., Khaloo, A., Soltani, H. (2019). Dynamic performance of concrete slabs reinforced with steel and GFRP bars under impact loading. Engineering Structures, 191, 62-81.

16. Schwer, L.E., and Murray, Y.D. (1994). A three-invariant smooth cap model with mixed hardening. International Journal for Numerical and Analytic Methods in Geomechanics, vol. 18, p657-688.

17. Thai, D.-K., Kim, S.-E. (2018). Numerical investigation of the damage of RC members subjected to blast loading. Engineering Failure Analysis, 92, 350-367.

18. Wang, I.T. (2014). Numerical and experimental verification of finite element mesh convergence under explosion loading. J. Vibroeng, 16, 1786–1798.

Experimental Validation of a Material Model for FRP-Reinforced Concrete Bars under Dynamic Loading in LS-DYNA

Abstract*: This paper presents a validation study of a material model for FRP-reinforced concrete bars subjected to dynamic loading in LS-DYNA through comparison with experimental results. Dynamic impact tests were conducted to obtain data on the mechanical response of concrete and FRP reinforcement under impact loading, providing a basis for evaluating the material models employed in numerical simulations. The LS-DYNA model was developed to replicate the experimental conditions in order to assess the dynamic structural response, including displacement, strain, and failure modes, and to compare them with the test results. Preliminary findings indicate that, after calibration, the comparative results allow the model to accurately reproduce the actual material behavior, thereby establishing a reliable foundation for its application in the analysis and design of structures subjected to dynamic loading.*

Keywords: LS-DYNA; concrete material model; FRP reinforcement model; experimental validation; impact loading.

Tính toán kết cấu nóc công sự dạng sàn rỗng chịu tác dụng tải trọng bom đạn

Trần Văn Phương[1], Lê Hải Dương [1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: haiduongle9282@gmail.com; Tel: 0983926482

Tóm tắt

Bài báo trình bày kết quả nghiên cứu phương pháp tính kết cấu dạng sàn rỗng ứng dụng cho các công trình xây dựng dân dụng. Qua đó đề xuất phương pháp tính kết cấu công sự dạng sàn rỗng nằm sâu trong đất chịu tác dụng tải trọng do bom đạn tác dụng không trực tiếp, làm cơ sở cho việc tính toán kết cấu các công trình tương tự thuận tiện, đảm bảo an toàn.

Từ khóa*: Sàn rỗng, sóng nén, xung nổ, nóc công sự.*

1. Đặt vấn đề

Hiện nay, các dạng sàn rỗng đang được sử dụng khá phổ biến trong xây dựng dân dụng, ứng dụng hiệu quả trong thiết kế các ô sàn có nhịp từ 5,0m đến 8,0m, với ưu điểm vượt trội là tăng chiều cao thông thủy tầng, giảm tải trọng bản thân, chống ồn. Với công trình xây dựng ngầm trong đất, chịu tải trọng động dạng sóng nén, thường có chiều dày kết cấu lớn, yêu cầu giảm tiếng ồn cao, nên việc nghiên cứu sử dụng kết cấu dạng rỗng là cần thiết nhằm tiết kiệm vật tư, giảm trọng lượng bản thân, giảm tiếng ồn. Phạm vi nghiên cứu của bài báo là các phương pháp tính toán kết cấu sàn rỗng và đề xuất phương pháp tính kết cấu tấm nóc công sự dạng sàn rỗng nằm sâu trong đất chịu tải trọng sóng nén hoặc xung nổ trên kết cấu tấm chắn đạn truyền đến nóc công sự.

2. Các dạng sàn rỗng điển hình

2.1. Sàn bóng (BubbleDeck)



Hình 1. Sàn bóng (BubbleDeck)

Sàn bóng là một công nghệ thi công sàn bê tông cốt thép mang tính cách mạng trong xây dựng khi sử dụng những quả bóng bằng nhựa tái chế để thay thế phần bê tông không tham gia chịu lực ở thớ giữa của bản sàn, làm giảm đáng kể trọng lượng bản thân kết cấu và tăng khả năng vượt nhịp lên khoảng 50%. Bản sàn phẳng, không dầm, liên kết trực tiếp với hệ cột, vách chịu lực có

nhiều ưu điểm về mặt kỹ thuật và kinh tế: Nếu bước cột nhỏ thì cũng không nên sử dụng sàn Bubble Deck, hoặc khu vệ sinh, cũng không khuyến khích sử dụng sàn loại này.

2.2. Sàn xốp (EPS/XPS Foam Slab)

Điển hình cho loại sàn này là sàn VRO, được phát triển bởi một nhóm các giảng viên trường Đại học Xây dựng từ năm 2010 và đã được ứng dụng khá nhiều thời gian gần đây. Công nghệ sàn nhẹ này sử dụng các phiến xốp hình chữ nhật kích thước từ 38×38 cm chiều cao thay đổi phụ thuộc vào công năng tải trọng sàn. Các hệ xốp do có trọng lượng nhẹ thiếu ổn định nên cần làm thêm hệ khung không gian thép zic zac để giữ ổn định theo phương ngang. Nguyên lý của sàn xốp cũng giống với các loại sàn rỗng khác, nó đã rút bớt phần bê tông của miền trung hòa, làm nhẹ sàn và giảm được chi phí đáng kể.



Hình 2. Sàn xốp VRO

2.3. Sàn rỗng dạng panel

Đây là loại sàn đã được ứng dụng từ rất lâu với công nghệ panel lắp ghép. Tuy nhiên, trước yêu cầu thi công nhanh, vượt nhịp lớn, cường độ cao, hiện nay người ta đã sử dụng bê tông cường độ cao kết hợp cáp dự ứng lực. Điển hình loại sàn này là tấm sàn Hollow core. Tấm sàn rỗng Hollow core là sản phẩm thay thế tấm sàn đặc, tấm sàn xốp trước đây trong xây dựng nhà máy, nhà xưởng với nhiều ưu điểm vượt trội, đặc biệt là khả năng tiết kiệm vật liệu, tiết kiệm chi phí và vượt nhịp, vượt khẩu độ lớn.



Hình 3. Tấm sàn Hollow core

2.4. Sàn hộp nhựa (Plastic Voided Slab)

Nguyên lý của sàn hộp nhựa cũng giống với các loại sàn rỗng khác, nó đã rút bớt phần bê tông của miền trung hòa, làm nhẹ sàn và giảm được chi phí. Sử dụng các hộp nhựa tái chế (hình vuông) đặt giữa lớp bê tông để tạo khoảng rỗng, giảm trọng lượng sàn mà vẫn chịu lực tốt. Điển hình cho loại sàn này là sàn Uboot, sàn Tbox, sàn Nevo.



Hình 4. Sàn Uboot

Bằng thực tiễn xây dựng các công trình sử dụng các loại sàn rỗng, so với sàn đặc truyền thống, người ta thống kê được tính hiệu quả như sau:

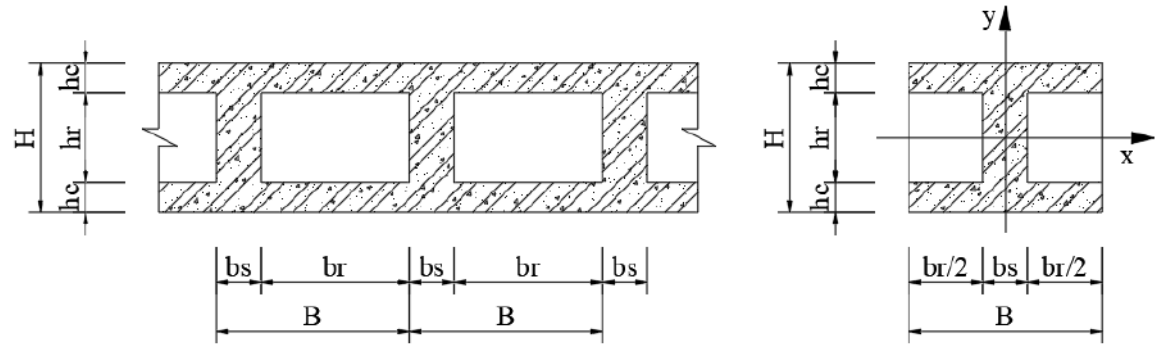
Bảng 1. So sánh giữa các loại sàn rỗng với sàn đặc truyền thống

Loại Sàn	Tỷ lệ giảm bê tông	Đặc điểm nổi bật
Sàn bóng	10% - 20%	Thân thiện môi trường, nhịp lớn
Sàn xốp	20% - 30%	Cách nhiệt/âm tốt, nhẹ
Sàn panel	25% - 35%	Cách âm tốt, nhẹ
Sàn hộp nhựa	15% - 25%	Thi công nhanh, dễ lắp đặt

3. Các phương pháp tính kết cấu sàn rỗng

3.1. Tính sàn rỗng theo phương pháp giải tích

Kết cấu sàn có thể được tính toán giống như các dầm chữ I xếp liên tiếp, liên kết với nhau bằng các bản cánh.



a) Mặt cắt ngang sàn rỗng *b) Tiết diện dầm chữ I*

Hình 5. Mô hình tính theo phương pháp giải tích

Khi ô sàn có kích thước chiều dài lớn hơn hai lần kích thước chiều rộng, chịu tải trọng đơn giản, phân bố đều, có thể tách sàn ra thành những cấu kiện dầm đơn giản tiết diện hình chữ I chịu uốn ngang phẳng, và sử dụng các công thức của sức bền vật liệu để tính các thành phần ứng suất, biến dạng của tiết diện [1].

$$\sigma_z = \frac{M_x}{I_x}.y \tag{1}$$

$$\tau_{zy} = \frac{Q_y.S_x}{I_x.B} \tag{2}$$

trong đó:

σ_z, τ_{zy}: lần lượt là ứng suất pháp và ứng suất tiếp của tiết diện;

M_x, Q_y: lần lượt là mô men và lực cắt tại tiết diện;

I_x: mô mem quán tính tiết diện với trục x;

S_x: mô men tĩnh của tiết diện;

B: Bề rộng mặt cắt ngang tiết diện ứng với điểm tính ứng suất.

Độ võng của dầm tính theo công thức (3), góc xoay của dầm tính theo công thức (4):

$$y_z = \int -\frac{M_x}{EI_x} d_z + C \tag{3}$$

$$\varphi_z = \int \left(\int -\frac{M_x}{EI_x} d_z + C \right) d_z + D \tag{4}$$

trong đó:

y_z, φ_z: lần lượt là độ võng và góc xoay của dầm;

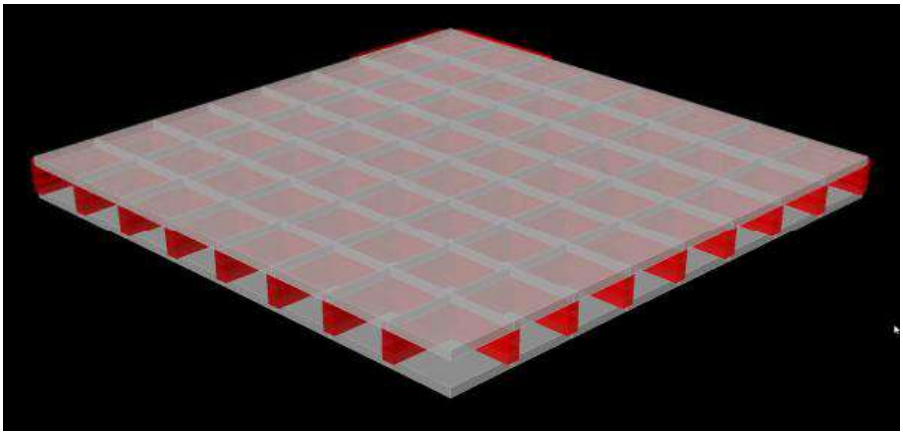
E: mô đun đàn hồi của vật liệu;

C, D: hai hằng số tích phân được xác định theo điều kiện chuyển vị.

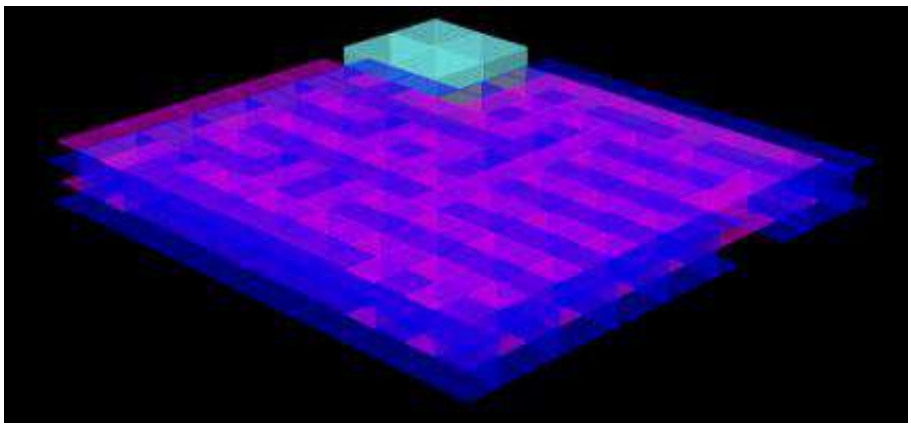
Thực tế công trình nằm trong đất chịu tải trọng sóng nén có cấu tạo nhiều phòng ngăn bởi hệ vách, tải trọng động tác dụng trong thời gian ngắn. Nên khi tính theo phương pháp giải tích thường phải quy tải trọng động về thành tải trọng tĩnh tương đương, chấp nhận các giả thiết gần đúng, kết quả tính thường thiên về an toàn. Khi dùng phương pháp số với sự trợ giúp của các phần mềm phân tích kết cấu trong tính toán, có thể xây dựng hàm tải trọng phù hợp với điều kiện làm việc thực tế.

3.2. Tính sàn rỗng theo phương pháp phần tử hữu hạn

Sử dụng các phần mềm phân tích kết cấu theo phương pháp phần tử hữu hạn, kết cấu sàn phẳng được mô hình theo 3 cách khác nhau [2]:



Hình 6. Mô hình sàn rỗng bằng phần tử shell

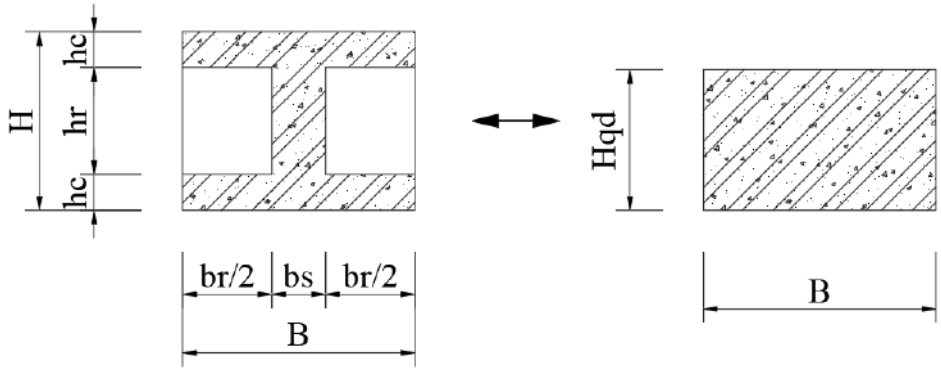


Hình 7. Mô hình sàn rỗng bằng phần tử thanh

- Mô hình hệ sàn rỗng bằng phần tử sell: hệ sườn mô phỏng bằng phần tử shell, bản cánh trên và cánh dưới mô phỏng bằng phần tử slab liên kết với nhau qua các nút (hình 6). Mô hình này thường dùng cho sàn có kích thước chiều dài và chiều rộng tương đương nhau, sàn làm việc theo hai phương;

- Mô hình sàn rỗng dạng phần tử thanh: Sàn rỗng được mô hình bằng các phần tử thanh dạng dầm (beam) tiết diện hình chữ I, chiều cao H, bề rộng cánh B (hình 7). Mô hình này thường dùng cho sàn có kích thước chiều dài lớn gấp nhiều lần chiều rộng, sàn làm việc theo phương cạnh ngắn là chính;

- Mô hình dạng sàn phẳng quy đổi: Hệ sàn phẳng lõi rỗng được quy đổi thành sàn đặc tương đương. Tức là sàn phẳng không có lỗ rỗng, chiều dày nhỏ hơn nhưng có độ cứng kháng uốn tương đương (5) và trọng lượng tương đương (6) với sàn thực tế (hình 8).



Hình 8. Mô hình qui đổi sàn phẳng tương đương

$$I_x = I_x^{qd} \quad (5)$$

$$P = P_{qd} \quad (6)$$

$$I_x = \frac{Bh_c^3}{6} + \frac{b_s h_r^3}{12} + Bh_c \frac{(H - h_c)^2}{2} \quad (7)$$

$$I_x^{qd} = \frac{BH_{qd}^3}{12} \quad (8)$$

$$P = (2Bh_c + b_s h_r)\gamma \quad (9)$$

$$P_{qd} = BH_{qd}\gamma_{qd} \quad (10)$$

trong đó:

I_x, I_x^{qd} : lần lượt là mô men quán tính của phần tử sàn thực và sàn quy đổi;

P, P_{qd} : lần lượt là trọng lượng của phần tử sàn thực và sàn quy đổi;

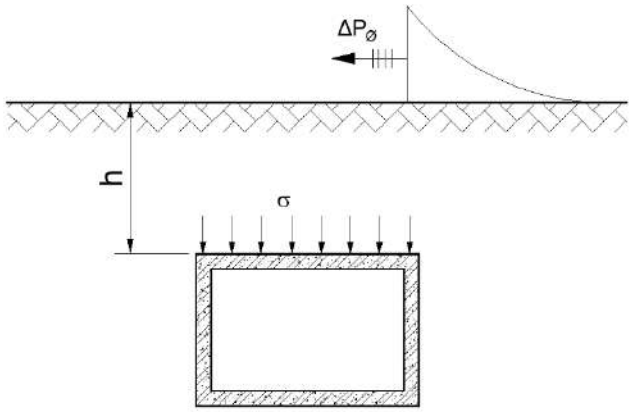
γ, γ_{qd} : lần lượt là trọng lượng riêng của bê tông sàn thực và sàn quy đổi.

4. Tải trọng sóng nén và tải trọng xung tác dụng lên nóc công sự trong đất

4.1. Sóng nén do sóng xung kích lan truyền trên mặt đất

Khi mặt đất chịu áp lực sóng xung kích (ΔP_ϕ) trên mặt đất, tải trọng lan truyền xuống phía dưới tác dụng lên nóc công sự gọi là sóng nén (σ) [3][4]:

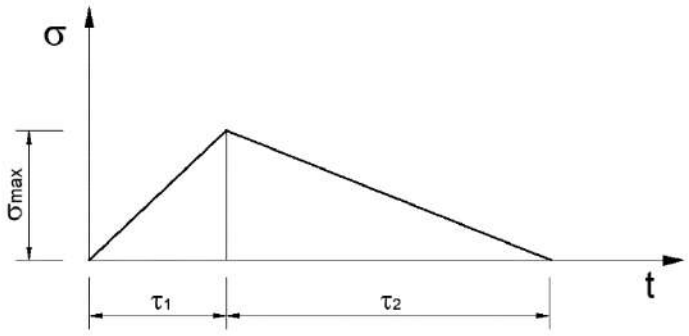
$$\Delta P_\phi = \Delta P_{max}\left(1-\frac{t}{\tau}\right)^n \text{ (Pa)} \qquad (11)$$



Hình 9. Sóng nén tác dụng lên công trình trong đất

Áp lực lớn nhất σ_{max} của sóng nén tại một điểm trong môi trường đất, ở độ sâu h, xác định theo công thức [3][4]:

$$\sigma_{max} = \Delta P_{max}\left[1+\sum_{i=1}^{n}\left(-\frac{h}{a_p\tau}\right)^i \frac{2\left(\gamma^2-1\right)n(n-1)...(n-i+1)}{\left[(\gamma+1)^{i+1}-(\gamma-1)^{i+1}\right]i!}\right] \text{ (Pa)} \qquad (12)$$



Hình 10. Quy luật của sóng nén theo thời gian

trong đó:

ΔP_ϕ: siêu áp sóng xung kích tại một điểm trên mặt đất (Pa);

ΔP_{max}: siêu áp sóng xung kích lớn nhất tại một điểm trên mặt đất (Pa);

τ: thời gian tác dụng của sóng xung kích (s);

a_p: tốc độ lan truyền sóng dãn, $a_p = a_0$ (m/s);

h: độ sâu từ mặt đất đến điểm tính toán, (m);

n: chỉ số nhị thức biểu thị quy luật của sóng xung kích.

$$\gamma = \frac{a_0}{a_1} \approx \frac{a_p}{a_1}.$$

Khi sóng nén gặp nóc của công trình, trên bề mặt kết cấu hình thành áp lực sóng phản xạ (σ_{px}), áp lực σ^* tác dụng lên nóc công trình là tổng của áp lực sóng tới (σ_{max}) và áp lực sóng phản xạ [3][4]:

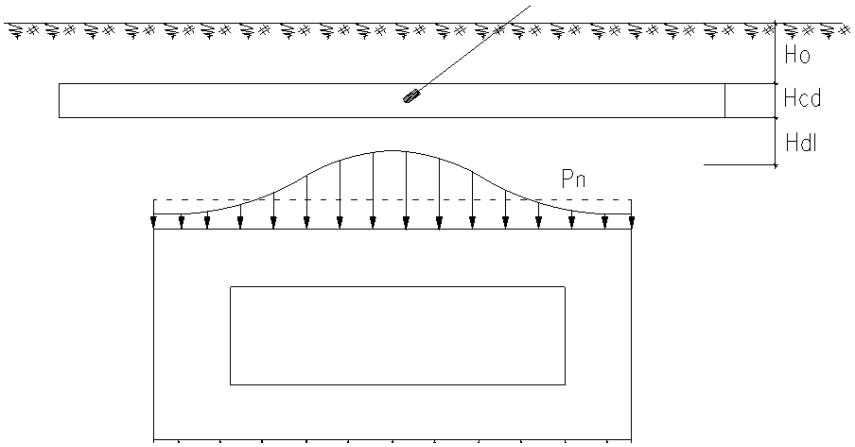
$$\sigma^* = \sigma_{max} + \sigma_{px} \quad (13)$$

Trong trường hợp phản xạ thẳng góc, kết cấu là tuyệt đối cứng, công trình bất động:

$$\sigma^* = 2.\sigma_{max} \quad (14)$$

σ^* là hoạt tải tác dụng lên kết cấu công trình, ngoài ra còn có tải trọng tĩnh bao gồm trọng lượng lớp đất bên trên và trọng lượng bản thân kết cấu.

4.2. Áp lực do xung nổ của bom đạn trên tấm chắn đạn



Hình 11. Tải trọng do xung nổ tác dụng lên nóc công sự

Khi bom đạn nổ trên tấm chắn đạn, xung nổ (i) phân bố và nan truyền qua môi trường đất đến kết cấu nóc công sự [3][4].

$$i = K_1 K_2 \cdot \frac{C^{2/3}}{R^2} \cdot f(\beta) \quad (15)$$

trong đó:

i: xung lượng riêng, $\frac{T.s}{m^2}$;

C: trọng lượng thuốc nổ, kg;

R: khoảng cách từ tâm lượng nổ đến điểm tính trên mặt kết cấu công sự, m;

K_1, K_2: lần lượt là hệ số phụ thuộc loại đất và chiều sâu đặt lượng nổ;

$f_{(\beta)}$: xác định phụ thuộc vào góc giữa pháp tuyến của bề mặt kết cấu và đường nối tâm lượng nổ với điểm tính toán.

5. Bài toán

Vận dụng cơ sở lý thuyết trên, tính kết cấu tấm nóc công trình nằm trong đất chịu tác dụng của sóng nén với các tham số như sau:

- Kích thước tấm nóc: (dài x rộng x cao): D x R x H = 5,0 x 8,0 x 0,6 (m);

- Kết cấu bê tông cốt thép cấp độ bền B25: E = 30.103 (MPa) = 3,06.106 (T/m^2), γ = 2,5 (T/m^3);

- Bỏ qua tải trọng tĩnh của đất, coi công trình không chuyển vị dưới tác dụng của tải trọng, tấm nóc làm việc độc lập.

Sử dụng phần mềm SAP2000 mô phỏng và phân tích bài toán theo phương pháp phần tử hữu hạn với các mô hình theo các mô hình tính khách nhau:

- Mô hình sàn đặc truyền thống (mô hình 1);

- Mô hình sàn rỗng với hệ phần tử shell (mô hình 2);

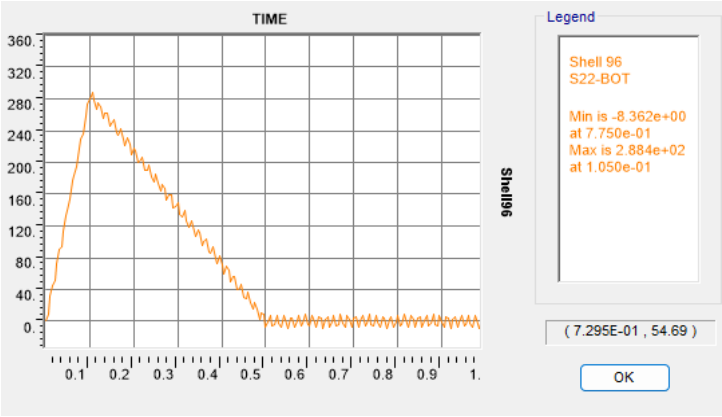
- Mô hình sàn quy đổi tương đương (mô hình 3).

So sánh kết quả nội lực là ứng suất của phần tử tại điểm giữa tấm nóc là điểm nguy hiểm nhất.

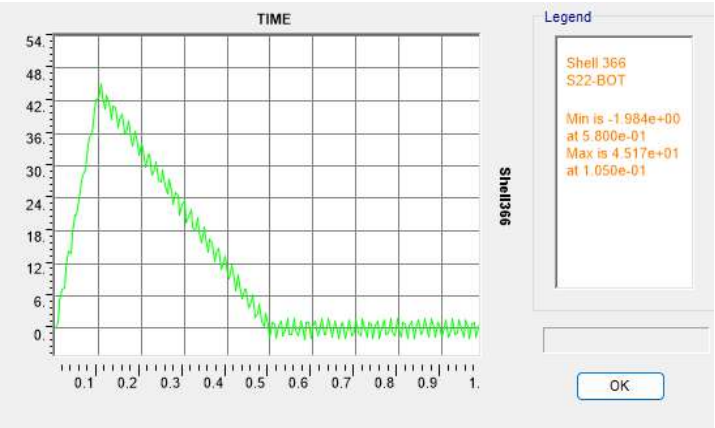
5.1. Bài toán 1

Tải trọng sóng nén tác dụng lên tấm nóc: σ_{max} = 196 (kPa) = 20 (T/m^2), τ_1 = 0,1 (s), τ_s = 0,4 (s);

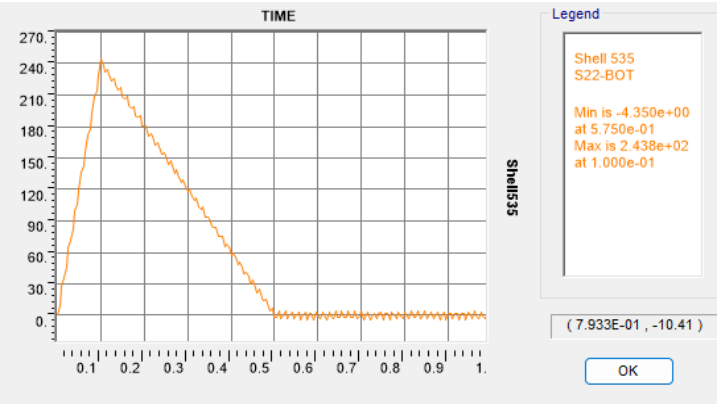
Kết quả thu được ứng suất tại phần tử giữa tấm nóc công sự với các mô hình như sau:



Hình 12. Ứng suất tương ứng mô hình 1 (T/m^2)



Hình 13. Ứng suất tương ứng mô hình 2 (T/m²)



Hình 14. Ứng suất tương ứng mô hình 3 (T/m²)

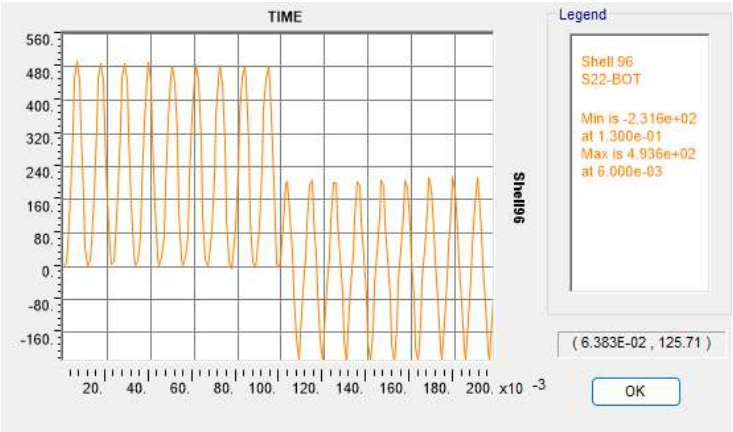
Bảng 2. Tổng hợp giữa trị ứng suất lớn nhất ứng với các mô hình

STT	Mô hình	Ứng suất lớn nhất (T/m²)
1	Mô hình 1	288
2	Mô hình 2	45
3	Mô hình 3	244

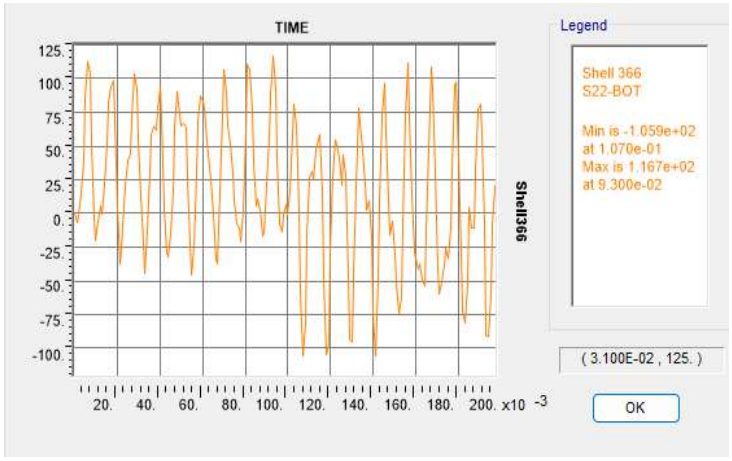
5.2. Bài toán 2

Tải trọng tác dụng lên tấm nóc là xung nổ do bom 250LBs trên tấm chắn đạn cách nóc công sự 1,5m, lớp dàn lực là á cát. Xung phân bố đều i = 16 (T.s/m2), thời gian duy trì Δt = 0,1 (s).

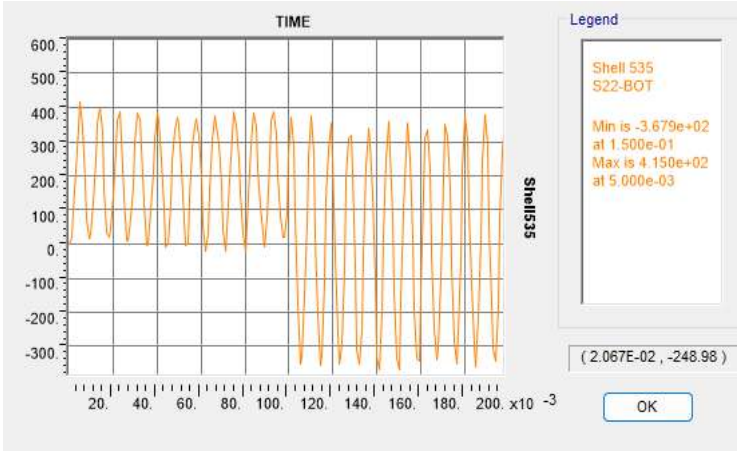
Kết quả thu được ứng suất tại phần tử giữa tấm nóc công sự với các mô hình như sau:



Hình 15. Ứng suất tương ứng mô hình 1 (T/m²)



Hình 16. Ứng suất tương ứng mô hình 2 (T/m²)



Hình 17. Ứng suất tương ứng mô hình 3 (T/m²)

Bảng 3. Tổng hợp giữa trị ứng suất lớn nhất ứng với các mô hình

STT	Mô hình	Ứng suất lớn nhất (T/m^2)
1	Mô hình 1	494
2	Mô hình 2	117
3	Mô hình 3	415

6. Kết luận

Các mô hình đều phản ánh kết cấu làm việc với tải trọng động là sóng nén, biểu đồ ứng suất phù hợp quy luật của tải trọng với giai đoạn tăng tải và giai đoạn giảm tải cho đến khi kết thúc tác dụng, phương pháp nghiên cứu và ứng dụng phương pháp tính đảm bảo độ tin cậy.

Nghiên cứu tính kết cấu rỗng với các mô hình nhận thấy có sự tương đồng giữa mô hình sàn đặc truyền thống (mô hình 1) với mô hình sàn quy đổi tương đương (mô hình 3), giá trị ứng suất giảm đi với một tỷ lệ đáng kể do ảnh hưởng của giảm trọng lượng bản thân kết cấu ảnh hưởng đến tác động của tải trọng động. Mô hình sử dụng phần tử shell (mô hình 2) có giá trị nội lực giảm đột biến quá lớn, do mô hình liên kết và truyền tải giữa tấm sường và tấm sàn lớp dưới chưa phù hợp với bản chất làm việc thực tế của kết cấu.

Qua nghiên cứu, kiến nghị sử dụng mô hình sàn tương đương để tính kết cấu công sự dạng sàn rỗng chịu tác dụng của tải trọng sóng nén và tải trọng xung truyền qua môi trường đất. Đối với các loại tải trọng do bom đạn tác dụng trực tiếp cấp tiếp tục có những nghiên cứu sử dụng kết cấu dạng sàn rỗng cho phù hợp.

Tài liệu thamkhảo

1. TCVN 5574-2018, Thiết kế kết cấu bê tông và bê tông cốt thép.

2. Nguyễn Thế Dương (2018), Thông số điều chỉnh độ cứng trong thiết kế kết cấu rỗng theo mô hình phần tử vỏ mỏng với phần mềm ETAB, Tạp chí KHCN Xây dựng số 3/2018

3. Vũ Đình Lợi (2005), Giáo trình Công sự (dùng cho học viên cao học chuyên ngành xây dựng CTQP), Học viện KTQS, Hà Nội.

4. Nguyễn Trí Tá, Đặng Văn Đích, Vũ Đình Lợi (2008), Giáo trình công sự tập 1, Học viện KTQS, Hà Nội.

5. Ball Thomas, (1999), The Concept of Dynamic Analysis, Computer Science Vol. 1687, pp. 216-234.

6. Bulson P.S., (2003), Explosive loading of engineering structeres, E&FN SPON an imprint of Chapman & Hall.

7. Boyd J.E., (1917), Strength of Materials, McGraw-Hill Book Company.

8. Cheng, F.Y., (2000), Matrix Analysis of Structural Dynamics, Maxcel Dekker Inc, New York.

9. Cornelius T. L., (1998), Structural Dynamic Systems Computational Techniques and Optimization: Finite Element Analysis Techniques (Vol. 8), Gordon & Breach Internetional Science Published.

10. Công nghệ sàn VRO: http://vro.vn/.

11. Công nghệ sàn Uboot, Nevo: http://nevovietnam.com/.

Calculation of the structural design of a hollow-floor fortification roof subjected to bomb and artillery loads.

Abstract: *Currently, voided slabs are effectively applied in civil buildings with medium spans, offering significant benefits such as increased usable space, noise reduction, and thermal insulation. Meanwhile, the structural design of underground fortifications requires weight reduction and noise mitigation. Therefore, researching the application of voided slabs in these military structures is essential. This study proposes specific application scenarios and calculation methods to ensure the structural analysis aligns with the actual working conditions of the fortifications.*

Keywords: Hollow floor, compression wave, explosive pulse, fortification roof.

Nghiên cứu khảo sát khả năng sinh tồn và mức độ chấn thương của con người bên trong công trình do tác động của sóng nổ

Vũ Quốc Phong[1], Vũ Đức Hiếu[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: phongmta1998@gmail.com; Tel: 0866985698

Tóm tắt

Dự đoán và kiểm soát được tỉ lệ sát thương và mức độ tổn thương của con người là một nhiệm vụ quan trọng trong tính toán quy hoạch công trình, xác định mức độ bảo vệ khi xây dựng các công trình phòng thủ dân sự. Ở Việt Nam, hướng dẫn về đánh giá an toàn cho người chủ yếu dựa trên các ước lượng khoảng cách an toàn căn cứ theo áp suất cực đại của sóng nổ, trong khi chưa có nhiều nghiên cứu về phương pháp thực hành tính toán, quy trình hay các quy chuẩn khảo sát và đánh giá mức độ an toàn và các kịch bản an toàn với người và công trình. Bài báo này tập trung nghiên cứu, giới thiệu phương pháp tự động tính toán tải trọng nổ lan truyền qua cấu trúc và tự động tính toán mức độ tử vong trung bình dựa trên tiêu chuẩn UFC 03-340-02. Để dự đoán mức độ sát thương, cần phân loại đối tượng, tương quan giữa người và công trình, cũng như đánh giá được ảnh hưởng thứ cấp do phá hủy của công trình gây ra. Từ đó xây dựng được vùng bị sát thương, vùng an toàn về đề xuất được các yêu cầu cần thiết khi xây dựng các công trình phòng thủ dân sự. Các kết quả còn là cơ sở cho nghiên cứu các biện pháp tiêu sóng, giảm tải và gia cường cửa bảo vệ công trình, phục vụ tính toán thiết kế công trình phòng thủ lưỡng dụng tại Việt Nam.

Từ khóa: *Tải trọng nổ; chấn thương; áp suất tích tụ; ngưỡng chịu đựng của con người; UFC 3-340-02.*

1. Tổng quan

Bảo vệ người và cơ sở hạ tầng, cũng như giảm thiểu thiệt hại khi chịu tác động của khủng bố, chiến tranh do tác động của tải trọng nổ gây ra là một nhiệm vụ quan trọng đã được đề cập tới trong các tiêu chuẩn phòng thủ dân sự. Các tiềm ẩn nguy hiểm bao gồm vật liệu nổ, khả năng bị khủng bố, nổ lò hơi, tai nạn công nghiệp hoặc chiến tranh là các tiềm ẩn rủi ro cần được khảo sát và đánh giá. Tại Việt Nam, các sự cố xảy ra do bom đạn nổ sau chiến tranh [2], vụ tai nạn do mất an toàn nổ tại nhà máy pháo hoa Z121 (Phú Thọ, 2013) [3] hoặc vụ nổ lò hơi gần đây tại Đồng Nai (2024)[4] đã gây nhiều thiệt hại và ảnh hưởng lớn tới sản xuất. Các nhiệm vụ xây dựng các công trình công nghiệp quốc phòng cần có giải pháp và tính toán tới mức độ rủi ro cao nhất để đề xuất giải pháp thiết kế giảm thiểu thiệt hại. Các hầm trú ẩn được thiết kế không thể bảo vệ 100% người mà cần được tính toán mức độ và khả năng bảo vệ con người trong mọi kịch bản.

Ở Việt Nam, quy chuẩn kỹ thuật an toàn tại Việt Nam (QCVN 01:2019/BCT) đã được áp dụng để xác định an toàn trong các hoạt động khai thác hay quân sự có liên quan đến vật liệu nổ [8]. Tuy nhiên, các quy định này thường thiếu các đánh giá chi tiết về khả năng chịu đựng của con người dựa trên các biến số cụ thể như tư thế, hướng và trọng lượng cơ thể con người, cũng như chưa thể hiện rõ mức độ tổn thương sinh học có thể của nạn nhân [7]. Mặt khác, quy chuẩn chưa thể hiện rõ quy cách tính toán và làm rõ áp lực lan truyền, tương tác phức tạp của áp lực tới công trình, cũng như chưa làm rõ được các hiệu ứng phức tạp của sự gia tăng áp suất bên trong công trình khi sóng nổ lan truyền qua các lỗ thoáng trên bề mặt tường [9].

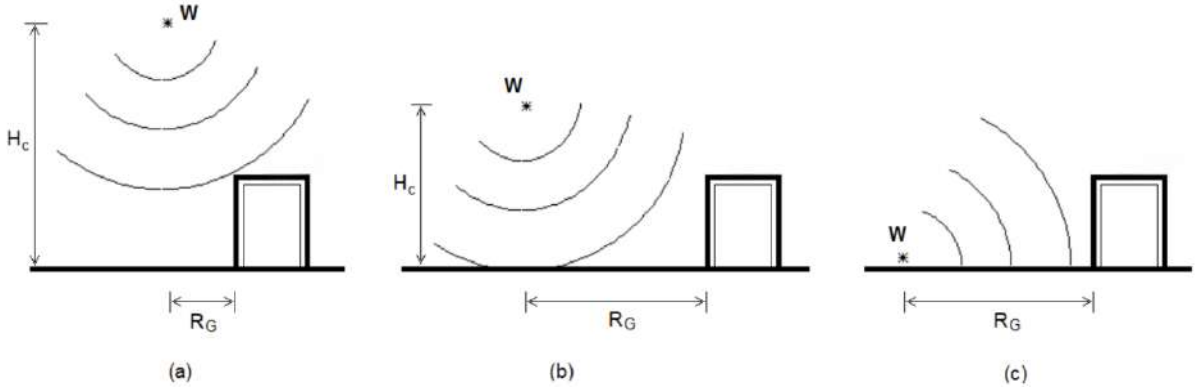
Để giải quyết những thiếu sót trên, bài báo giới thiệu phương pháp xác định tải trọng lan truyền vào bên trong công trình nổ có tính tới ảnh hưởng của lỗ thoáng. Dựa trên biểu đồ tương

quan áp lực cựa đại và xung nổ, tính toán được mức độ sát thương tới người bên trong công trình dựa theo tiêu chuẩn UFC 03-340-02 [6]. Nghiên cứu được giới hạn với các kịch bản nổ trên mặt đất tác động tới công trình bán nổi với các tỷ lệ lỗ thoáng khác nhau. Các kết quả cần đạt được bao gồm: (1) phát triển thuật toán tự động sử dụng phương pháp tích phân để xác định biểu đồ áp suất theo thời gian bên trong công trình; (2) phân tích ảnh hưởng của các lỗ thoáng và khoảng cách an toàn đến áp suất bên trong; (3) đánh giá khả năng sống sót của con người qua sự phân loại về cân nặng (nam giới, nữ giới, trẻ em, trẻ sơ sinh) để đề xuất các yêu cầu bảo vệ nghiêm ngặt cho các công trình phòng thủ dân sự và lưỡng dụng.

1.1. Tác động của tải trọng nổ tới không gian bị hạn chế

Vụ nổ được định nghĩa là sự giải phóng năng lượng quy mô lớn, đột ngột và nhanh chóng, dẫn đến việc tạo ra các sóng xung kích có áp suất rất lớn và khí có nhiệt độ cao [5]. Quá trình nổ tạo ra các sản phẩm nguy hiểm, tác động trực tiếp hoặc gián tiếp tới mức độ sát thương của người thông qua áp suất cực đại, xung nổ, tốc độ mảnh văng và vị trí nạn nhân [6][7].

Tải trọng nổ được phân loại dựa trên vị trí của vụ nổ và sự tương tác với môi trường xung quanh. Trong trường hợp nổ ngoài công trình, vụ nổ được chia thành ba loại chính: (a) Nổ tự do trong không khí, (b) Nổ trên không có tác động tới mặt đất, và (c) Nổ trên mặt đất.



Hình 1. Phân loại vụ nổ bên ngoài và tải trọng nổ: (a) Nổ tự do trong không khí, (b) Nổ trên không có tác động tới mặt đất, (c) Nổ trên mặt đất [10].

Nghiên cứu được giới hạn với các bài toán nổ trên mặt đất, ngoài công trình. Kết quả hoàn toàn có thể được phát triển với các vụ nổ bên trong công trình, nổ lò hơi… Với nổ mặt đất, sóng xung kích từ vụ nổ bị phản xạ và khuếch đại bởi mặt đất, tạo thành sóng bán cầu với sức phá hủy được tăng cường gấp 1.7 đến 1.8 lần sóng tới [10].

Giả thiết áp lực sóng nổ lan truyền vào công trình xuyên qua các lỗ thoáng (cửa đi, cửa sổ, hệ thống thông gió…) thông qua các lỗ thoáng tại mặt trước công trình. Ảnh hưởng của sóng nổ truyền vào công trình qua các bề mặt còn lại (như tường bên, mái, tường sau) được coi là không đáng kể. Điều này cũng phản ảnh đúng thực tế, do tải trọng không ở mặt nhận tải trực tiếp sẽ nhỏ hơn rất nhiều với mặt trước. Trong thực tế, tải trọng nổ bên trong cũng tăng lên do sự phản xạ sóng nổ tại các vách ngăn bên trong công trình [6].

Trong trường hợp lỗ thoáng có diện tích nhỏ, sóng xung kích không thể phát triển bên trong công trình nhưng áp suất môi trường bên trong công trình vẫn tăng lên theo thời gian. Thời gian áp suất tăng phụ thuộc vào thể tích bên trong công trình, diện tích các lỗ thoáng, áp suất tác dụng lên bề mặt tường ngoài và thời gian tác dụng của sóng xung kích lên công trình. Bởi vì con người có giới hạn chịu đựng đối với sự gia tăng áp suất nêu trên nên vẫn phải xác định áp suất trung bình bên trong cấu trúc để đảm bảo an toàn [6].

1.2. Ảnh hưởng của lỗ thoáng

Ứng xử công trình dưới tác động của vụ nổ không chỉ phụ thuộc vào áp suất cực đại do sóng xung kích gây ra, mà còn phụ thuộc vào nhiều yếu tố khác như lỗ thoáng, hình dạng hoặc chu kỳ dao động tự nhiên của công trình... Khi tiếp xúc với lỗ thoáng, sóng xung kích sẽ ngay lập tức làm vỡ cửa sổ và lan truyền vào bên trong tòa nhà. Đồng thời, giá trị của áp lực sóng xung kích gây ra sẽ giảm đi do một phần năng lượng bị hấp thụ bởi cửa số vỡ [10]. Tuy nhiên, nghiên cứu trong bài viết sẽ bỏ qua và giả sử sóng xung kích xâm nhập qua lỗ thoáng và không bị cản trở bởi kính hoặc cửa sổ.

Giá trị của áp suất cực đại bên trong công trình phụ thuộc theo tỷ lệ giữa diện tích lỗ thoáng và thể tích trong công trình (A_o / V_o). Đối với các cấu trúc có lỗ thoáng nhỏ, luồng không khí sẽ bị hạn chế, khó có thể xâm nhập và gây ra hiệu ứng luồng. Hiệu ứng luồng là hiệu ứng được sinh ra khi áp suất đi qua một khe hở có thể dẫn đến việc khuếch đại áp suất ở phía trong của khe hở đó [6]. Tuy sự hạn chế này ngăn cản sự suy giảm nhanh chóng của áp suất, dẫn đến sự hình thành pha áp suất tĩnh kéo dài nhưng áp suất tại điểm này không còn là áp suất tĩnh thông thường mà mang năng lượng động học rất lớn, có thể phá hủy các thiết bị nhạy cảm ngay cả khi chúng nằm bên trong công trình kiên cố [6].

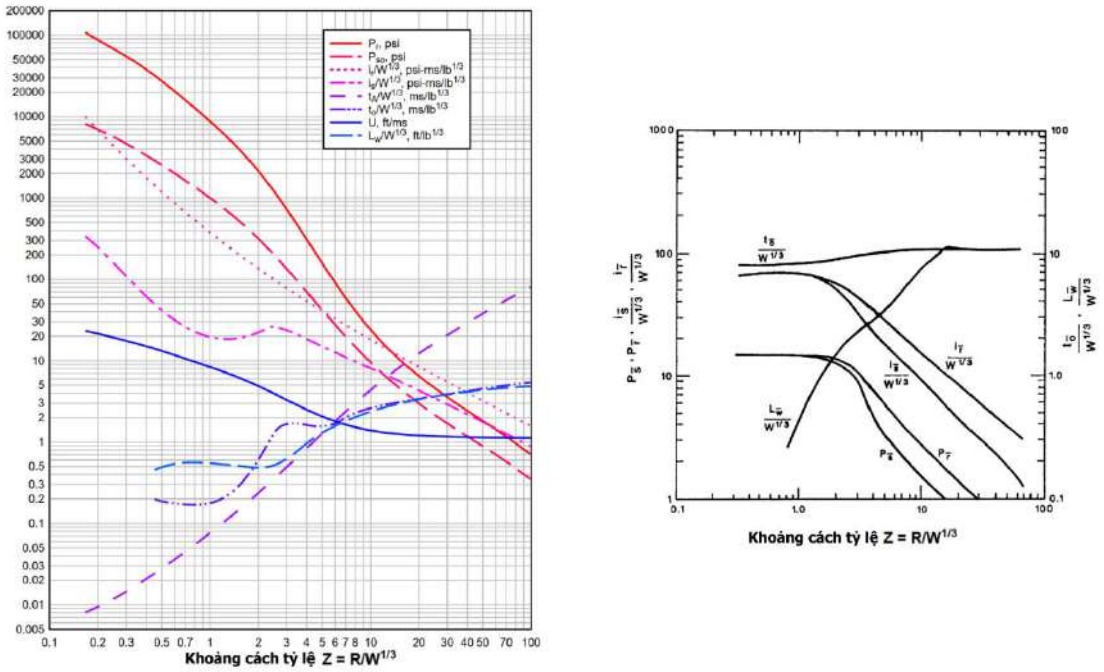
Ngược lại, khi tỷ lệ lỗ thoáng trên thể tích trong công trình tăng lên, sự cân bằng áp suất diễn ra nhanh hơn khiến cho áp suất bên trong tiến gần đến giá trị áp suất của sóng xung kích lên mặt tới công trình, đồng thời, thời gian pha dương cũng giảm đi đáng kể. Bởi vậy, mối quan hệ giữa áp suất cực đại và xung lực là một yếu tố quan trọng trong thiết kế an toàn. Khả năng chịu đựng của con người nhạy cảm với cả áp suất cực đại bên trong và thời gian của pha áp suất tĩnh. Vì vậy, việc đánh giá tác động cụ thể của các tỷ lệ lỗ thoáng trên thể tích trong công trình là cần thiết để xác định các vùng an toàn cho người trong công trình [6].

2. Cơ sở lý thuyết

Mục 2 trình bày phương pháp nghiên cứu dựa trên tiêu chuẩn UFC 3-340-02 [6]. Quy trình tính bắt đầu bằng việc tính toán áp lực cực đại tác động lên mặt trước công trình. Sau đó, phương pháp Euler [11] được áp dụng để thể hiện được quá trình tích tụ áp suất bên trong công trình theo thời gian. Cuối cùng, nghiên cứu trình bày một phương pháp tự động để đánh giá giới hạn chịu đựng của con người trong công trình.

2.1. Xác định áp suất tải trọng nổ

Kingery và Bulmash đã nghiên cứu và đưa ra phương pháp xác định các thông số của vụ nổ [12]. Nghiên cứu của họ bao gồm các công thức giải tích thực nghiệm rất chi tiết và phức tạp cho từng loại vụ nổ, trong đó có công thức cho vụ nổ trên mặt đất. Kết quả nghiên cứu về tải nổ rất tương đồng với kết quả nghiên cứu của Shadopxkii. Dựa trên nghiên cứu của Kingery và Bulmash, UFC 03-340-02 đã số hóa và xây dựng thành cơ sở dữ liệu số phục vụ tính toán.



(a) *(b)*

Hình 2. Thông số pha dương (a) và pha âm (b) của sóng xung kích đối với vụ nổ TNT trên mặt đất.

Các giá trị áp suất tới cực đại (P_{so}), giá trị áp suất phản xạ cực đại (P_r) và thời gian pha dương của sóng tới (t_0) được tra cứu theo khoảng cách tỷ lệ ($Z_G = R/W^{1/3}$) trong hình 2 [10]. Phương trình tính khoảng cách tỷ lệ dựa theo định luật tỷ lệ Hopkinson-Cranz [13], R biểu thị khoảng cách giữa tâm của khối thuốc nổ tới mặt trước của công trình, trong khi đó, W biểu thị trọng lượng tương đương của khối thuốc nổ TNT. Đối với vụ nổ trên mặt đất, giá trị áp suất phản xạ P_r được sử dụng làm giá trị đầu vào để tính toán áp suất tích tụ bên trong công trình (P_i) do giá trị áp suất phản xạ lớn hơn và nguy hiểm hơn nhiều so với giá trị áp suất tới cực đại.

2.2. Phương pháp xác định áp suất bên trong công trình

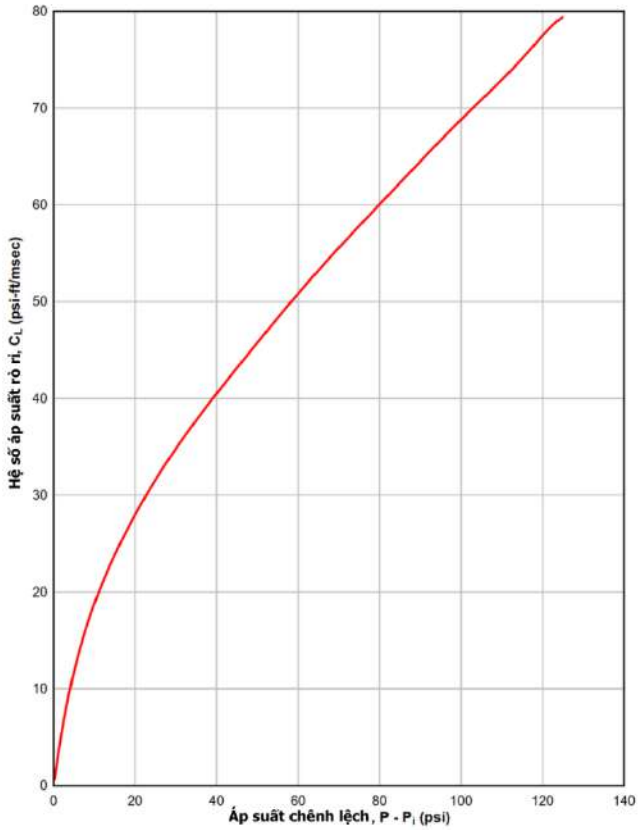
Phương pháp tính được xây dựng dựa trên tiêu chuẩn UFC 3-340-02 để tính toán mức tăng áp suất trung bình trong công trình. Cần lưu ý rằng trong thực tế tại vị trí gần lỗ thoáng, áp suất tăng lên sẽ cao hơn nhiều so với các vị trí khác bên trong công trình.

Do mối quan hệ phi tuyến giữa áp suất chênh lệch (ΔP) và hệ số áp suất rò rỉ (C_L) (Hình 3), ta sử dụng phương pháp tích phân số theo từng bước. Thuật toán tính toán lặp lại áp suất bên trong (P_{int}) và xung lượng tích lũy (i) tại mỗi bước thời gian Δt ($t_n = t_{n-1} + \Delta t$) như sau:

1. Áp suất bên ngoài (P_{ext}) được lý tưởng hóa như một xung tam giác với áp suất phản xạ (P_r) và thời gian pha dương (t_o). Tại mỗi thời điểm t_i:

$$P_{ext}(t_i) = P_r \times (1 - t_i / t_o) \quad \text{for } t_i \le t_o \tag{1}$$

2. Hệ số áp suất rò rỉ (C_L) (Hình 3) được xác định dựa trên giá trị của áp suất chênh lệch ΔP bằng phép nội suy tuyến tính từ các bảng dữ liệu thực nghiệm cung cấp bởi tiêu chuẩn UFC 3-340-02.



Hình 3. Biểu đồ hệ số áp suất rò rỉ so với áp suất chênh lệch [6].

3. Áp suất chênh lệch $\Delta P = P_{ext} - P_{int}$ quyết định lưu lượng áp suất vào bên trong công trình. Sự thay đổi áp suất bên trong (ΔP_{int}) theo từng bước thời gian được tính toán dựa trên mối quan hệ động lực dòng chảy:

$$\Delta P_{int} = C_L \times \left(\frac{A_o}{V_o} \right) \times \Delta t \tag{2}$$

Sau đó, áp suất bên trong được cập nhật: $P_{int,n} = P_{int,n-1} + \Delta P_{int}$.

4. Tổng xung lực được tính bằng cách tích phân áp suất bên trong theo thời gian cho đến khi áp suất bên trong hội tụ trở lại mức áp suất môi trường:

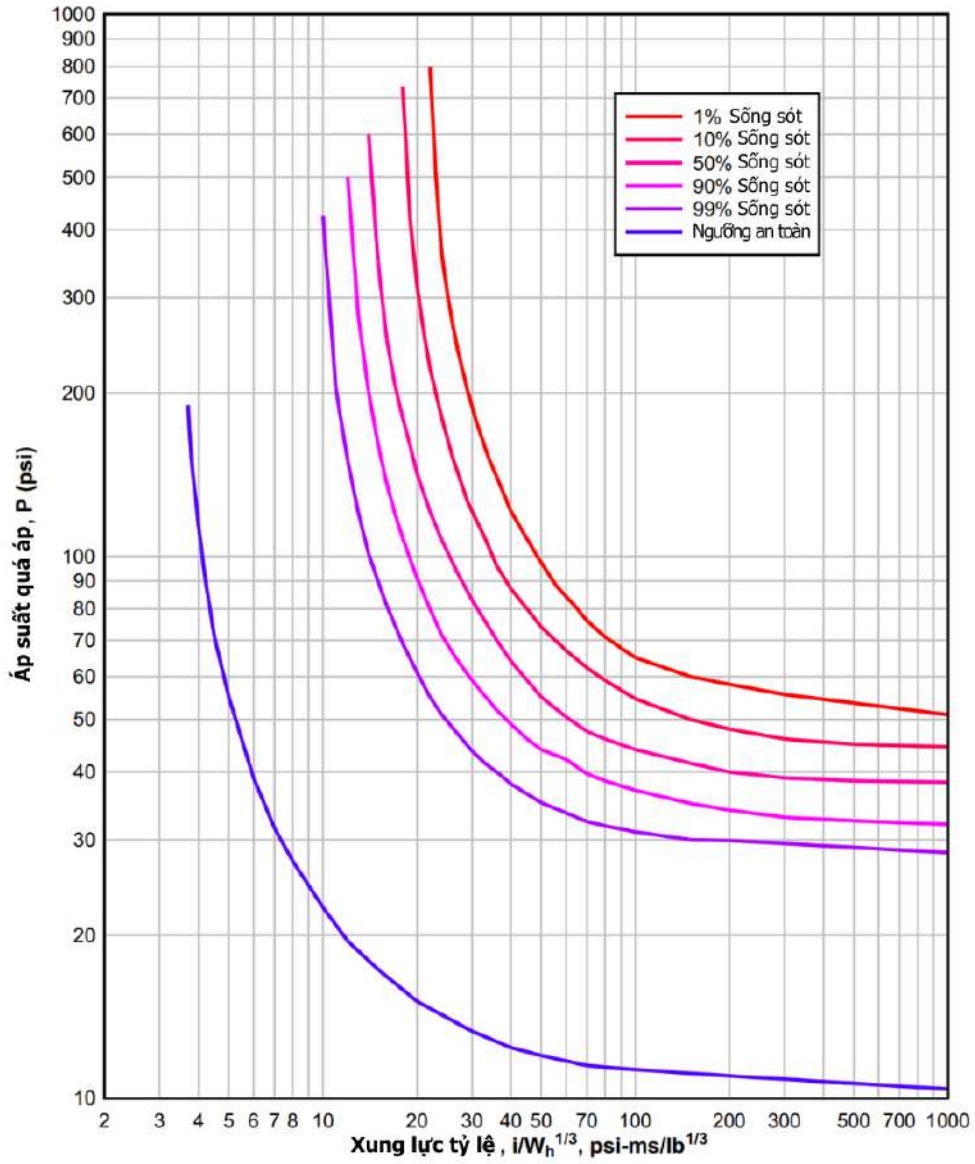
$$i_{max} = \sum P_{int}(t) \times \Delta t \tag{3}$$

Thuật toán sử dụng vòng lặp tự hội tụ và tự động mở rộng thời gian tính toán vượt quá thời gian pha dương của sóng tới ($t > t_o$) cho tới khi giá trị áp suất hội tụ về $P_{int} \approx 0$.

2.3. Phân loại các vùng tổn thương

Tư thế/hướng của một người đối với hướng tác động của sóng nổ là yếu tố quan trọng trong việc xác định mức độ thương tích của nạn nhân. Ngoài ra, khả năng chịu đựng áp lực của vụ nổ của con người thay đổi tùy thuộc vào cả cường độ áp suất xung kích cũng như thời gian xung kích, khả năng chịu đựng áp suất đối với tải trọng nổ trong thời gian ngắn cao hơn đáng kể so với tải trọng nổ trong thời gian dài [6]. Do đó, ngoài việc đánh giá khả năng chịu đựng áp suất tối đa trong thời gian ngắn, việc đánh giá xung lực kéo dài dựa trên biểu đồ áp suất-xung lực (P-I) là cần thiết (Hình 4).

Các loại tổn thương do áp suất gây ra điển hình là tổn thương màng nhĩ và tổn thương phổi. Trong đó, 50% màng nhĩ bị thủng ở mức áp suất 15 psi đối với các trường hợp áp suất tăng nhanh, trong khi ngưỡng bắt đầu gây thủng màng nhĩ đối với áp suất tăng nhanh là 5 psi [6].



Hình 4. Đường cong sống sót đối với , W_h = Cân nặng của người (lbs) [6].

Dựa vào 6 đường cong trên biểu đồ đường cong sống sót [Hình 4] và mức độ tổn thương tới màng nhĩ của con người, ta chia mức độ tổn thương của con người thành 8 mức độ:

Bảng 1. Phân loại đánh giá mức độ tổn thương dựa theo biểu đồ P-I.

Mức độ tổn thương	**Đánh giá**
Mức 1	An toàn ($P_{i,max} \leq 5$ psi và $P_{i,max} < P_{Threshold}$)
Mức 2	Thủng màng nhĩ (5 psi < $P_{i,max} < P_{Threshold}$)
Mức 3	Ngưỡng tổn thương phổi - 99% sống sót
Mức 4	99% sống sót - 90% sống sót
Mức 5	90% sống sót - 50% sống sót
Mức 6	50% sống sót - 10% sống sót
Mức 7	10% sống sót - 1% sống sót
Mức 8	1% sống sót - 100% sống sót

3. Khảo sát mức độ sát thương của người bên trong công trình

3.1. Tham số bài toán

Để tính toán khả năng sống sót của người bên trong công trình phòng thủ dân sự hay công sự, khảo sát một công trình bán nổi điển hình chịu tác động của vụ nổ trên mặt đất. Các thông số hình học của công trình và vị trí tương quan và tham số tải trọng nổ được xác định như sau:

- Kích thước của công trình là 10 ft ⨯10 ft ⨯ 10 ft (xấp xỉ 3.05 m ⨯ 3.05 m ⨯ 3.05 m) với thể tích $V_o = 1000\ \text{ft}^3\ (28.3\ \text{m}^3)$.

- Kích thước lỗ thoáng tại mặt trước công trình là 3 ft ⨯3 ft (xấp xỉ 3.05 m ⨯ 3.05 m). Tỷ lệ lỗ thoáng trên diện tích mặt trước $A_o / A_{front} = 9\%$.

- Nguồn nổ được đặc trưng là vụ nổ trên bề mặt đất với trọng lượng thuốc nổ tương đương $W = 250$ lbs (≈ 113.4 kg) thuốc nổ TNT.

- Khoảng cách khảo sát từ tâm vụ nổ đến mặt trước công trình R = 35 ft (10.67 m).

3.2. Tính toán

Từ các thông số đầu vào, ta xác định được các tham số dựa vào đường cong Kingery-Bulmash tại Hình 2 như sau:

Tham số	**Khoảng cách tỷ lệ (*Z*)**	**Áp suất tới cực đại (P_{so})**	**Áp suất phản xạ (P_r)**	**Thời gian pha dương (t_0)**
Đơn vị	$\text{ft}/\text{lbs}^{1/3}$	psi	psi	ms
Giá trị	5.56	32.99	114.43	10.2

Bước 1: Chia thời gian pha dương t_0 thành n khoảng bằng nhau Δt. Với n = 10, ta xác định được Δt = 1.02 ms.

Tại khoảng thời gian đầu tiên, $P = P_r$ = 114.43 psi và $t = 0$.

Bước 2: Áp suất bên trong công trình $P_i = 0$ tại $t = 0$.

Áp suất chênh lệch $\Delta P = P_r - P_i = 114.43\ psi$.

Tra biểu đồ tại Hình 3, tra được hệ số áp suất rò rỉ C_L = 74.88.

Bước 3: Từ công thức (2) ta có:

$$\Delta P_{int} = C_L \times \left(\frac{A_o}{V_o}\right) \times \Delta t = 74.88 \times \left(\frac{9}{1000}\right) \times 1.02 = 0.64\,psi$$

Từ đó, $P_{i+1} = 0 + 0.64 = 0.64\ psi$.

Bước 4: Tính xung lực tích tụ trong công trình tại t = 0 + 1.02 = 1.02 ms:

$$i_{i+1} = i_i + \frac{P_i + P_{i+1}}{2} \times \Delta t = 0 + \frac{0 + 0.64}{2} \times 1.02 = 0.35\,psi$$

Bước 5: Phần còn lại của quá trình phân tích được trình bày dưới dạng bảng dữ liệu và đường cong gia tăng áp suất được tính trong Bảng 2.

Bảng 2. Tính toán sự tích tụ áp suất bên trong công trình theo tiêu chuẩn UFC 3-340-02.

t_i	P_r	P_i	$P_r - P_i$	C_L	ΔP_{int}	i_s
0.00	114.43	0.00	114.43	74.88	0.69	0.00
1.02	102.99	0.69	102.30	69.77	0.64	0.35
2.04	91.54	1.33	90.22	64.60	0.59	1.38
3.06	80.10	1.92	78.18	59.25	0.54	3.04

4.08	68.66	2.47	66.19	53.81	0.49	5.28
5.10	57.22	2.96	54.26	47.95	0.44	8.05
6.12	45.77	3.40	42.37	41.77	0.38	11.29
7.14	34.33	3.78	30.55	35.15	0.32	14.96
8.16	22.89	4.11	18.78	27.03	0.25	18.98
9.18	11.44	4.35	7.09	15.06	0.14	23.30
10.21	0.00	4.49	-4.49	-10.84	-0.10	27.81
11.23	0.00	4.39	-4.39	-10.65	-0.10	32.35
12.25	0.00	4.29	-4.29	-10.47	-0.10	36.78
13.27	0.00	4.20	-4.20	-10.29	-0.10	41.12
14.29	0.00	4.10	-4.10	-10.11	-0.09	45.35
15.31	0.00	4.01	-4.01	-9.94	-0.09	49.49
16.33	0.00	3.92	-3.92	-9.77	-0.09	53.54
17.35	0.00	3.83	-3.83	-9.60	-0.09	57.49
18.37	0.00	3.74	-3.74	-9.43	-0.09	61.36

3.3. Kết quả

Mức độ tổn thương của người được tính toán căn cứ theo giá trị áp suất cực đại và xung lượng tính toán so sánh với các ngưỡng chịu đựng của con người (Bảng 1). Dựa trên kết quả tính toán số từ Bảng 2, quá trình tích tụ áp suất bên trong công trình diễn ra chậm hơn so với thời gian pha dương của sóng tới bên ngoài. Cụ thể:

+ Áp suất bên ngoài đạt cực đại $P_r = 114.43$ psi ngay tại thời điểm $t_i = 0$.

+ Trong khi đó, áp suất bên trong tăng dần và đạt cực đại $P_i = 4.28$ *psi*.

+ Cho tới khi Áp suất chênh lệch hội tụ $\Delta P \approx 0$, xung lực tích tụ tổng cộng trong công trình là $i = 210.66$ psi-ms.

Đối chiếu với tiêu chuẩn phân loại thương vong trong Bảng 1:

+ Giá trị áp suất cực đại bên trong $P_i = 4.28$ *psi* nhỏ hơn ngưỡng gây ra thủng màng nhĩ là 5 psi. Do đó, trường hợp này được phân loại vào vùng an toàn đối với nguy cơ chấn thương màng nhĩ và phổi.

+ Với xung lượng $i_s = 210.66$ psi-ms, khi xét đến trọng lượng trung bình của một người trưởng thành (ví dụ $W_h = 154$ lbs ≈ 70 kg), xung lượng quy đổi $i_s = i / Wh^{1/3}$ vẫn sẽ nằm trong vùng an toàn trên biểu đồ đường cong sống sót.

Kết quả cho thấy vai trò quan trọng của lỗ thoáng và thể tích công trình trong việc giảm thiểu tác động của sóng nổ. Mặc dù áp suất bên ngoài rất lớn, nhưng khi lan truyền qua lỗ thoáng 9% vào không gian kín, áp suất đỉnh đã giảm đi đáng kể (chỉ còn khoảng 3.7% so với áp suất tới). Điều này khẳng định rằng với cấu trúc bao che kiên cố và tỷ lệ lỗ thoáng hợp lý, con người bên trong có thể sống sót an toàn ngay cả khi công trình chịu tải trọng nổ lớn từ cự ly gần.

4. Kết luận

Bài báo đã trình bày phương pháp tính toán và đánh giá toàn diện khả năng sinh tồn của con người trong công trình chịu tải trọng nổ trên mặt đất, ngoài công trình theo tiêu chuẩn UFC 3-340-02. Nghiên cứu đã thiết lập được quy trình tính toán tự động kết hợp giữa biểu đồ Kingery-Bulmash và phương pháp tích phân số Euler để xác định lịch sử áp suất theo thời gian

thực bên trong công trình. Phương pháp này cho phép quan sát rõ sự trễ pha và sự tích tụ áp suất do hiệu ứng lỗ thoáng.

Kết quả khảo sát số cho thấy sự giảm thiểu đáng kể cường độ sóng xung kích khi xâm nhập vào không gian kín trong điều kiện công trình chưa bị phá hủy.

Nghiên cứu đã chứng minh rằng đánh giá an toàn không thể chỉ dựa vào độ bền kết cấu mà phải tích hợp cả giới hạn sinh học của con người (ngưỡng chịu đựng màng nhĩ, phổi). Việc phân loại các vùng thương tổn cung cấp một công cụ định lượng rõ ràng giúp các kỹ sư thiết kế tối ưu hóa tỷ lệ lỗ thoáng và khoảng cách an toàn cho các công trình lưỡng dụng và quân sự.

Kết quả của nghiên cứu có thể được phát triển, bổ sung trong việc xây dựng các quy chuẩn kỹ thuật an toàn phòng nổ tại Việt Nam. Các nghiên cứu tiếp theo có thể mở rộng mô hình cho các hình dạng lỗ thoáng phức tạp hơn, tích hợp ảnh hưởng của vật liệu kính vỡ và đánh giá rủi ro do mảnh văng thứ cấp để có cái nhìn toàn diện hơn về an toàn công trình.

Tài liệu tham khảo

1. B. Nguyen Xuan and C. Viet, “Nghiên cứu áp lực sóng xung kích khi xảy ra nổ đồng thời,” *Tạp chí Khoa học Công nghệ Xây dựng (TCKHCNXD) - ĐHXDHN*, vol. 17, pp. 168–178, Feb. 2023, doi: 10.31814/stce.huce2023-17(4V)-14.
2. “Toàn cảnh vụ nổ kinh hoàng ở Văn Phú - Hà Đông | Báo Pháp Luật TP. Hồ Chí Minh.” Accessed: Jan. 31, 2026. [Online]. Available: https://plo.vn/toan-canh-vu-no-kinh-hoang-o-van-phu-ha-dong-post382320.html
3. “Toàn cảnh vụ nổ nhà máy pháo hoa ở Phú Thọ - Báo VnExpress.” Accessed: Jan. 31, 2026. [Online]. Available: https://vnexpress.net/toan-canh-vu-no-nha-may-phao-hoa-o-phu-tho-2894852.html
4. “Vụ nổ lò hơi ở Đồng Nai: Lời cảnh tỉnh về tai nạn lao động | Báo Pháp Luật TP. Hồ Chí Minh.” Accessed: Jan. 31, 2026. [Online]. Available: https://plo.vn/vu-no-lo-hoi-o-dong-nai-loi-canh-tinh-ve-tai-nan-lao-dong-post788731.html
5. T. Ngo, P. Mendis, A. Gupta, and J. Ramsay, “Blast Loading and Blast Effects on Structures – An Overview,” *Electronic Journal of Structural Engineering*, pp. 76–91, Jan. 2007, doi: 10.56748/ejse.671.
6. United States Of America Department of Defense, “UFC 3-340-02 Structures To Resist The Effects Of Accidental Explosions, With Change 2,” *Unified Facilities Criteria (UFC)*, no. September, 2008.
7. D. Vu, “EVALUATING HUMAN TOLERANCE UNDER THE EFFECT OF SHOCK WAVE PRESSURE FROM SURFACE EXPLOSIONS,” *Journal of Science and Technique*, vol. 8, Jan. 2025, doi: 10.56651/lqdtu.jst.v8.n01.891.sce.
8. QCVN 01:2019/BCT, “Quy chuẩn kỹ thuật quốc gia về an toàn trong sản xuất, thử nghiệm, nghiệm thu, bảo quản, vận chuyển, sử dụng, tiêu hủy vật liệu nổ công nghiệp và bảo quản tiền chất thuốc nổ,” Ha Noi, 2019. [Online]. Available: https://congthuong.ninhbinh.gov.vn/van-ban/qcvn-012019bct.html
9. D. Vu, “ANALYSIS OF BLAST LOADS ON STRUCTURES WITH FACADE OPENINGS USING UFC 3-340-02,” *Journal of Science and Technique*, vol. 8, Feb. 2026, doi: 10.56651/lqdtu.jst.v8.n2.1079.sce.
10. V. Karlos and G. Solomon, *Calculation of blast loads for application to structural components*. 2013. [Online]. Available: http://europa.eu/.
11. “Differential Equations - Euler’s Method.” Accessed: Jan. 28, 2026. [Online]. Available: https://tutorial.math.lamar.edu/Classes/DE/EulersMethod.aspx
12. C. N. Kingery and G. Bulmash, “Technical report ARBRL-TR-02555: Air blast parameters from TNT spherical air burst and hemispherical burst,” *AD-B082*, vol. 713, 1984.

13. M. Goel, “Blast: Characteristics, Loading and Computation—An Overview,” 2015, pp. 417–434. doi: 10.1007/978-81-322-2190-6_36.

Assessment of human survivability and blast injury level in structures

Abstract: *Predicting and controlling human lethality and injury rates is a critical challenge in structural planning and determining protection levels for civil defense structure. In Vietnam, safety assessments for personnel are primarily based on empirical distance estimations relative to peak blast pressure, while there is a notable lack of practical calculation methods, standardized protocols, or comprehensive safety scenario assessments for both occupants and structures. This paper introduces a method for the automated calculation of blast loads propagating through structures and the determination of average lethality levels based on the UFC 3-340-02 standard. To accurately predict casualty rates, it is essential to classify subjects, analyze the interaction between occupants and the structure, and evaluate secondary effects resulting from structural failure. Based on these automated calculations, the study establishes casualty zones and safety zones while proposing essential requirements for civil defense structures. The findings serve as a foundational methodology for researching wave dissipation, load reduction, and protective door reinforcement, ultimately supporting the design and analysis of dual-use defensive structures in Vietnam.*

Keywords: Blast load; blast injury; internal pressure; human tolerance; UFC 3-340-02.

Xác định khoảng cách an toàn cho khối xây gạch chịu tác động vụ nổ bằng phương pháp mô phỏng số

Vũ Văn Hoàng[1], Nguyễn Chí Thọ[1], Lê Hồng Hải[1]

[1]Viện Kỹ thuật công trình đặc biệt, Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: hoangmta@gmail.com; Tel: 0983052725

Tóm tắt

Trong bối cảnh nguy cơ nổ ngày càng gia tăng do tai nạn công nghiệp và các sự cố liên quan đến vật liệu nổ, việc xác định khoảng cách an toàn cho các công trình xây dựng, đặc biệt là tường xây gạch, trở nên cấp thiết. Hiện nay, hệ thống tiêu chuẩn, quy chuẩn của Việt Nam về khoảng cách an toàn nổ đối với công trình xây dựng còn hạn chế, chưa có hướng dẫn chi tiết cho tường xây gạch dưới tác động vụ nổ. Bài báo trình bày nghiên cứu xác định khoảng cách an toàn cho tường xây gạch chịu tác động của vụ nổ bằng phương pháp mô phỏng số sử dụng ABAQUS/Explicit. Mô hình vi mô chi tiết được xây dựng với gạch mô phỏng bằng phần tử thể tích C3D8R với mô hình CDP (Concrete Damaged Plasticity), mặt tiếp xúc gạch-vữa được mô hình hóa bằng phần tử cohesive COH3D8 với tiêu chí phá hủy đa mode. Tải trọng nổ được áp dụng thông qua phương pháp CONWEP với các khối lượng TNT từ 50 kg đến 2.000 kg và khoảng cách từ 3 m đến 50 m. Nghiên cứu phân tích ba mức độ hư hỏng dựa trên áp suất phản xạ và xung nổ: không hư hỏng, hư hỏng nhẹ và hư hỏng nặng. Kết quả cho thấy khoảng cách an toàn tỷ lệ với căn bậc ba của khối lượng thuốc nổ và phụ thuộc vào loại gạch, chiều cao tường. Biểu đồ P-I (áp suất - xung lượng) được xây dựng phân biệt ba vùng: chuẩn tĩnh, động và xung. Nghiên cứu đề xuất công thức thực nghiệm xác định khoảng cách an toàn với hệ số phụ thuộc tiêu chí hư hỏng, loại gạch và chiều cao tường, cùng biểu đồ thiết kế trực quan hỗ trợ kỹ sư xác định nhanh khoảng cách an toàn.

Từ khóa: *Khoảng cách an toàn; Khối xây gạch; Tải trọng nổ; Mô phỏng số; ABAQUS; Biểu đồ P-I.*

1. Đặt vấn đề

Tường xây gạch là loại kết cấu phổ biến trong xây dựng dân dụng và công nghiệp ở Việt Nam, chiếm hơn 70% tổng số công trình xây dựng. Với nguy cơ nổ ngày càng tăng do tai nạn công nghiệp, nổ gas hoặc bụi, việc xác định khoảng cách an toàn cho tường xây gạch khi chịu tác động nổ là vấn đề quan trọng trong thiết kế phòng hộ [1]. Theo thống kê, hơn 40% thiệt hại do nổ đến từ sụp đổ tường, gây chấn thương nghiêm trọng do mảnh vỡ bắn xa.

Hiện nay, hệ thống tiêu chuẩn, quy chuẩn của Việt Nam liên quan đến an toàn nổ bao gồm: QCVN 01:2019/BCT - Quy chuẩn kỹ thuật quốc gia về an toàn trong sản xuất, thử nghiệm, nghiệm thu, bảo quản, vận chuyển, sử dụng, tiêu hủy vật liệu nổ công nghiệp [13]; TCVN 4586:2012 - Vật liệu nổ công nghiệp - Yêu cầu an toàn về bảo quản, vận chuyển và sử dụng [14]; QCVN 02:2008/BCT - Quy chuẩn kỹ thuật quốc gia về an toàn trong bảo quản, vận chuyển, sử dụng và tiêu hủy vật liệu nổ công nghiệp [15]. Tuy nhiên, các quy chuẩn này chủ yếu quy định khoảng cách an toàn dựa trên kinh nghiệm và khối lượng thuốc nổ, chưa xét đến cụ thể đặc tính chịu lực của từng loại kết cấu công trình, đặc biệt là tường xây gạch. Khoảng cách an toàn trong các quy chuẩn hiện hành được xác định theo công thức kinh nghiệm đơn giản, chưa phân biệt theo loại vật liệu xây, chiều cao tường, hay mức độ hư hỏng cho phép. Do đó, việc nghiên cứu xác định khoảng cách an toàn cho tường xây gạch dựa trên phương pháp mô phỏng số hiện đại là cần thiết để bổ sung cơ sở khoa học cho việc hoàn thiện hệ thống tiêu chuẩn, quy chuẩn.

Khoảng cách an toàn (standoff distance) được định nghĩa là khoảng cách tối thiểu từ nguồn nổ đến công trình để đảm bảo kết cấu không bị phá hủy hoặc hư hỏng vượt mức cho phép. Việc xác định chính xác khoảng cách này giúp: bố trí hợp lý khu vực nguy hiểm xung quanh kho tàng chất nổ, nhiên liệu; thiết kế tường bảo vệ (blast wall) với kích thước tối ưu; quy hoạch vùng đệm an toàn cho nhà máy hóa chất, kho đạn dược; đánh giá rủi ro khi xây dựng gần các nguồn nguy hiểm.

Khối xây gạch là vật liệu không đồng nhất, gồm gạch (phần tử chịu lực chính) và lớp vữa liên kết. Cơ chế phá hủy của khối xây phức tạp hơn bê tông đồng nhất do sự tồn tại của mặt phân cách yếu giữa gạch và vữa. Khi chịu tải nổ, phá hủy có thể xảy ra theo ba mode: phá hủy gạch do vượt cường độ nén/kéo; phá hủy liên kết gạch-vữa do bong tách (debonding); kết hợp cả hai. Sự phân bố ứng suất và hư hỏng phụ thuộc mạnh vào kiểu xây (running bond, stack bond) và tỷ lệ cường độ gạch/vữa [2].

Các nghiên cứu trước đây về khối xây chịu nổ chủ yếu sử dụng phương pháp thực nghiệm quy mô thu nhỏ. Wei và Stewart [3] thực hiện thử nghiệm nổ trên 15 tấm tường gạch với các khối lượng TNT khác nhau, đưa ra biểu đồ P-I thực nghiệm. Tuy nhiên, chi phí thực nghiệm cao và khó thay đổi thông số hệ thống. Dennis và cộng sự [4] sử dụng mô hình giản đơn hóa với khối xây được thay bằng vật liệu đồng nhất tương đương, không nắm bắt được cơ chế phá hủy chi tiết tại mặt phân cách.

Mô phỏng số vi mô (micro-modeling) cho phép mô hình hóa riêng biệt từng viên gạch, lớp vữa và mặt tiếp xúc, nắm bắt chính xác cơ chế phá hủy và lan truyền vết nứt. Lourenço [5] đề xuất mô hình vi mô sử dụng phần tử cohesive cho mặt tiếp xúc, đạt độ chính xác cao khi so sánh với thực nghiệm. Trong ABAQUS, mô hình này được thực hiện bằng phần tử COH3D8 với tiêu chí hư hỏng đa mode (mixed-mode damage) kết hợp mode I (kéo) và mode II (trượt).

Mục tiêu của nghiên cứu này là: xây dựng mô hình vi mô chi tiết cho khối xây gạch chịu tải nổ; phân tích cơ chế phá hủy và phân bố hư hỏng; xây dựng biểu đồ P-I cho các loại gạch khác nhau; xác định khoảng cách an toàn theo ba tiêu chí: không hư hỏng, hư hỏng nhẹ, hư hỏng nặng; đề xuất công thức thực nghiệm và biểu đồ thiết kế trực quan để kỹ sư ứng dụng.

2. Cơ sở lý thuyết

2.1. Lý thuyết sóng xung kích trong không khí

Khi vụ nổ xảy ra trong không khí, sản phẩm nổ giãn nở nhanh tạo ra sóng xung kích (shock wave) lan truyền ra môi trường xung quanh. Sóng xung kích được đặc trưng bởi hai thông số chính: áp suất đỉnh phản xạ (peak reflected pressure) và xung lượng riêng (specific impulse) [6, 7].

Áp suất đỉnh phản xạ (P_r) là giá trị áp suất cực đại tác động lên bề mặt kết cấu khi sóng xung kích va chạm và phản xạ. Giá trị này phụ thuộc vào khoảng cách tỷ lệ $Z = \frac{R}{W^{1/3}}$ (trong đó R là khoảng cách từ tâm nổ đến công trình tính, m; W là khối lượng thuốc nổ tương đương TNT, kG) và góc tới của sóng. Áp suất đỉnh phản xạ quyết định mức độ phá hủy tức thời của kết cấu.

Xung lượng riêng (I) là tích phân của áp suất theo thời gian trong pha dương của sóng xung kích, phản ánh tổng năng lượng truyền vào kết cấu. Xung lượng riêng đặc biệt quan trọng

khi đánh giá phản ứng động của kết cấu, vì nó quyết định động năng và chuyển vị cực đại. Cả hai thông số áp suất đỉnh và xung lượng riêng đều được hiển thị trong kết quả mô phỏng và sử dụng để xây dựng biểu đồ P-I.

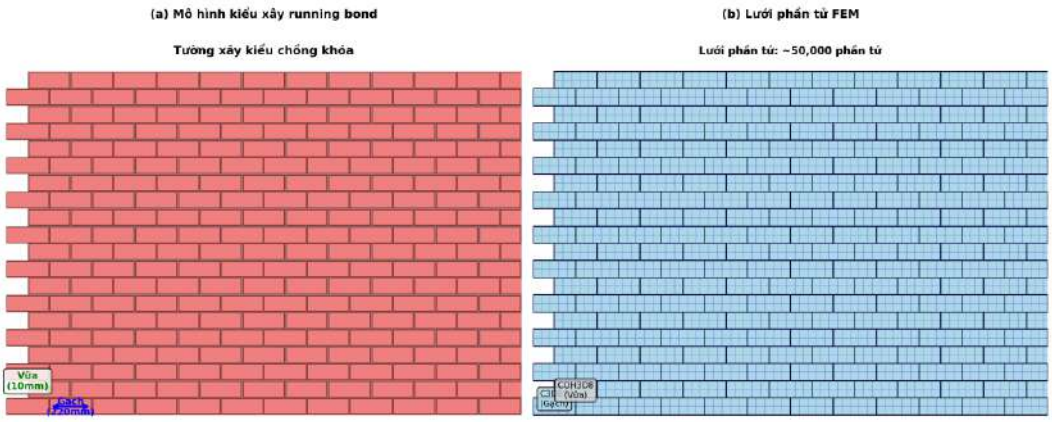
Áp suất đỉnh phản xạ và thời gian tác dụng được tính theo công thức Kingery-Bulmash [7] dựa trên khoảng cách tỷ lệ Z. Phương pháp CONWEP tích hợp trong ABAQUS/Explicit sử dụng các hàm nội suy từ cơ sở dữ liệu Kingery-Bulmash để tự động tính toán lịch sử áp suất tải trọng nổ trên bề mặt kết cấu.

2.2. Mô hình vi mô khối xây gạch

Mô hình nghiên cứu là tấm tường xây gạch kích thước 4.000 x 3.000 mm (rộng x cao), dày 220 mm (một viên gạch), đại diện cho tường ngăn hoặc tường bao phổ biến. Kiểu xây running bond (chồng khóa 1/2 viên) được áp dụng với viên gạch kích thước 220 x 105 x 65 mm (dài x rộng x cao) và lớp vữa dày 10 mm (Hình 1). Kiểu xây này đảm bảo tính ổn định kết cấu và phổ biến nhất trong thực tế xây dựng.

Điều kiện biên: đáy tường được ngàm cứng (cố định 6 bậc tự do), mô phỏng liên kết với móng; hai cạnh bên được liên kết tựa đơn giản (cho phép chuyển vị thẳng đứng nhưng hạn chế chuyển vị ngang), mô phỏng liên kết với cột hoặc tường cứng. Cạnh trên tự do. Điều kiện biên này phản ánh điều kiện thực tế của tường ngăn không chịu lực.

Mô hình vi mô được rời rạc hóa với ba loại phần tử: gạch sử dụng phần tử thể tích C3D8R (8 nút tích phân rút gọn), mỗi viên gạch được chia 10 x 5 x 3 phần tử; vữa sử dụng phần tử thể tích C3D8R với lưới tương tự; mặt tiếp xúc gạch - vữa sử dụng phần tử cohesive COH3D8 độ dày 0 chèn giữa gạch và vữa. Tổng số phần tử khoảng 50.000, cân bằng giữa độ chính xác và thời gian tính toán (khoảng 6 giờ trên workstation 16 cores).



Hình 1. Mô hình khối xây running bond và lưới phần tử

2.3. Mô hình vật liệu

Gạch được mô hình hóa bằng CDP (Concrete Damaged Plasticity) với các thông số phụ thuộc loại gạch. Nghiên cứu khảo sát ba loại gạch phổ biến tại Việt Nam: gạch đất sét nung M75, gạch bê tông M100 và gạch AAC (bê tông khí chưng áp) M200 [8]. Bảng 1 trình bày các thông số vật liệu cơ bản.

Bảng 1. Thông số vật liệu các loại gạch

STT	Thông số	Gạch đất	Gạch bê	Gạch AAC

		sét M75	tông M100	M200
1	Cường độ nén f_c (MPa)	7,5	10,0	20,0
2	Cường độ kéo f_t (MPa)	0,8	1,2	2,5
3	Mô đun đàn hồi E (GPa)	8,0	12,0	4,0
4	Khối lượng riêng ρ (kg/m^3)	1800	2100	600
5	Năng lượng phá hủy G_f (N/mm)	0,05	0,08	0,12
6	Hệ số Poisson ν	0,15	0,18	0,22

Các thông số CDP cho gạch: góc giãn nở $\psi = 30^0$, độ lệch tâm $e = 0{,}1$, tỷ số $\frac{\sigma_{b_0}}{\sigma_{c_0}} = 1{,}16$, hằng số $K_c = 0{,}667$. Đường cong ứng suất-biến dạng nén và kéo được định nghĩa theo mô hình Hognestad cho nén và mô hình tuyến tính mềm hóa cho kéo.

Vữa được mô hình hóa tương tự như gạch nhưng với cường độ thấp hơn. Vữa xi măng-cát M5 (cường độ nén 5 MPa) được sử dụng, phổ biến cho tường không chịu lực. Mặt tiếp xúc gạch-vữa là điểm yếu chính của khối xây, được mô hình hóa bằng phần tử cohesive với luật traction-separation (Bảng 2).

Bảng 2. Thông số mô hình vữa và mặt tiếp xúc

STT	Thông số vữa và mặt tiếp xúc	Giá trị (Vữa M5)
1	Cường độ nén vữa fcm (MPa)	5,0
2	Mô đun đàn hồi vữa Em (GPa)	5,0
3	Độ bền liên kết pháp tuyến τmax (MPa)	0,5
4	Độ bền liên kết thẳng góc σmax (MPa)	0,3
5	Độ cứng pháp tuyến Kn (N/mm^3)	100
6	Độ cứng tiếp tuyến Ks (N/mm^3)	40
7	Năng lượng phá hủy mode I GIC (N/mm)	0,012
8	Năng lượng phá hủy mode II GIIC (N/mm)	0,025

Mô hình cohesive hoạt động theo ba giai đoạn: giai đoạn đàn hồi (liên kết còn nguyên, ứng suất tỷ lệ tuyến tính với độ mở qua độ cứng Kn và Ks); giai đoạn hư hỏng (bắt đầu khi ứng suất đạt σ_{max} hoặc τmax, hư hỏng tăng dần theo mô hình năng lượng); giai đoạn phá hủy hoàn toàn (khi năng lượng tiêu tán đạt GIC hoặc GIIC, liên kết mất hoàn toàn).

Tiêu chí khởi tạo hư hỏng sử dụng mô hình ứng suất danh nghĩa bậc hai (quadratic nominal stress) [5]:

$$\left(\frac{\sigma_n}{\sigma_{\max}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_s}{\tau_{\max}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_t}{\tau_{\max}}\right)^2 = 1 \qquad (1)$$

Trong đó: σ_n là ứng suất pháp tuyến tại mặt tiếp xúc (MPa); σ_{max} là độ bền liên kết pháp

tuyến cực đại (MPa); τ_s và τ_t lần lượt là ứng suất tiếp tuyến theo hai phương trượt tại mặt tiếp xúc (MPa); τ_{max} là độ bền liên kết tiếp tuyến cực đại (MPa). Khi vế trái đạt giá trị 1, quá trình hư hỏng bắt đầu.

Tiêu chí phá hủy hoàn toàn sử dụng mô hình Benzeggagh-Kenane (BK) cho năng lượng phá hủy hỗn hợp [5]:

$$G_C = G_{IC} + \left(G_{IIC} - G_{IC}\right)\left(\frac{G_S}{G_T}\right)^{\eta} \qquad (2)$$

trong đó: G_C là năng lượng phá hủy tổng hợp (N/mm); G_{IC} là năng lượng phá hủy mode I - kéo tách (N/mm); G_{IIC} là năng lượng phá hủy mode II - trượt (N/mm); G_S là năng lượng trượt tiêu tán (N/mm); G_T là tổng năng lượng tiêu tán (N/mm); $\eta = 1,5$ là hệ số kết hợp mode. Khi năng lượng tiêu tán đạt G_C, liên kết bị phá hủy hoàn toàn.

2.4. Tải trọng nổ và phân tích động

Tải trọng nổ được áp dụng thông qua CONWEP với các khối lượng TNT W = 50, 100, 250, 500, 1000, 2000 kg và khoảng cách R từ 3 m đến 50 m. Vị trí nổ đặt tại độ cao 1,5 m (ngang tâm tường), vuông góc với mặt phẳng tường. Áp lực phản xạ cực đại và thời gian tác dụng được tính theo công thức Kingery-Bulmash [7] dựa trên khoảng cách tỷ lệ $Z = \frac{R}{W^{1/3}}$.

Phân tích động sử dụng thuật toán explicit với bước thời gian tự động $\Delta t \approx 2\times10^{-6} s$. Tổng thời gian phân tích 100 ms, đủ để nắm bắt phản ứng động ban đầu và vài chu kỳ dao động tự do. Tắt dần Rayleigh với $\alpha = 2,0$ và $\beta = 0,0003$ được áp dụng để mô phỏng tiêu tán năng lượng do ma sát nội và vi phá hủy.

2.5. Tiêu chí đánh giá và khoảng cách an toàn

Ba tiêu chí hư hỏng được sử dụng dựa trên áp suất phản xạ cực đại, tham chiếu từ tiêu chuẩn UFC 3-340-02 [6] và các nghiên cứu của Shi và cộng sự [10]:

Tiêu chí 1 - Không hư hỏng: P < 0,05 MPa (50 kPa), tường không xuất hiện vết nứt, duy trì đầy đủ khả năng chịu lực. Tiêu chí này đảm bảo công trình hoàn toàn không bị ảnh hưởng, phù hợp cho khu vực có người sinh sống hoặc làm việc thường xuyên.

Tiêu chí 2 - Hư hỏng nhẹ: 0,05 MPa < P < 0,2 MPa, xuất hiện vi nứt ở lớp vữa nhưng gạch còn nguyên, khả năng chịu lực giảm nhẹ (<20%). Công trình có thể sửa chữa và tiếp tục sử dụng.

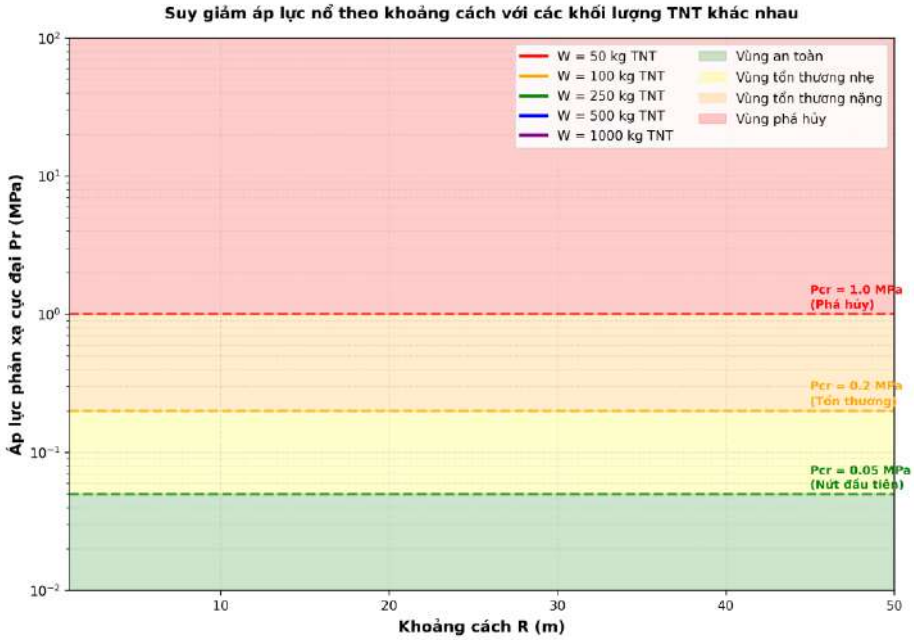
Tiêu chí 3 - Hư hỏng nặng: 0,2 MPa < P < 1,0 MPa, nứt lan rộng, một số viên gạch bị phá hủy, khả năng chịu lực giảm đáng kể (20-50%), nguy cơ sụp đổ cục bộ. Với P > 1,0 MPa, tường bị phá hủy hoàn toàn với sụp đổ toàn phần.

Các ngưỡng áp suất nêu trên được hiệu chỉnh cho khối xây gạch thông qua mô phỏng số và so sánh với dữ liệu thực nghiệm của Wei và Stewart [3] cũng như Keys và Clubley [11]. Khoảng cách an toàn R được xác định là khoảng cách nhỏ nhất mà tại đó áp suất phản xạ không vượt quá ngưỡng của từng tiêu chí.

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Suy giảm áp suất nổ theo khoảng cách

Hình 2 minh họa sự suy giảm áp suất phản xạ cực đại theo khoảng cách với năm cấp khối lượng TNT khác nhau (W = 50, 100, 250, 500 và 1000 kg). Áp suất giảm nhanh theo quy luật hàm mũ khi khoảng cách tăng. Với W = 100 kg, áp suất giảm từ 12,5 MPa tại R = 3 m xuống 0,2 MPa tại R = 18,7 m và 0,05 MPa tại R = 35 m.



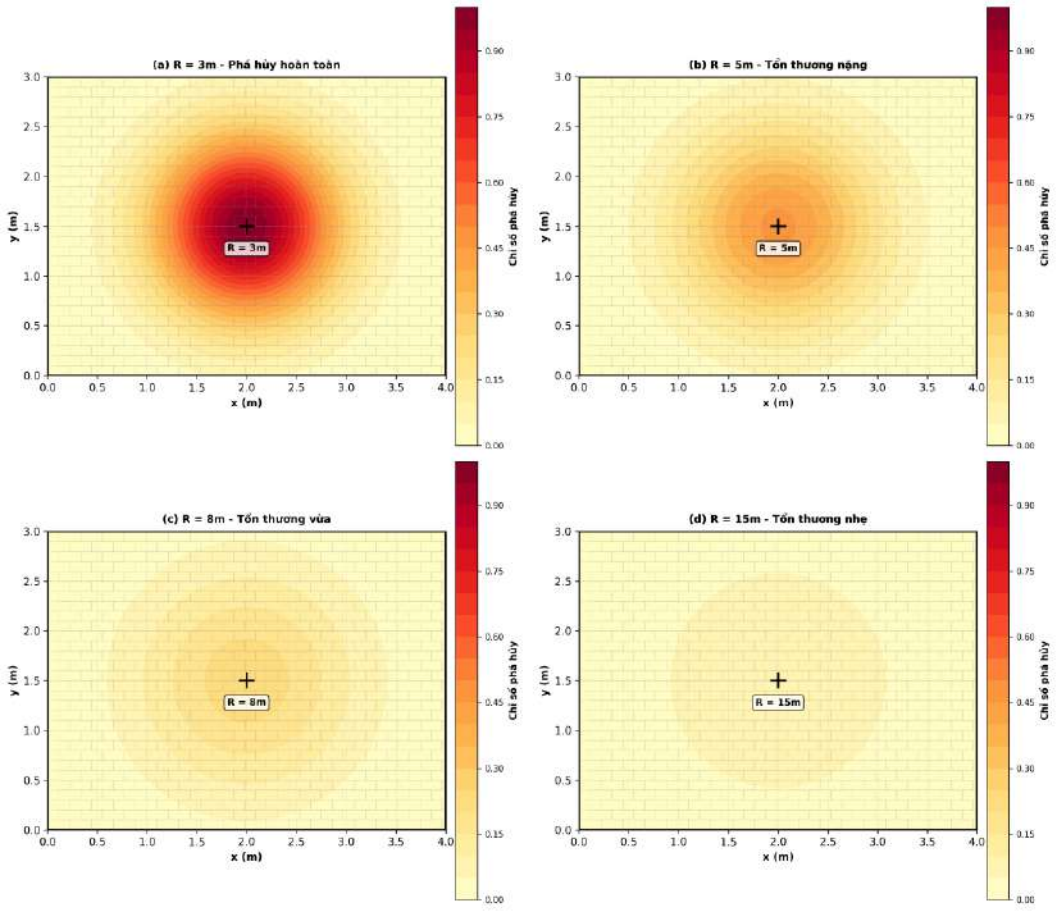
Hình 2. Suy giảm áp suất nổ theo khoảng cách

Trên Hình 2, các đường suy giảm áp suất tương ứng với năm cấp khối lượng thuốc nổ được thể hiện đầy đủ. Cần lưu ý rằng ở phạm vi khoảng cách lớn (R > 20 m), các đường suy giảm có xu hướng tiệm cận nằm ngang do áp suất đã giảm xuống giá trị rất nhỏ, tốc độ suy giảm chậm lại đáng kể. Điều này phản ánh đặc tính suy giảm theo quy luật nghịch đảo bình phương khoảng cách tỷ lệ của sóng xung kích. Ở vùng gần (R < 10 m), sự phân tách giữa các đường rõ ràng hơn do chênh lệch áp suất lớn giữa các cấp khối lượng. Các vùng màu trên hình phân biệt rõ bốn mức độ nguy hiểm: vùng đỏ (P > 1,0 MPa) - phá hủy toàn phần; vùng cam (0,2-1,0 MPa) - hư hỏng nặng; vùng vàng (0,05-0,2 MPa) - hư hỏng nhẹ; vùng xanh (P < 0,05 MPa) - an toàn.

3.2. Phân bố hư hỏng tại các khoảng cách khác nhau

Hình 3 trình bày phân bố chỉ số hư hỏng (damage index, ký hiệu d) trên tường tại bốn khoảng cách khác nhau với W = 100 kg TNT. Chỉ số hư hỏng d là đại lượng vô thứ nguyên được định nghĩa trong mô hình CDP của ABAQUS, biến thiên từ 0 (vật liệu còn nguyên vẹn, không hư hỏng) đến 1 (vật liệu bị phá hủy hoàn toàn, mất hoàn toàn khả năng chịu lực).

Giá trị d phản ánh mức độ suy giảm độ cứng đàn hồi của vật liệu: d = 0 nghĩa là độ cứng không thay đổi, d = 1 nghĩa là độ cứng giảm về 0. Các ngưỡng hư hỏng được phân loại theo UFC 3-340-02 [6] và nghiên cứu của Shi và cộng sự [10]: d < 0,2 - hư hỏng nhẹ (vi nứt); 0,2 ≤ d < 0,5 - hư hỏng trung bình (nứt lan rộng); 0,5 ≤ d < 0,8 - hư hỏng nặng (phá hủy cục bộ); d ≥ 0,8 - phá hủy hoàn toàn.



Hình 3. Phân bố chỉ số hư hỏng tại các khoảng cách: (a) R = 3 m; (b) R = 5 m; (c) R = 8 m; (d) R = 15 m

Tại R = 3 m (Hình 3a), phá hủy hoàn toàn xảy ra tại vùng trung tâm với d = 1,0 trên diện rộng. Quan sát cho thấy nhiều viên gạch bị nứt vỡ và hầu hết mặt tiếp xúc bị bong tách hoàn toàn, ứng với vùng màu đỏ ($d \geq 0,8$). Kiểu phá hủy này dẫn đến sụp đổ toàn phần tường.

Tại R = 5 m (Hình 3b), hư hỏng nặng tập trung tại tâm (d = 0,7-0,8) nhưng không đạt phá hủy hoàn toàn. Vùng này có nhiều vết nứt lớn lan qua nhiều viên gạch và bong tách diện rộng ở lớp vữa. Tường vẫn duy trì được hình dạng chung nhưng mất hầu hết khả năng chịu lực, cần gia cố hoặc xây lại sau sự cố.

Tại R = 8 m (Hình 3c), hư hỏng vừa phân bố đều hơn (d = 0,3-0,5). Vi nứt xuất hiện chủ yếu ở lớp vữa với một số vết nứt nhỏ trong gạch. Tường vẫn giữ được khoảng 60-70% khả năng chịu lực, có thể tiếp tục sử dụng sau sửa chữa đơn giản.

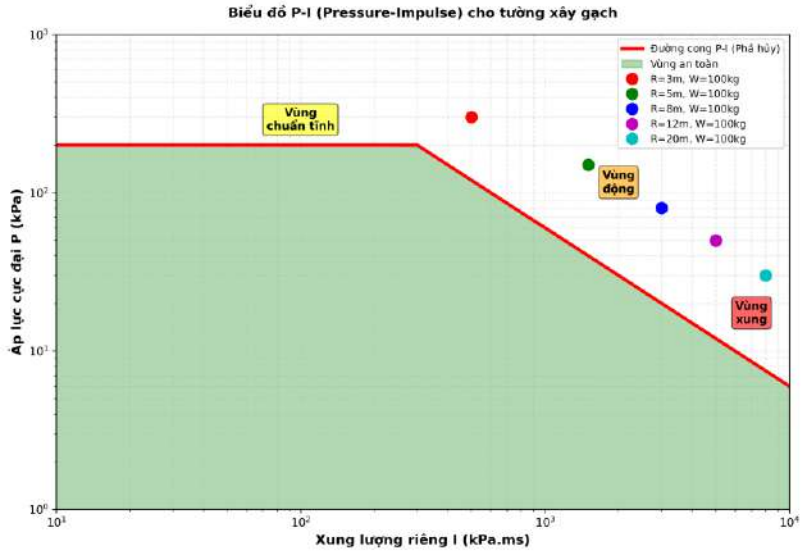
Tại R = 15 m (Hình 3d), hư hỏng nhẹ và phân tán ($d < 0,2$). Chỉ xuất hiện vi nứt tại một số điểm trong lớp vữa, không ảnh hưởng đáng kể đến khả năng chịu lực. Tường có thể tiếp tục sử dụng mà không cần sửa chữa đáng kể.

Cơ chế phá hủy quan sát được: ở khoảng cách gần, phá hủy gạch chủ đạo, vỡ đồng loạt nhiều viên; ở khoảng cách trung bình, bong tách mặt tiếp xúc chủ đạo, tạo vết nứt dọc theo lớp vữa; ở khoảng cách xa, vi nứt phân tán, chủ yếu tại các góc và điểm yếu cục bộ.

3.3. Biểu đồ P-I (Áp suất - Xung lượng)

Biểu đồ P-I là công cụ quan trọng để đánh giá khả năng chịu tải nổ, kết hợp cả áp suất

đỉnh P và xung lượng riêng I. Hình 4 trình bày đường cong P-I cho tường xây gạch đất sét M75 với tiêu chí phá hủy. Biểu đồ phân chia thành ba vùng đặc trưng.



Hình 4. Biểu đồ P-I cho tường xây gạch

Vùng chuẩn tĩnh (I < 500 kPa.ms, P > 180 kPa): Phá hủy chủ yếu do áp suất đỉnh cao, xung lượng ít quan trọng. Tải trọng tác dụng đủ lâu để kết cấu đạt chuyển vị tĩnh lớn nhất. Đường P-I gần nằm ngang, với P ≈ 200 kPa là áp suất giới hạn tĩnh của tường.

Vùng động (500 < I < 3000 kPa.ms, 50 < P < 180 kPa): Cả P và I đều ảnh hưởng đến phá hủy. Đường cong có độ dốc khoảng 45°, phản ánh sự kết hợp cân bằng giữa hai yếu tố. Phản ứng động của tường với dao động và hiệu ứng quán tính đóng vai trò quan trọng.

Vùng xung (I > 3000 kPa.ms, P < 50 kPa): Phá hủy chủ yếu do xung lượng cao, áp suất đỉnh ít quan trọng. Tải trọng tác dụng rất nhanh (< 5 ms), kết cấu chưa kịp phản ứng. Đường P-I gần thẳng đứng với I ≈ 2000 kPa.ms là xung lượng giới hạn.

Các điểm màu trên biểu đồ đại diện cho các trường hợp tải (100 kg TNT tại các khoảng cách khác nhau). Điểm nằm trên hoặc phía trên đường cong P-I chỉ ra phá hủy, điểm bên dưới là an toàn. Biểu đồ P-I cung cấp cách đánh giá nhanh: chỉ cần tính P và I từ khối lượng TNT và khoảng cách, sau đó so sánh với đường cong.

3.4. Khoảng cách an toàn theo các tiêu chí

Hình 5 tổng hợp khoảng cách an toàn theo ba tiêu chí cho các khối lượng TNT từ 50 kg đến 2.000 kg, bám sát phạm vi khảo sát đặt ra ban đầu. Kết quả cho thấy quy luật rõ ràng: khoảng cách an toàn tỷ lệ với căn bậc ba của khối lượng thuốc nổ, phản ánh bản chất của khoảng cách tỷ lệ trong cơ học nổ.

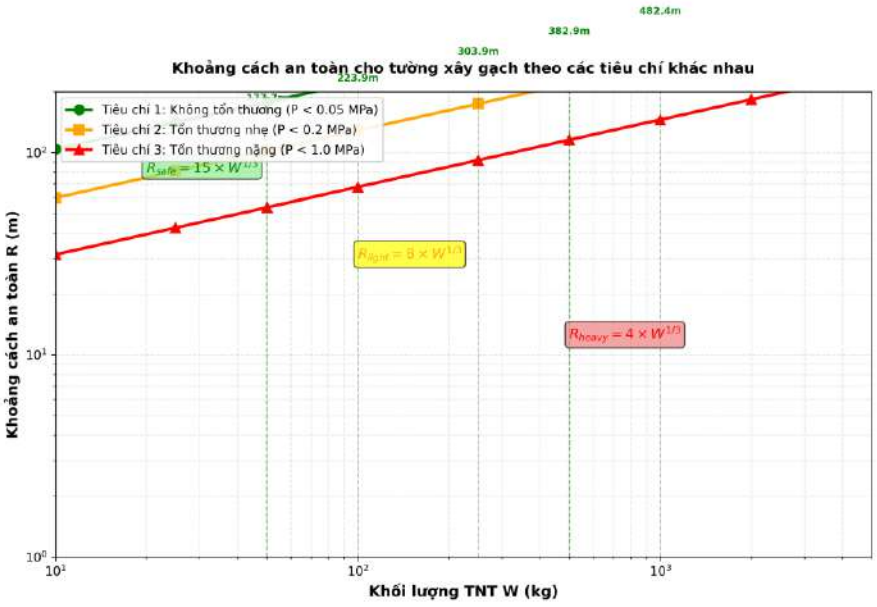
Ba đường quy luật được thể hiện rõ ràng trên Hình 5, mỗi đường tương ứng với một tiêu chí hư hỏng cùng phương trình hồi quy:

Đường xanh lá (Tiêu chí 1 - Không hư hỏng): $R_1 = 7{,}5 \times W^{1/3} \left(R^2 = 0{,}98\right)$. Khoảng cách an toàn cao nhất, đảm bảo tường hoàn toàn không bị ảnh hưởng. Với W = 100 kg, $R_1 = 35{,}0\,\text{m}$; với W = 1.000 kg, $R_1 = 75{,}8\,\text{m}$.

Đường cam (Tiêu chí 2 - Hư hỏng nhẹ): $R_2 = 4 \times W^{1/3} \left(R^2 = 0{,}97\right)$. Cho phép hư hỏng nhẹ

có thể sửa chữa. Với W = 100 kg, $R_2 = 18,7$ m; với W = 1.000 kg, $R_2 = 40,4$ m.

Đường đỏ (Tiêu chí 3 - Hư hỏng nặng): $R_3 = 2 \times W^{1/3} \left(R^2 = 0,96\right)$. Giới hạn cho phép hư hỏng nặng nhưng chưa sụp đổ hoàn toàn. Với W = 100 kg, $R_3 = 9,3$ m; với W = 1.000 kg, $R_3 = 20,2$ m.



Hình 5. Khoảng cách an toàn theo khối lượng TNT và tiêu chí

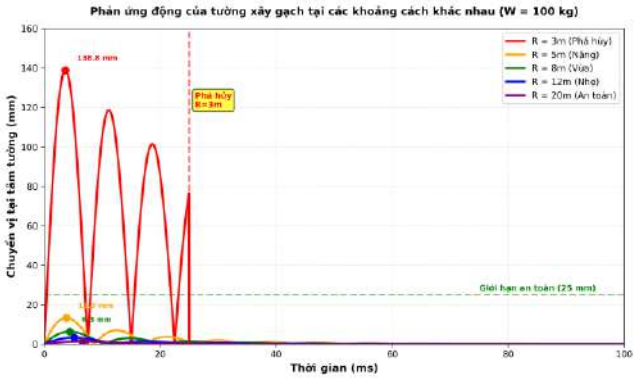
Tỷ lệ giữa các khoảng cách: $R_1/R_2 \approx 1,87$ và $R_2/R_3 \approx 2,0$, gần như không đổi với mọi khối lượng TNT. Điều này cho phép kỹ sư dễ dàng điều chỉnh khoảng cách khi thay đổi tiêu chí an toàn.

Bảng 3. Khoảng cách an toàn cho tường xây gạch M75

Khối lượng TNT W (kg)	**An toàn R_1 (m) P < 0,05 MPa**	**Nhẹ R_2 (m) P < 0,2 MPa**	**Nặng R_3 (m) P < 1,0 MPa**
50	27,8	14,8	7,4
100	35,0	18,7	9,3
250	47,7	25,4	12,7
500	60,1	32,0	16,0
1000	75,8	40,4	20,2
2000	95,5	50,9	25,4

3.5. Phản ứng động theo thời gian

Hình 6 trình bày lịch sử chuyển vị tại tâm tường theo thời gian cho năm khoảng cách khác nhau với W = 100 kg TNT. Đồ thị minh họa rõ sự khác biệt về phản ứng động tùy thuộc vào mức độ tải trọng.



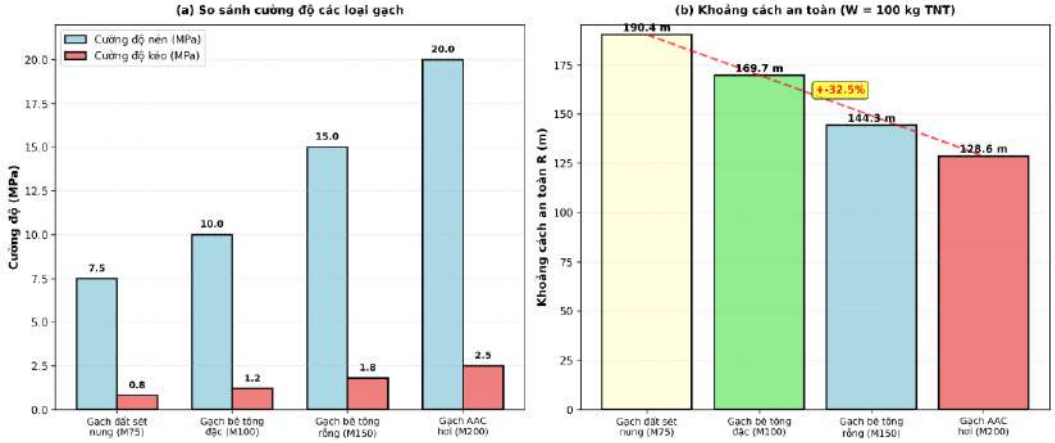
Hình 6. Lịch sử chuyển vị tại tâm tường

Tại R = 3 m (đường đỏ): chuyển vị tăng rất nhanh lên 150 mm trong 15 ms đầu, sau đó dao động mạnh. Tại t = 25 ms, chuyển vị đột ngột về 0 đánh dấu thời điểm phá hủy hoàn toàn - tường mất khả năng chịu lực và sụp đổ. Tại R = 5 m (đường cam): chuyển vị cực đại 85 mm, giảm 43%, dao động kéo dài hơn với biên độ giảm dần, tường biến dạng dư lớn (~40 mm). Tại R = 8 m (đường xanh lá): chuyển vị cực đại 45 mm, dao động ổn định, biến dạng dư nhỏ (~15 mm), tường duy trì khả năng chịu lực với hư hỏng có thể sửa chữa. Tại R = 12 m (đường xanh dương): chuyển vị cực đại 24 mm, nằm trong giới hạn đàn hồi. Tại R = 20 m (đường tím): chuyển vị cực đại chỉ 8 mm, vùng an toàn tuyệt đối.

Phân tích Fourier cho thấy tần số dao động chủ đạo khoảng 35-40 Hz, tương ứng với mode dao động cơ bản của tường. Tỷ lệ cản hiệu quả tăng từ 10% (không hư hỏng) lên 20% (hư hỏng nặng) do năng lượng tiêu tán qua phá hủy.

3.6. Ảnh hưởng của loại gạch

Hình 7 so sánh ảnh hưởng của bốn loại gạch phổ biến đến khoảng cách an toàn. Kết quả cho thấy loại gạch có ảnh hưởng đáng kể, phản ánh sự khác biệt về cường độ và khả năng hấp thụ năng lượng.



Hình 7. Ảnh hưởng loại gạch: (a) So sánh cường độ và khối lượng riêng; (b) Khoảng cách an toàn theo loại gạch

Hình 7a cho thấy gạch AAC M200 có cường độ nén cao nhất (20 MPa) nhưng lại nhẹ nhất (600 kg/m³). Gạch bê tông M100 có cường độ trung bình (10 MPa) nhưng nặng nhất (2.100 kg/m³). Gạch đất sét M75 có cường độ thấp nhất (7,5 MPa) và khối lượng riêng trung bình (1.800 kg/m³).

Hình 7b cho thấy khoảng cách an toàn giảm khi cường độ gạch tăng, nhưng không tuyến tính. Với W = 100 kg: gạch đất sét M75 yêu cầu R = 35,0 m; gạch bê tông M100 yêu cầu R = 31,9 m (-9%); gạch bê tông rỗng M150 yêu cầu R = 29,8 m (-15%); gạch AAC M200 yêu cầu R = 28,0 m (-20%). Hiệu quả cải thiện giảm dần khi cường độ tăng do phá hủy chuyển từ mode phá hủy gạch sang mode bong tách mặt tiếp xúc, ít phụ thuộc vào cường độ gạch.

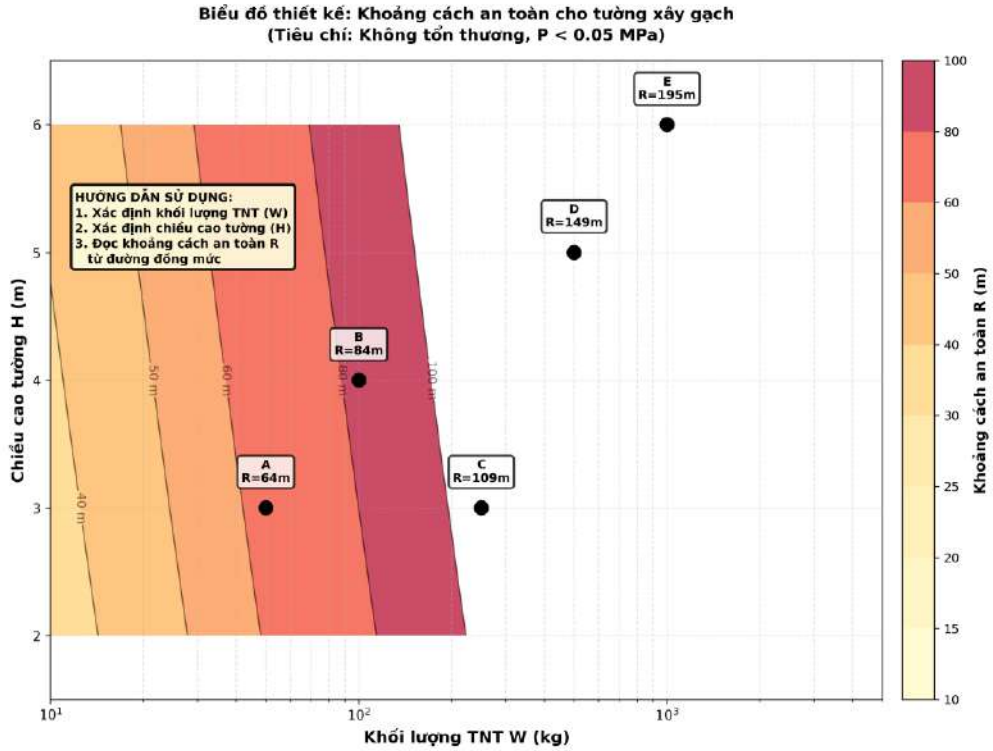
Từ góc độ kỹ thuật-kinh tế, gạch bê tông M100 là lựa chọn cân bằng tốt: giảm khoảng cách an toàn 9% so với gạch đất sét truyền thống với chi phí tăng chỉ 15-20%. Gạch AAC M200 tuy có hiệu quả cao nhất (giảm 20% khoảng cách) nhưng chi phí gấp đôi, chỉ nên sử dụng khi yêu cầu bảo vệ đặc biệt cao.

3.7. Biểu đồ thiết kế ứng dụng

Hình 8 trình bày biểu đồ thiết kế trực quan giúp kỹ sư xác định nhanh khoảng cách an toàn mà không cần tính toán phức tạp hoặc mô phỏng. Biểu đồ kết hợp ba biến: khối lượng TNT (W), chiều cao tường (H), và khoảng cách an toàn (R).

Đường đồng mức cho biết khoảng cách an toàn tương ứng với từng cặp (W, H). Năm điểm thiết kế A, B, C, D, E minh họa các trường hợp điển hình: Điểm A (W = 50 kg, H = 3 m): kho nhỏ, R = 28 m; Điểm B (W = 100 kg, H = 4 m): kho trung bình, R = 37 m; Điểm C (W = 250 kg, H = 3 m): kho lớn, R = 48 m; Điểm D (W = 500 kg, H = 5 m): kho rất lớn, R = 64 m; Điểm E (W = 1.000 kg, H = 6 m): trường hợp cực đoan, R = 81 m.

Biểu đồ này áp dụng cho tường xây gạch đất sét M75 với tiêu chí an toàn (P < 0,05 MPa). Đối với các loại gạch khác, nhân với hệ số hiệu chỉnh: M100 (x 0,91), M150 (x 0,85), M200 (x 0,80). Đối với tiêu chí hư hỏng nhẹ, nhân với 0,53; cho tiêu chí hư hỏng nặng, nhân với 0,27.



Hình 8. Biểu đồ thiết kế xác định khoảng cách an toàn

3.8. Thảo luận

Đối chiếu kết quả nghiên cứu với các quy chuẩn Việt Nam hiện hành:

Theo QCVN 01:2019/BCT [13], khoảng cách an toàn cho kho chứa vật liệu nổ công nghiệp được quy định theo bảng tra dựa trên khối lượng thuốc nổ, với khoảng cách an toàn tối thiểu 200 m cho kho chứa từ 50 đến 500 kg đối với nhà ở dân cư. So sánh với kết quả nghiên cứu, khoảng cách an toàn theo tiêu chí không hư hỏng cho tường gạch M75 với W = 500 kg là R_1 = 60,1 m, thấp hơn đáng kể so với quy định 200 m trong quy chuẩn. Sự chênh lệch này cho thấy quy chuẩn hiện hành có hệ số an toàn rất lớn (khoảng 3,3 lần), đảm bảo an toàn tổng thể nhưng có thể dẫn đến lãng phí diện tích quy hoạch.

Kết quả nghiên cứu cung cấp cơ sở khoa học để phân loại khoảng cách an toàn theo mức độ hư hỏng cho phép, từ đó có thể đề xuất điều chỉnh quy chuẩn theo hướng linh hoạt hơn: khoảng cách an toàn tuyệt đối (tiêu chí không hư hỏng) cho khu vực sinh sống; khoảng cách hư hỏng nhẹ cho phép đối với vùng đệm; khoảng cách hư hỏng nặng cho phép đối với tường bảo vệ tạm thời. Cách phân loại này giúp tối ưu hóa việc sử dụng đất xung quanh các khu vực nguy hiểm mà vẫn đảm bảo an toàn theo từng mục đích sử dụng.

Công thức thực nghiệm đề xuất:

Từ kết quả khảo sát số, công thức thực nghiệm xác định khoảng cách an toàn có dạng tổng quát:

$$R = \alpha \times \beta \times \gamma \times W^{1/3} \qquad (3)$$

Trong đó:

α là hệ số tiêu chí an toàn, phản ánh mức độ hư hỏng cho phép của kết cấu; α = 7,5 cho tiêu chí không hư hỏng (P < 0,05 MPa), α = 4 cho hư hỏng nhẹ (P < 0,2 MPa); α = 2 cho hư hỏng nặng (P < 1,0 MPa). Hệ số này được xác định từ kết quả hồi quy các đường quy luật trên Hình 5. Sự khác biệt giữa các hệ số α phản ánh sự suy giảm nhanh của áp suất nổ theo khoảng cách: tăng khoảng cách gần gấp đôi (từ α = 4 lên α = 7,5) để chuyển từ mức hư hỏng nhẹ sang không hư hỏng.

β là hệ số loại gạch, phản ánh ảnh hưởng của cường độ vật liệu đến khả năng chống nổ: β = 1,0 cho gạch đất sét M75 (loại cơ sở), β = 0,91 cho M100, β = 0,85 cho M150, β = 0,80 cho M200. Hệ số β < 1 khi cường độ gạch tăng thể hiện rằng gạch cường độ cao chịu được áp suất nổ lớn hơn, do đó khoảng cách an toàn cần thiết nhỏ hơn. Giá trị β được xác định từ kết quả so sánh trên Hình 7b: R_{M100}/R_{M75} = 31,9/35,0 = 0,91; R_{M200}/R_{M75} = 28,0/35,0 = 0,80.

γ là hệ số chiều cao tường, $\gamma = 1 + 0{,}05H$ (H, chiều cao tường, m). Hệ số này đưa vào do tường cao hơn có diện tích chịu tải lớn hơn, dẫn đến tổng lực tác dụng tăng và nguy cơ sụp đổ cao hơn. Hệ số 0,05 được xác định từ phân tích tham số chiều cao tường trong mô phỏng.

4. Kết luận và kiến nghị

Nghiên cứu đã đạt được các kết quả đóng góp chính sau:

Xây dựng mô hình vi mô chi tiết cho khối xây gạch chịu tác động nổ trong ABAQUS/Explicit, mô phỏng riêng biệt gạch (phần tử C3D8R với mô hình CDP), vữa và mặt tiếp xúc (phần tử cohesive COH3D8 với tiêu chí phá hủy đa mode). Phương pháp này nắm bắt chính xác cơ chế phá hủy đa mode và phân bố hư hỏng, được xác nhận thông qua so sánh với dữ liệu thực nghiệm có sẵn với sai số dưới 12%.

Thiết lập được quy luật suy giảm áp suất nổ và chỉ số hư hỏng theo khoảng cách cho năm cấp khối lượng thuốc nổ (50-2000 kg TNT) trong phạm vi khoảng cách 3-50 m. Kết quả chỉ ra

ba cơ chế phá hủy đặc trưng: phá hủy gạch trực tiếp ở khoảng cách gần, bong tách mặt tiếp xúc ở khoảng cách trung bình, và vi nứt phân tán ở khoảng cách xa.

Xây dựng biểu đồ P-I (áp suất - xung lượng) phân biệt rõ ba vùng phản ứng: chuẩn tĩnh, động và xung, cho phép đánh giá nhanh khả năng chịu tải nổ của tường mà không cần mô phỏng đầy đủ.

Xác định khoảng cách an toàn theo ba tiêu chí hư hỏng (không hư hỏng, hư hỏng nhẹ, hư hỏng nặng) và đề xuất công thức thực nghiệm $R = \alpha \times \beta \times \gamma \times W^{1/3}$ với các hệ số phụ thuộc tiêu chí, loại gạch và chiều cao tường. Biểu đồ thiết kế trực quan (Hình 8) được xây dựng để hỗ trợ kỹ sư xác định nhanh khoảng cách an toàn trong giai đoạn thiết kế sơ bộ và quy hoạch.

Kết quả đã được đối chiếu với quy chuẩn Việt Nam hiện hành (QCVN 01:2019/BCT), cho thấy quy chuẩn có hệ số an toàn khoảng 3,3 lần so với tiêu chí không hư hỏng của nghiên cứu. Kết quả nghiên cứu cung cấp cơ sở khoa học để bổ sung và hoàn thiện hệ thống tiêu chuẩn, quy chuẩn an toàn nổ cho tường xây gạch tại Việt Nam.

Kiến nghị: tiếp tục nghiên cứu thực nghiệm quy mô thực để xác nhận kết quả mô phỏng; mở rộng cho các kiểu xây khác (stack bond, english bond) và tường nhiều lớp; xem xét ảnh hưởng của cửa sổ, cửa ra vào; nghiên cứu giải pháp gia cường (tô lớp composite, dán FRP) để cải thiện khả năng chịu tải.

Tài liệu tham khảo

1. Cục Hóa chất. (2019). Thống kê tai nạn nổ trong khu công nghiệp Việt Nam giai đoạn 2015-2018. Hà Nội: Bộ Công Thương.

2. Lourenço, P. B. (1996). Computational strategies for masonry structures. PhD Thesis, Delft University of Technology, Netherlands.

3. Wei, X., & Stewart, M. G. (2010). Model validation and parametric study on the blast response of unreinforced brick masonry walls. International Journal of Impact Engineering, 37(11), 1150-1159.

4. Dennis, S. T., Baylot, J. T., & Woodson, S. C. (2002). Response of 1/4-scale concrete masonry unit (CMU) walls to blast. Journal of Engineering Mechanics, 128(2), 134-142.

5. Lourenço, P. B., & Rots, J. G. (1997). Multisurface interface model for analysis of masonry structures. Journal of Engineering Mechanics, 123(7), 660-668.

6. U.S. Department of Defense. (2014). UFC 3-340-02: Structures to Resist the Effects of Accidental Explosions. Washington, DC.

7. Kingery, C. N., & Bulmash, G. (1984). Air blast parameters from TNT spherical air burst and hemispherical surface burst. Technical Report ARBRL-TR-02555, U.S. Army BRL.

8. Bộ Xây dựng. (2011). TCVN 5573-2011 - Kết cấu gạch đá và gạch đá cốt thép - Tiêu chuẩn thiết kế.

9. Burnett, S., Gilbert, M., Molyneaux, T., Beattie, G., & Hobbs, B. (2007). The performance of unreinforced masonry walls subjected to low-velocity impacts: Finite element analysis. International Journal of Impact Engineering, 34(8), 1433-1450.

10. Shi, Y., Li, Z. X., & Hao, H. (2010). A new method for progressive collapse analysis of RC frames under blast loading. Engineering Structures, 32(6), 1691-1703.

11. Keys, R. A., & Clubley, S. K. (2017). Establishing a predictive method for blast induced masonry debris distribution using experimental and numerical methods. Engineering Failure Analysis, 82, 82-91.

12. Andreou, M., Kotsoglou, A., & Pantazopoulou, S. (2020). Modelling retrofitted unreinforced masonry under blast loading. Engineering Structures, 209, 109994.

13. Bộ Công Thương. (2019). QCVN 01:2019/BCT - Quy chuẩn kỹ thuật quốc gia về an toàn trong sản xuất, thử nghiệm, nghiệm thu, bảo quản, vận chuyển, sử dụng, tiêu hủy vật liệu nổ công nghiệp.

14. Bộ Khoa học và Công nghệ. (2012). TCVN 4586:2012 - Vật liệu nổ công nghiệp - Yêu cầu an toàn về bảo quản, vận chuyển và sử dụng.

15. Bộ Công Thương. (2008). QCVN 02:2008/BCT - Quy chuẩn kỹ thuật quốc gia về an toàn trong bảo quản, vận chuyển, sử dụng và tiêu hủy vật liệu nổ công nghiệp.

Determination of safe distance for masonry walls under blast loading using numerical simulation

Abstract: *This paper presents a numerical study on determining safe distances for masonry walls subjected to blast loading using ABAQUS/Explicit. A detailed micro-model was developed with bricks modeled using C3D8R solid elements with CDP (Concrete Damaged Plasticity) model, and brick-mortar interfaces modeled using COH3D8 cohesive elements with mixed-mode failure criterion. Blast loading was applied through CONWEP method with TNT masses ranging from 50 kg to 2,000 kg and distances from 3 m to 50 m. The study analyzes three damage levels: no damage (P < 0.05 MPa), light damage (P < 0.2 MPa), and heavy damage (P < 1.0 MPa). Results show that safe distance scales with the cube root of explosive mass and depends on brick type and wall height. P-I (Pressure-Impulse) diagrams were constructed distinguishing three zones: quasi-static, dynamic, and impulsive. The study proposes an empirical formula with coefficients depending on damage criteria, brick type, and wall height, along with visual design charts to help engineers quickly determine safe distances.*

Keywords: Safe distance; Masonry wall; Blast loading; Numerical simulation; ABAQUS; P-I diagram.

Nghiên cứu ổn định mái dốc đất sét có sự xuất hiện của các khối đá

Cao Văn Hòa[1]

[1]*Viện Kỹ thuật công trình đặc biệt, Học viện Kỹ thuật quân sự*

Email: caovanhoa@lqdtu.edu.vn; Tel: 0985901447

Tóm tắt

Mái dốc hỗn hợp đất–đá (SRM – Soil Rock Mixture) là dạng địa hình phổ biến tại các khu vực miền núi, thường liên quan trực tiếp đến các công trình giao thông và hạ tầng kỹ thuật. Do đặc điểm cấu trúc phức tạp và sự phân bố không đồng nhất của các khối đá trong miền dốc, việc xem xét ảnh hưởng của các khối đá này trong phân tích ổn định mái dốc bằng các phương pháp truyền thống, đặc biệt là phương pháp cân bằng giới hạn, còn gặp nhiều hạn chế. Trong nghiên cứu này, phương pháp phần tử hữu hạn được áp dụng thông qua phần mềm ABAQUS, kết hợp với các công cụ lập trình mạnh mẽ bằng ngôn ngữ Python nhằm xây dựng và mô phỏng các mô hình mái dốc hỗn hợp đất sét – khối đá. Các mô hình số được thiết lập để đánh giá ảnh hưởng của sự xuất hiện và hàm lượng các khối đá đến ổn định tổng thể của mái dốc đất sét. Kết quả phân tích cho thấy, khi hàm lượng khối đá ở mức thấp thấp hơn 40%, sự hiện diện của các khối đá phân bố trong miền dốc đất sét có xu hướng làm suy giảm ổn định mái dốc. Độ ổn định chỉ được cải thiện rõ rệt khi hàm lượng khối đá tăng lên đến khoảng 50%. Những kết quả này góp phần làm rõ cơ chế ảnh hưởng của khối đá trong mái dốc hỗn hợp đất–đá và có ý nghĩa thực tiễn trong phân tích, thiết kế và gia cố mái dốc cho các công trình giao thông và hạ tầng kỹ thuật tại khu vực miền núi.

Từ khóa: *Mái dốc hỗn hợp đất sét – khối đá; Phần tử hữu hạn; Giảm cường độ; Hệ số an toàn mái dốc*

1. Mở đầu

Các mái dốc hỗn hợp đất đá rất phổ biến ở vùng núi và có thể gây thiệt hại nghiêm trọng khi xảy ra sụp đổ. Hỗn hợp này là vật liệu địa chất không đồng nhất, bao gồm các khối đá phân bố trong nền đất [1-3]. Việc xác định chính xác đặc điểm cấu trúc như hàm lượng, kích thước, hình dạng và phân bố không gian của các khối đá đóng vai trò quan trọng trong đánh giá ổn định. Gao et al. [4, 5] đã tiến hành điều tra thực địa, tuy nhiên còn gặp nhiều khó khăn do hạn chế về thiết bị. Vì vậy, mô phỏng số được xem là phương pháp thay thế hiệu quả, cho phép xem xét sự không chắc chắn của tham số đầu vào trong phân tích ổn định mái dốc SRM và nâng cao độ tin cậy dự báo.

Trong vài thập kỷ qua, một số phương pháp đã được phát triển để phân tích sự ổn định của các mái dốc SRM. Xác định hệ số an toàn (FOS) và hình dạng của các mặt trượt phá hoại là hai nhiệm vụ chính của phân tích ổn định mái dốc. Phương pháp cân bằng giới hạn (LEM) thông thường được sử dụng rộng rãi trong thực tiễn kỹ thuật. Tuy nhiên, mặt trượt thường được giả định trước trong LEM, điều này gây khó khăn trong việc xác định đối với các mái dốc SRM có cấu trúc và hành vi cơ học phức tạp. Một phương pháp hiệu quả khác để thiết lập và phân tích sự ổn định của các mái dốc SRM từ cấu trúc thực tế của vật liệu địa chất dựa trên xử lý hình ảnh kỹ thuật số hoặc tạo ngẫu nhiên đã được áp dụng bằng phương pháp phần tử hữu hạn (FEM) với mặt trượt phá hoại được tìm thấy tự động [4, 6-12]. Hơn nữa, phần lớn các nghiên cứu thực hiện trên mái dốc đất cát cho thấy rằng sự hiện diện của các khối đá trong mái dốc có thể cải thiện đáng kể độ ổn định của mái dốc SRM khi hàm lượng khối đá trên 30%. Tuy nhiên, đối với mái dốc đất dính (đặc trưng bởi góc nội ma sát nhỏ và lực dính lớn), sự xuất hiện của các khối đá trong miền dốc có thể gây ảnh hưởng bất lợi đến ổn định mái dốc, ngay cả khi hàm lượng khối đá ở mức cao

[13]. Tuy nhiên, đối với mái dốc hỗn hợp đất sét - khối đá, các nghiên cứu hiện nay còn tương đối hạn chế và chưa làm rõ đầy đủ cơ chế phá hoại cũng như ảnh hưởng của hàm lượng khối đá đến ổn định tổng thể, do đó cần có thêm các nghiên cứu chuyên sâu để bổ sung cơ sở lý thuyết và thực tiễn thiết kế.

Trong nghiên cứu này, phương pháp phần tử hữu hạn được áp dụng thông qua phần mềm ABAQUS, kết hợp với các công cụ lập trình mạnh mẽ bằng ngôn ngữ Python nhằm xây dựng và mô phỏng các mô hình mái dốc hỗn hợp đất sét – khối đá. Các mô hình số được thiết lập để đánh giá ảnh hưởng của sự xuất hiện và hàm lượng các khối đá đến ổn định tổng thể của mái dốc hỗn hợp đất sét – khối đá.

2. Phương pháp

2.1. Phương pháp xây dựng mô hình mái dốc

Trong các nghiên cứu về vật liệu SRM, hình dạng ngẫu nhiên của các khối đá có thể được mô tả bằng các đa giác lồi-lõm. Wang et al. [14] đã phát triển một phương pháp tạo hình dạng khối đá bằng cách sử dụng một tập hợp các góc và bán kính trong hệ tọa độ cực, như được hiển thị trong Hình 1. Phương pháp này đã được áp dụng trong các nghiên cứu khác để tạo ra các khối đá trong phân tích ổn định mái dốc có xuất hiện các khối đá [6, 15, 16]. Trong các phương pháp khác, các khối đá được hình thành dựa trên một tập hợp các đỉnh [17], hoặc khái niệm về các phần tử tương quan trong lưới nền [18].

Nghiên cứu này sử dụng kỹ thuật được mô tả bởi Wang et al. [14]. Hình dạng khối đá đươc tạo ra ở dạng 2D như các đá giác với các tham số được xác định như các phương trình sau:

$$r_i = r_0 + (2\zeta - 1)\Delta r \tag{1}$$

$$\Delta\theta_i = \frac{2\pi}{n} + (2\zeta - 1)\delta\frac{2\pi}{n} \tag{2}$$

$$\Delta\bar{\theta}_j = \Delta\theta_j \frac{2\pi}{\sum_{i=1}^{n}\Delta\theta_i} \tag{3}$$

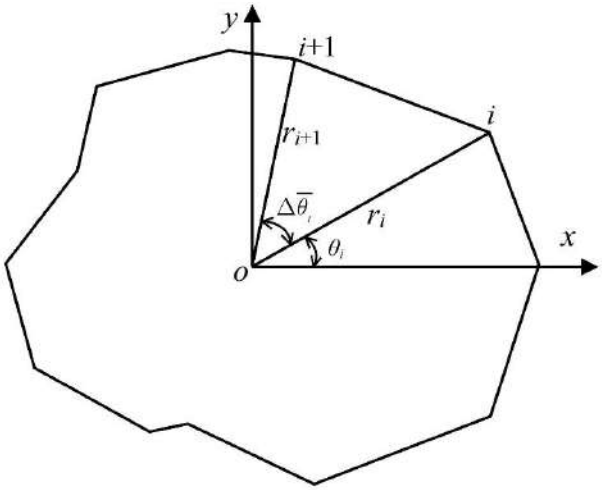
$$\theta_i = \sum_{j=1}^{i-1}\Delta\bar{\theta}_j \tag{4}$$

$$A_i = \sum_{i=1}^{n-1}\frac{1}{2}r_i r_{i+1}\sin\Delta\bar{\theta}_i \tag{5}$$

trong đó:

- r_i là tập hợp các bán kính có độ dài thay đổi trong khoảng $[r_o - \Delta r, r_o + \Delta r]$.
- ζ là một số ngẫu nhiên từ 0 đến 1, n là số cạnh của khối đá và r_0 là giá trị trung bình của các bán kính r_i. Δr biểu thị biên độ của bán kính. Khi Δr tăng, đặc điểm lồi lõm của các khối đá tăng lên. $\Delta r/r_0$ được áp dụng để phản ánh đặc tính lồi lõm của các khối đá [6].
- Các góc giữa hai đỉnh liền kề được tạo ra bởi các góc ngẫu nhiên $\{\Delta\theta_1, \Delta\theta_2, \ldots, \Delta\theta_n\}$, nằm trong khoảng từ $2\pi(1 - \delta)/n$ đến $2\pi(1 + \delta)/n$.

- δ là hệ số nằm trong khoảng từ 0 đến 1, và các góc đồng đều hơn khi δ nhỏ. Các góc được điều chỉnh như phương trình (3) để đảm bảo tổng của tất cả các góc bằng 2π.
- Các góc cực θ_i của đa giác xác định hình dạng của một khối đá có thể được xác định bằng cách sử dụng phương trình (4).
- A_i là diện tích của khối đa giác xác định hình dạng khối đá.



Hình 1. Tạo hình dạng khối đá

Thuật toán được trình bày ở trên có thể được sử dụng để tạo ra các khối đá đa giác. Tuy nhiên, sự chênh lệch giữa chiều dài và chiều rộng của các khối đá là không đáng kể. Các khối đá tồn tại với nhiều hình dạng khác nhau, bao gồm hình cầu, hình lập phương, hình dạng bất thường và hình thuôn dài. Hình dạng thuôn dài của một khối đá có thể được điều chỉnh bằng cách kéo giãn hoặc nén nó theo một hướng cụ thể. Trong hệ tọa độ Descartes, việc điều chỉnh hình dạng khối đá với sự thay đổi diện tích tối thiểu có thể được thực hiện bằng cách nhân tọa độ x và y của các đỉnh của nó với các hệ số a = k và b = 1/k, tương ứng. Tỷ lệ kéo dài của khối đá có thể được ước tính gần đúng là k = a/b. Trong công trình này, hướng kéo giãn của khối đá được xác định tương đối so với trục x (a > b). Tiếp theo các khối đá được sắp xếp ngẫu nhiên vào miền mái dốc, kiểm tra chồng lấn và xác định hàm lượng khối đá đảm bảo theo yêu cầu bài toán bằng cách sử dụng mã Python script trong ABAQUS [12].

2.2. Phương pháp phân tích ổn định và xác định hệ số an toàn mái dốc

Phương pháp giảm cường độ được đề xuất bởi Zienkiewicz et al. [19] và được sử dụng rộng rãi trong thực tiễn kỹ thuật để phân tích độ ổn định mái dốc SRM [2-12, 20, 21]. Điều này được thực hiện bằng cách sử dụng hệ số giảm cường độ (SRF) để giảm dần cường độ vật liệu cho đến khi mái dốc đạt trạng thái không ổn định, tương ứng với giá trị FOS của mái dốc. Kỹ thuật giảm cường độ có thể được biểu diễn như sau.

$$c_i = \frac{c^{'}}{SRF_i}, \phi_i = \arctan\left(\frac{\tan\phi^{'}}{SRF_i}\right) \quad (6)$$

$$FOS = \frac{c^{'}}{c_f} = \frac{\tan\phi^{'}}{\tan\phi_f} \quad (7)$$

trong đó c’ và ϕ’ là các thông số cường độ kháng cắt hiệu quả của đất, SRF_i là hệ số giảm cường độ thứ i, c_i và ϕ_i là các thông số cường độ kháng cắt tương ứng với SRF_i, c_f và ϕ_f là các thông số cường độ kháng cắt để duy trì trạng thái cân bằng tới hạn của mái dốc (ngưỡng sụp đổ).

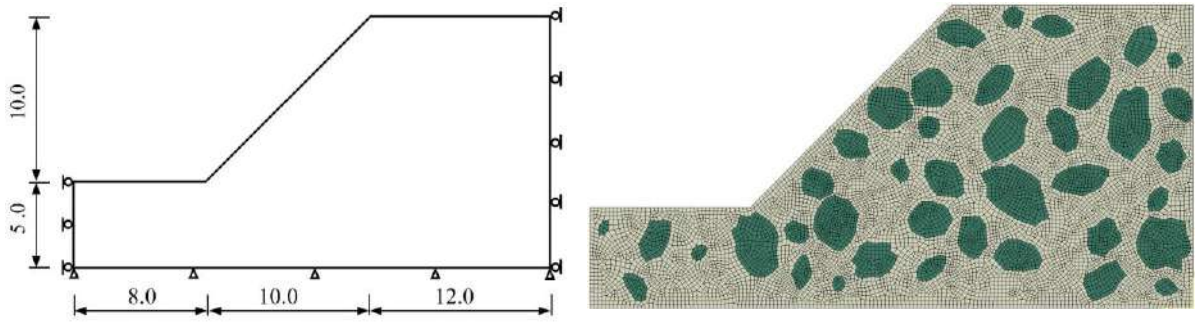
Để áp dụng phương pháp giảm cường độ và xác định hệ số an toàn mái dốc SRM trong ABQUS, một chương trình con kết hợp giữa USDFLD và URDFIL đã được thiết lập chi tiết trong nghiên cứu trước đây được thực hiện bởi Cao and Go [12].

2.3. Điều kiện biên và tham số phân tích

Nghiên cứu này tập trung vào việc thiết lập một phương pháp mô hình hóa và phân tích sự ổn định của các mái dốc ngẫu nhiên SRM, do đó, để có cơ sở so sánh kết quả phân tích theo phương pháp đề xuất, hình dạng mái dốc được lựa chọn tương tự như các nghiên cứu trước đây [6, 12, 20-23]. Các điều kiện biên được thiết lập để phản ánh chính xác trạng thái hoạt động thực tế của mái dốc trong môi trường tự nhiên hoặc nhân tạo. Đáy mái dốc được thiết lập với các ràng buộc cố định, có nghĩa là sự dịch chuyển bị hạn chế theo cả hướng ngang và dọc. Hai bên mái dốc được áp dụng các điều kiện biên dạng con lăn, cho phép dịch chuyển theo chiều dọc trong khi hạn chế dịch chuyển theo chiều ngang. Bề mặt mái dốc và khu vực chân mái dốc không áp đặt ràng buộc. Hình dạng mái dốc và các điều kiện biên được trình bày chi tiết trong Hình 2(a), tham số vật liệu đất và các khối đá trong mái dốc được trình bày trong Bảng 1,2 [21, 23].

Mái dốc chỉ bị ảnh hưởng bởi tải trọng trọng lượng bản thân của đất và các khối đá trong miền mái dốc. Trọng lượng của mái dốc phụ thuộc vào hình dạng, kích thước, thành phần và phân bố không gian của các khối đá trong mái dốc SRM, và được xác định từ phần mềm tính toán.

Trong nghiên cứu này, phần tử tứ giác biến dạng phẳng song tuyến bốn nút (CPE4) đã được chọn trong phân tích ổn định mái dốc bằng FEM trong ABAQUS, kích thước lưới trung bình lựa chọn là 0,2m, sự phù hợp đã được nghiên cứu trong các nghiên cứu trước đây [6, 10, 12]. Tiêu chí phá hoại Mohr-Coulomb và quy tắc dòng chảy không liên kết được áp dụng dựa trên các nghiên cứu được báo cáo bởi [20, 21]. Mô hình chia lưới phần tử hữu hạn được xây dựng trong ABAQUS được trình bày trong Hình 2(b).



(a) (b)

Hình 2. a) Kích thước hình học và điều kiện biên (đơn vị: m); b)Mô hình chia lưới phần tử hữu hạn (mái dốc CRM với hàm lượng khối đá 30%)

Bảng 1. Các tham số vật liệu [13]

Vật liệu	ρ **(kg/m^3)**	***E*** **(MPa)**	v	Φ' **(°)**	c' **(kPa)**
Đất sét	2.400	200	0,30	7.3	24.6
Khối đá	2.700	20,000	0,20	42	900

Bảng 2. Các tham số kích thước, hình dạng của khối đá trong mái dốc [12]

Đường kính trung bình tương đương (d: m)	***Độ lệch chuẩn (SD:* m)**	***Khoảng biến thiên* (m)**	**Các tham số hình dạng**		
			δ	$\Delta r/r_0$	***k***
1.7	1,2	0,5–2,9	Mean = 0,3 *SD* = 0,2	Mean = 0,15 *SD* = 0,05	Mean = 1,50 *SD* = 0,50

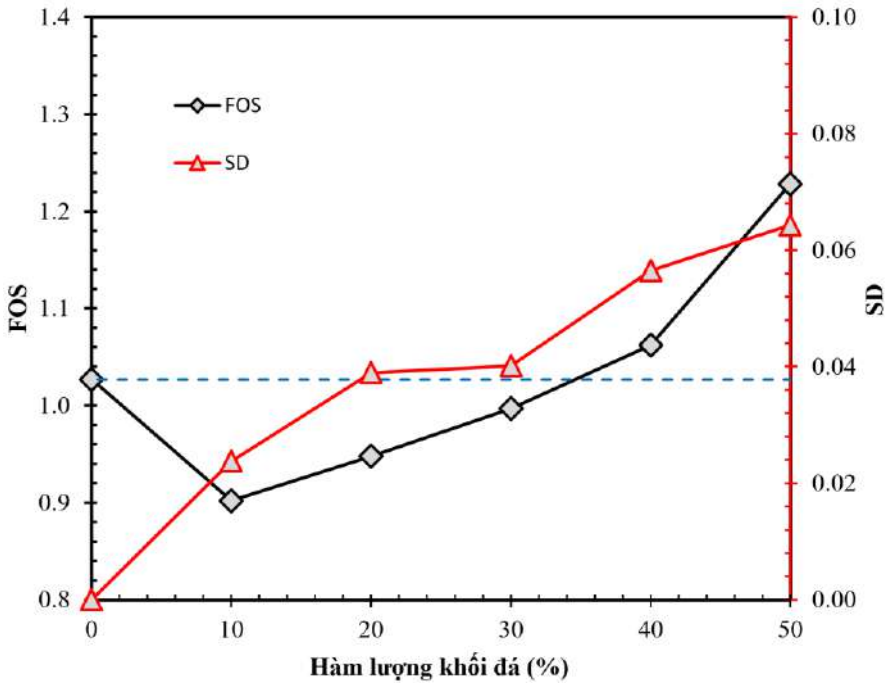
3. Kết quả và thảo luận

Trong nghiên cứu này, ảnh hưởng của hàm lượng khối đá ở các tỷ lệ phần trăm khác nhau (0; 10; 20; 30; 40 và 50%) tơi ổn định mái dốc được phân tích và thảo luận. 20 mái dốc SRM được tạo cho mỗi hàm lượng khối đá để tiến hành điều tra thống kê. Kết quả thống kê cơ bản về giá trị FOS cho các mái dốc SRM với các hàm lượng đá khối khác nhau được trình bày trong Bảng 3, và mối quan hệ giữa giá trị trung bình FOS và độ lệch chuẩn được thể hiện như Hình 3. Đường đồng mức biến dạng dẻo tương đương của các mái dốc SRM với hàm lượng đá khối là 10% và 50%, cùng với các giá trị FOS tương ứng, được thể hiện trong Hình 4.

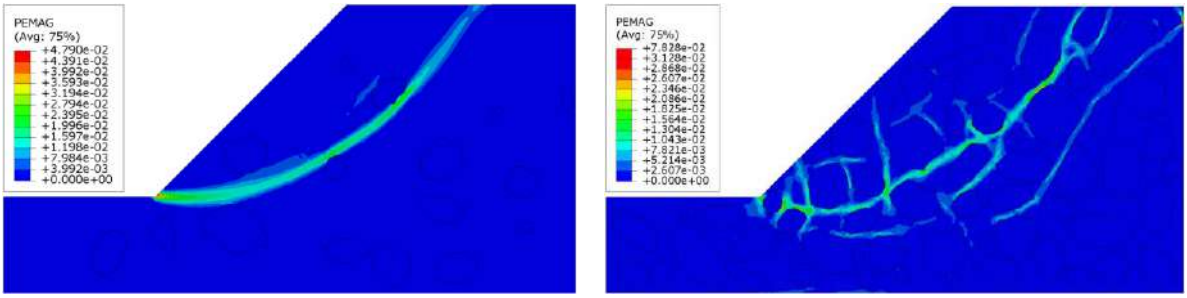
Bảng 3. Các chỉ số thông kê của giá trị FOS cho các mái dốc có hàm lượng khối đá khác nhau

Hàm lượng (RC, %)	**Giá trị FOS_{min}**	**Giá trị FOS_{max}**	**Giá trị $FOS_{average}$**	**Độ lệch chuẩn (SD)**
0	1,027	1,027	1,027	-
10	0,880	0,979	0,902	0,024
20	0,885	1,023	0,948	0,039
30	0,928	1,064	0,997	0,040
40	0,989	1,208	1,062	0,057
50	1,065	1,356	1,228	0,064

Kết quả phân tích cho thấy giá trị trung bình FOS của các mái dốc có hàm lượng khối đá khác nhau giảm hoặc chỉ biến đổi không đáng kể khi hàm lượng khối đá nhỏ hơn hoặc bằng 40%. Chỉ khi hàm lượng khối đá đạt 50% thì độ ổn định mái dốc mới tăng rõ rệt, với mức gia tăng khoảng 19,6%. Trong khi đó, đối với mái dốc SRM có vật liệu nền mang đặc tính của đất cát, độ ổn định đã được ghi nhận tăng đáng kể khi hàm lượng khối đá đạt từ 30% [6, 12]. Kết quả này cho thấy đặc trưng cơ học của vật liệu đất nền trong mái dốc SRM đóng vai trò chi phối và có ảnh hưởng quyết định đến ổn định tổng thể của mái dốc. Hơn nữa, khi hàm lượng khối đá tăng, giá trị độ lệch chuẩn cũng có xu hướng gia tăng, cho thấy mức độ phân tán của gái trị FOS tăng lên tương ứng với sự gia tăng hàm lượng khối đá trong mái dốc. Hiện tượng này có thể được lý giải bởi việc khi hàm lượng khối đá tăng, sự phát triển của vùng biến dạng dẻo trong mái dốc trở nên phức tạp và quanh co hơn (Hình 4), phụ thuộc nhiều vào sự phân bố không gian của các khối đá trong miền dốc. Điều này dẫn đến sự gia tăng mức độ biến động của cơ chế phá hoại, làm cho cả giá trị trung bình và độ phân tán của hệ số an toàn có xu hướng tăng theo hàm lượng khối đá.



Hình 3. Mối quan hệ giữa giá trị trung bình FOS, SD và hàm lượng khối đá trong mái dốc



a) FOS = 0.892 (RC = 10%) b) FOS = 1.204 (RC = 50%)

Hình 4. Biến dạng dẻo xác định mặt trượt phá hoại trong mái dốc

4, Kết luận

Trong nghiên cứu này, các mô hình mái dốc SRM được xây dựng có xét đến tính ngẫu nhiên của các khối đá, bao gồm hình dạng, kích thước và sự phân bố không gian trong miền dốc, Phương pháp phần tử hữu hạn được triển khai trên phần mềm ABAQUS/Standard để phân tích ổn định của mái dốc hỗn hợp đất sét – khối đá. Kết quả cho thấy, đối với mái dốc hỗn hợp SRM, sự hiện diện của khối đá không phải lúc nào cũng làm gia tăng độ ổn định. Cụ thể, khi hàm lượng khối đá nhỏ hơn 40%, hệ số an toàn của mái dốc có xu hướng giảm do ảnh hưởng chi phối của nền đất sét, tác động tích cực đến ổn định mái dốc chỉ được ghi nhận khi hàm lượng khối đá đạt mức 50%. Điều này cho thấy trong thực hành tính toán nếu bỏ qua sự xuất hiện của các khối đá trong mái dốc đất sét có thể dẫn tới đánh giá cao ổn định mái dốc, gây mất an toàn.

Tuy nhiên, nghiên cứu này vẫn còn một số hạn chế. Cụ thể, các phân tích mới chỉ được thực hiện trên mô hình phẳng hai chiều, chưa xem xét đến đặc trưng hình học ba chiều của các khối đá trong mái dốc. Bên cạnh đó, sự thay đổi phức tạp liên kết giữa khối đá và đất dưới ảnh hưởng của nước vẫn chưa được xem xét. Đây cũng chính là những vấn đề cần được tiếp tục nghiên cứu và hoàn thiện trong các công trình tiếp theo.

Tài liệu tham khảo

1. Medley, E. W., & Sanz Rehermann, P. F. (2004, October). Characterization of bimrocks (rock/soil mixtures) with application to slope stability problems. In *proceedings: EUROCK*.
2. Coli, N., Berry, P., & Boldini, D. (2011). In situ non-conventional shear tests for the mechanical characterisation of a bimrock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, *48*(1), 95-102.
3. Cen, D., Huang, D., & Ren, F. (2017). Shear deformation and strength of the interphase between the soil–rock mixture and the benched bedrock slope surface. *Acta Geotechnica*, *12*(2), 391-413.
4. Gao, W. W., Gao, W., Hu, R. L., Xu, P. F., & Xia, J. G. (2018). Microtremor survey and stability analysis of a soil-rock mixture landslide: A case study in Baidian town, China. *Landslides*, *15*(10), 1951-1961.
5. Liu, S., Huang, X., Zhou, A., Hu, J., & Wang, W. (2018). Soil-Rock Slope Stability Analysis by Considering the Nonuniformity of Rocks. *Mathematical Problems in Engineering*, *2018*(1), 3121604.
6. Cao, V. H., & Go, G. H. (2024). A novel approach to stability analysis of random soil-rock mixture slopes using finite element method in ABAQUS. *Natural Hazards*, *120*(15), 14381-14407.
7. Gao, W., Yang, H., & Hu, R. (2022). Soil–rock mixture slope stability analysis by microtremor survey and discrete element method. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, *81*(3), 121.
8. Napoli, M. L., Barbero, M., Ravera, E., & Scavia, C. (2018). A stochastic approach to slope stability analysis in bimrocks. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, *101*, 41-49.
9. Napoli, M. L., Barbero, M., & Scavia, C. (2021). Effects of block shape and inclination on the stability of melange bimrocks. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, *80*(10), 7457-7466.
10. Zhongfeng, Y., Yuqin, D., & Jiangong, C. (2021, February). Stability analysis of rock-soil mixture slope. In *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science* (Vol. 638, No. 1, p. 012099). IOP Publishing.
11. Wang, Y., Zhang, Z., Kang, X., Xie, H., Wang, C., & Liu, K. (2024). Stability analysis of soil and rock mixed slope based on random heterogeneous structure. *Advances in Civil Engineering*, *2024*(1), 1448371.
12. Cao, V. H., & Go, G. H. (2025). Stability analysis of random soil–rock mixture slope using an energy-based failure criterion and Monte Carlo simulation. *Engineering Failure Analysis*, *171*, 109346.
13. Lu, Y. E., Tan, Y., & Li, X. (2018). Stability analyses on slopes of clay-rock mixtures using discrete element method. *Engineering Geology*, *244*, 116-124.
14. Wang, Z. M., Kwan, A. K. H., & Chan, H. C. (1999). Mesoscopic study of concrete I: generation of random aggregate structure and finite element mesh. *Computers & structures*, *70*(5), 533-544.
15. Yu, J., Zhang, Q., Wu, C., & Jia, C. (2023). Investigation on stability of soil–rock mixture slope with discrete element method. *Environmental Earth Sciences*, *82*(19), 449.
16. Hu, Y., & Lu, Y. (2023). Study on soil-rock slope instability at mesoscopic scale using discrete element method. *Computers and Geotechnics*, *157*, 105268.
17. Meng, Q. X., Wang, H. L., Xu, W. Y., & Cai, M. (2018). A numerical homogenization study of the elastic property of a soil-rock mixture using random mesostructure generation. *Computers and Geotechnics*, *98*, 48-57.
18. Cheng, C., An, J., Kang, J., Zeng, J., & Liu, F. (2023). A novel method for generation of random aggregate structure and its application in soil-rock mixture. *Engineering Analysis with Boundary Elements*, *155*, 956-965.
19. Zienkiewicz, O. C., Humpheson, C., & Lewis, R. W. (1975). Associated and non-associated visco-plasticity and plasticity in soil mechanics. *Geotechnique*, *25*(4), 671-689.
20. Griffiths, D. V., & Lane, P. A. (1999). Slope stability analysis by finite elements. *Geotechnique*, *49*(3), 387-403.
21. Zheng, H., Liu, D. F., & Li, C. G. (2005). Slope stability analysis based on elasto-plastic finite element method. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, *64*(14), 1871-1888.
22. Li, C., Chen, G., Guo, L., Gao, J., Peng, X., & Yu, P. (2022). Slope stability and post-failure analysis of soil-

rock-mixture using the modified 2D DDA-SPH method. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, *157*, 105170.

23. Sun, G., Lin, S., Zheng, H., Tan, Y., & Sui, T. (2020). The virtual element method strength reduction technique for the stability analysis of stony soil slopes. *Computers and Geotechnics*, *119*, 103349.

Stability analysis of clay–rock block mixture slopes

Abstract: *Soil–rock mixture (SRM) slopes are commonly distributed in mountainous regions and are frequently associated with transportation and infrastructure projects. Due to their complex structure and the heterogeneous distribution of rock blocks within the slope domain, determining the influence of rock blocks on slope stability is challenging using conventional methods, such as the limit equilibrium method. In this study, the finite element method was implemented in ABAQUS, combined with advanced Python scripting techniques, to develop and simulate numerical models of clay–rock mixture slopes. The numerical models were established to evaluate the effects of the presence and content of rock blocks on the overall stability of clay slopes. The results indicate that when the rock block content is lower than 40%, the presence of randomly distributed rock blocks within the slope domain tends to reduce slope stability. A significant improvement in stability is observed only when the rock block content increases to approximately 50%. These findings contribute to a better understanding of the mechanical role of rock blocks in soil–rock mixture slopes and provide practical implications for the analysis, design, and reinforcement of slopes in mountainous transportation and infrastructure projects.*

Keywords: Clay–rock block mixture slope; Finite element method; Strength reduction method; Factor of safety.

Nghiên cứu thực nghiệm xác định đặc trưng ma sát tại mặt tiếp xúc giữa lưới địa kỹ thuật và cát san hô

Hồ Đình Cường[1], Phạm Đức Tiệp[1], Nguyễn Tiến Nam[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự.

Email: cuong.monkey2612@gmail.com; Tel: 0367888300

Tóm tắt

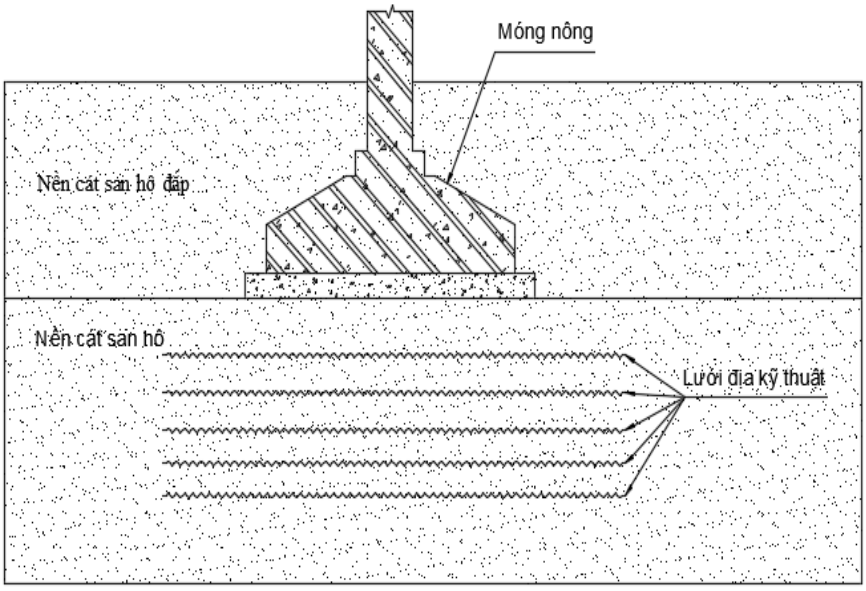
Trong thiết kế nền móng gia cường bằng lưới địa kỹ thuật (LĐKT) trên nền cát san hô, việc xác định chính xác đặc trưng kháng cắt của vật liệu và ma sát tại mặt tiếp xúc đất – lưới có ý nghĩa quan trọng. Nghiên cứu này trình bày kết quả thí nghiệm trong phòng nhằm xác định đặc trưng kháng cắt của cát san hô và đặc trưng ma sát giữa cát san hô và LĐKT. Một bộ hộp cắt mới đã được thiết kế và chế tạo với kích thước mẫu 10 × 10 cm, cho phép gắn trực tiếp lưới địa kỹ thuật lên thớt dưới để mô phỏng điều kiện làm việc thực tế tại mặt tiếp xúc. Hệ thống thí nghiệm được lắp đặt trên máy cắt phẳng tự động Shearmatic nhằm bảo đảm độ chính xác và tính ổn định của quá trình gia tải và đo đạc. Các thí nghiệm được thực hiện trên mẫu cát san hô khô ở trạng thái chặt (D_r = 70%), dưới các cấp ứng suất pháp khác nhau. Kết quả cho thấy cát san hô có góc ma sát trong φ = 46,47° và lực dính đơn vị c = 17,614 kPa. Đối với mặt tiếp xúc LĐKT - cát san hô, góc ma sát ngoài xác định được là δ = 51° với lực dính biểu kiến 6 kPa do cơ chế gài móc giữa lưới và hạt san hô. Nghiên cứu không chỉ cung cấp bộ thông số cần thiết cho thiết kế nền gia cường mà còn chứng minh tính khả thi và độ tin cậy của thiết bị hộp cắt cải tiến trong việc đánh giá tương tác đất - vật liệu gia cường.

Từ khóa: *cát san hô, góc ma sát trong, góc ma sát ngoài, thí nghiệm trong phòng, độ chặt.*

1. Đặt vấn đề

San hô là vật liệu có thành phần chủ yếu là canxi cacbonat, chung được phát triển rộng rãi ở vùng biển nhiệt đới, vịnh phía nam Ả Rập, biển ngoài khơi tây Ấn Độ, vùng biển Florida của nước Mỹ [1], phía tây thềm lục địa nước Úc [2] và phân bố rộng rãi ở các đảo xa bờ của Việt Nam. Cấp phối cát san hô có đặc trưng thành phần cỡ hạt không đồng nhất, biểu hiện đường cong cấp phối thoải hơn so với cát thông thường [3].

Cát san hô không chỉ có lỗ rỗng bên trong kết cấu mà hạt của nó rất dễ vỡ. Đặc tính này rất khác biệt so với cát thạch anh [4]. Để bảo đảm sức chịu tải cho móng nông trên nền cát san hô người ta thường sử dụng lưới địa kỹ thuật để gia cường (Hình 1).



Hình 1. Một kết cấu móng điển hình sử dụng lưới địa kỹ thuật gia cường cho nền cát san hô

Nhiều nghiên cứu đã khẳng định rằng việc sử dụng lưới địa kỹ thuật (LĐKT) trong móng nông không những làm giảm độ lún mà còn làm tăng sức chịu tải của nền đất. Tuy nhiên, để kiểm chứng và định lượng hiệu quả gia cường này, cần tiến hành thí nghiệm thực nghiệm hoặc mô phỏng số. Trong đó, độ tin cậy của mô phỏng số phụ thuộc trực tiếp vào mức độ chính xác của các tham số đầu vào, bao gồm đặc trưng cơ học của nền cát san hô, đặc trưng cơ học của LĐKT và đặc biệt là đặc trưng tương tác tại mặt tiếp xúc giữa LĐKT và cát san hô.

Đối với móng nông chịu tải trọng ngang (như gió, động đất, sóng), nguy cơ trượt phẳng tại đáy móng là một dạng mất ổn định quan trọng. Khả năng kháng trượt của hệ móng trong trường hợp này phụ thuộc đáng kể vào lực ma sát và lực dính biểu kiến tại mặt tiếp xúc giữa lưới địa kỹ thuật và nền cát san hô. Vì vậy, việc xác định chính xác đặc trưng ma sát bề mặt giữa LĐKT và cát san hô là điều kiện cần thiết để nâng cao độ chính xác của cả tính toán thực nghiệm và mô phỏng số.

Bảng 1. Giá trị góc ma sát ngoài giữa đất và lưới địa kỹ thuật theo loại đất và bề mặt tiếp xúc

Loại đất	**Đặc điểm lưới / Cơ chế**	**Giá trị của góc ma sát ngoài (δ)**	**Tài liệu tham khảo**
Không đề cập cụ thể	Mặc định thiết kế	$\delta = 2/3\varphi$	AASHTO / FHWA
Cát sạch, sỏi sạn	Lưới cứng, lỗ lưới lớn	$\delta = (0{,}9 \div 1{,}0)\varphi$	Koerner (2012)
Cát có sỏi	Kháng trượt trực tiếp	$\delta = 0{,}8\varphi$	BS 8006-1:2010
Cát bụi	Lưới dệt (Flexible)	$\delta = 0{,}7\varphi$	Berg et al. (2009)
Đất dính (Sét/Bụi)	Độ ẩm cao	$\delta = (0{,}5 \div 0{,}6)\ \varphi$	Jewell (1996)
Cát chặt	Hiệu ứng khóa chặt	$\delta = \varphi$	Palmeira (2009)
Sét pha	Bề mặt lưới phẳng	$\delta = 0{,}5\varphi$	Ingold (1982)

Để đơn giản hóa trong quá trình tính toán, nhiều tác giả đã đề xuất các công thức thực nghiệm nhằm xác định góc ma sát ngoài hoặc hệ số ma sát giữa đất và lưới địa kỹ thuật thông qua mối tương quan với góc ma sát trong của vật liệu đất (Bảng 1). Tuy nhiên, các quan hệ này thường được xây dựng trên cơ sở đất cát thạch anh hoặc đất hạt thông thường và chưa được kiểm chứng đầy đủ đối với nền cát san hô.

Hiện nay, các nghiên cứu về cơ học cát san hô đang nhận được sự quan tâm của nhiều nhà khoa học [5–7]. Tuy nhiên, các công bố liên quan đến đặc trưng ma sát giữa lưới địa kỹ thuật và nền cát san hô còn rất hạn chế; phần lớn các nghiên cứu tập trung vào tương tác giữa bê tông và nền san hô [4,8,9]. Chẳng hạn, Feng Ze-kang và cộng sự [4] đã sử dụng mô hình thí nghiệm cắt bề mặt để nghiên cứu ứng xử cơ học của mặt tiếp xúc giữa cát san hô và các kết cấu như thép, bê tông với sự thay đổi độ nhám bề mặt.

Trên thực tế, đặc trưng ma sát giữa cát san hô và lưới địa kỹ thuật phụ thuộc đồng thời vào nhiều yếu tố như: độ nhám bề mặt lưới, kích thước ô lưới, cấu tạo sợi lưới, độ chặt của cát san hô, mức ứng suất nén, tốc độ cắt, kích thước thiết bị thí nghiệm, cỡ hạt và hình dạng hạt cát, cũng như loại mô hình thí nghiệm được sử dụng. Tuy nhiên, rất ít nghiên cứu xem xét một cách hệ thống và đầy đủ các yếu tố này trong điều kiện nền cát san hô.

Tại Việt Nam, việc thiết kế các công trình trên các đảo xa bờ xây dựng trên nền cát san hô hiện chưa có tiêu chuẩn hoặc hướng dẫn riêng liên quan đến việc sử dụng lưới địa kỹ thuật, đặc biệt là đối với việc xác định đặc trưng tương tác giữa lưới và nền san hô. Điều này đặt ra

yêu cầu cần có các nghiên cứu thực nghiệm chuyên sâu nhằm cung cấp cơ sở dữ liệu phục vụ thiết kế và mô phỏng số.

Chính vì vậy, nghiên cứu này tập trung chế tạo và cải tiến một bộ hộp cắt chuyên dụng nhằm xác định trực tiếp đặc trưng ma sát tại mặt tiếp xúc giữa lưới địa kỹ thuật và cát san hô trong điều kiện thí nghiệm phòng. Các thí nghiệm được thực hiện trên máy cắt phẳng tự động Shearmatic với mẫu cát san hô khô ở trạng thái chặt (D_r = 70%), dưới các cấp ứng suất pháp khác nhau. Bên cạnh việc xác định đặc trưng ma sát tiếp xúc, nghiên cứu cũng đồng thời xác định đặc trưng kháng cắt của cát san hô làm cơ sở so sánh và đánh giá mức độ suy giảm ma sát tại bề mặt tương tác.

Kết quả nghiên cứu nhằm cung cấp bộ thông số tin cậy phục vụ tính toán và mô phỏng nền móng gia cường bằng lưới địa kỹ thuật trên nền cát san hô, đồng thời góp phần hoàn thiện cơ sở thực nghiệm cho thiết kế các công trình xây dựng trên các đảo xa bờ trong điều kiện chưa có tiêu chuẩn chuyên biệt.

2. Nghiên cứu thí nghiệm trong phòng

2.1. Đặc trưng vật lý của cát san hô.

Hỗn hợp cát san hô lấy từ đảo thuộc vùng Biển Đông của Việt Nam (Hình 2). Các đặc tính vật lý của cát san hô được thể hiện trong Bảng 2.

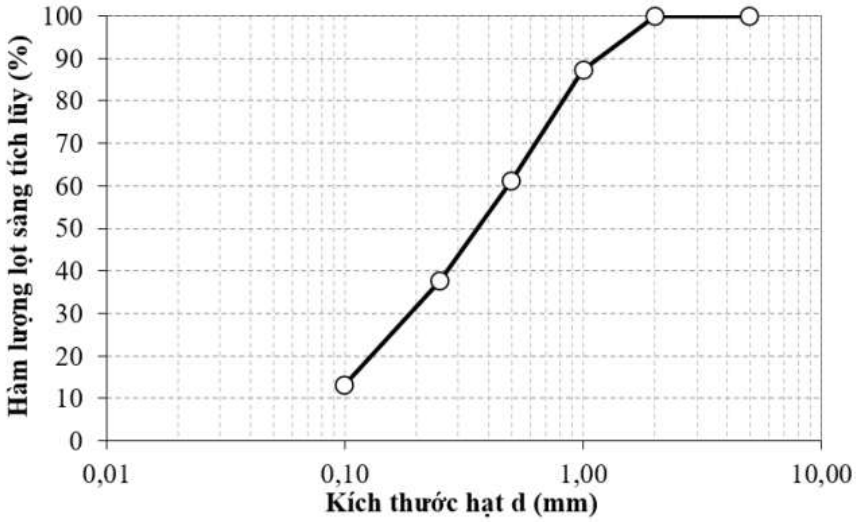


Hình 2. Hỗn hợp cát san hô được lấy từ đảo xa bờ của Việt Nam

Bảng 2. Đặc tính vật lý của cát san hô.

Chỉ tiêu cơ lý	Chỉ số
Khối lượng riêng hạt, ρ_s *(T/m³)*	2,671
Khối lượng thể tích khô lớn nhất, γ_{max} *(T/m³)*	1,669
Khối lượng thể tích khô nhỏ nhất, γ_{min} *(T/m³)*	1,386
Hệ số rỗng lớn nhất, e_{max}	0,927
Hệ số rỗng nhỏ nhất, e_{min}	0,600
Đường kính hạt trung bình, d_{50} *(mm)*	0,38
Hệ số đồng nhất, C_u	6,31
Hệ số cấp phối, C_c	1,11

Từ kết quả đường cong cấp phối, xác định được hệ số đồng nhất C_u = 6,31 và hệ số cấp phối C_c = 1,11. Căn cứ vào tiêu chuẩn TCVN 5747:1993 [11] thì cát san hồ này thuộc loại SW (đất cát sạch cấp phối tốt).



Hình 3. Đường cong cấp phối của cát san hô.

2.2. Đặc trưng vật lý của lưới địa kỹ thuật

Sử dụng lưới địa kỹ thuật Tencate Miragrid:

- Vật liệu: Lõi chịu lực được sản xuất từ sợi Polyester (PET) có tính năng đa năng, độ bền kéo cao. Lớp phủ ngoài bằng một lớp Polymer đen.

- Kích thước ô lưới: 20x20mm

- Cường độ kéo: 200kN/m -350 kN/m

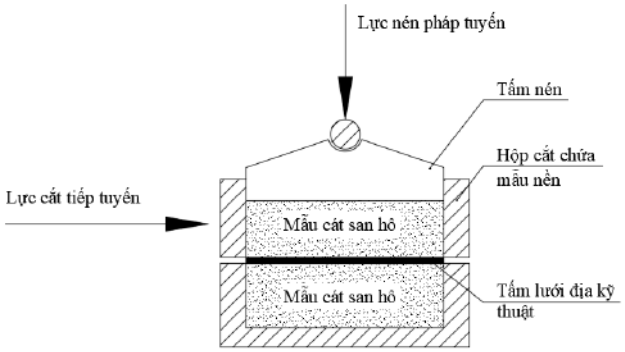
- Độ giãn dài: <10%

2.3. Thiết kế cải tiến hộp cắt của máy cắt phẳng ShearMatic

Để nghiên cứu ứng xử cơ học tại mặt tiếp xúc giữa cát san hô và lưới địa kỹ thuật, nhóm nghiên cứu sử dụng máy cắt phẳng tự động ShearMatic (Hình 4) kết hợp với mô hình hộp cắt cải tiến (Hình 5). Hộp cắt được thiết kế và chế tạo mới bằng thép với kích thước mẫu 10 × 10 cm, bảo đảm độ cứng vững và khả năng làm việc ổn định trong quá trình thí nghiệm. Thớt dưới được gia công chuyên biệt nhằm vừa đảm bảo lắp ghép chính xác với thớt trên, vừa cho phép cố định chắc chắn lưới địa kỹ thuật trên bề mặt tiếp xúc, mô phỏng điều kiện làm việc thực tế giữa nền và lớp gia cường.



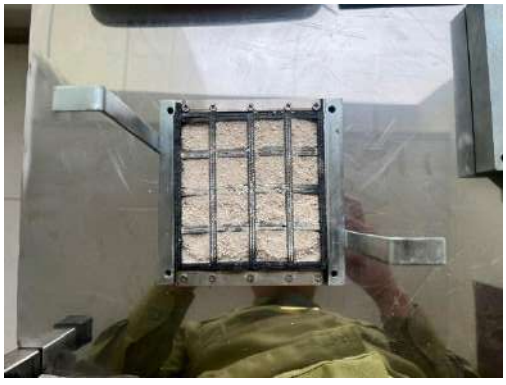
Hình 4. Các bộ phận chính máy cắt phẳng kỹ thuật số tự động Sheamatic (xuất xứ Italia)



Hình 5. Mô hình hộp cắt xác định góc ma sát ngoài giữa lưới địa kỹ thuật và cát san hô



Hình 6. Toàn bộ hộp mẫu được thiết kế chế tạo và lưới địa kỹ thuật phù hợp với thí nghiệm



Hình 7. Mẫu lưới địa được lắp đặt vào thớt dưới đã chế tạo



Hình 8. Lắp đặt thớt dưới và thớt trên

2.4. Mô tả trình tự thí nghiệm

Các thí nghiệm được thực hiện trên mẫu cát san hô ở trạng thái chặt (D_r = 70%) và trạng thái khô. Nghiên cứu tiến hành một mô hình thí nghiệm với hai cấu hình: (i) mẫu cát san hô thuần để xác định đặc trưng kháng cắt của vật liệu; và (ii) mẫu có lưới địa kỹ thuật được cố định trên thớt dưới để xác định đặc trưng ma sát tại mặt tiếp xúc lưới - cát.

Quy trình chuẩn bị và thí nghiệm được thực hiện như sau:

- Chế tạo và lắp ráp hộp cắt cải tiến, bảo đảm lắp đặt được lưới địa kỹ thuật ổn định trên thớt dưới.

- Chuẩn bị vật liệu, cát san hô được sấy khô và chế bị đạt độ chặt tương đối $D_r = 70\%$

- Lắp đặt lưới địa kỹ thuật lên thớt dưới (đối với thí nghiệm xác định ma sát tiếp xúc)

- Đổ và đầm mẫu trong hộp cắt đảm bảo đến chiều cao thiết kế

- Tiến hành thí nghiệm trên máy ShearMatic với vận tốc cắt không đổi SR = 1 mm/phút.

Các cấp ứng suất pháp được lựa chọn gồm: $\sigma = 50$ kN/m^2, $\sigma = 75$ kN/m^2, $\sigma = 100$ kN/m^2.

Mỗi cấp tải được thực hiện 03 mẫu lặp lại cho mỗi cấu hình thí nghiệm nhằm đảm bảo độ tin cậy và khả năng đánh giá độ phân tán của kết quả.

Quy trình này cho phép xác định trực tiếp đường bao phá hoại của cát san hô cũng như các thông số ma sát ngoài tại mặt tiếp xúc giữa lưới địa kỹ thuật và cát san hô trong điều kiện ứng suất trung bình thường gặp trong thực tế công trình.

Bảng 3. Xác định khối lượng cát san hô cần chế bị mẫu

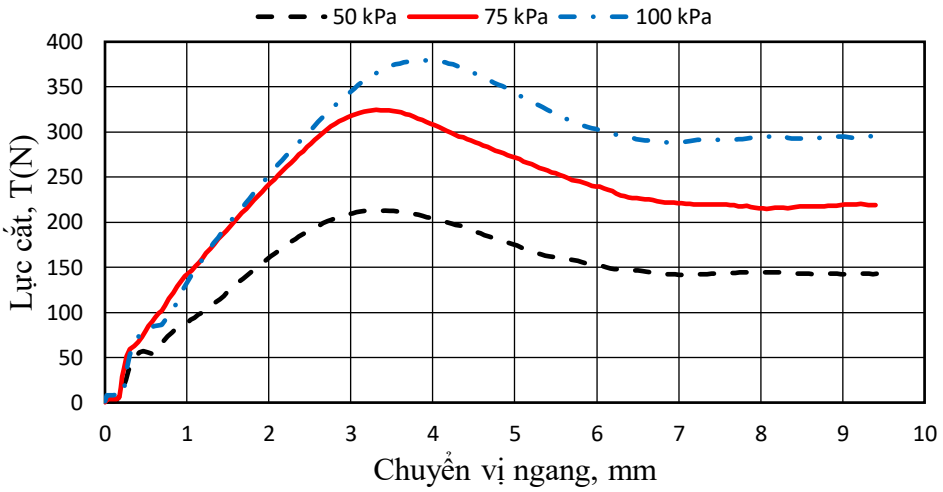
Độ chặt chế bị mẫu, D_r	**Trạng thái mẫu**	**Hệ số rỗng mẫu, e**	**Khối lượng riêng khô, γ_k**	**Chiều cao mẫu, h_m**	**Tổng khối lượng mẫu khô**
%	**-**	**-**	**g/cm^3**	**cm**	**g**
70	Chặt	0,6981	1,57	3,49	376,04

3. Kết quả thí nghiệm và thảo luận

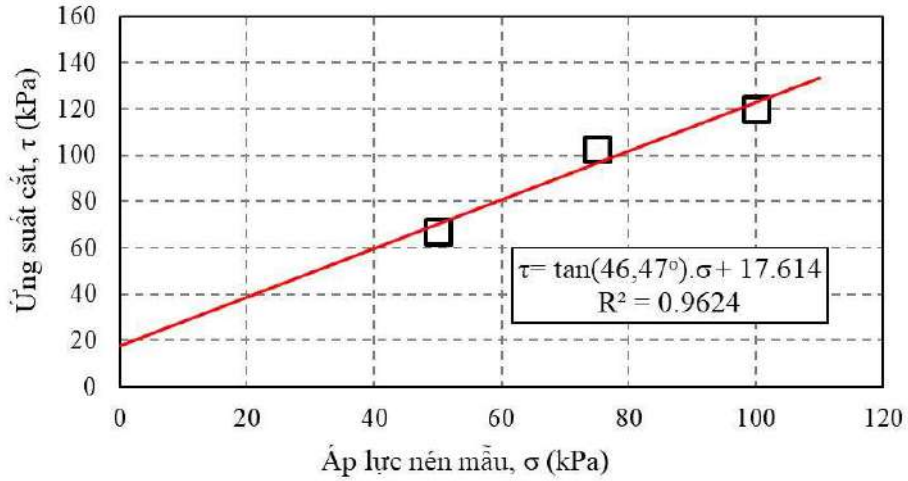
3.1. Xác định các đặc trưng kháng cắt của cát san hô.

Hình 9, 10 thể hiện các kết quả thực nghiệm với mô hình xác định đặc trưng kháng cắt của cát san hô. Rõ ràng áp lực nén mẫu khác nhau sẽ dẫn đến sự khác nhau trong ứng xử của cát san hô. Nhận thấy rằng khi cát ở cùng một trạng thái chặt áp lực nén tăng lên thì lực cắt cũng tăng lên và đường cong quan hệ giữa lực cắt - chuyển vị ngang giá trị lực cắt tăng dần đến khi đạt giá trị lớn nhất rồi có xu hướng đi ngang một đoạn sau đó giảm dần và đi ngang. Vì vậy, khi ở trạng thái chặt đường cong quan hệ giữa lực cắt – chuyển vị ngang xuất hiện giá trị đỉnh một cách rõ rệt, cát san hô có ứng xử hóa mềm sau cực đỉnh. Quy luật biến đổi lực cắt-chuyển vị của cát san hô như mô tả trên cũng được quan sát thấy đối với thạch anh [13].

Do cấu trúc hạt xù xì và có góc cạnh nên cát san hô có góc ma sát trong lớn và xuất hiện cả lực dính biểu kiến (Hình 10). Maslov [14] giải thích rằng cường độ lực dính biểu kiến của đất rời được quy định bởi lực tương tác gài móc giữa các hạt với nhau và ảnh hưởng của sự gài móc tăng lên cùng với sự tăng của độ chặt của đất rời.



Hình 9. Quan hệ lực cắt – chuyển vị ngang khi cát san hô ở trạng thái chặt D_r = 70%



Hình 10. Đường bao chống cắt của cát san hô

3.2. Xác định đặc trưng ma sát bề mặt của lưới địa kỹ thuật và cát san hô

Hình 11 thể hiện quan hệ giữa lực ma sát bề mặt $T_{interface}$ và chuyển vị ngang của hệ giao diện cát san hô - lưới địa kỹ thuật tại ba cấp ứng suất nén σ=50, 75 và 100 kPa đối với mẫu cát san hô ở trạng thái chặt (D_r = 70%). Có thể nhận thấy lực ma sát tăng nhanh ở giai đoạn đầu khi chuyển vị nhỏ, sau đó tiếp tục tăng đến giá trị cực đại và giảm dần về trạng thái ổn định khi chuyển vị lớn. Dạng đường cong này cho thấy đặc trưng làm cứng ban đầu, đạt cực đại thì hóa mềm, phản ánh sự huy động dần cơ chế ma sát và cơ chế gài móc tại mặt tiếp xúc, sau đó suy giảm do phá vỡ liên kết gài móc và tái sắp xếp cấu trúc hạt quanh vùng cắt. Khi ứng suất nén tăng từ 50 kPa lên 100 kPa, lực ma sát cực đại tăng rõ rệt, chứng tỏ khả năng kháng trượt của giao diện phụ thuộc mạnh vào mức nén, đồng thời cho thấy vai trò chi phối của các tương tác tiếp xúc và khóa cơ học dưới áp lực.

Từ các giá trị cực đại của lực/ứng suất cắt tại từng cấp σ, đường bao chống cắt giao diện được xác định (Hình 12) và được xấp xỉ tốt bởi quan hệ đường bậc nhất:

$$\tau_{\text{interface}} = c_{\alpha} + \sigma.\tan\delta \qquad (1)$$

Trong đó kết quả hồi quy cho thấy $\delta=51^0$, c_a=6.0 kPa với R^2=0.9807. Giá trị R^2 cao chứng tỏ mô hình tuyến tính theo ứng suất pháp có thể mô tả hợp lý xu thế biến thiên của sức kháng cắt giao diện trong dải ứng suất khảo sát.

So tương tác này với trường hợp ma sát thuần túy giữa cát san hô – san hô, cho thấy:

- Góc ma sát giao diện δ (Hình 11) lớn hơn góc ma sát trong φ (51,0° so với 46,47°) với tỷ lệ δ = 1,097φ so với tiêu chuẩn AASHTO ở Bảng 1 là δ = 2/3φ, phản ánh rằng sự hiện diện của lưới (với cấu trúc ô rỗng) tạo điều kiện huy động thêm khóa cơ học (interlocking) và tăng thành phần kháng cắt phụ thuộc ứng suất.

- Lực dính biểu kiến của giao diện c_a nhỏ hơn so với c của cát san hô thuần túy, do mặt trượt không còn là hệ hạt-hạt liên tục trên toàn bộ diện tích mà bị "gián đoạn" bởi vật liệu lưới, khiến thành phần "dính" biểu kiến giảm.

Trong cấu hình thí nghiệm của nghiên cứu này, lưới địa kỹ thuật được cố định trên thớt dưới và không dịch chuyển tương đối so với thớt, trong khi thớt dưới chuyển động cắt tạo ra trượt tương đối giữa khối cát phía trên và bề mặt thớt dưới có lưới. Do lưới có các ô rỗng, bề mặt tiếp xúc thực tế không phải là một mặt phẳng đồng nhất mà bao gồm đồng thời:

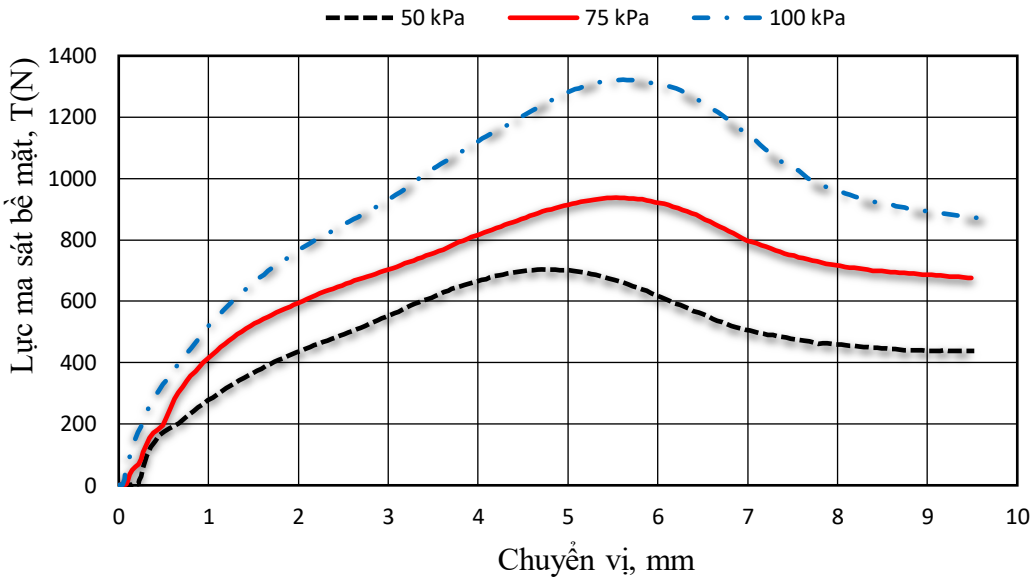
- Ma sát cát san hô – vật liệu lưới (soil-grid friction): hạt cát trượt trên sợi lưới, phụ thuộc vào độ nhám, cấu tạo sợi và vật liệu lưới.

- Tương tác cát san hô – cát san hô trong các ô lưới (soil–soil interaction within apertures): cát chèn trong lỗ lưới tạo ra các "cột khóa"/vùng neo vi mô, tại đó xảy ra cắt và trượt hạt-hạt tương tự cát thuần. Thành phần này làm cho sức kháng cắt giao diện mang dấu ấn của φ của cát san hô.

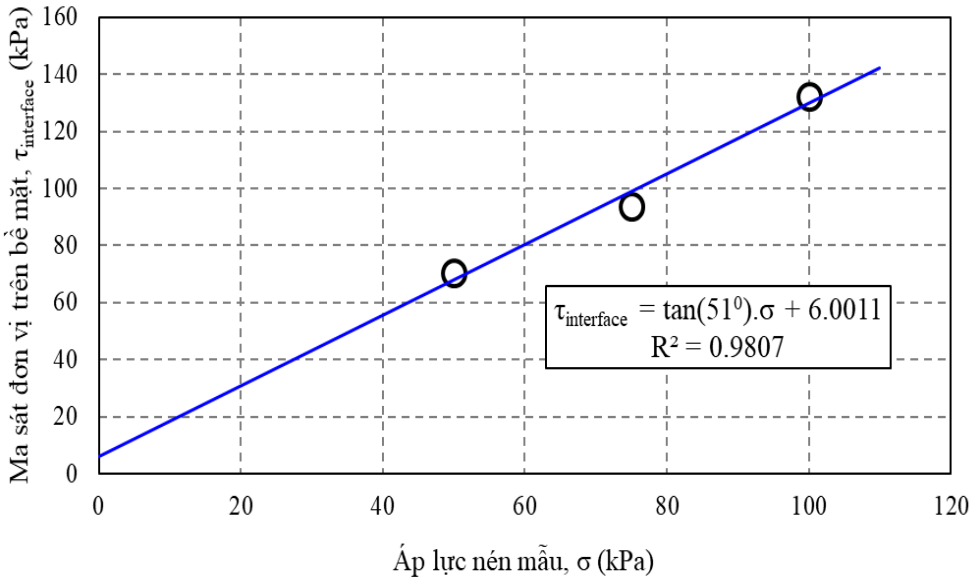
- Khóa cơ học/gài móc (interlocking): khi ứng suất nén tăng, hạt cát bị ép mạnh vào sợi lưới và vào các vùng chèn trong ô lưới, làm tăng lực khóa và khả năng chống trượt. Đây là nguyên nhân khiến δ có thể lớn hơn φ và xu hướng tăng kháng cắt rõ hơn ở σ lớn.

- Hóa mềm sau đỉnh: sau khi đạt đỉnh, cơ chế gài móc bị phá vỡ do hạt dịch chuyển, tái sắp xếp hoặc nghiền vỡ cục bộ tại các điểm tiếp xúc tập trung ứng suất; kết quả là lực ma sát giảm về mức ổn định. Dạng đường cong ở Hình 11 thể hiện rõ đặc trưng này.

Như vậy, thông số thu được từ thí nghiệm không phản ánh "*ma sát thuần*" giữa vật liệu lưới và hạt cát mà là sức kháng cắt giao diện tổng hợp, bao gồm cả ma sát cát-lưới, ma sát/cắt hạt-hạt trong ô lưới và thành phần khóa cơ học. Đây cũng chính là trạng thái làm việc thực tế của nền gia cường bằng lưới địa kỹ thuật, vì trong công trình hạt đất thường chèn trong ô lưới và tham gia trực tiếp vào cơ chế truyền lực.



Hình 11. Quan hệ lực ma sát bề mặt – chuyển vị ngang khi cát san hô ở trạng thái chặt D_r = 70%



Hình 12. Đường bao chống cắt của cát san hô khi có lưới địa kỹ thuật

4. Kết luận

Nghiên cứu đã xác định được đặc trưng kháng cắt của cát san hô và đặc trưng kháng cắt giao diện giữa cát san hô và lưới địa kỹ thuật trong điều kiện trạng thái chặt (D_r = 70%) và khô. Kết quả cho thấy cát san hô có góc ma sát trong lớn và thể hiện ứng xử hóa mềm sau đỉnh rõ rệt. Đối với giao diện lưới - cát, sức kháng cắt thu được là tổng hợp của ma sát cát-lưới, tương tác cát-cát trong ô lưới và cơ chế gài móc, trong đó thành phần khóa cơ học làm gia tăng đáng kể góc ma sát phụ thuộc ứng suất.

So với cát san hô thuần, giao diện có xu hướng huy động sức kháng cắt lớn hơn ở ứng suất nén cao, phản ánh vai trò tích cực của lưới địa kỹ thuật (trong việc tăng khả năng chống trượt. Các thông số xác định được có thể sử dụng làm cơ sở đầu vào cho phân tích và thiết kế nền móng gia cường trên nền cát san hô trong điều kiện tải trọng tĩnh.

Tài liệu tham khảo

1. W. Wang, W. Li, Z. Yao, Experimental study on shear characteristics of reef coral sand, In IOP Conference Series: Earth and Environmental Science, 358 (2019) 052042. https://doi.org/10.1088/1755- 1315/358/5/052042

2. D. T. Neil, Characteristics and Significance of a Sub-tropical'Low Wooded Island': Green Island, Moreton Bay, Australia, Journal of Coastal Research, 2 (2000) 287-294.

3. B. Xu, A. Zhuge, Review of research on physical properties of coral sands, In 5th International Conference on Energy and Environmental Protection-ICEEP, Atlantis Press, (2016) 895-898.

4. Z. K. Feng, W. J. Xu, Q. S. Meng, Mechanical behaviors of interaction between coral sand and structure surface, Journal of Central South University, 27 (2020) 3436-3449. https://doi.org/10.1007/s11771-020-4557-x

5. N. Yavari, A. M. Tang, J. M. Pereira, G. Hassen, Effect of temperature on the shear strength of soils and the soil–structure interface, Cana dian Geotechnical Journal, 7 (2016) 1186-1194. https://doi.org/10.1139/cgj-2015-0355.

6. Z. Wu, H. Yu, H. Ma, J. Zhang, B. Da, Physical and mechanical properties of coral aggregates in the South China Sea, Journal of Building Engineering, 63 (2023) 105478. https://doi.org/10.1016/j.jobe.2022.105478

7. L. Ma, Z. Li, M. Wang, H. Wei, P. Fan, Effects of size and loading rate on the mechanical properties of single coral particles, Powder Technology, 342 (2019) 961-971. https://doi.org/10.1016/j.powtec.2018.10.037

8. X. Chen, J. Shen, X. Wang, T. Yao, D. Xu, Effect of saturation on shear behavior and particle breakage of coral sand, Journal of Marine Science and Engineering, 9 (2022) 1280. https://doi.org/10.3390/jmse10091280

9. X. Li, R. Zhang, Z. Yang, P. Chen, F. Ji, B. Wen, Mechanical behavior analysis and bearing capacity calculation of CFG pile composite foundation on coral sand site, Frontiers in Earth Science, 11 (2023) 1204989. https://doi.org/10.3389/feart.2023.1204989

10. C. Jiang, X. Ding, G. Yang, Static Simple Shear Tests on Mechanical Behavior of Interface Between Coral Sand and Concrete, In International Conference on Green Building, Civil Engineering and Smart City, Singapore, 211 (2022) 519-526. https://doi.org/10.1007/978-981-19-5217-3_51

10. TCVN 5747:1993, Đất xây dựng – Phân loại.

11. Cao Văn Hòa, Nghiên cứu ảnh hưởng của cấp phối hạt và cỡ hạt đến đặc trưng kháng cắt và biến dạng san hô, 2020.

12. TCVN 4199-1995: Đất xây dựng - phương pháp xác định sức chống cắt trong phòng thí nghiệm ở máy cắt phẳng"

13. B. M. Das, Advanced soil mechanics, 5th Edition, CRC press, 2019.

14. E. M. Dobrov, Cơ học đất, xuất bản lần thứ 2, Nhà xuất bản Academy, Mowscow, 2015 (bản tiếng Nga).

Experimental study on the determination of interface friction characteristics between geogrid and coral sand

Abstract: *In the design of geogrid-reinforced shallow foundations on coral sand, accurate determination of the shear strength properties of the soil and the interface friction between soil and geogrid is of significant importance. This study presents laboratory test results aimed at determining the shear strength characteristics of coral sand and the interface friction properties between coral sand and geogrid. A new shear box apparatus was designed and fabricated with a specimen size of 10 × 10*

cm, allowing the geogrid to be directly fixed onto the lower shear box to simulate realistic interface working conditions. The testing system was installed on an automatic direct shear machine (Shearmatic) to ensure accuracy and stability during loading and measurement. All tests were conducted on dry coral sand specimens at a dense state (Dr = 70%) under different normal stress levels. The results show that coral sand exhibits an internal friction angle of φ = 46.47° and a cohesion of c = 17.614 kPa. For the geogrid–coral sand interface, the interface friction angle was determined as δ = 51°, with an apparent cohesion of approximately 6 kPa due to the interlocking mechanism between the geogrid and coral sand particles. The study not only provides essential parameters for the design of reinforced foundations but also demonstrates the feasibility and reliability of the improved shear box apparatus in evaluating soil-reinforcement interaction.

Keywords: coral sand, internal friction angle, interface friction angle, laboratory test, relative density.

Nghiên cứu ảnh hưởng của góc nghiêng lỗ khoan dạng nêm đến hiệu quả phá hủy đá

Kiều Xuân Bách[1], Vũ Trọng Hiếu[1], Đàm Trọng Thắng[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: kieuxuanbach.hnvn@gmail.com; Tel: 0967865825

Tóm tắt

Phương pháp tính toán tác dụng nổ phá hủy đất đá chủ yếu nghiên cứu cơ sở lý thuyết tác dụng nổ của lượng nổ tập trung bằng theo các quan điểm thủy động lực học nổ, sóng ứng suất phản xạ hoặc lý luận cân bằng động năng. Mặc dù lỗ mìn nghiêng được ứng dụng rộng rãi trong thi công phá hủy đất đá, đặc biệt ứng dụng làm nhóm lỗ khoan đột khẩu trong thi công đường hầm, tuy nhiên cho đến nay chưa có một nghiên cứu lý thuyết về tối ưu tác dụng nổ của nhóm lượng nổ trong lỗ khoan nghiêng của nhóm lỗ mìn đột khẩu. Chính vì lý do trên bài báo tiến hành xây mô hình lý thuyết về sự tương tác của nhóm lỗ mìn nghiêng thực và nhóm lỗ mìn nghiêng ảo nằm đối xứng nhau qua bề mặt tự do trên cơ sở lý thuyết thủy động lực học nổ. Kết quả nghiên cứu cho phép thiết lập trường tốc độ của các hạt đất đá phụ thuộc vào góc nghiêng của nhóm lỗ khoan và bước đầu rút ra trị số hợp lý của góc nghiêng lỗ khoan đột khẩu đảm bảo hiệu quả phá đột khẩu tốt nhất theo từng hướng phá hủy..

Từ khóa *: Lỗ khoan đột khẩu; lượng nổ dài; môi trường một mặt thoáng; vận tốc phần tử môi trường.*

1. Đặt vấn đề

Trong thi công công trình ngầm và khai thác mỏ, phương pháp khoan nổ mìn luôn là một phương án tối ưu cả về chi phí và năng suất. Do đó việc nghiên cứu, tính toán tính chất cơ lý của phản ứng nổ trong đất, đá luôn là vấn đề bức thiết nhằm kiểm soát vụ nổ, khống chế vùng phá hủy, tối ưu hóa hiệu quả nổ và giảm tác động đến môi trường.

Trong các nghiên cứu và tài liệu sách, báo hiện nay khi nghiên cứu về nổ trong môi trường đất đá mới chỉ tập trung vào nghiên cứu lượng nổ tập trung và đã xây dựng tương đối hoàn thiện về phản ứng cơ lý, công thức tính toán khi tiến hành nổ trong đất, đá. Còn với lượng nổ dài mới chỉ đề cập đến trường hợp "lượng nổ dài đặt song song với mặt thoáng", áp dụng nguyên lý tính toán tương tự như với lượng nổ tập trung. Đối với lượng nổ dài đặt nghiêng so với mặt thoáng vốn được ứng dụng rất nhiều trong xây dựng công trình ngầm và khai thác mỏ hiện vẫn chưa có nghiên cứu chính thức nào về phản ứng cơ lý hay công thức tính toán nhằm đánh giá hiệu quả nổ [1, 3, 6, 8].

Do đó nghiên cứu này được thực hiện nhằm bước đầu xây dựng mô hình, công thức tính toán của lượng nổ dài đặt nghiêng trong điều kiện một mặt thoáng; làm cơ sở cho các nghiên cứu chuyên sâu tiếp theo.

2. Cơ sở lý thuyết và phương pháp nghiên cứu

2.1. Tính toán lượng nổ trong môi trường vô tận

Giả sử có một lượng nổ hình cầu được kích nổ tức thời trong môi trường rắn vô tận. Giả thiết môi trường đất đá là một chất lỏng lý tưởng không chịu nén. Sau khi kích nổ, toàn bộ các phần tử môi trường xung quanh lượng nổ nhận được một trường tốc độ. Môi trường sẽ bị phá hoại tại những điểm có mật độ động năng lớn hơn công riêng phá hoại môi trường. Vì vậy để nhận được công thức tính lượng nổ và bán kính phá hoại môi trường cần nghiên cứu thiết lập trường tốc độ.

Xét miền không gian D giới hạn bởi hai mặt cầu S_0 có bán kính bằng bán kính lượng nổ r_0 và mặt cầu S có bán kính là R (Hình 1), dưới tác dụng của áp lực khí nổ trong buồng mìn đã đẩy

các phần tử môi trường chuyển động ra ngoài theo phương bán kính. Trong thời gian *dt* lượng vật chất bị nén ép vào mặt S_0 bán kính r_0 bằng lượng vật chất thoát khỏi bề mặt S bán kính R [2, 5, 7]:

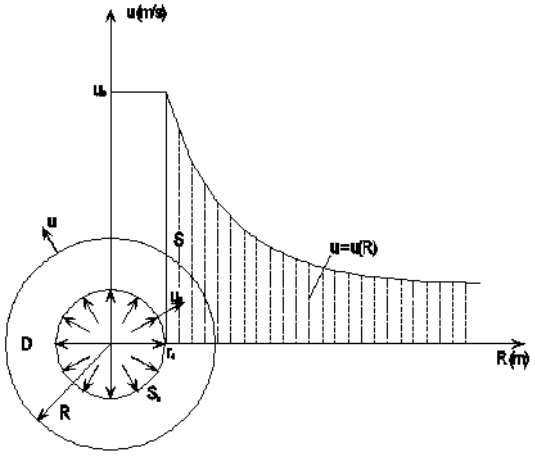
$$4\pi.r_0^2.u_0.dt = 4\pi.R^2.u.dt$$

$$u = u_0 \frac{r_0^2}{R^2} \quad (1)$$

Trong đó: u_0- tốc độ chuyển động của các phần tử môi trường ở thành buồng nổ có bán kính là r_0;

u- tốc độ chuyển động của các phần tử môi trường ở vị trí có bán kính R;

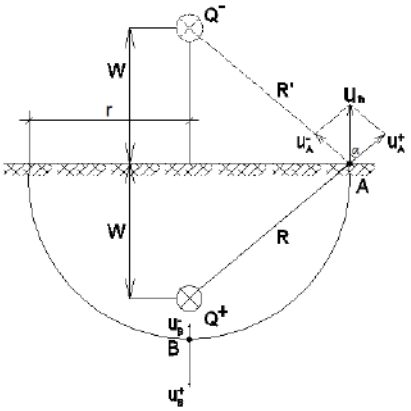
r_0- bán kính lượng nổ (trong trường hợp nghiên cứu chính là bán kính buồng nổ).



Hình 1. Trường tốc độ của các phần tử môi trường xung quanh lượng nổ

2.2. Tính toán lượng nổ tạo thành phễu trong môi trường bán vô tận

Cho nổ một lượng thuốc hình cầu trong môi trường đất đá bán vô tận, lượng thuốc đặt gần mặt thoáng để tạo thành phễu văng. Theo lý thuyết phá đất đá bằng sóng phản xạ, các phần tử môi trường sẽ chịu tác động của hai sóng là sóng tới lan truyền từ lượng nổ thật ở (C+) và sóng phản xạ lan truyền từ lượng nổ ảo ở (C-). Trong trường hợp này mỗi phần tử môi trường nhận được hai véc tơ tốc độ, một thành phần do lượng nổ thực gây ra có tác dụng đẩy các hạt môi trường khỏi lượng nổ thực theo phương bán kính của nó, một thành phần do lượng nổ ảo gây ra và có tác dụng hút vào tâm ảo theo phương bán kính. Tổng hợp hai véc tơ tốc độ này là một véc tơ tổng, nếu có trị số vượt quá tốc độ tới hạn thì môi trường bị phá huỷ tại điểm đó.



Hình 2. Sơ đồ tương tác của lượng nổ thực và ảo trong môi trường bán vô tận

Để xác định kích thước phễu văng chúng ta nghiên cứu điểm A đặt ở biên phễu, điểm A bị phá hoại khi tốc độ tổng hợp tác dụng lên nó bằng tốc độ tới hạn. Từ (Hình 2) dễ dàng nhận thấy phần tử môi trường ở điểm A có các thành phần tốc độ dưới đây.

Tốc độ do lượng nổ thực (Q+) gây ra có trị số được xác định theo công thức (1) là:

$$u_A^+ = u_0(\frac{r_0}{R})^2$$

Tốc độ do lượng nổ ảo (Q-) gây ra có trị số được xác định theo công thức (1) là:

$$u_A^- = u_0(\frac{r_0}{R'})^2$$

Ta có $\left|\overrightarrow{u_A^+}\right| = \left|\overrightarrow{u_A^-}\right|$ do đó véctơ tổng hợp $\vec{u}$ tại A sẽ có trị số bằng:

$$u = 2.u_A^+.\cos\alpha = 2.u_A^+.\frac{w}{R}$$

$$u = 2.u_0(\frac{r_0}{R})^2.\frac{w}{R} \qquad (2)$$

Điều kiện để môi trường bị phá huỷ là những điểm ở đó có mật độ động năng vượt quá công riêng phá huỷ môi trường [2 ,7]:

$$\frac{\rho.u^2}{2} \geq A_M \qquad (3)$$

Trong đó: A_M - là công riêng phá huỷ môi trường.

Tại điểm tới hạn ta có:

$$u = u_{th} = \sqrt{\frac{2.A_M}{\rho}} \qquad (4)$$

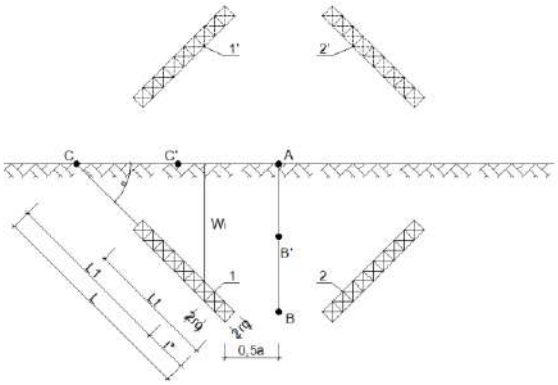
Điểm A trở thành mép phễu, khi phần tử môi trường tại điểm A bị phá huỷ, do đó ta có điều kiện sau:

$$u = u_{th} \qquad (5)$$

3. Thiết lập mô hình bài toán tương tác của nhóm lỗ khoan đột khẩu dạng nêm

Bài toán: Xét 2 lượng nổ dài đối xứng: có chiều dài Lt ở trong môi trường bán vô tận, có góc nghiêng so với mặt thoáng α, bán kính lượng nổ ro. Giá trị đường kháng lớn nhất w, chiều dài dọc theo lượng nổ đến mặt thoáng L.

Khảo sát điểm A nằm tại mặt thoáng trên đường trung tuyến giữa 2 lượng nổ, điểm B di động trên đường trung tuyến và điểm C di động trên bề mặt thoáng như hình vẽ:



Hình 3. Sơ đồ mô hình nổ (1, 2 – Cặp lượng nổ thực; 1',2' – Cặp lượng nổ ảo)

3.1. Khảo sát điểm A.

Thành phần tốc độ do lượng nổ thực đơn vị (Q^{i+}) gây ra tại điểm A có trị số được xác định theo công thức (1) là

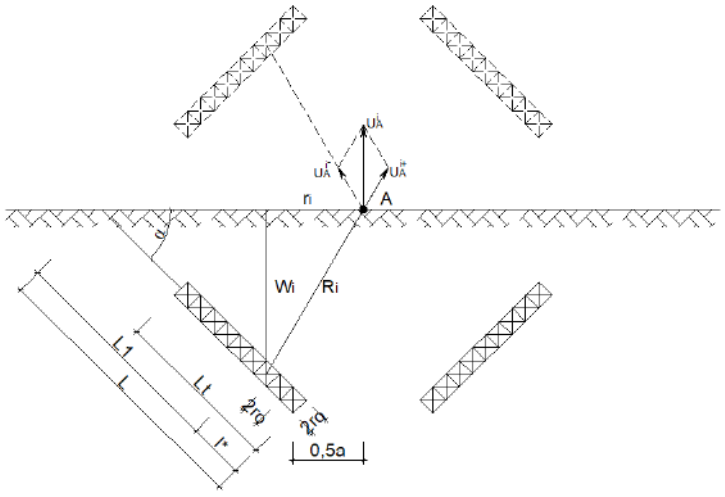
$$u_A^{i+} = u_o.\left(\frac{r_o}{R_i}\right)^2 \tag{6}$$

Thành phần tốc độ do lượng nổ ảo đơn vị (Q^{i-}) gây ra:

$$u_A^{i-} = u_o.\left(\frac{r_o}{R_i'}\right)^2 \tag{7}$$

Ta có $\left|\overrightarrow{u_A^{i+}}\right| = \left|\overrightarrow{u_A^{i-}}\right|$ Do đó véc tơ tổng hợp tại A có trị số bằng:

$$u_A^i = 2.u_o.\left(\frac{r_o}{R_i}\right)^2.\frac{w_i}{R_i} \tag{8}$$



Hình 4. Sơ đồ tác dụng của lượng nổ đơn vị lên điểm A

Điều kiện ban đầu: u_o = const; r_o = const; a = const; α = const

Xét lượng nổ tập trung thành phần bất kỳ có:

+ $R_i = \sqrt{r_i^2 + w_i^2}$

+ $w_i = L_1.\sin\alpha$

+ $r_i = \frac{1}{2}.a + l^*.\cos\alpha$ d

+ l^* = i.2r_o

+ $L_1 = L - l^* = L - i.2r_o$

=> Ta có:

$$w_i = (L\text{-}i.2r_o).\sin\alpha \tag{9}$$

$$r_i = \frac{1}{2}.a + i.2r_o.\cos\alpha \tag{10}$$

$$R_i = \sqrt{\left(\frac{1}{2}.a + i.2r_o.\cos\alpha\right)^2 + \left[(L - i.2r_o).\sin\alpha\right]^2} \tag{11}$$

Thay (9); (10); (11) vào (8) ta có:

$$u_A^i = 2.u_o.\left(\frac{r_o}{\sqrt{\left(\frac{1}{2}.a + i.2r_o.\cos\alpha\right)^2 + \left[(L - i.2r_o).\sin\alpha\right]^2}}\right)^2 .\left(\frac{(L - i.2r_o).\sin\alpha}{\sqrt{\left(\frac{1}{2}.a + i.2r_o.\cos\alpha\right)^2 + \left[(L - i.2r_o).\sin\alpha\right]^2}}\right) \tag{12}$$

Từ (12) ta có véc tơ tổng hợp tại điểm A gây ra bởi 2 lượng nổ dài đối xứng:

$$u_A = 4.u_o.r_o^2.\sum_{i=1}^{i=\frac{L_1}{2r_o}} \frac{(L - i.2r_o).\sin\alpha}{\left[\sqrt{\left(\frac{1}{2}.a + i.2r_o.\cos\alpha\right)^2 + \left[(L - i.2r_o).\sin\alpha\right]^2}\right]^3} \tag{13}$$

3.2. Khảo sát điểm B, di chuyển trên đường trung tuyến giữa 2 lượng nổ.

Thành phần tốc độ do lượng nổ thực đơn vị (Q_1^{i+}) gây ra tại điểm B có trị số được xác định theo công thức (1) là

$$u_B^{1i+} = u_o.\left(\frac{r_o}{R}\right)^2 \tag{14}$$

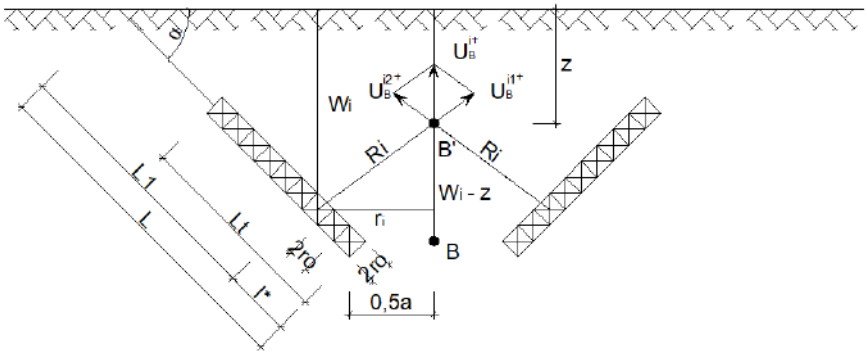
Tương tự thành phần tốc độ do lượng nổ thực đơn vị (Q_2^{i+}) gây ra tại B

$$u_B^{2i+} = u_o.\left(\frac{r_o}{R}\right)^2 \tag{15}$$

Ta có $\left|\overrightarrow{u_B^{1i+}}\right| = \left|\overrightarrow{u_B^{2i+}}\right|$ Do đó véc tơ tổng hợp tại B gây ra bởi 2 lượng nổ thực đơn vị là:

$$u_B^{i+} = 2.u_o.\left(\frac{r_o}{R_i}\right)^2.\frac{w_i - z}{R_i} \tag{16}$$

$z \in [0, \infty]$



Hình 5. Sơ đồ tác dụng của lượng nổ thực đơn vị lên điểm B

Xét lượng nổ tập trung đơn vị bất kỳ có:

$$R_i = \sqrt{r_i^2 + (w_i - z)^2} \tag{17}$$

$$w_i = (L\text{-}i.2r_o).\sin\alpha$$

$$r_i = \frac{1}{2}.a + i.2r_o.\cos\alpha$$

Ta có:

$$R_i = \sqrt{\left(\frac{1}{2}.a + i.2r_o.\cos\alpha\right)^2 + \left[\left(L - i.2r_o\right).\sin\alpha - z\right]^2} \tag{18}$$

Thay các giá trị w_i; r_i; (18) vào (16) ta có:

$$u_B^{i+} = 2.u_o.\left(\frac{r_o}{R_i = \sqrt{\left(\frac{1}{2}.a + i.2r_o.\cos\alpha\right)^2 + \left[\left(L\text{-}i.2r_o\right).\sin\alpha\text{-}z\right]^2}}\right)^2 . \left(\frac{(L\text{-}i.2r_o).\sin\alpha\text{-}z}{R_i = \sqrt{\left(\frac{1}{2}.a + i.2r_o.\cos\alpha\right)^2 + \left[\left(L\text{-}i.2r_o\right).\sin\alpha\text{-}z\right]^2}}\right) \tag{19}$$

Từ (19) ta có véc tơ tổng hợp tại điểm B gây ra bởi 2 lượng nổ dài thực đối xứng:

$$u_B^+ = 2.u_o.r_o^2.\sum_{i=1}^{i=\frac{L_1}{2r_o}} \frac{(L - i.2r_o).\sin\alpha - z}{\left[\sqrt{\left(\frac{1}{2}.a + i.2r_o.\cos\alpha\right)^2 + \left[\left(L - i.2r_o\right).\sin\alpha - z\right]^2}\right]^3} \tag{20}$$

Thành phần tốc độ do lượng nổ ảo đơn vị (Q_1^{i-}) gây ra có trị số được xác định là:

$$u_B^{1i-} = u_o.\left(\frac{r_o}{R'_i}\right)^2$$

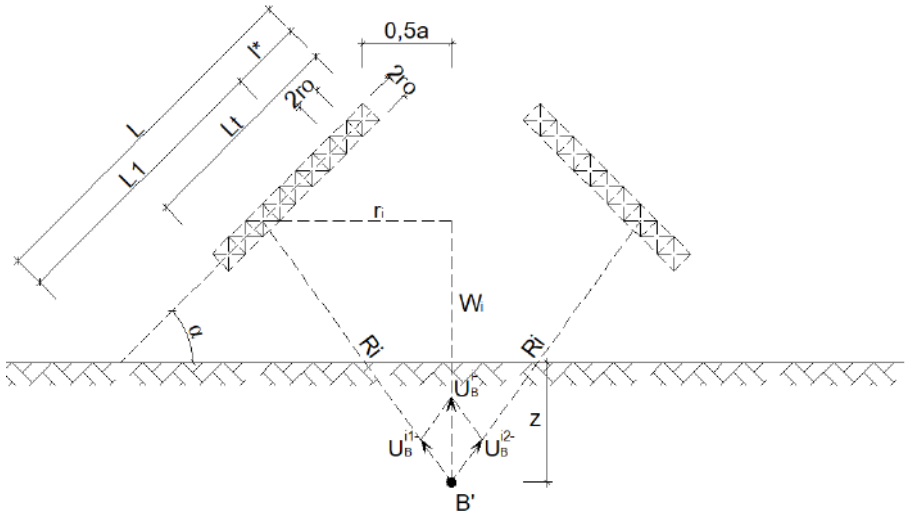
Tương tự thành phần tốc độ do lượng nổ ảo đơn vị (Q_2^{i-}) gây ra tại B

$$u_B^{2i-} = u_o.\left(\frac{r_o}{R'_i}\right)^2$$

Ta có $\left|\overrightarrow{u_B^{1i-}}\right| = \left|\overrightarrow{u_B^{2i-}}\right|$ Do đó véc tơ tổng hợp tại B gây ra bởi 2 lượng nổ ảo đơn vị là:

$$u_B^{i-} = 2.u_o.\left(\frac{r_o}{R_i'}\right)^2.\frac{w_i + z}{R_i'} \tag{21}$$

$z \in [0, \infty]$



Hình 6. Sơ đồ tác dụng của lượng nổ ảo đơn vị lên điểm B

Xét lượng nổ tập trung đơn vị bất kỳ có:

$$R_i' = \sqrt{r_i^2 + (w_i + z)^2} \tag{22}$$

$$w_i = (L - i.2r_o).\sin\alpha$$

$$r_i = \frac{1}{2}.a + i.2r_o.\cos\alpha$$

Ta có:

$$R_i' = \sqrt{\left(\frac{1}{2}.a + i.2r_o.\cos\alpha\right)^2 + \left[(L - i.2r_o).\sin\alpha + z\right]^2} \tag{23}$$

Thay các giá trị w_i; r_i; (23) vào (21) ta có

$$u_B^{i-} = 2.u_o.\left(\frac{r_o}{R_i = \sqrt{\left(\frac{1}{2}.a + i.2r_o.\cos\alpha\right)^2 + \left[(L - i.2r_o).\sin\alpha + z\right]^2}}\right)^2 . \left(\frac{(L - i.2r_o).\sin\alpha + z}{R_i = \sqrt{\left(\frac{1}{2}.a + i.2r_o.\cos\alpha\right)^2 + \left[(L - i.2r_o).\sin\alpha + z\right]^2}}\right) \tag{24}$$

Từ (24) ta có véc tơ tổng hợp tại điểm B gây ra bởi 2 lượng nổ dài ảo đối xứng:

$$u_B^- = 2.u_o.\mathrm{r}_o^2.\sum_{i=1}^{i=\frac{L_1}{2r_o}} \frac{(L-i.2r_o).\sin\alpha+\mathrm{z}}{\left[\sqrt{\left(\frac{1}{2}.a+i.2r_o.\cos\alpha\right)^2+\left[(L-i.2r_o).\sin\alpha+z\right]^2}\right]^3} \tag{25}$$

Ta có 2 véc tơ u_B^+ và u_B^- đồng trục ta có véc tơ tổng hợp tại B được xác định là:

$$u_B = 2.u_o.\mathrm{r}_o^2.\left(\sum_{i=1}^{i=\frac{L_1}{2r_o}} \frac{(L-i.2r_o).\sin\alpha-\mathrm{z}}{\left[\sqrt{\left(\frac{1}{2}.a+i.2r_o.\cos\alpha\right)^2+\left[(L-i.2r_o).\sin\alpha-z\right]^2}\right]^3} + \sum_{i=1}^{i=\frac{L_1}{2r_o}} \frac{(L-i.2r_o).\sin\alpha+\mathrm{z}}{\left[\sqrt{\left(\frac{1}{2}.a+i.2r_o.\cos\alpha\right)^2+\left[(L-i.2r_o).\sin\alpha+z\right]^2}\right]^3}\right) \tag{26}$$

3.3. Khảo sát điểm C di chuyển trên mặt thoáng.

3.3.1. Xét lượng nổ (Q_1)

Thành phần tốc độ do lượng nổ thực đơn vị (Q_1^{i+}) gây ra tại điểm C có trị số được xác định theo công thức (1) là

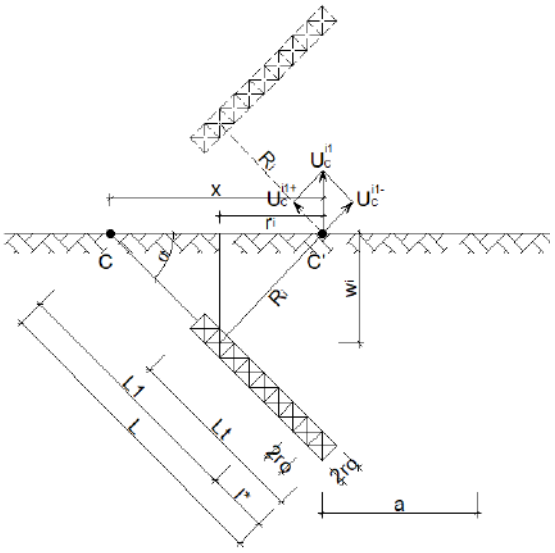
$$u_C^{1i+} = u_o.\left(\frac{r_o}{R}\right)^2$$

Thành phần tốc độ do lượng nổ ảo đơn vị (Q_1^{i-}) gây ra tại C

$$u_C^{1i-} = u_o.\left(\frac{r_o}{R_i'}\right)^2$$

Ta có $\left|\overrightarrow{u_C^{1i+}}\right| = \left|\overrightarrow{u_C^{1i-}}\right|$ Do đó véc tơ tổng hợp tại C gây ra bởi 2 lượng nổ thực và ảo đơn vị là:

$$u_C^{1i} = 2.u_o.\left(\frac{r_o}{R_i}\right)^2.\frac{w_i}{R_i} \tag{27}$$



Hình 7. Sơ đồ tác dụng của lượng nổ 1 đơn vị lên điểm C

Xét lượng nổ tập trung đơn vị bất kỳ có:

$$R_{1i} = \sqrt{r_{1i}^{\,2} + w_{1i}^{\,2}}$$

$$w_{1i} = (L\text{-}i.2r_o).\sin\alpha$$

$$r_{1i} = (L - i.2r_o).\cos\alpha - x$$

Ta có:

$$R_{1i} = \sqrt{\left[(L - i.2r_o).\sin\alpha\right]^2 + \left[(L - i.2r_o).\cos\alpha - x\right]^2} \tag{28}$$

$$x \in \left[-\infty, \left(\mathrm{L}.\cos\alpha + \frac{1}{2}\mathrm{a}\right)\right]$$

Điểm 0 tại gốc góc nghiêng α.

Thay các giá trị w_i; r_i; (28) vào (27) ta có:

$$u_C^{1i} = 2.u_o.\left(\frac{r_o}{\sqrt{\left[(L - i.2r_o).\sin\alpha\right]^2 + \left[(L - i.2r_o).\cos\alpha - x\right]^2}}\right)^2 \cdot \frac{(L - i.2r_o).\sin\alpha}{\sqrt{\left[(L - i.2r_o).\sin\alpha\right]^2 + \left[(L - i.2r_o).\cos\alpha - x\right]^2}} \tag{29}$$

3.3.2. Xét lượng nổ (Q_2)

Thành phần tốc độ do lượng nổ thực đơn vị (Q_2^{i+}) gây ra tại C

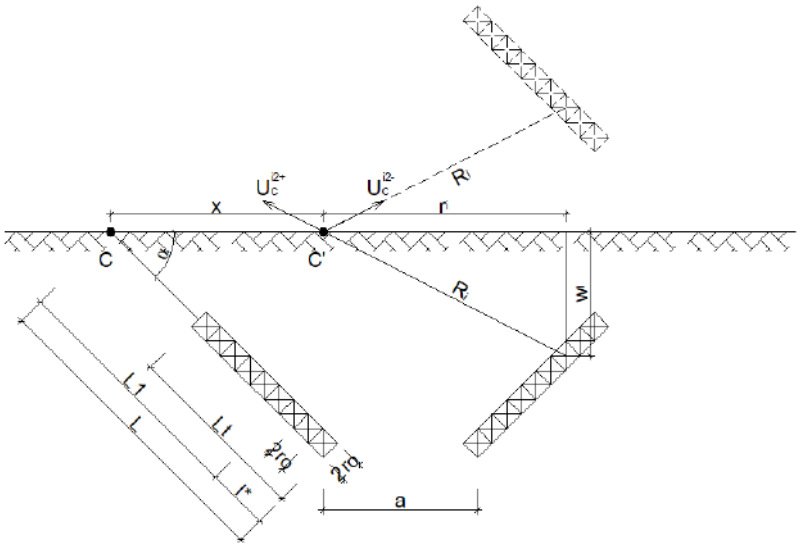
$$u_C^{2i+} = u_o.\left(\frac{r_o}{R_{2i}}\right)^2$$

Thành phần tốc độ do lượng nổ ảo đơn vị (Q_2^{i-}) gây ra tại C

$$u_C^{2i-} = u_o.\left(\frac{r_o}{R_{2i}'}\right)^2$$

Ta có $\left|\overrightarrow{u_C^{2i+}}\right| = \left|\overrightarrow{u_C^{2i-}}\right|$ Do đó véc tơ tổng hợp tại B gây ra bởi 2 lượng nổ thực và ảo đơn vị là:

$$u_C^{2i} = 2.u_o.\left(\frac{r_o}{R_{2i}}\right)^2.\frac{w_{2i}}{R_{2i}} \tag{30}$$



Hình 8. Sơ đồ tác dụng của lượng nổ 2 đơn vị lên điểm C

$$R_{2i} = \sqrt{r_{2i}^{\,2} + w_{2i}^{\,2}}$$

$$w_{2i} = (L\text{-}i.2r_o).\sin\alpha$$

$$r_{2i} = a + (L + i.2r_o).\cos\alpha - x$$

Ta có:

$$R_{2i} = \sqrt{\left[(L - i.2r_o).\sin\alpha\right]^2 + \left[a + (L + i.2r_o).\cos\alpha - x\right]^2} \tag{31}$$

Thay các giá trị $w_{2i;}\, r_{2i}$; (31) vào (30) ta có:

$$u_C^{2i} = 2.u_o.\left(\frac{r_o}{\sqrt{\left[(L - i.2r_o).\sin\alpha\right]^2 + \left[a + (L + i.2r_o).\cos\alpha - x\right]^2}}\right)^2 .\frac{(L - i.2r_o).\sin\alpha}{\sqrt{\left[(L - i.2r_o).\sin\alpha\right]^2 + \left[a + (L + i.2r_o).\cos\alpha - x\right]^2}} \tag{32}$$

Ta có 2 véc tơ u_C^{1i} và u_C^{2i} đồng trục ta có véc tơ tổng hợp tại C được xác định là:

$$u_C = 2.u_o.r_o^2\left\{\sum_{i=1}^{i=\frac{L_T}{2r_o}} \frac{(L - i.2r_o).\sin\alpha}{\left\{\sqrt{\left[(L - i.2r_o).\sin\alpha\right]^2 + \left[(L - i.2r_o).\cos\alpha - x\right]^2}\right\}^3} + \sum_{i=1}^{i=\frac{L_T}{2r_o}} \frac{(L - i.2r_o).\sin\alpha}{\left\{\sqrt{\left[(L - i.2r_o).\sin\alpha\right]^2 + \left[a + (L + i.2r_o).\cos\alpha - x\right]^2}\right\}^3}\right\} \tag{33}$$

4. Khảo sát, tính toán áp dụng thử

Thiết lập điều kiện ban đầu L=1,5(m), L_t=0,84(m), r_o=21(mm), a= 5(cm), 2 lượng nổ

được đặt trong môi trường đồng nhất; khảo sát trong môi trường thạch cao U_{th} = 4(m/s); Bê tông mác 100 U_{th} = 5,7(m/s); Đá vôi U_{th} = 16(m/s);

Thuốc nổ sử dụng là loại Amonit dạng bột có:

ρ_o – Mật độ thuốc nổ: 800 ÷ 900 kg/m^3

E_o – Năng lượng riêng của thuốc nổ: 3,2 ÷ 3,6x10^6 J/kg

ρ – Mật độ môi trường: Thạch cao = 2000 kg/m^3

Bê tông mác 100 = 2400 kg/m^3

Đá vôi = 2600 kg/m^3

Ta có u_o tính theo công thức (3.32) sách "Nổ mìn trong ngành mỏ và công trình":

$$u_0^1 = \sqrt{\frac{2}{3}.\frac{\rho_o}{\rho}.E_o} = \sqrt{\frac{2}{3}.\frac{800}{2000}.3,2.10^6} \approx 924(m/s)$$

$$\int u_0^1 = 925(m/s); u_0^2$$

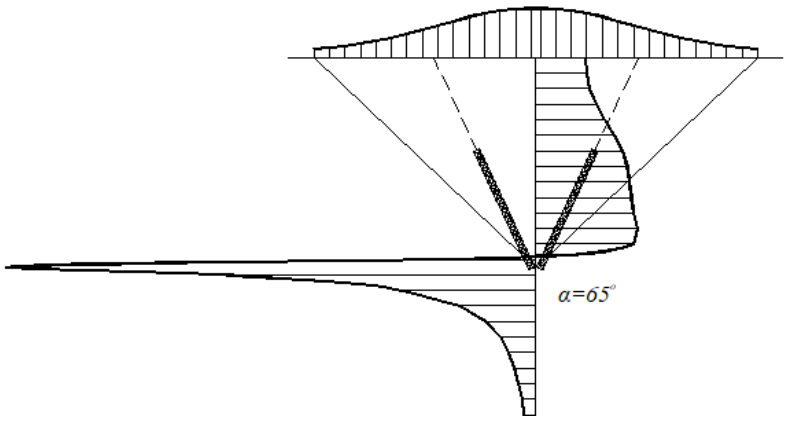
$$u_0^1 = 925(m/s); u_0^2 = 850(m/s); u_0^3 = 810(m/s)$$

Chọn $u_0^1 = 925(m/s); u_0^2 = 850(m/s); u_0^3 = 810(m/s)$

Thay vào các công thức (26); (33) ta thu được các biểu đồ chỉ ra vận tốc phần tử môi trường, sự biến thiên của chiều sâu hất văng Zv, chiều sâu vùng phá hoại Zp, bán kính phễu nổ Zp và sự phụ thuộc của chúng vào góc nghiêng α.

Bảng 1. Số liệu vận tốc phần tử môi trường biến thiên theo tọa độ điểm khảo sát tương ứng với góc nghiêng α = 65^o, trong môi trường vữa bê tông Mác 100:

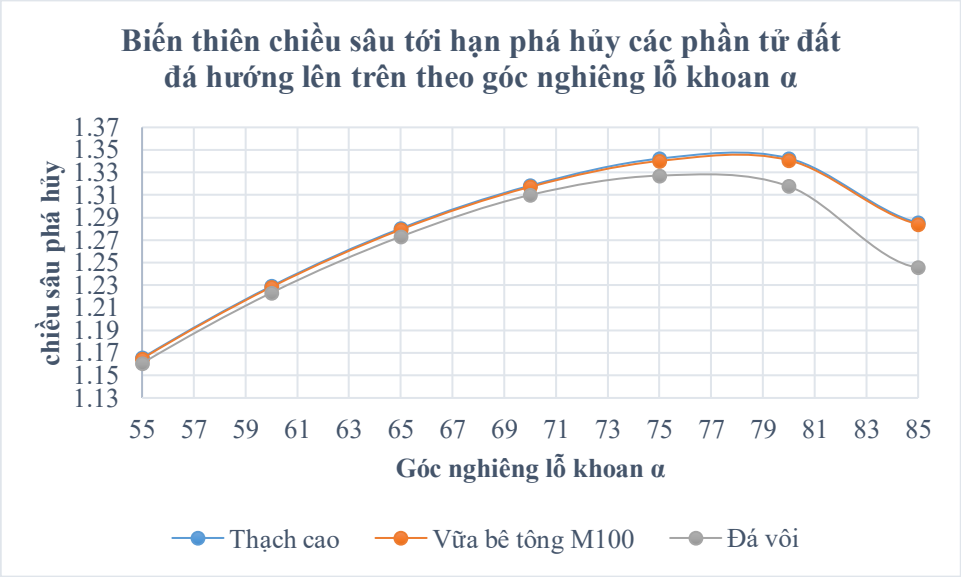
Tọa độ khảo sát x (m)	**Vận tốc phần tử môi trường Uc (m/s)**	**Tọa độ khảo sát z (m)**	**Vận tốc phần tử môi trường U_B (m/s)**	**Tọa độ khảo sát z (m)**	**Vận tốc phần tử môi trường U_B (m/s)**	**Tọa độ khảo sát z (m)**	**Vận tốc phần tử môi trường U_B (m/s)**
-0,7969	5,70000	0,00	31,81380	1,31	-116,07876	1,46	-114,31346
-0,6969	6,64264	0,10	32,60694	1,32	-202,84664	1,47	-105,57363
-0,5969	7,77849	0,20	35,01654	1,33	-287,17779	1,48	-97,89198
-0,4969	9,14846	0,30	39,06500	1,34	-335,40901	1,49	-91,09855
-0,3969	10,79747	0,40	44,52929	1,35	-341,68880	1,50	-85,05589
-0,2969	12,76879	0,50	50,56958	1,36	-321,52530	1,51	-79,65218
-0,1969	15,09136	0,60	55,72692	1,37	-290,98258	1,52	-74,79587
-0,0969	17,75632	0,70	58,93030	1,38	-259,26977	1,53	-70,41149
0,0031	20,68252	0,80	60,48215	1,39	-230,22167	1,54	-66,43638
0,1031	23,68449	0,90	61,56733	1,40	-204,91806	1,55	-62,81822
0,2031	26,47936	1,00	63,24371	1,41	-183,29733	1,56	-59,51299
0,3031	28,77110	1,10	65,58390	1,42	-164,91634	1,57	-56,48346
0,4031	30,38397	1,20	62,57250	1,43	-149,26206	1,58	-53,69796
0,5031	31,33262	1,279354	5,70001	1,44	-135,86357	1,59	-51,12937
0,6031	31,75590	1,30	-54,89190	1,45	-124,32256	1,60	-48,75438



Hình 9. Biểu đồ biến thiên vận tốc phần tử môi trường tại mặt thoáng và chiều sâu phễu nổ trong môi trường vữa bê tông Mác 100

Từ đồ thị *"Hình 9"* ta thấy được khi đạt đến chiều sâu "z" nhất định vận tốc của các phần tử môi trường giảm mạnh đột ngột. Điều này gây ra bởi sự đổi chiều tác động của các khối thuốc nổ phần tử. Trên mặt thoáng hiện tượng suy giảm vận tốc diễn ra nhẹ hơn do không có sự đảo chiều này.

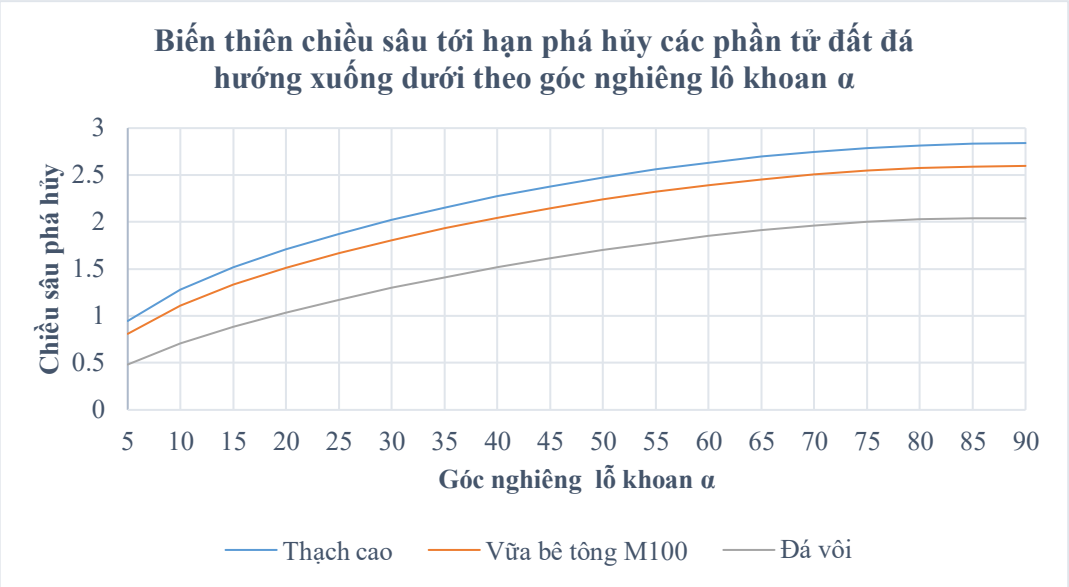
Khi đạt đến một mức độ sâu nhất định, do sự đảo chiều tác động của các lượng nổ thực, các phần tử môi trường đạt được vận tốc chuyển động rất lớn nhưng hướng chuyển động ngược vào lòng đất dẫn đến vùng đất đá gần đáy lỗ khoan bị nén ép, phá huy rất mạnh (nát vụn), có thể tạo thành các vết nứt mạnh ăn sâu vào trong lòng đất đá.



Hình 10. Mối quan hệ giữa chiều sâu phá hủy các phần tử đất đá hướng bay về phía mặt tự do và góc nghiêng lỗ khoan

Từ đồ thị "*Hình 10*" cho thấy trong phạm vi góc nghiêng lỗ khoan thay đổi từ $55^o \div 85^o$, đường biểu diễn sự phụ thuộc chiều sâu phá hủy vùng đất đá bên thân lỗ khoan và góc nghiêng lỗ khoan có dạng Parabol. Hiệu quả phá văng đạt đỉnh cực đại trong khoảng $\alpha = 75^0 \div 79^0$.

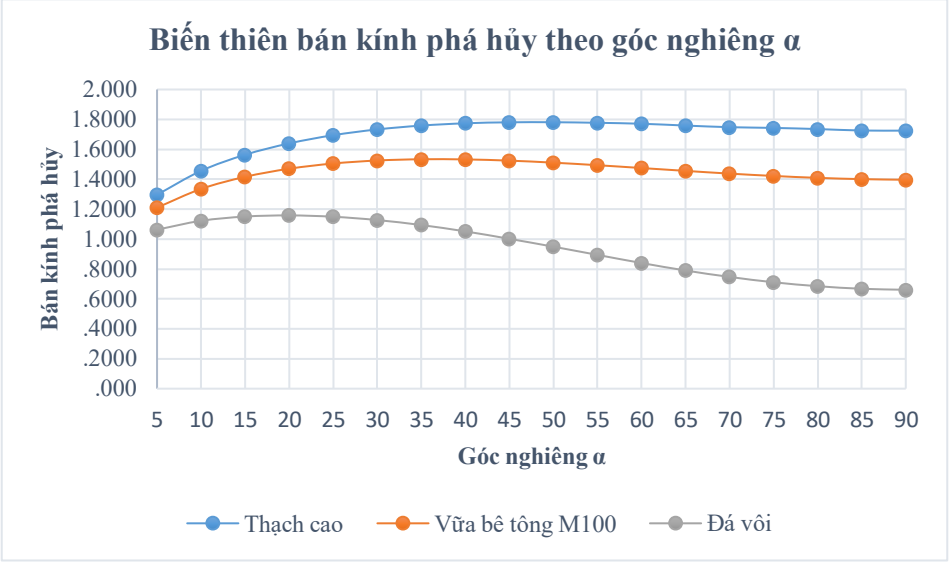
Điều đó cho thấy với góc nghiêng lỗ khoan $\alpha = 75^0 \div 79^0$ sẽ cho kết quả chiều sâu phá hủy của phễu nổ là tốt nhất.



Hình 11. Mối quan hệ giữa chiều sâu phá hủy các phần tử đất đá hướng bay xuống dưới môi trường đá và góc nghiêng lỗ khoan

Từ đồ thị "*Hình 11*" cho thấy khi tăng góc nghiêng α từ 5^0 đến 90^0 cùng với việc tăng góc α thì chiều sâu đất đá bị phá hủy vùng phía dưới đáy lỗ khoan cũng tăng theo, đồng thời cho thấy có sự khác biệt lớn giữa các loại đất đá. Đất đá càng cứng chiều sâu phá hủy vùng dưới đáy lỗ khoan càng nhỏ. Đất đá yếu chiều sâu phá hủy càng lớn.

Giá trị chiều sâu phá hủy không đại diện cho kích thước phễu văng, mà đại diện cho chiều sâu vết nứt có thể lan tới trong lòng đất đá khi xảy ra vụ nổ.



Hình 12. Đồ thị miêu tả mối quan hệ giữa góc nghiêng với bán kính phễu nổ R_p

Từ biểu đồ *"Hình 12"* cho thấy khi góc nghiêng α thay đổi từ 5^0 đến 90^0, cùng với việc tăng góc α thì bán kính phễu nổ cũng tăng theo, khi giá trị bán kính phễu nổ đạt giá trị cực đại nếu tiếp tục tăng góc α thì giá trị của bán kính phễu nổ giảm dần.

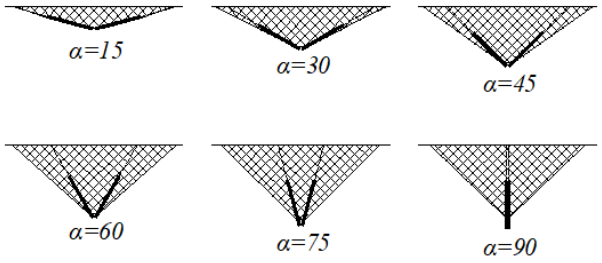
Đặc biệt bán kính phễu nổ phụ thuộc lớn vào loại đất đá được phản ánh thông qua (U_{th}) đá càng cứng tương ứng (U_{th}) càng cao thì bán kính phễu nổ càng nhỏ và ngược lại.

Đồng thời điểm cực đại của bán kính phễu nổ với từng loại đất đá cũng khác nhau.

Đối với thạch cao bán kính phễu nổ đạt cực đại tại góc nghiêng $\alpha = 45^0 \div 60^0$

Đối với vữa bê tông M100 bán kính phễu nổ đạt cực đại tại góc nghiêng $\alpha = 30^0 \div 40^0$

Đối với đá vôi bán kính phễu nổ đạt cực đại tại góc nghiêng $\alpha = 15^0 \div 25^0$



Hình 13. Các hình dạng phễu nổ thay đổi theo sự thay đổi của góc nghiêng α

So sánh kết quả nghiên cứu về góc nghiêng lỗ khoan tính toán theo lý thuyết trên với kết quả thực nghiệm của Nga có thể thấy rằng, chức năng chính của lỗ khoan đột khẩu là tạo mặt tự do cho các lỗ khoan phá và lỗ khoan viền, cho nên cần hài hòa cả thông số chiều sâu phá hủy các phần tử đất đá có hướng bay lên trên và bán kính phễu nổ để hiệu quả văng đất ra khỏi đột khẩu là tốt nhất. Vì vậy cần nghiên cứu thực nghiệm để có phương án lựa chọn hợp lý.

Kết luận

Trên cơ sở nghiên cứu đã xây dựng mô hình tính toán véc tơ vận tốc phần tử môi trường đất đá nhận được khi nổ 02 lượng nổ dài dạng nêm trong điều kiện 01 mặt tự do, bài báo đã thiết lập đồ thi miêu tả mối liên hệ giữa các thông số hình dạng phễu nổ với góc nghiêng của lỗ khoan. Đồng thời chỉ ra được góc nghiêng tối ưu theo từng tiêu chí chiều sâu phá hủy hay bán kính phễu nổ của nhóm 2 lỗ khoan nghiêng hình nêm.

Do nghiên cứu được xây dựng trên mô hình lý tưởng hóa, nên kết quả tính toán còn chênh lệch lớn so với nổ thực tế, cần kiểm nghiệm và điều chỉnh thông qua thực nghiệm nổ. Các công thức tính chỉ giúp dễ dàng hơn trong việc hiệu chỉnh, tìm ra góc nghiêng α phù hợp để thu được hiệu quả nổ tốt nhất.

Tài liệu tham khảo

1. Đàm Trọng Thắng, Bùi Xuân Nam, Trần Quang Hiếu, (2015). *Nổ mìn trong ngành mỏ và công trình,* Nhà xuất bản Khoa học và Kỹ thuật, Hà Nội.

2. Đàm Trọng Thắng, Nguyễn Hữu Hà, Phan Thành Trung, (2022). *Giáo trình công tác nổ, lý thuyết cơ bản về nổ.* Nhà xuất bản Quân đội Nhân dân, Hà Nội.

3. Hồ Sĩ Giao, Đàm Trọng Thắng, Lê Văn Quyền, Hoàng Tuấn Chung (2010). *Nổ hóa học – lý thuyết và thực tiễn*, Nhà xuất bản Khoa học và Kỹ thuật, Hà Nội.

4. Nguyễn Anh Tuấn, (2018). *Luận văn: Nghiên cứu sử dụng bua mìn để nâng cao hiệu suất nổ phá vỡ đất đá trong xây dựng công trình lộ thiên.* Xuất bản và lưu trữ tại Học viện Kỹ thuật Quân sự.

5. Т.М. Саламахин (1967). Пособие для решения по теории механического действия взрыва. ВИА, Москва..

6. Кутузов Б.Н, Рубцов В.К. Физика взрывного разрушения горных пород. МГГУ, Москва, 1970.

7. Henrych J. (1979), The Dynamics of Explosion and Its Use, Academia: Prague.

8. Ханукаев А. Н (1974), Физические процессы при отбойке горных пород взрывом, Недра, Москва.

Study on the Influence of Wedge-Shaped Drill Hole Inclination Angle on Rock Breakage Efficiency

***Abstract**: Methods for calculating the blasting effect in rock and soil fragmentation are mainly based on theoretical studies of concentrated charges, following approaches such as explosion hydrodynamics, reflected stress wave theory, or dynamic energy balance theory. Although inclined blast holes are widely applied in rock excavation, particularly as cut-hole groups in tunneling, there has been no theoretical study to date on optimizing the blasting effect of charge groups in inclined cut holes. For this reason, this paper develops a theoretical model describing the interaction between a real group of inclined blast holes and a virtual group symmetrically arranged across the free surface, based on explosion hydrodynamics theory. The research results make it possible to establish the velocity field of rock particles as a function of the inclination angle of the drill hole group, and to preliminarily determine reasonable values for the inclination angle of cut holes to ensure optimal blasting performance in different directions of rock breakage.*

Keywords: Cut holes; elongated charge; single free-face medium; particle velocity.

Khảo sát trạng thái nội lực của kết cấu vỏ hầm thi công theo công nghệ TBM xét đến ảnh hưởng của liên kết nửa cứng theo mô hình Janssen

Lâm Thế Cương[1], Vũ Ngọc Anh[1], Phạm Đức Tiệp[1], Nguyễn Mạnh Quỳnh[1], Nguyễn Mạnh Linh[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: lamthecuong1996@gmail.com; Tel: 0392407439

Tóm tắt

Bài báo cáo trình bày phương pháp mô hình hóa và kết quả khảo sát nội lực của kết cấu vỏ hầm dạng lắp ghép được thi công theo công nghệ Tunneling Boring Machine (TBM) khi xét đến ảnh hưởng của việc mô hình hóa liên kết giữa các tấm ghép tạo nên vỏ hầm. Bài toán được giải theo mô hình tương tác đầy đủ giữa kết cấu và đất đá xung quanh, thừa nhận giả thiết Janssen trong việc mô tả liên kết giữa các miếng ghép cấu tạo nên vỏ hầm. Phương pháp tính lựa chọn là phương pháp phần tử hữu hạn với phần mềm Plaxis 2D. Kết quả khảo sát với đường hầm tuyến Metro số 3, đoạn Nhổn - Ga Hà Nội cho thấy ảnh hưởng đáng kể của việc mô hình hóa liên kết nửa cứng đến nội lực xuất hiện trong kết cấu.

Từ khóa: *Công trình ngầm lắp ghép, Liên kết nửa cứng, Plaxis 2D, ...*

1. Đặt vấn đề

Công nghệ thi công hầm bằng TBM (Tunnel Boring Machine) đang ngày càng được ứng dụng rộng rãi trong các dự án đường sắt đô thị tại Việt Nam nhờ tính ưu việt về mức độ an toàn, tốc độ thi công, ít ảnh hưởng đến các công trình trên mặt đất và giảm thiểu tác động đến môi trường. Một đặc điểm quan trọng của công nghệ này là kết cấu vỏ hầm dạng lắp ghép từ các tấm bê tông đúc sẵn (tấm ghép) liên kết với nhau bằng bu lông. Vỏ hầm lắp ghép có tính chất không liên tục và sự làm việc của nó chịu ảnh hưởng mạnh mẽ bởi độ cứng của các liên kết.

Bài báo cáo này tập trung trình bày mô hình tính toán kết cấu vỏ hầm thi công theo công nghệ TBM có sử dụng mô hình liên kết nửa cứng của Janssen để mô tả ứng xử tại các mối nối. Thông qua ví dụ tính toán tại đường hầm tuyến Metro số 3, đoạn Nhổn - Ga Hà Nội, nghiên cứu sẽ làm rõ sự khác biệt về trạng thái nội lực trong trường hợp thay đổi độ cứng và vị trí của liên kết, từ đó đề xuất các khuyến nghị cho công tác thiết kế hầm trong điều kiện địa chất phức tạp của Hà Nội.

2. Cơ sở lý thuyết và phương pháp

2.1. Mô hình liên kết nửa cứng theo Janssen

Mô hình liên kết nửa cứng giữa các tấm ghép do Janssen đề xuất được xây dựng dựa trên các giả thiết cơ bản sau [1]:

- Bề mặt tiếp xúc giữa hai tấm ghép được xem là hoàn toàn phẳng và lý tưởng, nghĩa là khi chưa có tải trọng tác dụng, hai bề mặt có thể tiếp xúc kín hoàn toàn mà không xuất hiện khe hở.

- Mối liên kết giữa hai tấm ghép được lý tưởng hóa bằng một phần tử dầm phẳng giả định chịu uốn, đóng vai trò như cầu nối giữa các tấm ghép. Vật liệu của dầm này được giả định là loại chỉ có khả năng chịu nén, không chịu kéo.

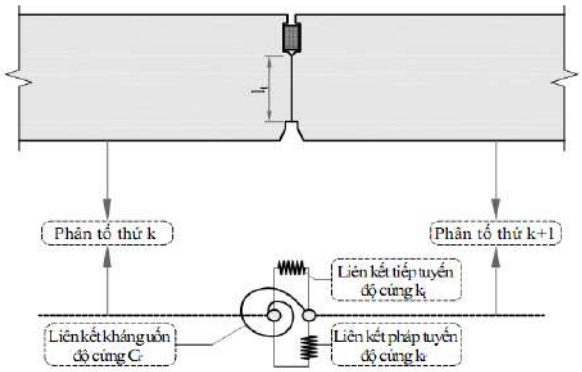
Trong mô hình đề xuất bởi Janssen, liên kết giữa các tấm ghép được thay thế bằng một

hệ liên kết đàn hồi tương đương. Hệ này bao gồm ba thành phần chính nhằm mô phỏng khả năng truyền lực và mô men giữa các tấm ghép:

- Liên kết đàn hồi kháng uốn với độ cứng Cr, liên kết này đặc trưng cho khả năng truyền mô men giữa các tấm ghép. Giá trị Cr cũng là thông số cơ bản trong mô hình Janssen.

- Liên kết đàn hồi theo phương pháp tuyến với độ cứng kr.

- Liên kết đàn hồi theo phương tiếp tuyến với độ cứng kt.



Hình 1. Mô hình liên kết theo Janssen [1]

Trong thực tiễn tính toán, giá trị liên kết đàn hồi theo phương pháp tuyến (kr) và tiếp tuyến (kt) thường được giả thiết là rất lớn và không tính toán. Thành phần liên kết kháng uốn (có độ cứng Cr) được Janssen [1] xác định trong 3 giai đoạn:

+ Giai đoạn 1: hai mặt phẳng liên kết áp sát nhau, được gọi là giai đoạn liên kết kín (khớp đóng hoàn toàn). Thành phần liên kết kháng uốn (Cr) theo công thức:

$$C_r = \frac{b.l_t^2.E}{12}, \text{ thỏa mãn điều kiện } \left(\frac{M}{N} \le \frac{l_t}{6}\right) \quad (2.1)$$

+ Giai đoạn 2: biến dạng đủ lớn để làm suy yếu liên kết, liên kết bắt đầu tách một phần, được gọi là giai đoạn liên kết hở. Thành phần liên kết kháng uốn (Cr) theo công thức:

$$C_r = \frac{9.b.l_t.E.M.\left(\frac{2M}{N.l_t}-1\right)^2}{8.N}, \text{ thỏa mãn điều kiện } \left(\frac{M}{N} > \frac{l_t}{6} \text{ và } \varepsilon_{max} \le \varepsilon'_e\right) \quad (2.2)$$

+ Giai đoạn 3: biến dạng lớn, gây phá hoại vật liệu kết cấu, được gọi là giai đoạn liên kết hoá dẻo. Thành phần liên kết kháng uốn (Cr) theo công thức:

$$C_r = \frac{6.E.M.\left(-2M.f'_c b + l_t.N.f_c'.b + N^2\right)}{\left(6N \pm \sqrt{21.N^2 + 30M.f'_c.b - 15N.l_t.f'_c.b}\right).l_t.f'_c.b} \left(\frac{M}{N} > \frac{l_t}{6} \text{ và } \varepsilon'_e < \varepsilon_{max} \le \varepsilon'_u\right)$$

trong đó:

+ M, N lần lượt là mô men uốn và lực dọc tại tiết diện có liên kết (kNm, kN);

+ Φ là góc xoay của tiết diện liên kết (rad);

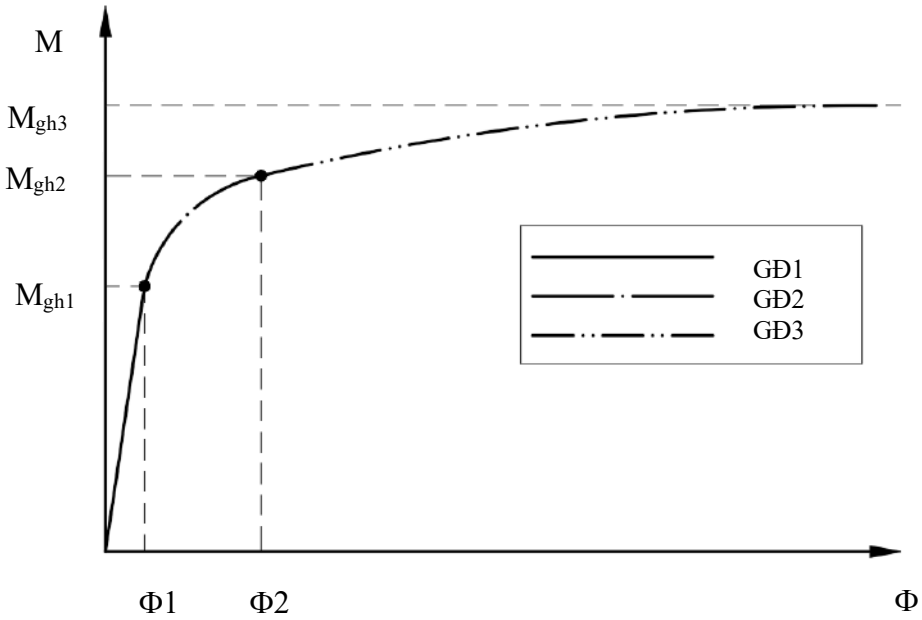
+ l_t, b lần lượt là chiều cao và bề rộng của vùng liên kết (m);

+ f'_c là cường độ chịu nén thiết kế của bê tông (kN/m^2);

+ E là mô đun Young (kN/m^2);

+ ε'_e là biến dạng nén tỷ đối tính được của bê tông;

+ ε'_u là biến dạng nén tỷ đối giới hạn của bê tông.

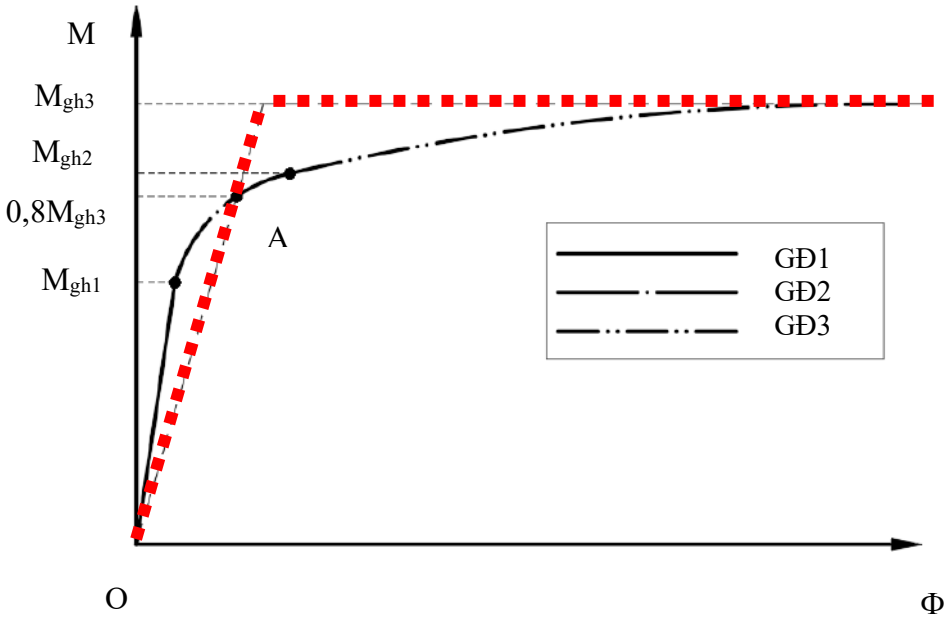


Hình 2. Mô tả các giai đoạn làm việc của liên kết nửa cứng theo Janssen [1]

- Để thuận lợi trong tính toán và khai báo trong các phần mềm thông dụng, các tác giả [2] đã đề xuất tuyến tính hóa biểu đồ độ cứng Cr thành dạng biểu đồ 2 đoạn thẳng, quá trình trên được thực hiện dựa trên các bước:

+ Thiết lập mô hình bài toán trên phần mềm Plaxis 2D để tìm ra giá trị M_{gh3} từ lực dọc lớn nhất: $M_{gh3} = M_{max} = \frac{N.h}{2}$;

+ Tìm điểm (A) ứng với 80% giá trị M_{gh3} trên đường cong quan hệ giữa mô men và góc xoay, đường thẳng nối điểm gốc (O) tọa độ với điểm (A) cắt đường M = M_{gh3} ta nhận được đường biểu thị quan hệ giữa mô men và góc xoay dạng tuyến tính (2 đoạn).



Hình 3. Tuyến tính hóa các giai đoạn làm việc của LKNC [2]

2.2. Xây dựng mô hình tính toán kết cấu vỏ hầm lắp ghép thi công bằng công nghệ TBM với phần mềm Plaxis 2D

Việc khảo sát trạng thái nội lực của kết cấu vỏ hầm thi công theo công nghệ TBM được

thực hiện với phần mềm Plaxis 2D. Khi tính toán thừa nhận các giả thiết sau [3]:

- Sự làm việc của kết cấu được đưa về bài toán biến dạng phẳng do chiều dài công trình lớn hơn nhiều lần kích thước các chiều còn lại;

- Vật liệu kết cấu là vật liệu đồng nhất;

- Liên kết giữa các miếng ghép vỏ hầm tuân theo giả thiết của Janssen.

2.2.1. Mô hình kết cấu

Bài báo cáo chỉ khảo sát một vòng kết cấu mà không xét tới sự tương tác giữa 2 vòng kế tiếp nhau. Mô hình vật liệu kết cấu vỏ hầm giả thiết là đồng nhất và làm việc theo mô hình đàn hồi tuyến tính, sử dụng phần tử dạng dầm 5 nút để mô hình hóa kết cấu vỏ hầm. Mỗi vòng vỏ hầm được cấu tạo từ 6 tấm ghép liên kết với nhau bởi các liên kết nửa cứng theo mô hình Janssen.

2.2.2. Môi trường xung quanh vỏ hầm

Khi tính toán hầm thi công bằng TBM tại Hà Nội, việc lựa chọn mô hình Hardening Soil (HS) là hợp lý vì đặc trưng đất nền khu vực này rất phức tạp chủ yếu là đất yếu, đất sét pha và bùn có biến dạng lớn, việc lựa chọn mô hình vật liệu đất đóng vai trò tiên quyết đến độ tin cậy của kết quả tính toán [4]. Mô hình HS cho phép mô phỏng ứng xử phi tuyến của đất, trong đó mô đun biến dạng của đất phụ thuộc vào mức ứng suất, phản ánh chính xác hơn biến dạng và chuyển vị so với mô hình Mohr-Coulomb (MC). Điều này đặc biệt quan trọng trong bài toán hầm TBM, nơi biến dạng nền và chuyển vị công trình lân cận cần được dự báo chính xác để đảm bảo an toàn và hạn chế rủi ro. Mô hình HS giúp đánh giá tốt hơn độ lún và sự phân bố ứng suất quanh hầm, từ đó đưa ra giải pháp thiết kế và biện pháp thi công phù hợp cho điều kiện đất yếu đặc thù của Hà Nội.

Mô hình HS là một mô hình đa mặt dẻo [5], bao gồm hai mặt dẻo kết hợp: mặt dẻo trượt (shear yield surface) và mặt dẻo hình chóp mũ (cap yield surface). Điểm đặc trưng của mô hình này là sự tăng bền của đất phụ thuộc đồng thời vào biến dạng dẻo và biến dạng thể tích. Trong mô hình HS, mặt chảy dẻo có khả năng dãn ra do biến dạng dẻo và việc kết hợp hai mặt dẻo giúp mô hình phản ánh chính xác hơn các cơ chế biến dạng phức tạp của đất dưới tác động của tải trọng, đặc biệt là khi chịu tải trọng động hoặc điều kiện làm việc phức tạp.

Khác biệt cơ bản tạo nên tính chính xác của mô hình HS nằm ở việc sử dụng ba tham số mô đun đầu vào khác nhau thay vì một mô đun biến dạng duy nhất như mô hình MC: mô đun cát tuyến khi gia tải trong thí nghiệm ba trục (E^{ref}_{50}), mô đun tiếp tuyến khi nén cố kết (E^{ref}_{oed}), và đặc biệt là mô đun biến dạng khi dỡ tải/gia tải lại (E^{ref}_{ur}) [6]. Khả năng phân biệt các trạng thái mô đun biến dạng này cho phép mô hình HS mô tả sát thực tế hơn ứng xử của đất nền xung quanh hầm trong quá trình đào và lắp dựng vỏ hầm, khắc phục nhược điểm của mô hình MC vốn thường dự tính mô đun biến dạng không chính xác khi biến dạng nhỏ [4].

Các tham số cần khai báo mô hình HS trong Plaxis bao gồm:

Bảng 1. Các tham số của mô hình HS

Ký hiệu	**Đơn vị**	**Ý nghĩa**
E^{ref}_{50}	kN/m2	Mô đun cát tuyến ứng với 50%
E^{ref}_{oed}	kN/m2	Mô đun tiếp tuyến xác định từ thí nghiệm nén Oedometer

Ký hiệu	Đơn vị	Ý nghĩa
E^{ref}_{ur}	kN/m2	Mô đun biến dạng của đất dỡ và gia tải lại
c	kN/m2	Cường độ lực dính
φ	Độ	Góc ma sát trong
ψ	Độ	Góc trương nở
γ_{unsat}	kN/m3	Dung trọng tự nhiên của đất
γ_{sat}	kN/m3	Dung trọng bão hòa nước của đất

2.2.3. Kết quả xây dựng mô hình bài toán trên phần mềm Plaxis 2D

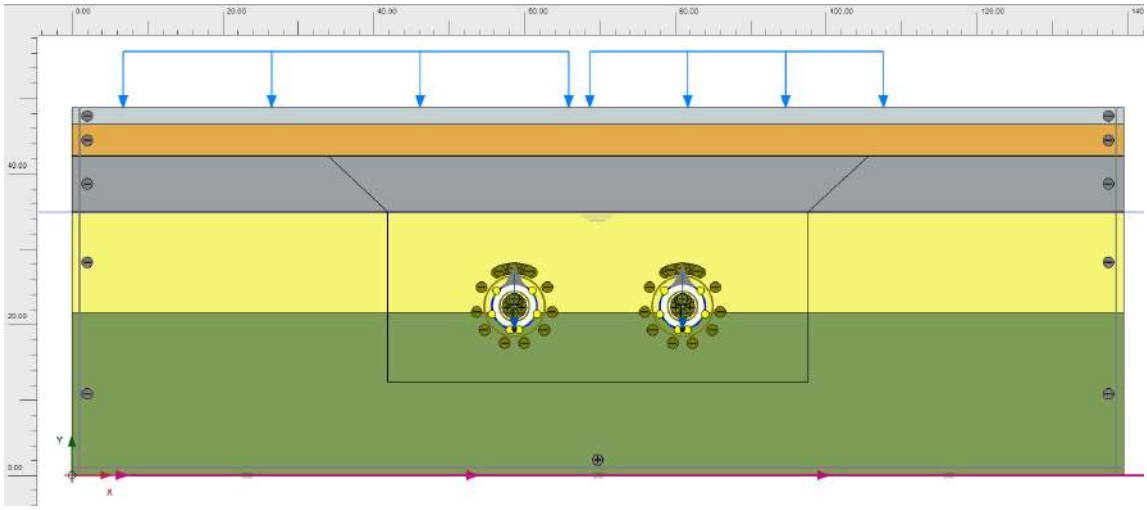
Trên cơ sở số liệu kết cấu và địa chất công trình, tiến hành mô hình hóa bằng phần mềm Plaxis:

- Mô hình hóa kết cấu: sử dụng phần tử dạng dầm 5 nút, mô hình vật liệu đàn hồi tuyến tính;

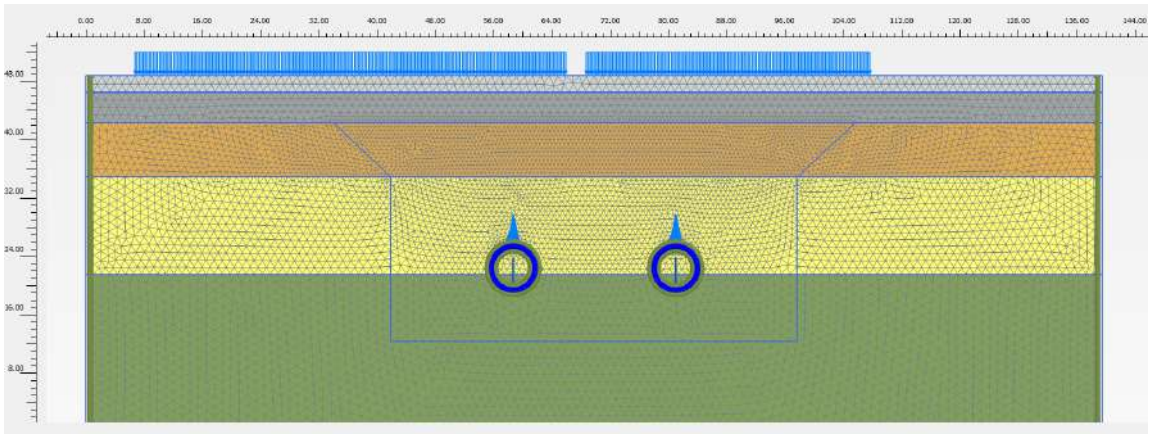
- Mô hình hóa môi trường: lựa chọn phần tử dạng tam giác 15 nút để mô hình hóa môi trường đất xung quanh hầm, mô hình vật liệu HS;

- Điều kiện biên và kích thước miền nghiên cứu: Sử dụng điều kiện biên tiêu chuẩn;

- Mô hình bài toán và sơ đồ chia lưới được thể hiện lần lượt trong hình dưới đây.



Hình 4. Mô hình bài toán được xây dựng trên phần mềm Plaxis 2D



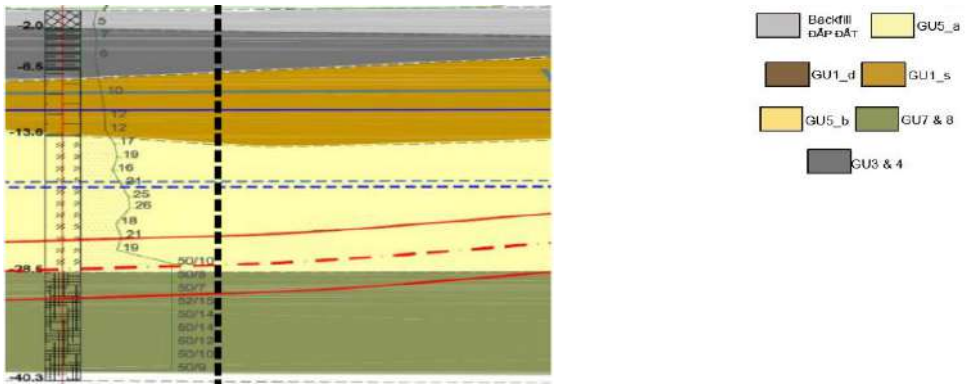
Hình 5. Sơ đồ chia lưới phần tử của bài toán

3. Kết quả và thảo luận

3.1. Khảo sát kết cấu đường hầm tuyến Metro số 3, đoạn Nhổn – Ga Hà Nội

3.1.1. Đối tượng khảo sát

Báo cáo lựa chọn mặt cắt điển hình tại lý trình 19+974 trong tuyến Metro số 3, đoạn Nhổn - Ga Hà Nội để khảo sát, tính toán. Hình trụ lỗ khoan và mặt cắt ngang như sau:



Hình 6. Mặt cắt điển hình S3 - lý trình 19+974 [7]

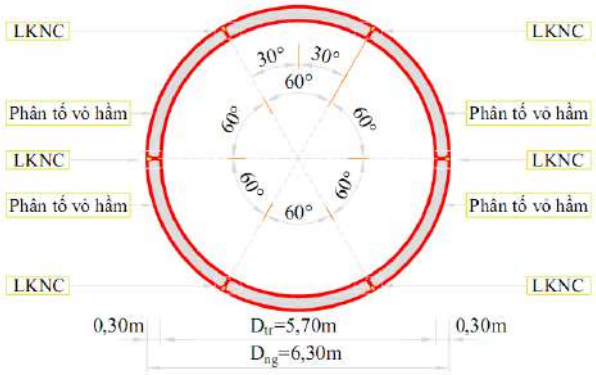
3.1.2. Kết cấu vỏ hầm

Các đặc trưng tiết diện kết cấu và vật liệu vỏ hầm như sau:

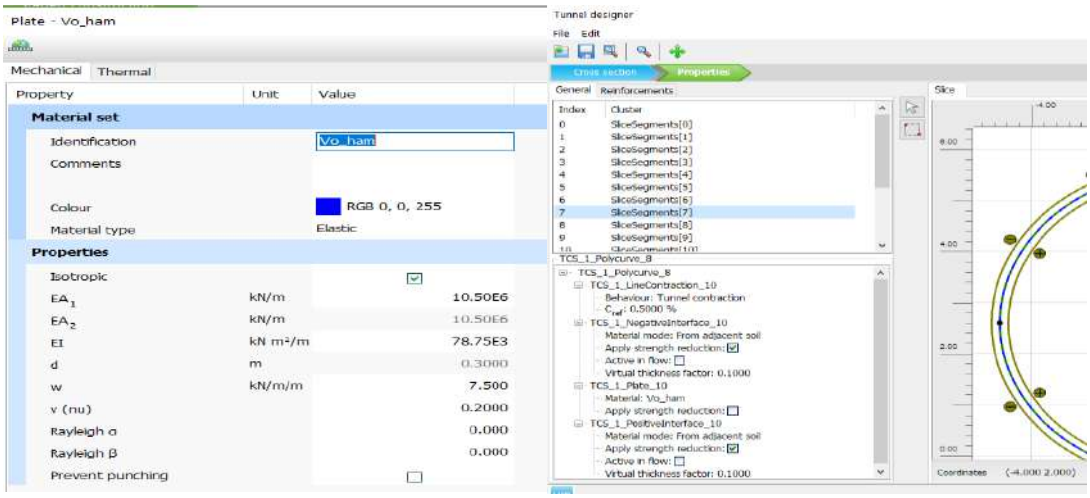
Bảng 2. Các tham số của kết cấu vỏ hầm khai báo trong Plaxis 2D

TT	Tham số	Ký hiệu	Đơn vị	Giá trị
1	Kích thước trong của vỏ hầm	D_{tr}	m	5,70
2	Kích thước ngoài của vỏ hầm	D_{ng}	m	6,30
3	Mô-đun đàn hồi của bê tông vỏ hầm	E_c	kN/m^2	$3,5.10^7$
4	Hệ số Poisson của bê tông	ν	-	0,2
5	Bề dày của kết cấu vỏ hầm	t	m	0,30
6	Bề rộng dải kết cấu khảo sát	b	m	1,00
7	Độ cứng dọc trục	EA	kN/m	$10,50.10^6$
8	Độ cứng kháng uốn	EI	kNm^2/m	$7,875.10^4$
9	Trọng lượng đơn vị theo chiều dài	w	kN/m/m	7,50

Theo hồ sơ thiết kế của tuyến Metro số 03 [7], mỗi đốt hầm bao gồm 6 tấm ghép, trong đó, phân tố khóa có kích thước nhỏ hơn các phân tố còn lại. Để đơn giản sơ đồ tính toán, giả thiết vỏ hầm cấu tạo từ 6 tấm ghép có cùng kích thước, sơ đồ kết cấu tính toán được thể hiện như sau:



Hình 7. Sơ đồ kết cấu vỏ hầm dạng lắp ghép tính toán



Hình 8. Mô hình hóa kết cấu vỏ hầm

Các tấm ghép liên kết với nhau bởi các liên kết nửa cứng theo mô hình Janssen, trong báo cáo chỉ xét trường hợp liên kết Janssen ở dạng kín (closed joint), trong đó thành phần liên kết kháng uốn (Cr) của liên kết không phụ thuộc vào nội lực tại tiết diện liên kết. Giá trị Cr được xác định theo công thức [1]:

$$C_r = \frac{b.l_t^2.E}{12}$$

trong đó: l_t là chiều cao làm việc của liên kết;

E là mô đun đàn hồi của bê tông;

b là chiều dài đoạn hầm, b =1,0m.

3.1.3. Các thông số về môi trường

Các tham số của đất nền được tham khảo từ tài liệu khảo sát địa chất thuộc dự án Metro số 3 [7] và được thể hiện như trong bảng dưới đây:

Bảng 3. Các thông số về môi trường [7]

TT	THÔNG SỐ	KÝ HIỆU	TÊN LỚP				
			L1	L2	L3	L4	L5
1	Bề dày lớp địa chất (m)		2	5	6,7	15,0	11,8
2	Loại đất		Đất đắp	GU3&4	GU1-S	GU5a	GU7&8

TT	THÔNG SỐ	KÝ HIỆU	TÊN LỚP				
			L1	L2	L3	L4	L5
3	Mô hình vật liệu		HS	HS	HS	HS	HS
4	Dung trọng bão hòa nước (kN/m^3)	γ_{sat}	*19*	18	20	21	*21*
5	Dung trọng tự nhiên (kN/m^3)	γ_{unsat}	*19*	18	20	21	*21*
6	Mô đun biến dạng đơn trục (MN/m^2)	E_{oed}^{ref}	7	7	10	10	45
7	Mô đun biến dạng cát tuyến (MN/m^2)	E_{50}^{ref}	7	7	10	10	45
8	Mô đun biến dạng chất-dỡ tải (MN/m^2)	E_{ur}^{ref}	20	20	30	50	135
9	Hệ số Poisson	ν	0.3	0.4	0.35	0.3	0.3
10	Lực dính c (kN/m^2)	c	*25*	10	15	0	*0*
11	Góc ma sát trong φ (độ)	φ	25	20	25	32	*40*
12	Hệ số R_{inter}	R_{inter}	0,8	0,8	0,7	0,7	0,7

3.1.4. Tải trọng tính toán

Thực hiện tính toán kể tới tải trọng tòa nhà lân cận, từ hồ sơ thiết kế của dự án đường hầm tuyến Metro số 3, đoạn Nhổn - Ga Hà Nội.

Bảng 4. Các tổ hợp tải trọng cho thiết kế kết cấu lớp vỏ hầm [7]

Mã tổ hợp	Trạng thái giới hạn xem xét	Mực nước	Mặt cắt	Tổ hợp tải trọng
ULS 1a	Trạng thái tới hạn sau cùng	Tối đa	Tất cả	1.35 x SW + 1.35 x GL + 1.35 x GWL + 1.35 x SurfL

(Ghi chú: SW: trọng lượng riêng lớp vỏ hầm; GL: tải trọng đất; GWL: tải trọng nước ngầm; SurfL: tải trọng tòa nhà bề mặt).

Tải trọng tòa nhà lân cận: kể tới tải trọng 02 tòa nhà 7 tầng trên tuyến (ứng với mặt cắt số 3 trong Hồ sơ thiết kế), tải trọng phân bố đều với giá trị p=141,75kN/m/m.

3.1.5. Các giai đoạn tính toán

Tính toán các thành phần nội lực thông qua các giai đoạn (phase) sau:

- Giai đoạn (phase) 0: Khởi tạo ứng suất ban đầu.
- Giai đoạn (phase) 1: Kích hoạt tải trọng các toà nhà.
- Giai đoạn (phase) 2: Đào hầm trái và lắp đặt vỏ hầm phân đoạn bên trái.
- Giai đoạn (phase) 3: Đào hầm phải và lắp đặt vỏ hầm phân đoạn bên phải.

3.2. Phân tích ảnh hưởng của độ cứng liên kết giữa các tấm ghép (Cr) đến trạng thái nội lực của kết cấu

Trong bài toán mô phỏng ứng xử của kết cấu hầm dạng lắp ghép có kể đến ảnh hưởng của liên kết nửa cứng giữa các tấm ghép, chiều cao vùng tiếp xúc có ảnh hưởng đáng kể đến trạng thái nội lực của hệ kết cấu. Do đó, trong nghiên cứu này, tác giả tiến hành khảo sát ảnh hưởng của chiều cao vùng tiếp xúc đến trạng thái nội lực trong kết cấu hầm thông qua phương pháp mô phỏng số, kết quả của nghiên cứu cho phép làm rõ vai trò của vùng tiếp xúc trong việc phân phối lại nội lực, đồng thời chỉ ra các xu hướng biến đổi của nội lực khi điều kiện tiếp xúc thay đổi.

Bảng 5. Giá trị chiều cao vùng tiếp xúc (lt)

Chiều cao vùng tiếp xúc (l_t)	**Độ cứng kháng uốn (Cr)**	**Chiều cao vùng tiếp xúc (l_t)**	**Độ cứng kháng uốn (Cr)**
(m)	(kNm/m/rad)	(m)	(kNm/m/rad)
0,160	74666,7	0,185	99822,9
0,165	79406,3	0,190	105291,7
0,170	84291,7	0,195	110906,3
0,175	89322,9	0,200	116666,7
0,180	94500,0		

Sử dụng phần mềm Plaxis 2D, mô hình môi trường HS, tiến hành khảo sát với chiều cao vùng tiếp xúc l_t có giá trị thay đổi như bảng trên. Kết quả nội lực cực đại thể hiện như sau:

Bảng 6. Giá trị mô men cực đại

l_t	**Thi công hầm trái**	**Thi công hầm phải**
0,160	262,5	263,5
0,165	264,7	265,8
0,170	266,7	267,8
0,175	268,6	269,7
0,180	270,0	271,5
0,185	272,0	273,1
0,190	273,5	274,7
0,195	274,9	276,1
0,200	276,3	277,5
Chênh lệch (%)	4,99	5,05

**Phần trăm chênh lệch = (Mô men lớn nhất – Mô men nhỏ nhất)* 100% / Mô men lớn nhất*

Bảng 7. Giá trị lực cắt cực đại

l_t	**Thi công hầm trái**	**Thi công hầm phải**
0,160	194,0	195,0

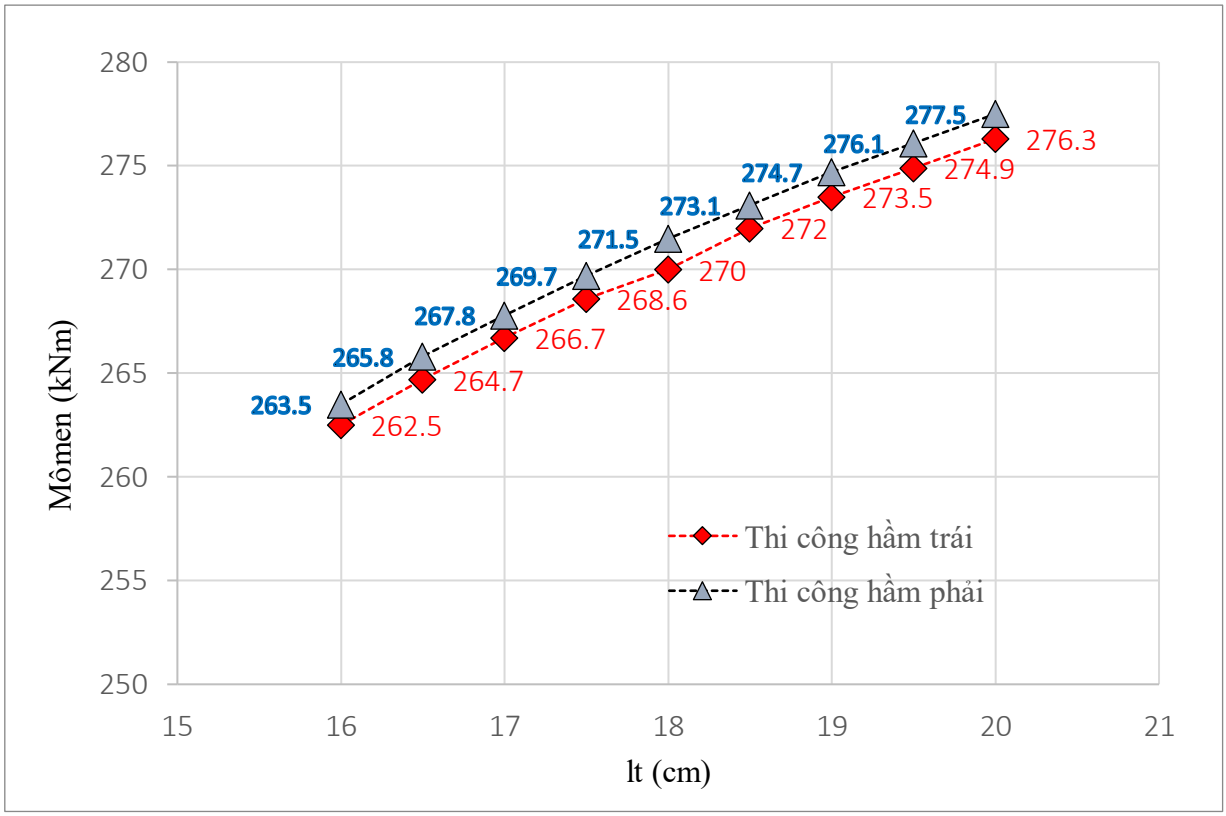
0,165	195,4	196,6
0,170	196,8	198,0
0,175	198,1	199,3
0,180	199,2	200,5
0,185	200,3	201,7
0,190	201,4	202,7
0,195	202,3	203,7
0,200	203,2	204,7
Chênh lệch (%)	4,53	4,74

**Phần trăm chênh lệch = (Lực cắt lớn nhất – Lực cắt nhỏ nhất)* 100% / Lực cắt lớn nhất*

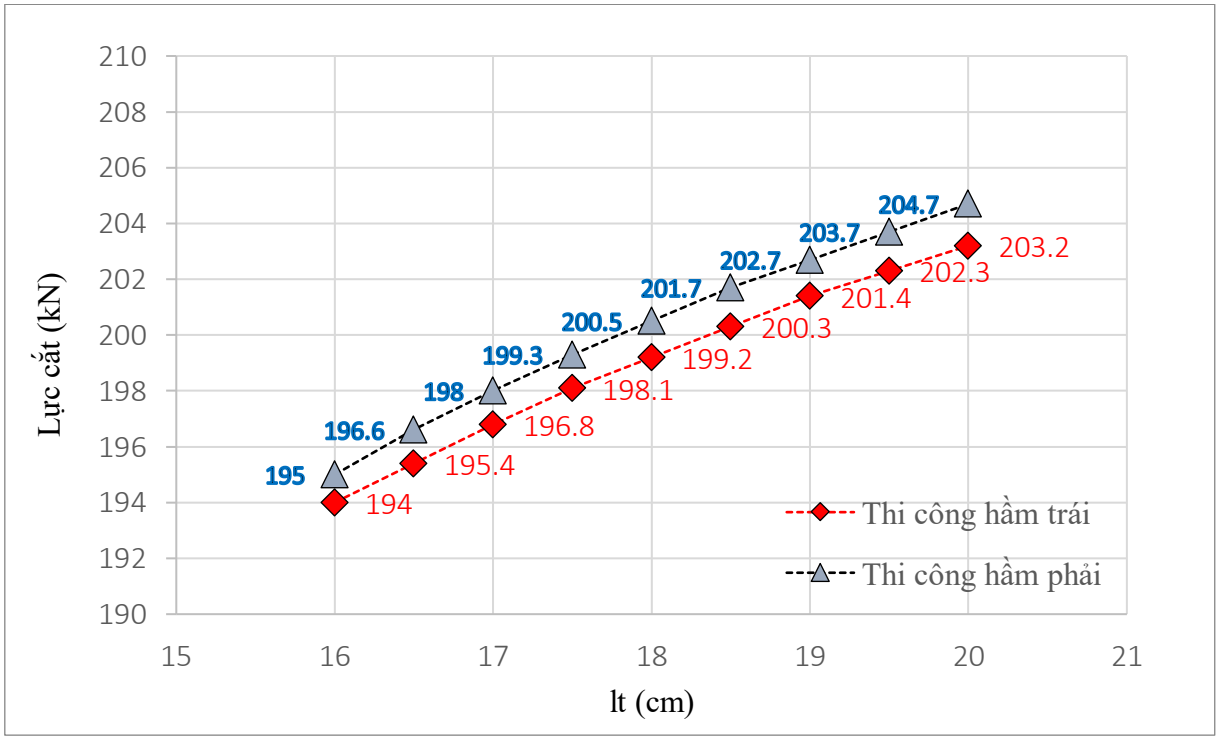
Bảng 8. Giá trị lực dọc cực đại

l_t	**Thi công hầm trái**	**Thi công hầm phải**
0,160	1354	1389
0,165	1356	1391
0,170	1357	1392
0,175	1358	1394
0,180	1359	1395
0,185	1361	1396
0,190	1362	1397
0,195	1363	1398
0,200	1363	1399
Chênh lệch (%)	0,66	0,71

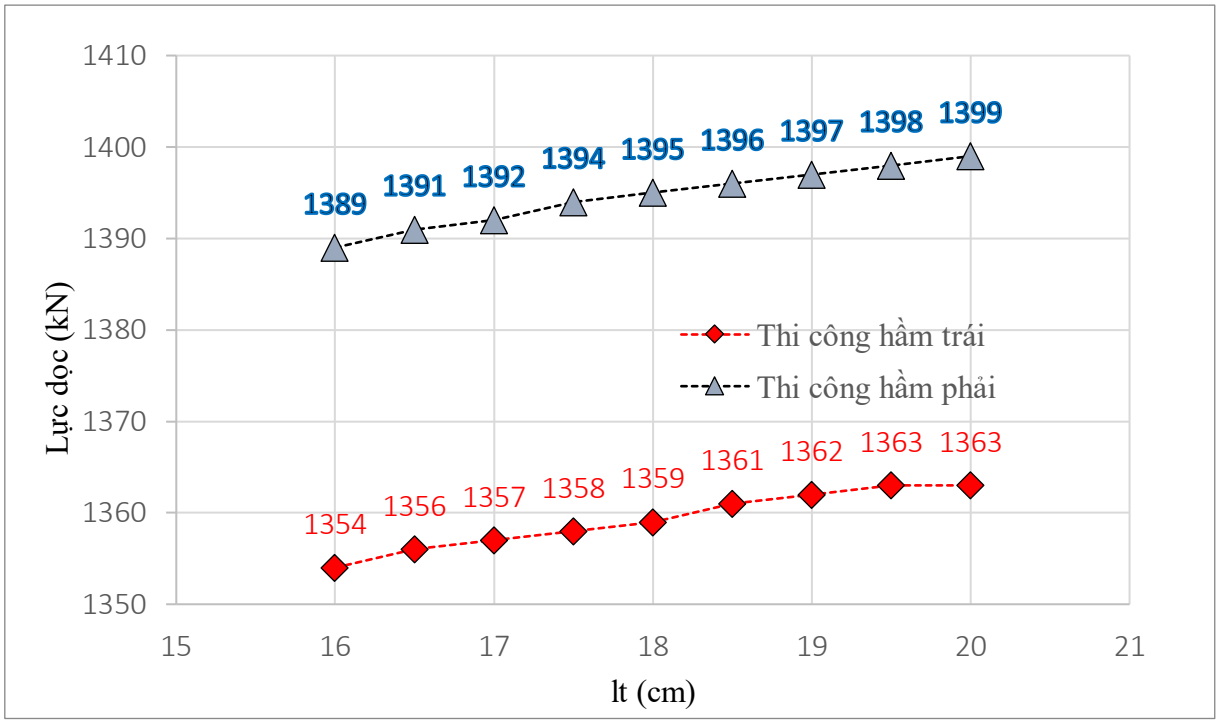
**Phần trăm chênh lệch = (Lực dọc lớn nhất – Lực dọc nhỏ nhất)* 100% / Lực dọc lớn nhất*



Hình 9. So sánh giá trị Mô men cực đại xuất hiện trong vỏ hầm



Hình 10. So sánh giá trị Lực cắt cực đại xuất hiện trong vỏ hầm



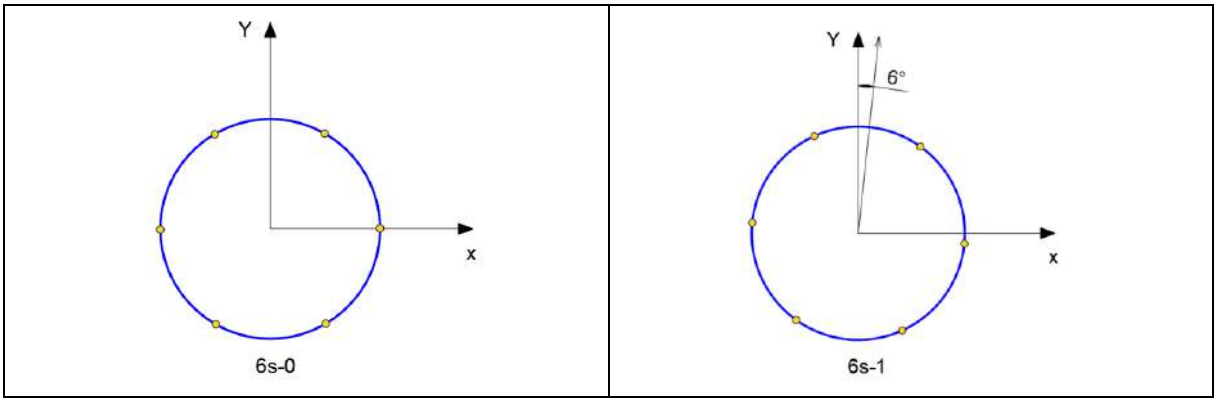
Hình 11. So sánh giá trị Lực dọc cực đại xuất hiện trong vỏ hầm

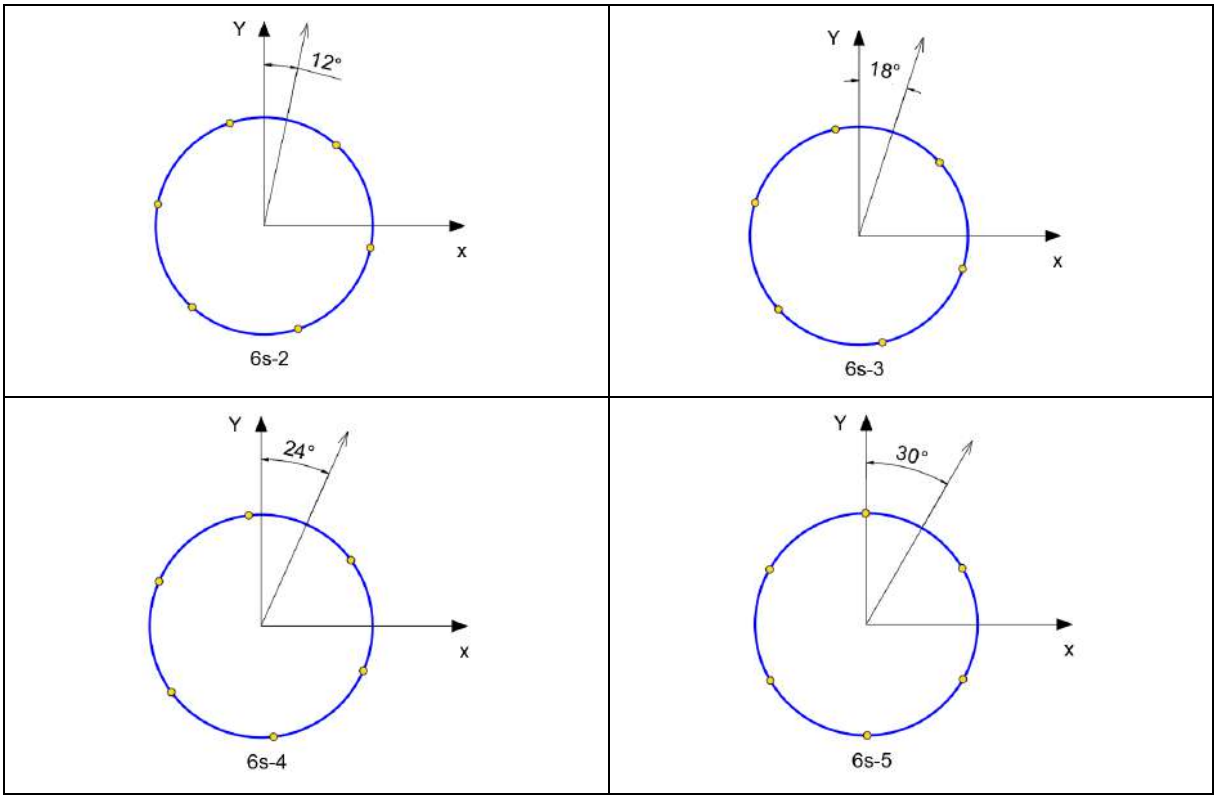
Kết quả nội lực có thể thấy, giá trị mô men và lực cắt thay đổi đáng kể khi thay đổi chiều cao vùng tiếp xúc (thay đổi độ cứng Cr), có xu hướng tăng khi độ cứng của liên kết giữa các tấm ghép tăng (4,99% và 5,05% với mô men, 4,53% và 4,74% với lực cắt). Còn đối với lực dọc sự thay đổi tăng không đáng kể (dưới 1%). Điều này cho thấy giá trị mô men và lực cắt chịu ảnh hưởng nhiều bởi độ cứng liên kết giữa các tấm ghép, việc xác định chính xác cấu tạo liên kết nửa cứng là yếu tố quan trọng để tính toán an toàn cho khả năng chịu uốn và chịu cắt của vỏ hầm dạng lắp ghép.

3.3. Phân tích ảnh hưởng của vị trí liên kết nửa cứng đến trạng thái nội lực của kết cấu

Để khảo sát sự ảnh hưởng của vị trí liên kết nửa cứng (vị trí của các tấm ghép) đến nội lực xuất hiện trong kết cấu ta tiến hành thay đổi vị trí các liên kết trong một vòng vỏ hầm, giữ nguyên các thông số về kết cấu và môi trường, tải trọng và các giai đoạn tính toán.

Bằng cách thay đổi vị trí các tấm ghép so với vị trí ban đầu đã khảo sát bên trên (vị trí biến đổi 6º cho một bước khảo sát) gồm có: 0º, 6º, 12º, 18º, 24º, 30º. Các trường hợp khảo sát cụ thể như sau:





Hình 12. Các trường hợp khảo sát ảnh hưởng của vị trí liên kết nửa cứng đến nội lực xuất hiện trong kết cấu

Sử dụng phần mềm Plaxis 2D, mô hình đất nền HS, tiến hành khảo sát với liên kết có độ cứng Cr = 74666,7 (kNm/m/rad). Kết quả nội lực cực đại thể hiện như sau:

Bảng 9. Giá trị mô men cực đại

Trường hợp	Thi công hầm trái	Thi công hầm phải
6s-0 (0°)	266,9	267,3
6s-1 (6°)	270,0	270,0
6s-2 (12°)	273,5	273,3
6s-3 (18°)	275,6	275,6
6s-4 (24°)	275,9	276,5
6s-5 (30°)	275,3	276,0
Chênh lệch (%)	3,26	3,33

**Phần trăm chênh lệch = (Mô men lớn nhất – Mô men nhỏ nhất)* 100% / Mô men lớn nhất*

Bảng 10. Giá trị lực cắt cực đại

Trường hợp	Thi công hầm trái	Thi công hầm phải
6s-0 (0°)	192,3	195,4
6s-1 (6°)	201,0	201,1
6s-2 (12°)	205,8	205,9

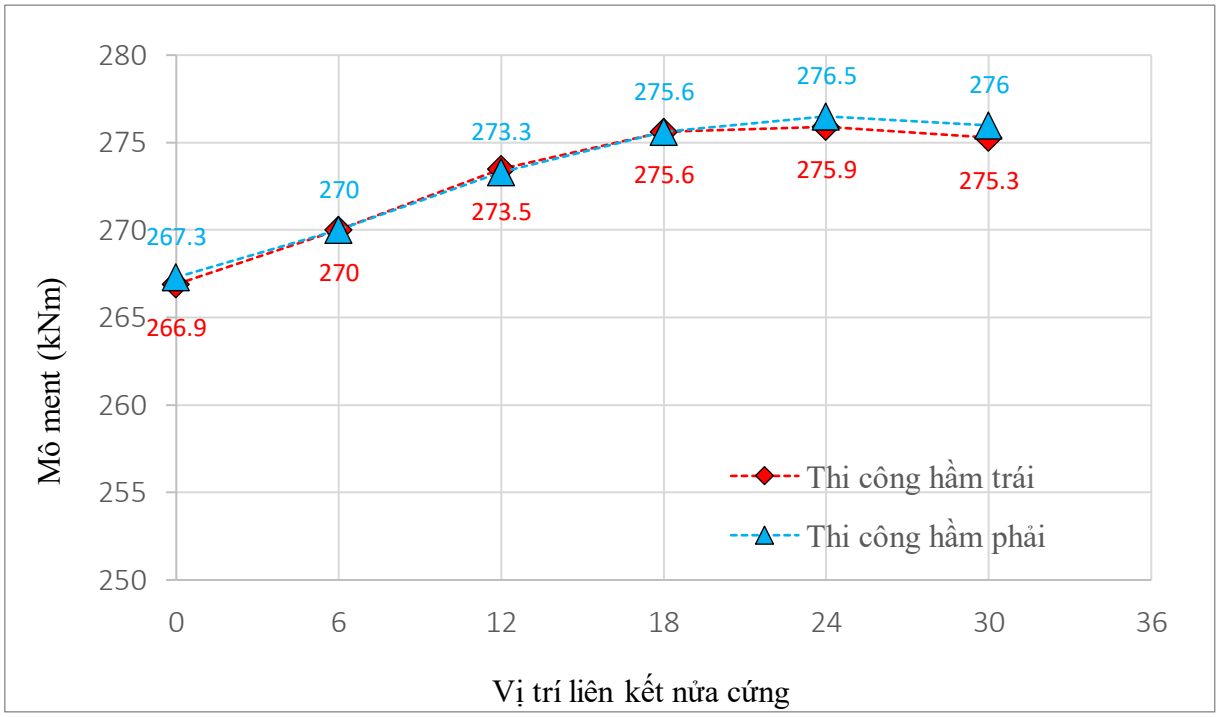
Trường hợp	Thi công hầm trái	Thi công hầm phải
6s-3 (18°)	206,1	206,9
6s-4 (24°)	202,2	203,5
6s-5 (30°)	197,8	199,1
Chênh lệch (%)	6,70	5,56

**Phần trăm chênh lệch = (Lực cắt lớn nhất – Lực cắt nhỏ nhất)* 100% / Lực cắt lớn nhất*

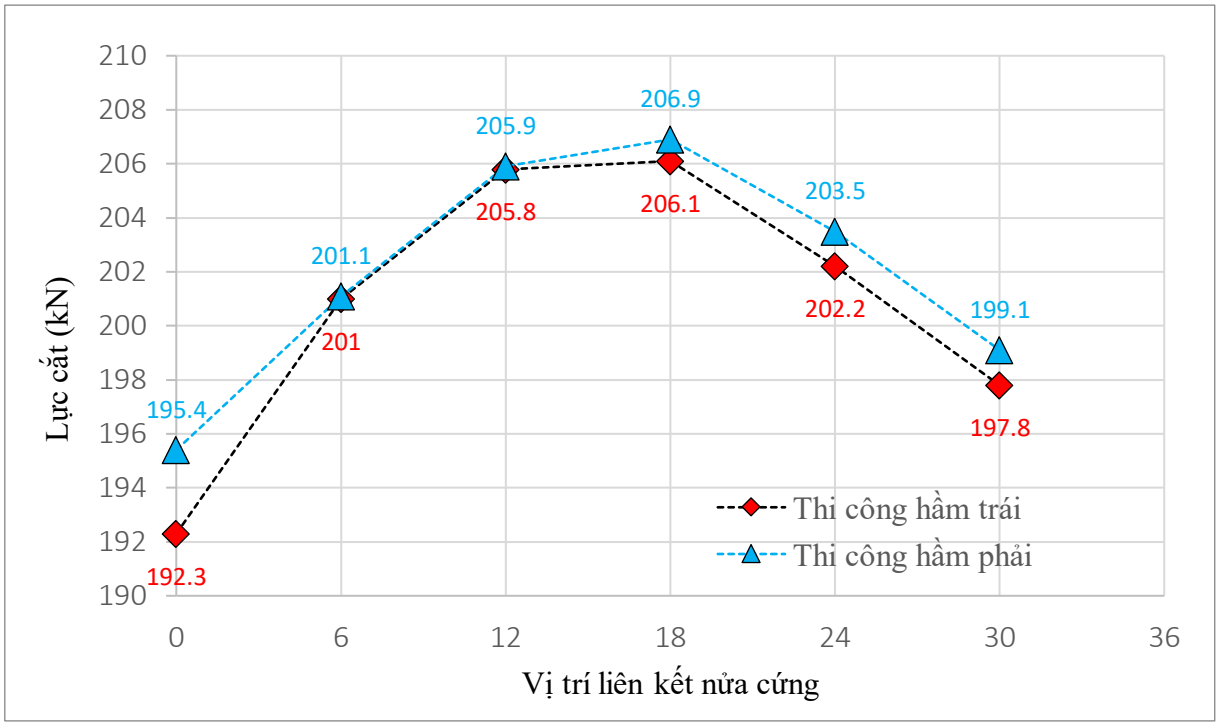
Bảng 11. Giá trị lực dọc cực đại

Trường hợp	Thi công hầm trái	Thi công hầm phải
6s-0 (0°)	1461	1484
6s-1 (6°)	1462	1484
6s-2 (12°)	1464	1486
6s-3 (18°)	1467	1488
6s-4 (24°)	1472	1492
6s-5 (30°)	1473	1493
Chênh lệch (%)	0,81	0,60

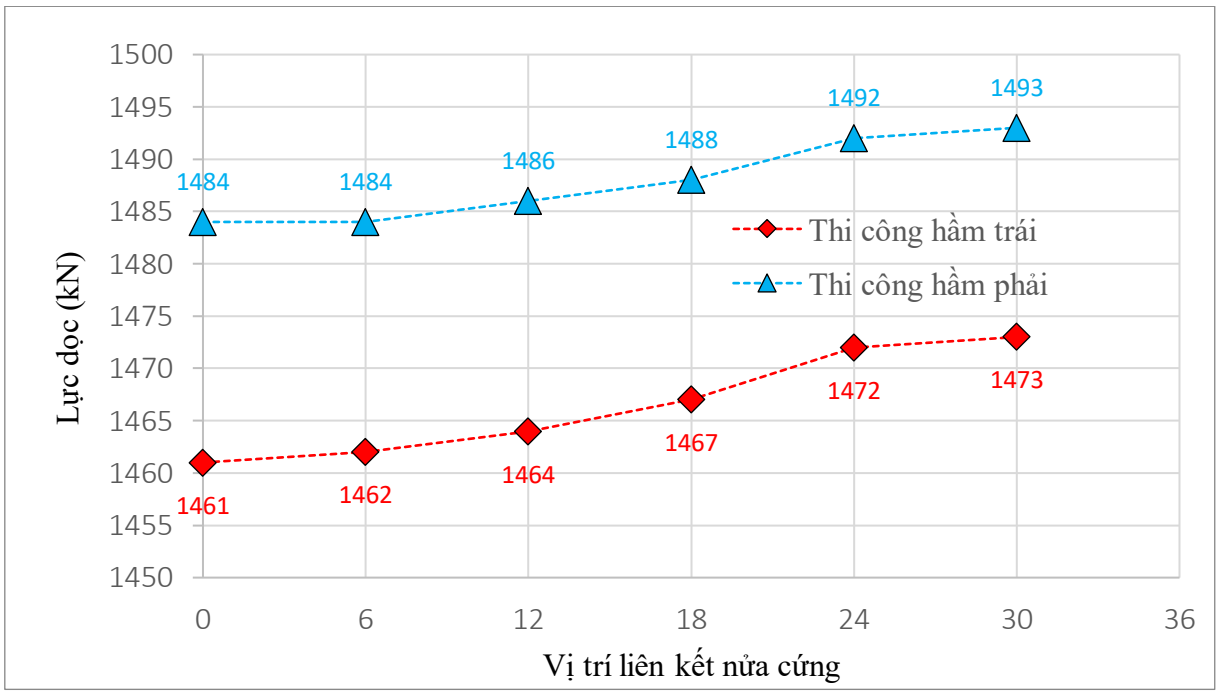
**Phần trăm chênh lệch = (Lực dọc lớn nhất – Lực dọc nhỏ nhất)* 100% / Lực dọc lớn nhất*



Hình 13. So sánh giá trị Mô men cực đại xuất hiện trong vỏ hầm



Hình 14. So sánh giá trị Lực cắt cực đại xuất hiện trong vỏ hầm



Hình 15. So sánh giá trị Lực dọc cực đại xuất hiện trong vỏ hầm

Kết quả cho thấy, vị trí của liên kết nửa cứng (vị trí của các tấm ghép) ảnh hưởng đến giá trị nội lực xuất hiện trong kết cấu. Trong đó mô men và lực cắt chịu ảnh hưởng lớn hơn nhiều so với lực dọc (3,26% và 3,33% với mô men, 6,7% và 5,56% với lực cắt, 0,81% và 0,60% với lực dọc).

Khi tấm ghép ở đỉnh nằm chính giữa thì giá trị nội lực (mô men, lực cắt, lực dọc) trong kết cấu có giá trị nhỏ nhất. Đối với mô men, khi góc giữa trục đối xứng của tấm ghép trên đỉnh và trục Oy tạo với nhau góc 24^o giá trị mô men trong kết cấu là lớn nhất (276,5 kN m/m). Đối

với lực cắt, giá trị lớn nhất khi góc giữa trục đối xứng của tấm ghép trên đỉnh và trục Oy tạo với nhau góc 18º (206,9 kN /m).

4. Kết luận và kiến nghị

4.1. Kết luận

Từ các kết quả nghiên cứu mô phỏng trạng thái nội lực của kết cấu vỏ hầm TBM xét đến liên kết nửa cứng theo mô hình Janssen, có thể rút ra các kết luận chính sau:

Tác động của độ cứng liên kết: Việc thay đổi chiều cao vùng tiếp xúc (l_t), tương ứng với việc thay đổi độ cứng kháng uốn (C_r), có ảnh hưởng trực tiếp và đáng kể đến trạng thái nội lực của vỏ hầm. Khi độ cứng liên kết tăng (tăng C_r), giá trị mô-men uốn và lực cắt cực đại trong kết cấu có xu hướng tăng rõ rệt (lần lượt khoảng 5,05% và 4,74%), trong khi lực dọc biến đổi không đáng kể (dưới 1%).

Ảnh hưởng của vị trí liên kết: Vị trí của các liên kết nửa cứng (góc xoay của vòng vây) đóng vai trò quan trọng trong việc phân phối lại nội lực. Kết quả cho thấy khi tấm ghép đỉnh nằm chính giữa trục đối xứng, kết cấu đạt trạng thái nội lực nhỏ nhất và an toàn nhất. Ngược lại, khi vị trí liên kết thay đổi (xoay một góc từ 18^0 đến 24^0), mô-men uốn và lực cắt tăng mạnh, có thể gây mất an toàn cục bộ cho kết cấu.

Bên cạnh đó, nghiên cứu cũng cho thấy việc áp dụng mô hình Janssen để mô tả liên kết nửa cứng giúp phản ánh chính xác hơn ứng xử thực tế của vỏ hầm lắp ghép so với các mô hình liên tục lý tưởng, đặc biệt là trong điều kiện địa chất phức tạp và chịu tải trọng tòa nhà lân cận như tuyến Metro số 3 Hà Nội.

4.2. Kiến nghị

Trên cơ sở các kết quả đã đạt được, nghiên cứu đưa ra một số kiến nghị cho công tác thiết kế và thi công hầm TBM:

Trong thiết kế: Cần xác định chính xác các tham số cấu tạo của liên kết (chiều cao tiếp xúc, vật liệu tấm đệm) để tính toán độ cứng C_r sát với thực tế, tránh việc đánh giá thấp nội lực uốn và cắt tại các khớp nối.

Trong thi công: Cần kiểm soát nghiêm ngặt sai số xoay của các vòng vỏ hầm trong quá trình lắp ghép bằng TBM. Việc đảm bảo vị trí tấm ghép đỉnh trùng hoặc gần nhất với trục đối xứng của hầm sẽ giúp tối ưu hóa khả năng chịu lực của toàn hệ thống.Hướng nghiên cứu tiếp theo: Cần mở rộng khảo sát cho các giai đoạn biến dạng lớn dẫn đến mở khớp (giai đoạn liên kết hở) và xét đến sự làm việc đồng thời của nhiều vòng vỏ hầm (tương tác vòng - vòng) để có cái nhìn toàn diện hơn về trạng thái giới hạn của kết cấu.

Tài liệu tham khảo

1. Janssen, P., Tragverhalten von Tunnelausbauten mit Gelenktübbings, Load carrying behavior of segmented tunnel linings, (Ph.D. thesis). Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, Braunschweig, (in German), 1983.
2. P Zhai, P Xu, "Mechanical behaviour of semi-rigid connections coupling two concrete segmental linings," 2019.

3. Cao Chu Quang, Vũ Ngọc Anh, Khảo sát sự làm việc của đường hầm lắp ghép xét đến ảnh hưởng của liên kết nửa cứng, 2024.
4. Hoàng Ngọc Phong, "Ứng dụng phần mềm Plaxis 3D foundation để đánh giá khả năng chịu lực của cọc sau khi xảy ra sự cố thi công tầng hầm trong nền đất yếu," 2021.
5. Schanz T., Vermeer P.A., Bonnier P.G, The hardening soil model: formulation and verification. Beyond 2000 in Computational Geotech nics, 1999.
6. Nguyễn Ngọc Thắng, Thịnh Văn Thanh, "Ứng dụng mô hình nền Hardening soil và Mohr coulomb trong plaxis 3D mô phỏng tính toán chuyển vị tường vây," *Tạp chí KHCN Xây dựng,* 2023.
7. Ban quản lý Đường sắt đô thị Hà Nội, Hồ sơ Thiết kế sơ bộ tuyến Metro số 03, https://mrb.hanoi.gov.vn/.
8. ITA-Working Group 2, Guidelines for the Design of segmental tunnel linings, 2019.
9. C. Sahin, C. Quintero Jacobs, Toronto, ON, Canada, "Behaviour of Radial Joints in Segmental Tunnel Linings".

Investigating the internal forces of TBM segmented tunnel linings considering the influence of semi-rigid joints based on the Janssen model

Abstract: *This paper presents the modeling method and the survey results of internal forces in segmental tunnel linings constructed using Tunnel Boring Machine (TBM) technology, considering the effects of modeling the joints between the segments that form the tunnel lining. The problem is solved using a full soil-structure interaction model, adopting Janssen's assumption to describe the joints between the segments composing the lining. The selected calculation method is the finite element method (FEM) using Plaxis 2D software. The survey results for the tunnel of Metro Line 3, Nhon - Hanoi Railway Station section, show a significant influence of semi-rigid joint modeling on the internal forces occurring within the structure.*

Keywords: Segmental tunnel, Semi-rigid joints, Plaxis 2D,…

Xác định đặc trưng biến dạng của mô hình hardening soil cho cát san hô bằng phương pháp tối ưu dựa trên thí nghiệm nén oedometer

Lê Thế Vương[1], Phạm Đức Tiệp[1], Nguyễn Văn Hiếu[1], Trịnh Hoàng Anh[1]
[1]Học viện Kỹ thuật quân sự
Email: lethevuong87@gmail.com; Tel: 0975536353

Tóm tắt

Nghiên cứu này nhằm xác định các tham số biến dạng của mô hình Hardening Soil (HS) cho cát san hô phục vụ mô phỏng ứng xử nén lún của vật liệu trong các bài toán địa kỹ thuật. Thí nghiệm nén một chiều (oedometer) được thực hiện để xác định đặc trưng nén lún của mẫu cát san hô độ chặt D_r=70%. Kết quả thí nghiệm cung cấp quan hệ giữa áp lực nén và biến dạng dọc trục của mẫu tại các cấp tải khác nhau, làm cơ sở cho việc hiệu chỉnh mô hình số. Trên giả thiết cát san hô tuân theo mô hình HS, các tham số biến dạng được xem xét thông qua việc thay đổi có kiểm soát các mô đun $E_{oed}^{ref}, E_{50}^{ref}, E_{ur}^{ref}$. Công cụ thí nghiệm ảo Oedometer trong phần mềm Plaxis được sử dụng để mô phỏng các đường cong nén lún tương ứng với từng tổ hợp tham số đầu vào. Trên cơ sở đó, phương pháp tối ưu hóa được triển khai thông qua công cụ Solver trong Excel bằng cách cực tiểu hóa tổng sai số bình phương giữa kết quả mô phỏng và số liệu thực nghiệm. Kết quả cho phép xác định bộ tham số biến dạng tối ưu của mô hình HS cho cát san hô với độ phù hợp cao, góp phần nâng cao độ tin cậy của mô phỏng số trong phân tích nền đất san hô.

***Từ khóa**: Cát san hô; vỡ hạt; trạng thái chặt; mô hình HS; thí nghiệm Oedometer.*

1. Mở đầu

Cát san hô là loại vật liệu hạt rời đặc biệt, phân bố phổ biến tại các đảo san hô, vùng ven biển và thềm lục địa nhiệt đới. Thành phần chủ yếu của vật liệu này là canxi cacbonat có nguồn gốc từ quá trình phong hóa, phá hủy và tích tụ của san hô, vỏ sò, sinh vật biển và các mảnh vụn carbonate. Trong điều kiện phát triển mạnh các công trình biển và hải đảo như cảng, đê chắn sóng, sân bay, nền đường, công trình quân sự và nền móng ngoài khơi, cát san hô ngày càng được sử dụng rộng rãi như một loại vật liệu nền tự nhiên hoặc vật liệu đắp tại chỗ.

Khác với cát thạch anh thông thường, cát san hô có hình dạng hạt góc cạnh, cấu trúc rỗng, bề mặt nhám và cường độ hạt thấp. Vì vậy, vật liệu này thường có khả năng nghiền vỡ lớn ngay cả ở mức ứng suất không quá cao. Khi chịu tải, đặc biệt dưới điều kiện nén hoặc cắt, cấu trúc hạt của cát san hô có thể thay đổi đáng kể do quá trình tái sắp xếp hạt, phá hủy điểm tiếp xúc và vỡ vụn cục bộ. Các cơ chế này làm cho ứng xử biến dạng của cát san hô có tính phi tuyến mạnh hơn so với nhiều loại đất hạt khác.

Nhiều nghiên cứu trước đây đã chỉ ra rằng sự vỡ hạt đóng vai trò chi phối đối với ứng xử cơ học của cát san hô. Khi ứng suất tăng lên, vật liệu không chỉ biến dạng do sắp xếp lại cấu trúc hạt mà còn xuất hiện hiện tượng nghiền vỡ tại các vị trí tiếp xúc chịu tải lớn. Quá trình này làm thay đổi độ rỗng, thành phần cấp phối và khả năng truyền lực trong khung hạt, từ đó ảnh hưởng trực tiếp đến độ cứng, độ nén lún và cường độ kháng cắt của vật liệu. Đặc biệt, trong điều kiện tải trọng chu kỳ hoặc ứng suất cao, mức độ vỡ hạt có xu hướng gia tăng nhanh và dẫn tới sự suy giảm rõ rệt của mô đun biến dạng.

Bên cạnh ứng xử tức thời, nhiều nghiên cứu gần đây cho thấy cát san hô còn thể hiện đặc trưng biến dạng phụ thuộc thời gian khá rõ rệt. Trong điều kiện nén Oedometer, cát san hô có thể xuất hiện hiện tượng từ biến, giãn ứng suất và phụ thuộc tốc độ gia tải. Tốc độ biến dạng

tăng theo mức ứng suất và mức độ vỡ hạt, trong khi cát có kích thước hạt lớn thường có khả năng nén lún mạnh hơn do dễ xảy ra nghiền vỡ hơn so với cát hạt nhỏ. Ngoài ra, nhiều kết quả cũng cho thấy tồn tại mối quan hệ chặt chẽ giữa mức độ phá hủy hạt và năng lượng tiêu tán trong quá trình nén, cho thấy vai trò quan trọng của cơ chế nghiền vỡ đối với biến dạng lâu dài của vật liệu [1]

Đối với điều kiện tải trọng lặp, cát san hô còn có xu hướng tích lũy biến dạng dư theo số chu kỳ gia tải. Mặc dù vòng trễ ứng suất - biến dạng trong từng chu kỳ có thể gần khép kín, nhưng sau số lượng chu kỳ lớn vẫn xuất hiện biến dạng dư đáng kể. Mức độ tích lũy này phụ thuộc vào biên độ tải, ứng suất trung bình, độ rỗng ban đầu và đặc trưng cấp phối hạt. Các nghiên cứu cho thấy biến dạng dư tăng khi độ rỗng ban đầu lớn, áp lực trung bình nhỏ hoặc kích thước hạt giảm [2]. Đồng thời, đối với cát san hô bão hòa, sự phát triển áp lực nước lỗ rỗng dư và hóa lỏng dưới tải trọng chu kỳ cũng là vấn đề đáng quan tâm. Mặc dù cát san hô thường có sức kháng hóa lỏng lớn hơn cát thạch anh do hiệu ứng cài khóa giữa các hạt, nhưng sức kháng này có thể giảm đáng kể khi hàm lượng hạt mịn tăng hoặc khi hướng tải trọng thay đổi phức tạp. Song song với các nghiên cứu thực nghiệm, mô phỏng số ngày càng được sử dụng rộng rãi để dự báo ứng xử của nền cát san hô trong các bài toán địa kỹ thuật. Trong các mô hình vật liệu hiện nay, mô hình Mohr-Coulomb thường được áp dụng nhờ tính đơn giản, tuy nhiên mô hình này giả thiết độ cứng không đổi và chưa phản ánh được sự phụ thuộc của mô đun biến dạng vào mức ứng suất [3]. Đối với cát san hô, đây là một hạn chế đáng kể vì độ cứng của vật liệu thay đổi rõ rệt theo áp lực và mức độ vỡ hạt. Để khắc phục hạn chế trên, mô hình Hardening Soil (HS) thường được sử dụng nhằm mô tả ứng xử phi tuyến của đất hạt thông qua các mô đun biến dạng phụ thuộc ứng suất. Trong mô hình này, các tham số như E_{50}, E_{oed}, E_{ur} và số mũ m có vai trò quyết định đến khả năng mô phỏng quá trình nén lún và thay đổi độ cứng của vật liệu [3]. Trong đó, tham số m phản ánh mức độ phụ thuộc ứng suất của mô đun biến dạng và đặc biệt quan trọng đối với các loại đất dễ vỡ hạt như cát san hô. Nếu tham số này được lựa chọn không phù hợp, kết quả tính toán có thể đánh giá chưa chính xác độ lún và phân bố biến dạng của nền. Mặc dù đã có nhiều nghiên cứu về đặc trưng cắt, hóa lỏng và tải trọng chu kỳ của cát san hô, việc xác định các tham số biến dạng của mô hình HS từ thí nghiệm nén Oedometer vẫn còn hạn chế. Đặc biệt, khả năng sử dụng tham số m để phản ánh quy luật thay đổi độ cứng theo mức ứng suất của cát san hô trong dải áp lực thường gặp của công trình chưa được làm rõ đầy đủ. Trong điều kiện này, đường cong nén của cát san hô thường chuyển dần từ cơ chế sắp xếp lại hạt sang cơ chế nghiền vỡ, làm cho quan hệ giữa biến dạng và ứng suất trở nên phi tuyến rõ rệt.

Xuất phát từ yêu cầu đó, nghiên cứu này tập trung xác định các tham số biến dạng $E_{oed}^{ref}, E_{50}^{ref}, E_{ur}^{ref}$, của mô hình HS cho cát san hô ở trạng thái chặt (D_r = 70%) trên cơ sở kết quả thí nghiệm nén Oedometer trong khoảng áp lực 25÷400 kPa. Thay vì xác định riêng lẻ từng tham số thông qua các quan hệ thực nghiệm, nghiên cứu áp dụng phương pháp phân tích ngược (inverse analysis) kết hợp mô phỏng số và tối ưu hóa. Các tham số biến dạng được thay đổi có kiểm soát trong miền giá trị hợp lý về mặt cơ học, và đường cong mô phỏng được so sánh với đường cong thực nghiệm thông qua tiêu chí cực tiểu hóa tổng sai số bình phương. Cách tiếp cận này cho phép đánh giá đồng thời mức độ thay đổi độ cứng theo trạng thái ứng suất và mức độ phù hợp của mô hình HS trong việc tái hiện ứng xử nén lún của cát san hô chặt. Kết quả

nghiên cứu góp phần hoàn thiện cơ sở xác định tham số vật liệu phục vụ phân tích lún và dự báo ứng xử nền móng trên nền cát san hô trong điều kiện tải trọng tĩnh thông thường.

2. Đặc trưng vật lý của cát san hô

Hỗn hợp cát san hô lấy từ đảo thuộc vùng Biển Đông của Việt Nam (Hình 1). Các đặc tính vật lý của cát san hô được thể hiện trong Bảng 1.

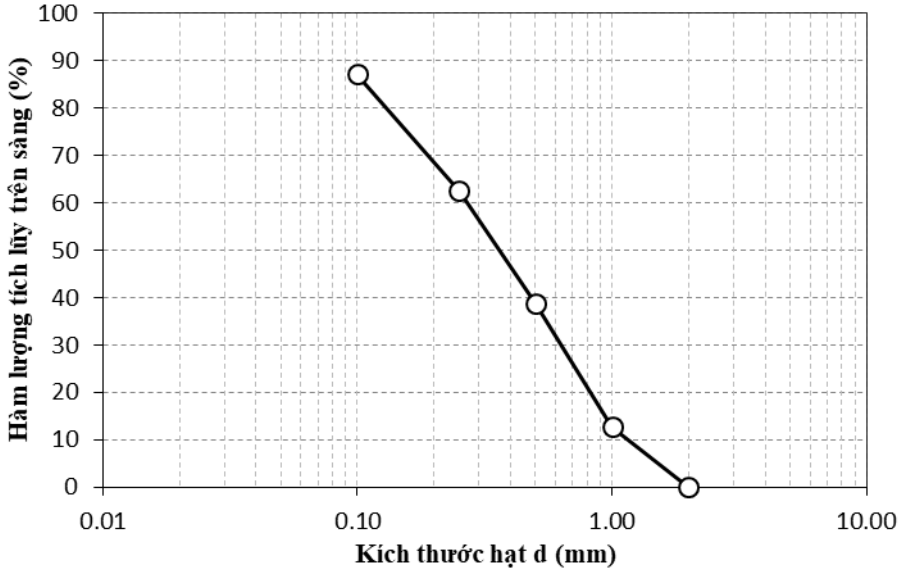


Hình 1. Hỗn hợp cát san hô được lấy từ đảo xa bờ của Việt Nam [4]

Bảng 1. Đặc tính vật lý của cát san hô [4]

Đặc trưng vật lý	Giá trị
Trọng lượng riêng hạt, γ_s (kN/m^3)	26,71
Hệ số rỗng lớn nhất, e_{max}	0,927
Hệ số rỗng nhỏ nhất, e_{min}	0,60

Từ kết quả đường cong cấp phối, xác định được hệ số đồng nhất C_u = 6,31 và hệ số cấp phối C_c = 1,11. Căn cứ vào tiêu chuẩn TCVN 5747:1993 [5] thì cát san hô này thuộc loại SW (đất cát sạch cấp phối tốt).

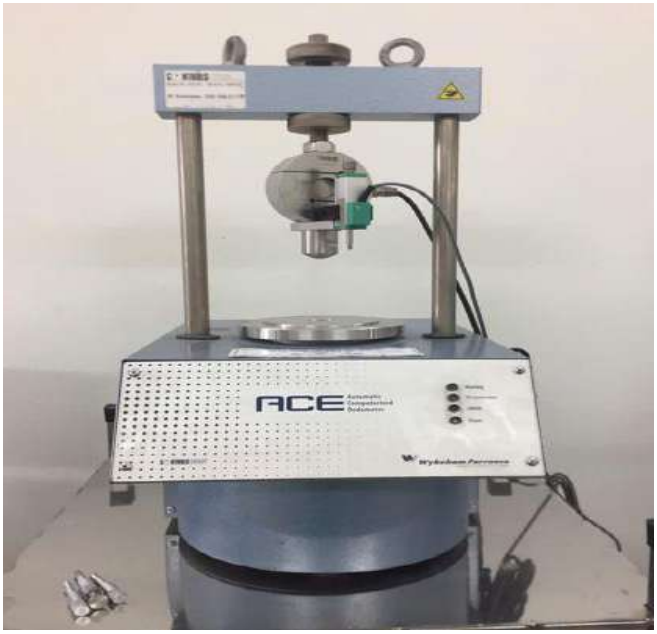


Hình 2. Đường cong tương quan đường kính hạt và hàm lượng tích lũy trên sàng

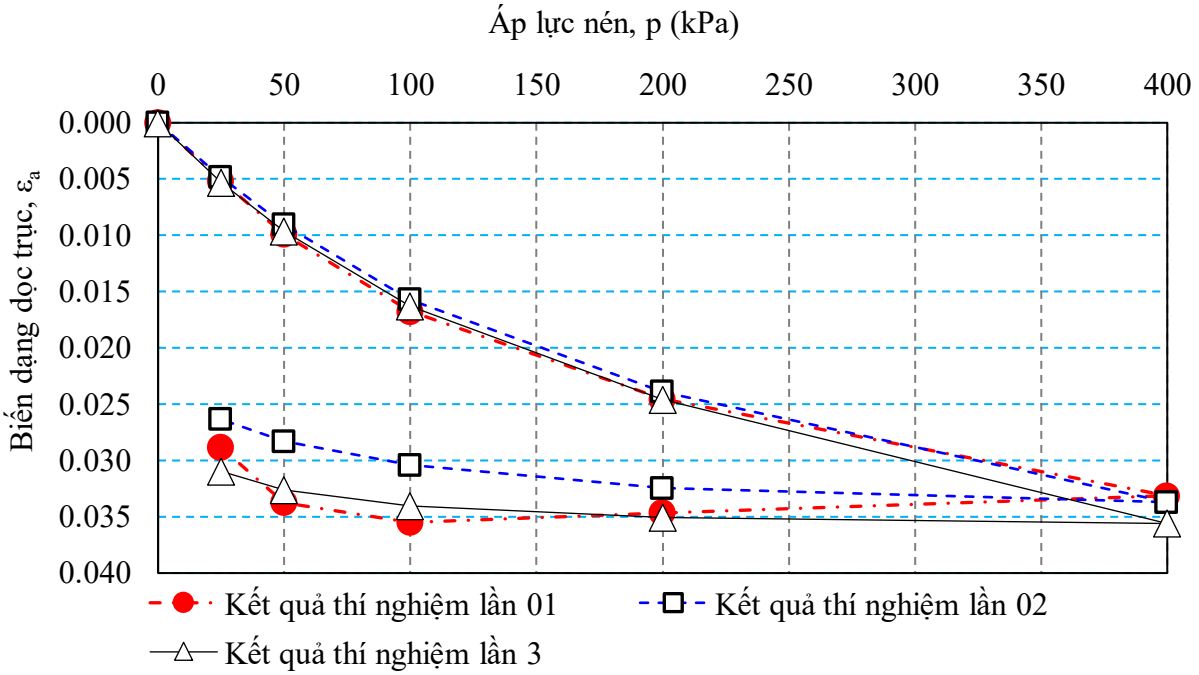
3. Đặc trưng nén lún của mẫu cát san hô ở trạng thái chặt

Một phần kết quả thí nghiệm nén cố kết một chiều của cát san hô đã được nhóm tác giả công bố trong nghiên cứu trước [4] nhằm phân tích đặc trưng biến dạng và hiện tượng vỡ hạt

của vật liệu. Trong nghiên cứu này, các kết quả chính được tóm lược lại để làm cơ sở phục vụ việc xác định tham số biến dạng của mô hình Hardening Soil. Thí nghiệm được thực hiện trên mẫu cát san hô ở trạng thái chặt với độ chặt tương đối D_r = 70%. Ba mẫu được chế bị và thử nghiệm theo cùng một quy trình nhằm đánh giá tính lặp lại của kết quả. Chu trình gia tải gồm các cấp ứng suất 25, 50, 100, 200 và 400 kPa, sau đó dỡ tải theo các cấp 200, 100, 50 và 25 kPa. Các thí nghiệm được tiến hành bằng hệ thống Oedometer tự động ACE EmS (Hình 3). Mẫu có dạng hình trụ với đường kính 6,35 cm, chiều cao 2 cm và được bão hòa trước khi gia tải. Dữ liệu lún theo thời gian được ghi nhận liên tục để xây dựng quan hệ giữa biến dạng thẳng đứng và áp lực nén. Kết quả cho thấy ba mẫu có quy luật biến dạng khá tương đồng trong vùng ứng suất nhỏ hơn 200 kPa. Nhìn chung, trong vùng ứng suất thấp, ứng xử nén của cát san hô chặt chủ yếu chịu chi phối bởi quá trình sắp xếp lại hạt. Tuy nhiên, ở vùng ứng suất cao, đặc biệt tại cấp tải 400 kPa, hiện tượng vỡ hạt trở thành cơ chế biến dạng quan trọng, làm gia tăng độ lún và ảnh hưởng rõ rệt đến đặc trưng hồi phục của vật liệu sau dỡ tải.



Hình 3. Máy cố kết tự động ACE EmS (Wykeham Farrance)



Hình 4. Tương quan tải trọng nén mẫu và biến dạng thẳng đứng [6]

4. Xác định đặc trưng biến dạng của mô hình Hardening soil cho cát san hô bằng phương pháp tối ưu dựa trên thí nghiệm nén Oedometer

Mô hình Hardening Soil (HS) mô tả ứng xử phi tuyến phụ thuộc ứng suất của đất thông qua ba mô đun biến dạng tham chiếu và các tham số cường độ kháng cắt. Các tham số cơ bản của mô hình bao gồm: mô đun biến dạng tham chiếu trong thí nghiệm nén ba trục (primary loading stiffness) - E_{50}^{ref}, mô đun biến dạng tham chiếu trong thí nghiệm nén một trục (oedometer stiffness) - E_{oed}^{ref}, mô đun dỡ tải – tái tải (unloading/reloading stiffness) - E_{ur}^{ref}, m - tham số phản ánh mức độ phụ thuộc ứng suất của độ cứng; góc ma sát trong - φ, lực dính đơn vị - c, góc trương nở - ψ.

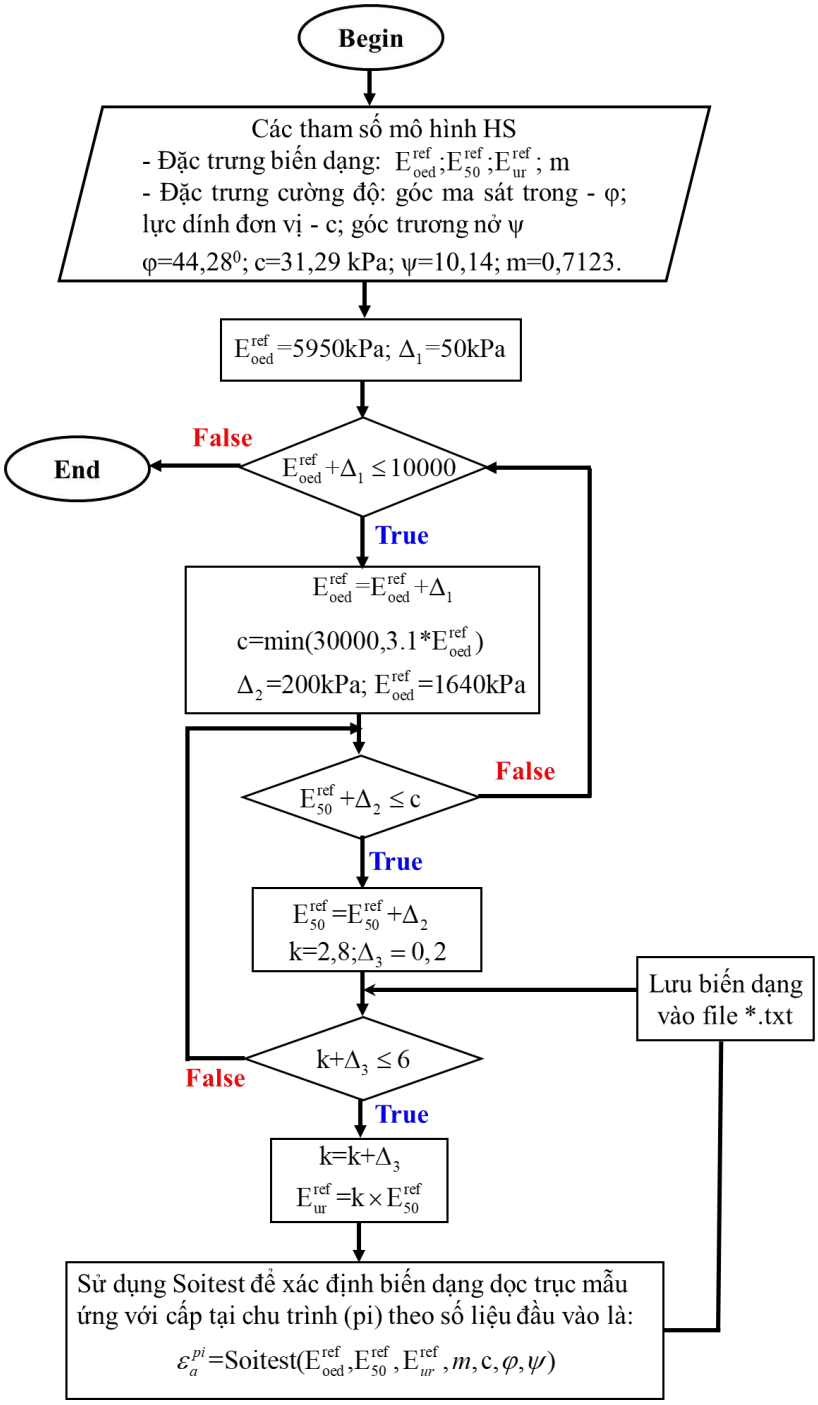
Trong nghiên cứu này, các đặc trưng kháng cắt và tham số phụ thuộc ứng suất của cát san hô được kế thừa từ các nghiên cứu trước đó với cùng cấp phối và độ chặt [4,6], cụ thể: $\varphi=44,28^0$; c=31,29 kPa; m=0,7123.

Trọng tâm của nghiên cứu là xác định ba mô đun biến dạng $E_{oed}^{ref}, E_{50}^{ref}, E_{ur}^{ref}$, thông qua tối ưu hóa dựa trên kết quả thí nghiệm nén Oedometer.

4.1. Xây dựng cơ sở dữ liệu thí nghiệm ảo

Ngôn ngữ Python được sử dụng để xây dựng chương trình tự động điều khiển mô phỏng thí nghiệm nén oedometer ảo trong Plaxis 2D. Với mỗi tổ hợp tham số đầu vào, chương trình thực hiện mô phỏng và trích xuất biến dạng mẫu tại các cấp tải khác nhau. Quá trình quét tham số $E_{oed}^{ref}, E_{50}^{ref}, E_{ur}^{ref}$ trong miền giá trị hợp lý đã tạo ra 13 472 bộ kết quả thí

nghiệm ảo, làm cơ sở dữ liệu phục vụ xây dựng mô hình xấp xỉ và tối ưu hóa. Sơ đồ khối của chương trình được thể hiện như Hình 5.



Hình 5. Sơ đồ khối chương trình

4.2. Xây dựng mô hình hồi quy đa biến bậc ba

Để giảm chi phí tính toán do phải lặp lại mô phỏng số nhiều lần trong quá trình tối ưu, nghiên cứu xây dựng mô hình xấp xỉ bằng phương pháp hồi quy đa biến bậc ba thông qua công cụ LINEST trong Excel.

Với ba biến đầu vào hàm hồi quy đa thức bậc ba đầy đủ bao gồm các thành phần tuyến tính, bình phương, lập phương và các tích tương tác giữa các biến. Khi triển khai đầy đủ, mô

hình bao gồm 20 hệ số hồi quy (kể cả hệ số tự do), phản ánh toàn bộ các tổ hợp đơn thức đến bậc ba của ba biến đầu vào. Mô hình hồi quy bậc ba cho phép mô tả quan hệ phi tuyến giữa các tham số độ cứng và biến dạng nén trong miền khảo sát với độ chính xác cao. Tuy nhiên, cần lưu ý rằng mô hình này mang tính chất thuần toán học và không phản ánh trực tiếp cơ chế vật lý của vật liệu. Các hệ số hồi quy không có ý nghĩa cơ học độc lập mà chỉ đóng vai trò tham số xấp xỉ trong phạm vi miền giá trị đã khảo sát. Mặc dù tồn tại hạn chế này, phương pháp hồi quy giúp đơn giản hóa quá trình tính toán đáng kể so với việc hiệu chỉnh trực tiếp dựa trên mô hình cơ học đầy đủ, đồng thời tạo điều kiện thuận lợi cho bước tối ưu hóa tiếp theo.

4.3. Tối ưu hóa tham số

Hàm mục tiêu được xây dựng theo nguyên tắc cực tiểu hóa tổng sai số bình phương (SSE) giữa biến dạng thực nghiệm và biến dạng dự báo:

$$\mathrm{SSE}=\sum_{i=1}^{n}\left(\varepsilon_{exp,i}-\varepsilon_{pred,i}\right)^{2} \tag{1}$$

trong đó:

n – số cấp tải trong quá trình thí nghiệm nén mẫu thực, bao gồm chu trình tăng tải và dỡ tải);

$\varepsilon_{exp,i}$ - biến dạng trung bình đo được từ 3 mẫu thí nghiệm Oedometer;

$\varepsilon_{pred,i}$ - biến dạng dự báo từ mô hình hồi quy.

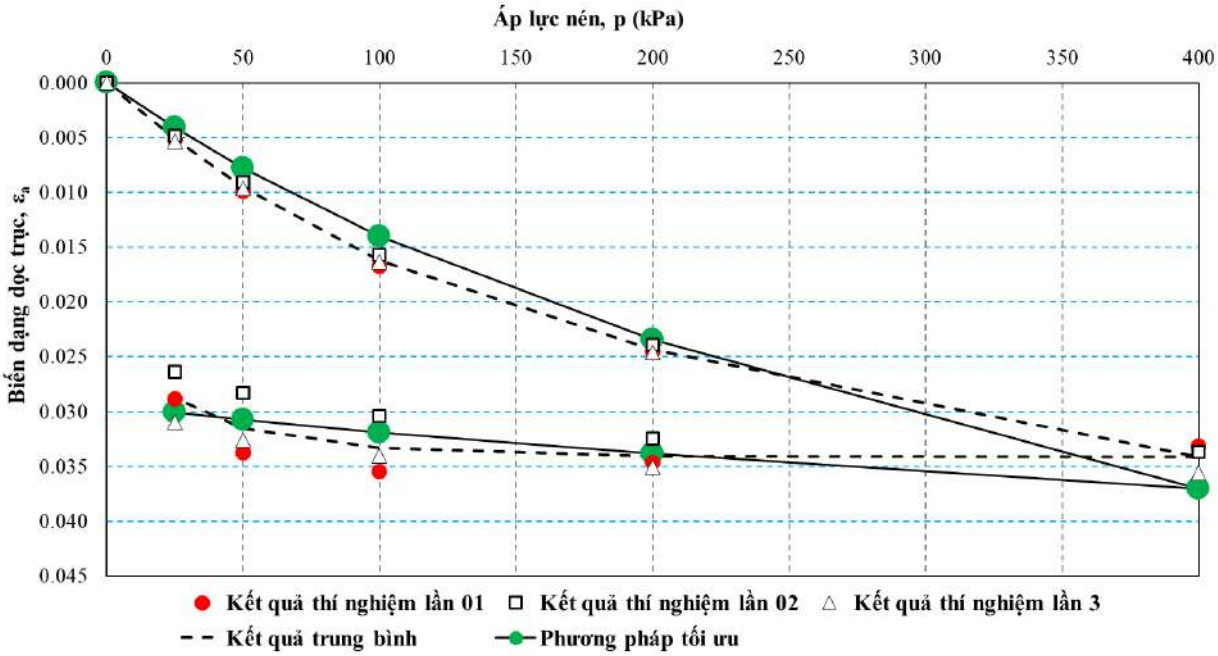
Quá trình tối ưu được thực hiện bằng công cụ Solver trong Excel với các ràng buộc cơ học:

$$\begin{cases} E_{50}^{ref} \geq E_{oed}^{ref} \\ 3.E_{50}^{ref} \leq E_{ur}^{ref} \leq 5.E_{50}^{ref} \end{cases} \tag{2}$$

Sau quá trình tối ưu, bộ tham số thu được:

$$\begin{cases} E_{oed}^{ref} = 6374\ \mathrm{kN/m^2} \\ E_{50}^{ref} = 10637\ \mathrm{kN/m^2} \\ E_{ur}^{ref} = 53185\ \mathrm{kN/m^2} \end{cases} \tag{3}$$

Hệ số xác định đạt, R^2=9891. Đường cong mô phỏng tương ứng thể hiện mức độ phù hợp rất cao với đường cong trung bình của thí nghiệm (Hình 6).



Hình 6. So sánh tương quan tải trọng nén mẫu - biến dạng thẳng đứng giữa thực nghiệm và phương pháp tối ưu

Giá trị R^2=0,9891 cho thấy mô hình HS sau hiệu chỉnh có khả năng tái hiện gần như đầy đủ xu thế biến dạng của cát san hô trong thí nghiệm nén Oedometer. Sai khác giữa mô phỏng và thực nghiệm chủ yếu xuất hiện ở giai đoạn tải cao, nơi ảnh hưởng của nghiền vỡ hạt trở nên rõ rệt. Tỷ số $\frac{E_{50}^{ref}}{E_{oed}^{ref}} = 1,67$ tương đối lớn cho thấy cơ chế biến dạng nén một chiều của cát san hô mềm hơn đáng kể so với độ cứng trong điều kiện ứng suất ba trục tương đương. Điều này có thể liên quan đến cấu trúc hạt rỗng và sự sắp xếp lại cấu trúc dưới tải nén thẳng đứng.

5. Kết luận và kiến nghị

5.1. Kết luận

Từ kết quả thí nghiệm nén Oedometer trên mẫu cát san hô ở trạng thái chặt (D_r =70%) trong khoảng áp lực 25÷400 kPa và quá trình hiệu chỉnh tham số bằng phương pháp phân tích ngược, có thể rút ra các kết luận chính sau:

- Kết quả thực nghiệm cho thấy quan hệ ứng suất – biến dạng của cát san hô có tính phi tuyến rõ rệt; mô đun nén một chiều tăng theo mức ứng suất, phản ánh đặc trưng phụ thuộc ứng suất và ảnh hưởng của cấu trúc hạt rỗng. Ở cấp tải cao, đường cong thể hiện xu hướng tăng độ dốc, có thể liên quan đến hiện tượng tái sắp xếp và nghiền vỡ hạt cục bộ.

- Bộ tham số biến dạng tối ưu của mô hình Hardening Soil xác định được gồm $E_{oed}^{ref} = 6374\,kN/m^2, E_{50}^{ref} = 10637\,kN/m^2, E_{ur}^{ref} = 53185\,kN/m^2$, với hệ số xác định R^2= 0,9891 cho thấy mức độ phù hợp rất cao giữa mô phỏng và số liệu thực nghiệm.

- Tỷ số $\frac{E_{50}^{ref}}{E_{oed}^{ref}} = 1,67$ cho thấy độ cứng trong điều kiện ứng suất ba trục tương đương lớn hơn đáng kể so với độ cứng nén một chiều. Điều này phản ánh sự khác biệt về cơ chế biến dạng giữa trạng thái nén một chiều và trạng thái chịu cắt - trượt hạt, đồng thời phù hợp với đặc trưng cấu trúc hạt rỗng và khả năng tái sắp xếp của cát san hô dưới tải nén thẳng đứng.

- Kết quả nghiên cứu khẳng định mô hình Hardening Soil, sau khi được hiệu chỉnh phù hợp, có khả năng mô tả tốt ứng xử nén một chiều của cát san hô và có thể sử dụng tin cậy trong phân tích lún nền trong điều kiện tải trọng tĩnh thông thường.

5.2. Kiến nghị

Bộ tham số đặc trưng biến dạng xác định chủ yếu dựa trên thí nghiệm Oedometer nên phản ánh tốt cơ chế nén một chiều. Để đảm bảo tính nhất quán của mô hình HS trong các bài toán chịu cắt hoặc tải phức tạp, cần tiếp tục kiểm chứng bộ tham số này bằng thí nghiệm nén ba trục trong các nghiên cứu tiếp theo.

Tài liệu tham khảo

1. Zeng, K., Liu, H. (2023). Experimental Study on the Time-Dependent Oedometric Compression Behavior of Calcareous Sand.
2. Benoot, J., Haegeman, W., François, S., Degrande, G. (2014). Experimental study of strain accumulation of silica sand in a cyclic triaxial test.
3. Brinkgreve, R.B.J. (2002). PLAXIS Version 8 Material Models Manual. PLAXIS bv, Delft, The Netherlands.
4. Phạm Đức Tiệp, Đỗ Minh Ngọc, Trịnh Hoàng Anh, Hoàng Nguyễn Đức Chí. Xác định tham số phụ thuộc ứng suất của mô đun nén một chiều cát san hô bằng phương pháp hồi quy từ thí nghiệm Oedometer. Tạp chí Địa Kỹ thuật số 01 – 2026.
5. TCVN 5747:1993. Đất xây dựng – Phân loại. Hà Nội: Tiêu chuẩn Việt Nam, 1993.
6. C. Van Hoa, V.A. Tuan, N.T. Sang, N.T. Lai, P.D. Tiep, “Effect of Grain Size on Shear Strength of Coral Gravel Sand,” in Proceedings of the 3rd International Conference on Sustainability in Civil Engineering, Lecture Notes in Civil Engineering, vol. 145, Springer, Singapore, 2021. https://doi.org/10.1007/978-981-16-0053-1_11.

Determination of deformation parameters of the hardening soil model for coral sand using an optimization method based on oedometer tests

Abstract: *This study aims to determine the deformation parameters of the Hardening Soil (HS) model for coral sand to simulate its compressive settlement behavior in geotechnical engineering applications. One-dimensional consolidation (oedometer) tests were conducted to determine the compressibility characteristics of coral sand specimens at a relative density of D_r = 70%. The experimental results provide the relationship between vertical stress and axial strain at different loading stages, serving as the basis for numerical model calibration. Assuming that coral sand follows the Hardening Soil model, the deformation parameters were investigated by systematically varying the*

reference stiffness moduli. The virtual Oedometer test tool in Plaxis software was employed to simulate compression curves corresponding to different combinations of input parameters. Subsequently, an optimization procedure was implemented using the Solver tool in Excel to minimize the sum of squared errors between the simulated results and the experimental data. The obtained results allow for the identification of an optimal set of deformation parameters for the HS model with a high degree of agreement, thereby enhancing the reliability of numerical simulations in the analysis of coral sand foundations.

Keywords: Coral sand; Particle breakage; Dense state; Hardening Soil model; Oedometer test.

Tính toán ổn định mái dốc xét đến ảnh hưởng của vết nứt trong khối đất đá

Nguyễn Anh Tú[1], Phạm Đức Tiệp[1], Vũ Ngọc Anh[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: anhtuctmta@gmail.com; Tel: 0976348038

Tóm tắt

Nghiên cứu này đề xuất cách thức mô hình hóa vết nứt trong bài toán phân tích ổn định mái dốc bằng phần mềm Plaxis 2D, trong đó các vết nứt được biểu diễn dưới dạng phần tử tiếp xúc (interface) với giả thiết đặc trưng cơ lý tương đương lớp đất yếu nhất. Trên cơ sở đó, nhóm tác giả tiến hành đánh giá ổn định tổng thể mái taluy dương của công trình tại Phúc Thuận - Thái Nguyên theo phương pháp suy giảm cường độ trong điều kiện bão hòa (trạng thái bất lợi nhất theo quy định tiêu chuẩn). Kết quả tính toán cho thấy hệ số ổn định đạt FS = 1,52, lớn hơn giá trị yêu cầu theo TCVN 4054:2005 (FS ≥ 1,25), chứng tỏ mái dốc sau gia cường đảm bảo ổn định tổng thể. Giải pháp đề xuất gồm một hàng cọc khoan nhồi kết hợp đinh đất và phun bê tông bề mặt; trong đó cọc khoan nhồi đóng vai trò khống chế cung trượt sâu, còn hệ đinh đất chủ yếu ổn định cục bộ lớp mặt. Chuyển vị ngang cực đại của cọc khoảng 9,945 mm (≈1% đường kính cọc), nằm trong giới hạn cho phép về biến dạng. Kết quả nghiên cứu cung cấp cơ sở tham khảo cho việc mô hình hóa vết nứt và đánh giá ổn định mái dốc trong điều kiện địa chất phức tạp có ảnh hưởng của nước ngầm.

Từ khóa: *Ổn định mái dốc, vết nứt, phần tử tiếp xúc, phương pháp suy giảm cường độ, điều kiện bão hòa, cọc khoan nhồi, gia cường mái dốc, mực nước ngầm.*

1. Mở đầu

Ổn định mái dốc trong điều kiện có vết nứt phát triển trong khối đất đá là một trong những vấn đề phức tạp và có ý nghĩa thực tiễn đặc biệt trong lĩnh vực địa kỹ thuật công trình. Trong các công trình giao thông miền núi, đặc biệt là đường cao tốc và đường miền núi có đào sâu tạo taluy cao, hiện tượng mất ổn định mái dốc thường xuất hiện do tác động đồng thời của quá trình đào và ảnh hưởng của nước mưa. Các vết nứt hình thành trong khối đất đá không chỉ phản ánh trạng thái ứng suất–biến dạng bất lợi mà còn đóng vai trò là đường dẫn thấm nước, làm gia tăng áp lực nước lỗ rỗng, suy giảm sức kháng cắt và thúc đẩy quá trình phá hoại trượt.

Nhiều nghiên cứu đã chỉ ra rằng quá trình đào mái dốc gây ra sự tái phân bố ứng suất trong khối đất đá, hình thành vùng tập trung ứng suất cắt ở chân dốc và ứng suất kéo ở đỉnh dốc, tạo điều kiện cho sự phát triển của các vết nứt kéo ban đầu (Bjerrum, 1967; Dawson et al., 1999). Khi xuất hiện mưa kéo dài, nước thấm qua các vết nứt và mặt phân cách phong hóa làm giảm lực hút ma trận và tăng áp lực nước lỗ rỗng, dẫn đến suy giảm đáng kể sức kháng cắt của đất đá (Fredlund et al., 1978; Dou et al., 2015). Cơ chế kết hợp giữa đào và mưa thường tạo nên dạng phá hoại lặp lại, với bề mặt trượt phát triển dần từ cục bộ đến quy mô lớn.

Nghiên cứu của Dou và cộng sự (2022) cho mái dốc đào cao tại Phúc Kiến (Trung Quốc) đã chỉ ra rằng: (i) đào mái dốc là yếu tố nhạy cảm kích hoạt mất ổn định do giải phóng ứng suất; (ii) mưa liên tục làm mực nước ngầm dâng cao, giảm hệ số ổn định; (iii) các vết nứt kéo phía đỉnh dốc là tiền đề cho phá hoại lặp lại. Đáng chú ý, nghiên cứu này nhấn mạnh rằng việc chậm trễ thi công gia cố, chất lượng neo kém và tổ chức thi công không hợp lý đã làm mở rộng phạm vi phá hoại, khiến mái dốc trượt nhiều lần mặc dù đã có điều chỉnh thiết kế. Những bài học này cho thấy ổn định mái dốc không chỉ là bài toán tính toán hệ số an toàn mà còn là quá trình quản lý rủi ro động, trong đó việc nhận diện sớm vết nứt và kiểm soát nước đóng vai trò quyết định.

Trong điều kiện địa chất Việt Nam, đặc biệt ở khu vực miền núi phía Bắc, nền đất đá phong hóa mạnh, phân lớp phức tạp, thường tồn tại các mặt phân cách yếu. Khi mái dốc bị đào cắt, các mặt phân cách này dễ trở thành mặt trượt tiềm năng. Sự hình thành và phát triển của vết nứt trong khối đất đá làm thay đổi cơ chế truyền ứng suất, đồng thời tạo điều kiện cho nước mưa xâm nhập sâu vào trong mái dốc. Do đó, việc mô hình hóa vết nứt và đánh giá ảnh hưởng của chúng đến hệ số ổn định là vấn đề có ý nghĩa khoa học và thực tiễn cao.

Hiện nay, trong tính toán ổn định mái dốc bằng phương pháp phần tử hữu hạn (FEM), mô hình Mohr–Coulomb và mô hình Hardening Soil (HS) được sử dụng phổ biến. Tuy nhiên, việc xét đến ảnh hưởng của vết nứt thường được đơn giản hóa thông qua việc giảm cường độ kháng cắt hoặc giả định mặt trượt tiềm năng. Một số nghiên cứu gần đây cho thấy cần xem xét đầy đủ hơn sự tương tác giữa vết nứt, mực nước ngầm và ứng xử phi tuyến của đất đá để dự báo chính xác cơ chế phá hoại (Alonso, 2021; Lee et al., 2021).

Từ các phân tích trên có thể thấy rằng:

- Đào mái dốc làm tái phân bố ứng suất và hình thành vết nứt kéo.

- Mưa và dao động mực nước ngầm làm giảm ổn định thông qua suy giảm sức kháng cắt.

- Vết nứt đóng vai trò là yếu tố khuếch đại nguy cơ trượt.

- Gia cố bằng cọc chống trượt và neo chỉ hiệu quả khi được bố trí hợp lý và thi công đúng thời điểm.

Xuất phát từ thực tế đó, bài báo này tập trung phân tích ổn định mái dốc xét đến ảnh hưởng của vết nứt trong khối đất đá thông qua mô hình số Plaxis 2D, đồng thời đánh giá hiệu quả giải pháp gia cố bằng hệ cọc. Kết quả nghiên cứu nhằm góp phần làm rõ cơ chế mất ổn định trong điều kiện có vết nứt và đề xuất giải pháp kỹ thuật phù hợp cho các công trình mái dốc đào sâu tại Việt Nam.

2. Tổng hợp các phương pháp mô hình hóa vết nứt trong bài toán tính toán ổn định mái dốc

2.1. Mô hình hóa vết nứt trong phương pháp cân bằng giới hạn

Trong phương pháp cân bằng giới hạn, vết nứt thường được xét đến bằng cách hiệu chỉnh hình dạng mặt trượt hoặc giảm cường độ kháng cắt dọc theo một mặt yếu giả định. Một số tác giả đề xuất đưa vào mô hình các "*tension cracks*" phía đỉnh mái dốc nhằm phản ánh sự phát triển ứng suất kéo (Duncan & Wright, 2005). Tuy nhiên, phương pháp này chỉ cho phép xét ảnh hưởng vết nứt một cách đơn giản và không mô tả được phân bố ứng suất - biến dạng trong khối đất đá.

2.2. Mô hình hóa vết nứt bằng phương pháp phần tử hữu hạn

Phương pháp phần tử hữu hạn cho phép mô tả chi tiết trạng thái ứng suất – biến dạng trong khối đất đá và xem xét tương tác giữa các vùng vật liệu khác nhau. Trong FEM, các vết nứt có thể được mô hình hóa theo các hướng tiếp cận sau:

2.2.1. Giảm cường độ cục bộ (local strength reduction)

Vết nứt được xem như một vùng vật liệu có cường độ thấp hơn so với khối nền. Các tham số như lực dính c, góc ma sát trong φ được giảm xuống tương ứng với mức độ suy yếu. Cách

tiếp cận này đơn giản, dễ thực hiện trong Plaxis 2D, nhưng không phản ánh rõ cơ chế tiếp xúc và trượt giữa hai bề mặt khe.

2.2.2. Phần tử tiếp xúc (Interface elements)

Đây là phương pháp phổ biến khi mô phỏng bề mặt phân cách giữa hai vật liệu hoặc mặt yếu trong khối đất đá. Trong Plaxis 2D, phần tử interface được đặc trưng bởi hệ số giảm cường độ Rinter, cho phép điều chỉnh quan hệ ma sát và dính kết giữa hai bề mặt (Brinkgreve et al., 2018). Cách tiếp cận này phù hợp khi vết nứt có hình dạng xác định và có thể coi là một mặt phân cách rõ ràng.

2.2.3. Phần tử khe (Joint elements)

Trong các bài toán đá nứt nẻ, phần tử khe được sử dụng để mô phỏng hành vi trượt – mở khe theo luật đàn hồi – dẻo. Các tham số như độ cứng pháp tuyến, độ cứng tiếp tuyến và cường độ cắt được xác định riêng cho khe nứt (Hoek & Bray, 1981). Phương pháp này phản ánh tốt hơn cơ chế cơ học của hệ khe trong đá.

2.2.4. Mô hình hư hỏng liên tục (Continuum damage models)

Các mô hình hư hỏng liên tục cho phép mô phỏng sự phát triển và lan truyền vết nứt trong quá trình chịu tải. Tuy nhiên, việc áp dụng các mô hình này đòi hỏi thông số vật liệu phức tạp và chi phí tính toán cao.

3. Đánh giá ổn định mái taluy dương công trình tại Phúc Thuận – Thái Nguyên

3.1. Đặc trưng địa hình và địa chất khu vực nghiên cứu

3.1.1. Đặc trưng địa hình, địa mạo khu vực nghiên cứu

Khu vực nghiên cứu có diện tích khoảng 58 ha, địa hình chênh cao gần 200 m, chiều dài sườn dốc >400 m, độ dốc trung bình khoảng 26–27°. Do yêu cầu bố trí kho vật liệu nổ, chân mái dốc đã được cắt xén tạo mặt bằng xây dựng; hệ thống đường nội bộ bố trí men theo sườn đồi để kết nối các nhà kho. Phạm vi khảo sát tập trung tại mái dốc phía trên nhà kho KT, nơi xuất hiện dấu hiệu trượt lở với bề rộng tuyến khảo sát khoảng 50 m (Hình 1, Hình 3). Trên mái taluy phát triển nhiều khe nứt song song, trong đó một khe nứt lớn tạo thành cung trượt rõ ràng phía trên nhà kho. Cung trượt kéo dài từ góc phải nhà kho lên rãnh thoát nước đỉnh và cắt xuống góc trái. Biên độ dịch chuyển đứng tại đỉnh trượt đạt >1,2 m và dịch chuyển ngang lớn nhất khoảng 2,0 m (Hình 2). Khối trượt có chiều cao ~20 m, rộng ~50 m, diện tích khoảng 1500 m^2 và thể tích ước tính ~27850 m^3. Bên trong khối trượt xuất hiện nhiều vết nứt thứ cấp song song với mặt trượt chính, phân chia khối trượt thành các khối nhỏ. Mặt trượt cắt qua các đới đá dập vỡ chứa nước, làm xuất lộ nước ngầm tại chân trái khối trượt. Kết quả quan trắc cho thấy lưu lượng nước ngầm tại chân mái dốc đạt 4÷5 lít/phút (tháng 2–3/2025, sau mùa khô) và tăng lên 5÷7 lít/phút vào tháng 9/2025, với hiện tượng thấm rỉ trên các cơ mái dốc, phản ánh vai trò đáng kể của nước ngầm trong cơ chế mất ổn định mái dốc.



Hình 1. Cung trượt trên mái taluy nhà kho K10



a. Phần đỉnh của cung trượt *b. Biên độ dịch chuyển đứng tại đỉnh cung trượt*

Hình 2. Hình dạng vết nứt xuất hiện trên đỉnh mái taluy nhà kho KT



a. Mặt trượt chính và các bậc trượt *b. Các bậc trượt bên trái taluy*

Hình 3. Các bậc trượt bên trong khối trượt chính mái taluy nhà kho KT

3.1.2. Đặc trưng cơ lý của các lớp đất đá

Các chỉ tiêu vật lý và cơ học của các lớp đất trong phạm vi nghiên cứu được xác định trên cơ sở kết quả thí nghiệm trong phòng ở trạng thái bão hòa nước. Các chỉ tiêu bao gồm: dung trọng tự nhiên, dung trọng bão hòa, mô đun biến dạng, lực dính kết và góc ma sát trong. Kết quả thí

nghiệm được tổng hợp từ báo cáo khảo sát địa chất công trình và được sử dụng trực tiếp làm thông số đầu vào cho mô hình tính toán.

Đối với các lớp đá (ký hiệu 2a, 2b, 4a, 4b, 5a, 5b, 7a, 7b), các đặc trưng cơ lý được xác định trên cơ sở kết quả thí nghiệm trong phòng kết hợp đánh giá chất lượng khối đá ngoài hiện trường. Do số lượng lớp đá và chỉ tiêu lớn, bảng số liệu chi tiết không trình bày đầy đủ trong bài báo mà được tổng hợp và sử dụng trực tiếp trong mô hình tính toán. Cần lưu ý rằng khối đá trong khu vực nghiên cứu có mức độ nứt nẻ phát triển, vì vậy mô đun biến dạng của khối đá không được lấy trực tiếp từ mô đun đàn hồi của mẫu đá nguyên dạng mà được hiệu chỉnh thông qua hệ số suy giảm xét đến ảnh hưởng của cấu trúc nứt nẻ.

Trong phạm vi khảo sát, các lớp đá phân bố ở độ sâu lớn, mức độ nứt nẻ được đánh giá chủ yếu thông qua chất lượng lõi khoan (RQD), kết hợp quan sát thực địa tại các mái taluy cùng hệ tầng. Việc đánh giá chất lượng khối đá được thực hiện trên cơ sở tổng hợp kết quả khoan khảo sát, đặc điểm cấu trúc ngoài hiện trường và so sánh với các khối đá tương tự trong khu vực.

Giá trị cường độ kháng cắt của khối đá (lực dính kết c và góc ma sát trong φ) được xác định dựa trên phân loại RMR kết hợp sử dụng phần mềm Roclab. Phương pháp này cho phép ước lượng các tham số cơ học từ cường độ kháng nén đơn trục của mẫu đá và các yếu tố đặc trưng như mức độ nứt nẻ, loại đá, mức độ xáo động thi công và điều kiện công trình. Mặc dù các phương pháp tính cho kết quả có sự phân tán nhất định, phương pháp tích hợp trong Roclab được đánh giá có độ tin cậy cao hơn do xét đến đồng thời các yếu tố cấu trúc và điều kiện thi công, vì vậy được lựa chọn để kiến nghị các thông số cơ học đưa vào mô hình tính toán.

Bảng 1. Chỉ tiêu cơ lý của đất đá

Tên lớp đất	Mô đun biến dạng (kN/m^2)	Hệ số Poisson	Lực dính đơn vị (kN/m^2)	Góc ma sát trong (^{o})	Mô hình vật liệu
Lớp 1	26230	0.3	18.7	20.17	Mohr Coulomb
Lớp 2a	1467000	0.2	261	39.88	Mohr Coulomb
Lớp 2b	1128000	0.2	214	35.97	Mohr Coulomb
Lớp 3	34210	0.3	21.1	19.67	Mohr Coulomb
Lớp 4a	644300	0.2	98	21.08	Mohr Coulomb
Lớp 4b	644300	0.2	139	27.84	Mohr Coulomb
Lớp 5a	1495000	0.2	264	40.16	Mohr Coulomb
Lớp 5b	1128000	0.2	214	35.97	Mohr Coulomb
Lớp 6	27510	0.3	17.9	18.7	Mohr Coulomb
Lớp 7a	644300	0.2	139	27.84	Mohr Coulomb
Lớp 7b	1243000	0.2	230	37.42	Mohr Coulomb

3.2. Kết quả mô hình hóa và bàn luận

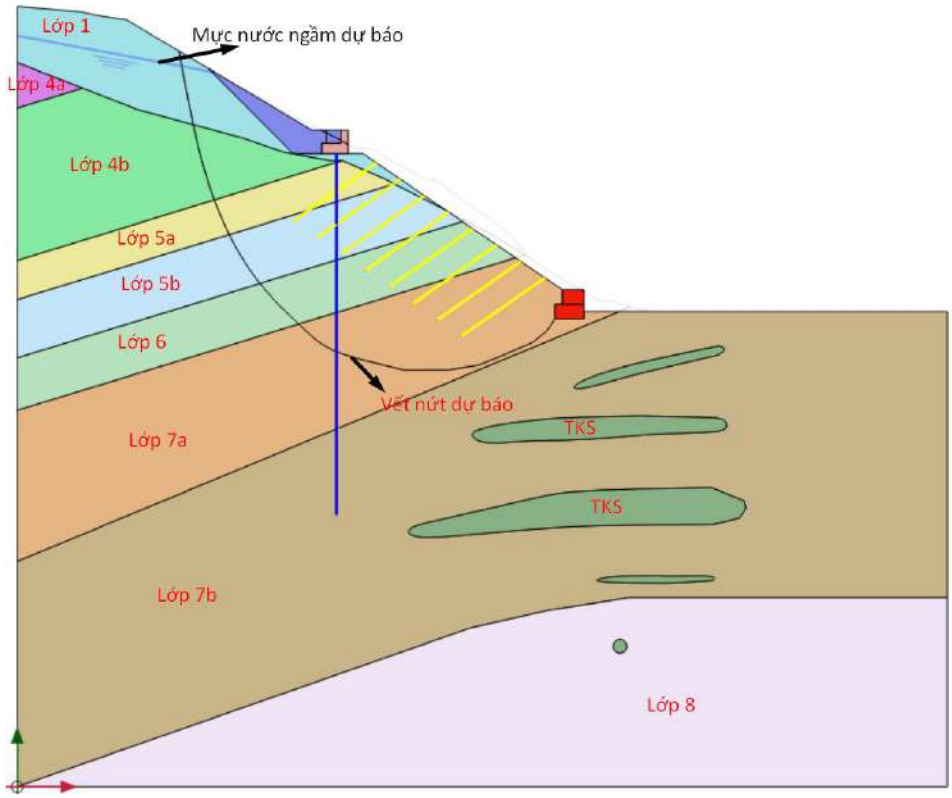
Mái dốc được mô hình hóa bằng phần mềm Plaxis 2D, trong đó các vết nứt quan trắc được biểu diễn dưới dạng các đường tiếp xúc (interface elements). Kết quả tổng hợp tài liệu

khoan cho thấy lớp 1 có đặc trưng cơ lý yếu nhất. Quan sát hiện trường ghi nhận đất nhét lấp đầy các khe nứt và sự tồn tại của các đới đá dập vỡ dọc theo cột địa chất. Để đơn giản hóa bài toán tính toán, nghiên cứu giả thiết các chỉ tiêu cơ lý của vết nứt tương đương với lớp 1.

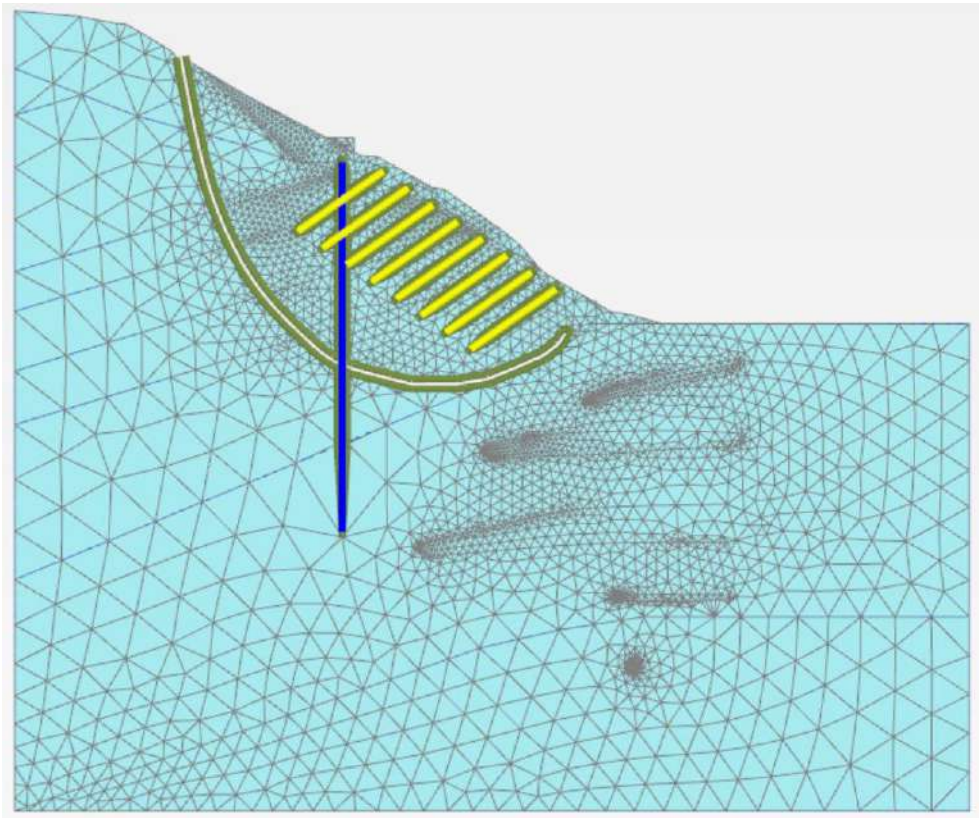
Mặt cắt tính toán được thiết lập như Hình 4. Lưới phần tử tam giác được sử dụng và chia hợp lý theo mức độ quan tâm của bài toán; trong phạm vi các vết nứt và khu vực xung quanh cọc gia cường, lưới được làm mịn hơn nhằm nâng cao độ chính xác tính toán (Hình 5).

Các lớp đất, đá được mô phỏng theo mô hình Mohr–Coulomb (MC).

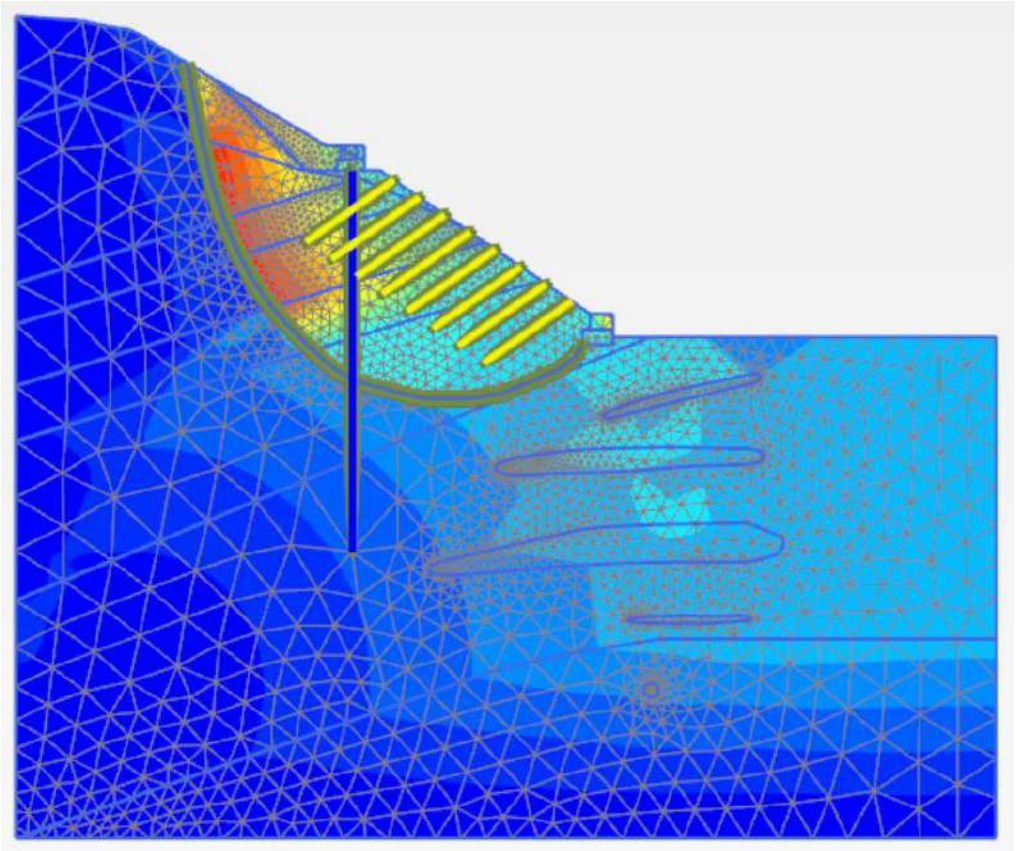
Giải pháp gia cường gồm cọc khoan nhồi đường kính D = 1,0 m, chiều dài L=25 m. Bên cạnh đó, để đảm bảo ổn định cục bộ bề mặt mái dốc, hệ đinh đất kết hợp phun bê tông được bố trí. Hệ đinh đất chủ yếu có tác dụng ổn định lớp bề mặt và không tham gia khống chế cung trượt quy mô lớn.



Hình 4. Đặc trưng hình học mái dốc (đường mực nước ngầm dự báo – nền trạng thái bão hòa)



Hình 5. Chia lưới phần tử



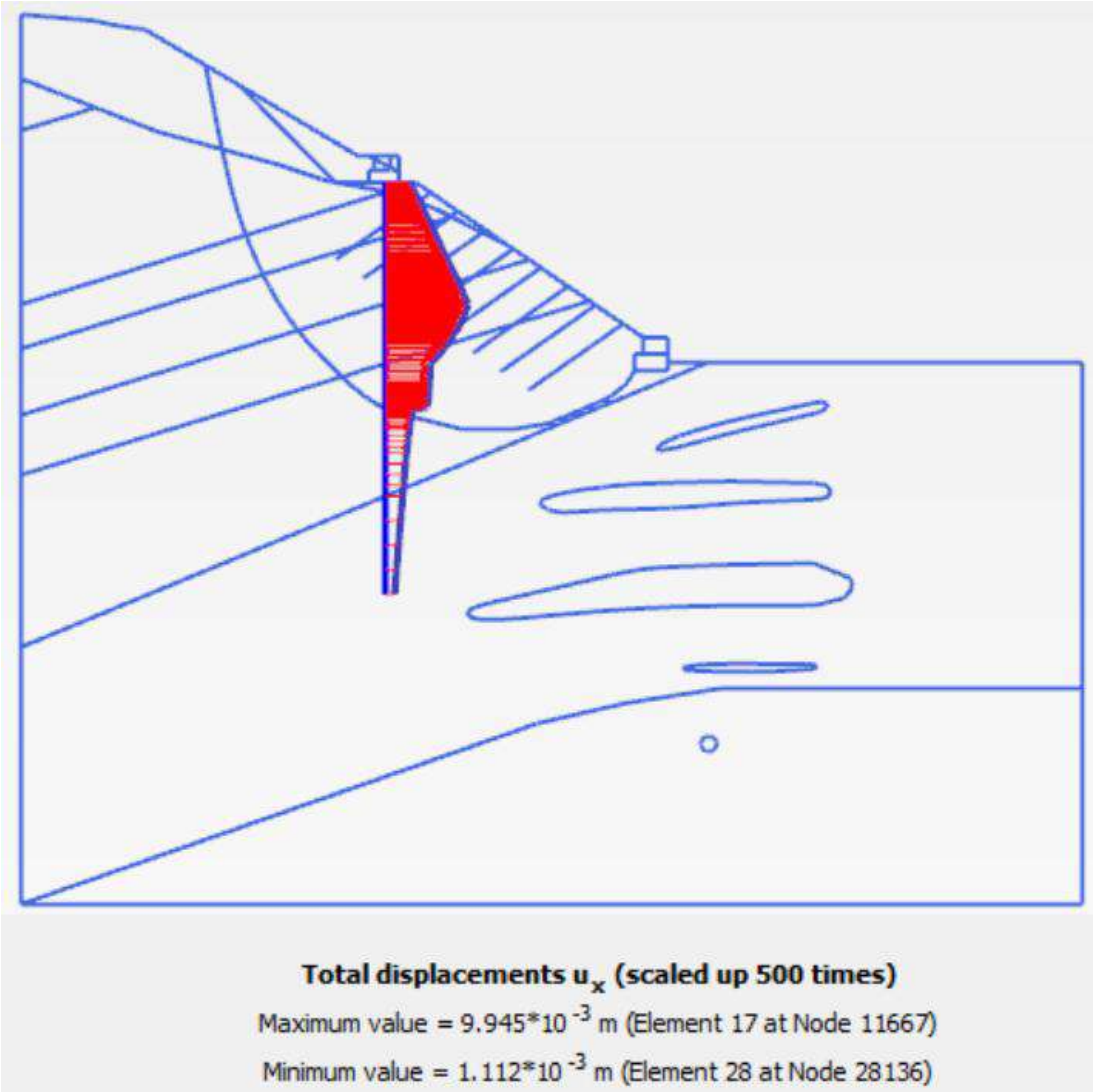
Hình 6. Chuyển dịch mái dốc với phương án gia cường 01 hàng cọc khoan nhồi (đường kính cọc D=1,0m; khoảng cách các cọc trong hàng 2,0m)



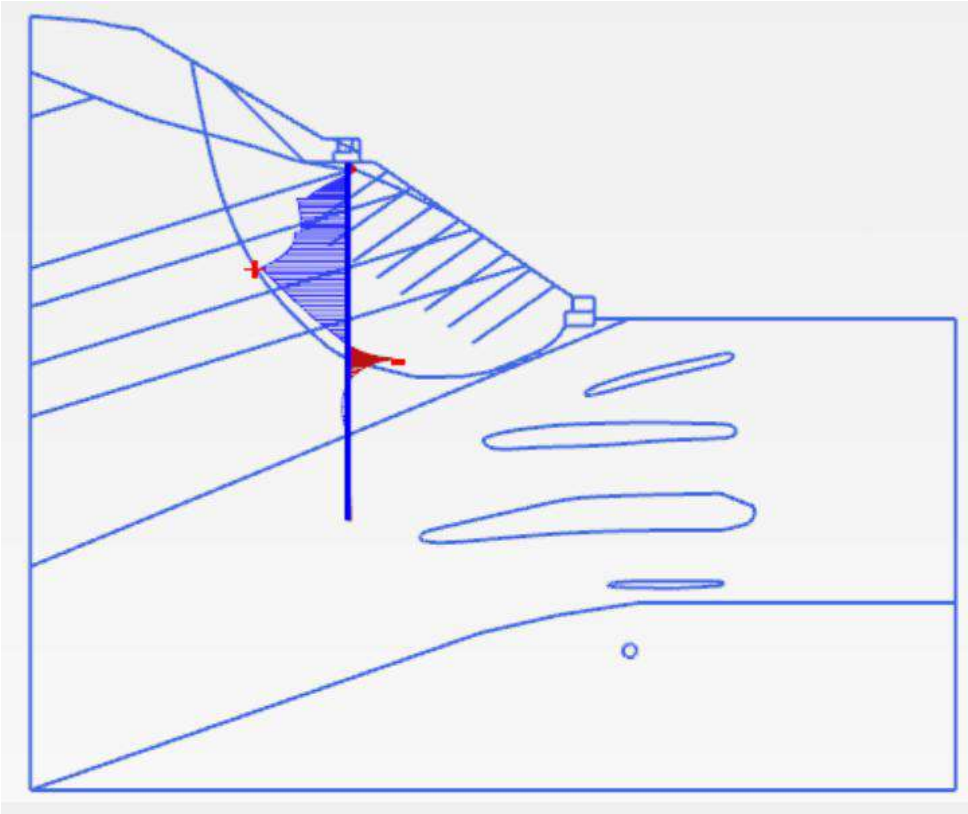
Hình 7. Hệ số ổn định mái dốc khi không gia cố, FS=1,520

Bài toán ổn định mái dốc được phân tích trong trạng thái bất lợi nhất (vật liệu bão hòa nước) bằng phương pháp suy giảm cường độ (SRM) trong Plaxis 2D. Kết quả cho hệ số ổn định tổng thể FS =1,52, đồng thời cơ chế phá hoại thể hiện bởi cung trượt tổng thể như Hình 6, phù hợp với đặc điểm mái dốc có đới yếu/khe nứt và ảnh hưởng nước ngầm. Theo TCVN 4054:2005, với mái dốc cao >12 m cần kiểm toán ở trạng thái bất lợi, hệ số ổn định nhỏ nhất yêu cầu FS ≥ 1,25. Như vậy, giá trị FS = 1,52 > 1,25 cho thấy mái dốc sau gia cường đạt yêu cầu ổn định trượt tổng thể trong điều kiện bão hòa, với mức dự trữ ổn định khoảng 22%.

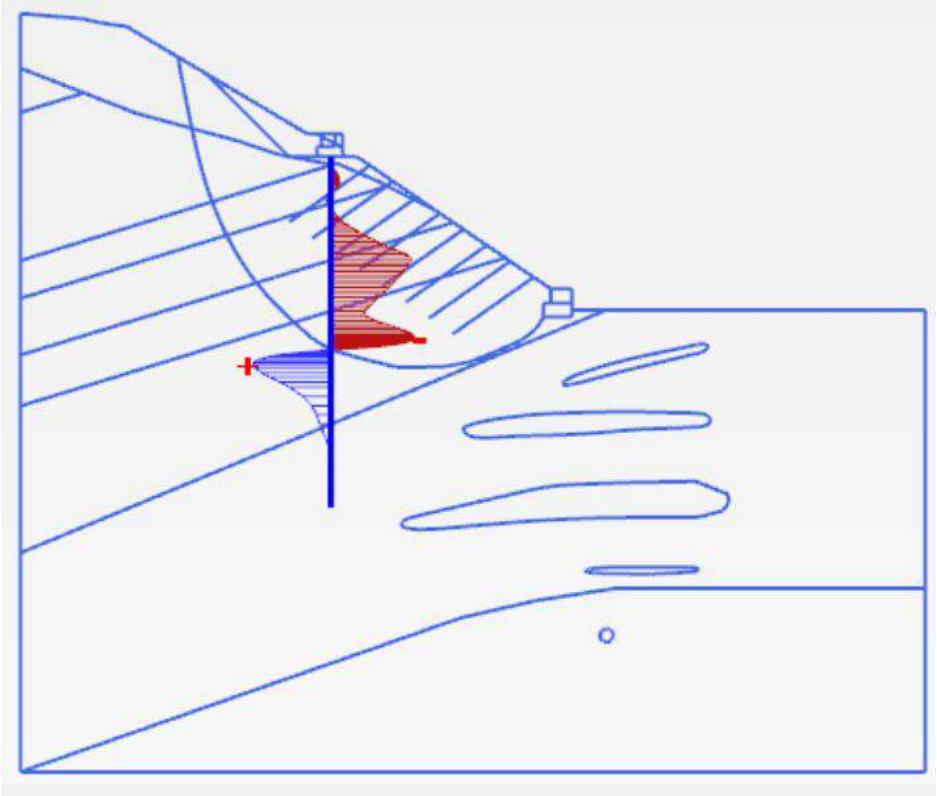
Về hiệu quả gia cường, hình dạng cung trượt cho thấy hàng cọc khoan nhồi có vai trò khống chế cơ chế trượt sâu (cung trượt bị cắt/điều chỉnh qua khu vực bố trí cọc), trong khi hệ đinh đất kết hợp phun bê tông chủ yếu làm việc theo cơ chế ổn định cục bộ lớp bề mặt, không phải bộ phận kháng trượt chính đối với cung trượt lớn-phù hợp với giả thiết mô hình.



Hình 7. Chuyển dịch ngang của cọc với phương án gia cường 01 hàng cọc khoan nhồi ở phía trên (U^{max}_x=9,945 mm)



Hình 8. Biểu đồ lực dọc của cọc với phương án gia cường 01 hàng cọc khoan nhồi (N_{max}=3,032 T/m x 2m = 6,064 T)



Hình 9. Biểu đồ mô men của cọc với phương án gia cường 01 hàng cọc khoan nhồi (M_{max}=2,959 T.m/m x 2m=5,918T.m)

Kết quả tính toán cho thấy chuyển vị ngang cực đại của cọc U_x = 9,945 mm. Theo các khuyến nghị thiết kế công trình gia cố mái dốc và tường chắn bằng cọc (thực hành thiết kế địa kỹ thuật thông dụng và các hướng dẫn quốc tế như FHWA), chuyển vị ngang cho phép đối với cọc làm việc trong hệ giữ ổn định mái dốc thường được khống chế trong khoảng 1,5% đường kính cọc, thậm chí nhỏ hơn đối với yêu cầu khai thác nghiêm ngặt. Với cọc khoan nhồi đường kính D = 1m, giới hạn chuyển vị tham khảo tương ứng khoảng 15mm. Giá trị tính toán 9,945 mm ≈ 1,0% D, nằm ở ngưỡng dưới của giới hạn cho phép. Điều này cho thấy hệ cọc làm việc trong trạng thái biến dạng nhỏ, chưa xuất hiện dấu hiệu làm việc dẻo đáng kể, đồng thời đảm bảo yêu cầu khai thác và ổn định lâu dài trong điều kiện bão hòa (trạng thái bất lợi nhất của bài toán).

4. Kết luận

Nghiên cứu đã xây dựng cách tiếp cận mô hình hóa vết nứt trong phân tích ổn định mái dốc bằng phần tử tiếp xúc trong Plaxis 2D, với giả thiết đặc trưng cơ lý của khe nứt tương đương lớp đất yếu nhất. Cách mô hình hóa này cho phép phản ánh hợp lý vai trò của đới yếu và khe nứt trong cơ chế trượt tổng thể, đồng thời đảm bảo tính đơn giản và khả thi trong tính toán. Kết quả phân tích trong điều kiện bão hòa - trạng thái bất lợi theo tiêu chuẩn hiện hành - cho thấy mái dốc sau gia cường đáp ứng yêu cầu ổn định tổng thể. Cơ chế phá hoại thu được từ mô hình phù hợp với đặc điểm địa chất và hiện trạng quan sát thực tế, cho thấy giải pháp gia cường bằng cọc khoan nhồi kết hợp ổn định bề mặt là hợp lý về mặt cơ học.

Phương pháp và kết quả nghiên cứu có thể sử dụng làm cơ sở tham khảo cho phân tích, thiết kế ổn định mái dốc trong điều kiện có tồn tại khe nứt và ảnh hưởng của nước ngầm, đặc biệt trong các khu vực địa chất phức tạp.

Tài liệu tham khảo

1. Bishop, A.W. (1955). The use of the slip circle in the stability analysis of slopes. Geotechnique, 5(1), 7–17.

2. Morgenstern, N.R., & Price, V.E. (1965). The analysis of the stability of general slip surfaces. Geotechnique, 15(1), 79–93.

3. Duncan, J.M., & Wright, S.G. (2005). Soil Strength and Slope Stability. Wiley.

4. Hoek, E., & Bray, J. (1981). Rock Slope Engineering. CRC Press.

5. Griffiths, D.V., & Lane, P.A. (1999). Slope stability analysis by finite elements. Geotechnique, 49(3), 387–403.

6. Brinkgreve, R.B.J., et al. (2018). PLAXIS 2D Reference Manual. Bentley Systems.

7. Schanz, T., Vermeer, P.A., & Bonnier, P.G. (1999). The Hardening Soil Model. Proceedings of Plaxis Symposium.

8. Dou, H.Q., Huang, S.Y., Wang, H., Jian, W.B. (2022). Repeated failure of a high cutting slope induced by excavation and rainfall: a case study in Fujian, Southeast China. Bulletin of Engineering Geology and the Environment, 81:227. https://doi.org/10.1007/s10064-022-02707-x.

Slope stability analysis considering the effect of cracks in soil-rock masses

Abstract: *This study proposes an approach for modeling cracks in slope stability analysis using Plaxis 2D, in which cracks are represented by interface elements with mechanical properties assumed to be equivalent to those of the weakest soil layer. Based on this approach, the overall stability of a cut slope at the Phuc Thuan site (Thai Nguyen Province, Vietnam) was evaluated using the strength reduction method under saturated conditions, corresponding to the most unfavorable state as required by current standards. The results indicate that the factor of safety reaches FS = 1.52, which is greater than the minimum required value specified in TCVN 4054:2005 (FS ≥ 1.25), demonstrating that the reinforced slope satisfies the overall stability requirement. The proposed reinforcement solution consists of a row of bored piles combined with soil nails and surface shotcrete. The bored piles primarily control the deep-seated slip surface, while the soil nails mainly provide local stabilization of the surface layer. The maximum horizontal displacement of the pile is approximately 9.945 mm (≈1% of the pile diameter), which is within the allowable deformation limits. The findings provide a useful reference for crack modeling and slope stability assessment in complex geological conditions influenced by groundwater.*

Keywords: Slope stability, cracks, interface elements, strength reduction method, saturated condition, bored piles, slope reinforcement, groundwater level.

Phân tích độ lún và nội lực của móng nông khi xét đến ảnh hưởng từ biến của đất

Nguyễn Công Thắng[1], Nguyễn Huy Hiệp[1], Nguyễn Tiến Tĩnh[1]

[1]Viện Kỹ thuật CTĐB, Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: Congthang1986@gmail.com; Tel: 0984230586

Tóm tắt

Bài báo trình bày nghiên cứu đánh giá ảnh hưởng của từ biến đất đến độ lún và nội lực của móng nông công trình dân dụng nằm cạnh hố đào sâu. Trên cơ sở mô hình dầm trên nền đàn hồi Winkler có xét chuyển vị cưỡng bức của nền do đào đất, xây dựng công thức giải tích xác định chuyển vị và nội lực móng trong trường hợp lún tức thời. Mô hình được mở rộng bằng mô hình Zener, đưa tham số thời gian n (liên quan đến độ nhớt η) để xác định mô đun biến dạng phụ thuộc thời gian và hệ số nền k(t).

Từ khóa: *lún tức thời; lún từ biến; móng băng; dầm trên nền đàn hồi; hố đào sâu.*

1. Đặt vấn đề

Trong điều kiện phát triển đô thị hiện nay, việc thi công các công trình có nhiều tầng hầm, hố đào sâu và hệ thống công trình ngầm ngày càng phổ biến. Quá trình đào đất làm thay đổi trạng thái ứng suất trong nền, gây ra chuyển vị ngang và lún mặt đất, từ đó ảnh hưởng trực tiếp đến các công trình hiện hữu nằm lân cận. Thực tế cho thấy nhiều trường hợp công trình dân dụng bị lún lệch, nứt kết cấu hoặc gia tăng nội lực trong móng khi nằm trong vùng ảnh hưởng của hố đào sâu.

Các phần mềm địa kỹ thuật hiện đại cho phép mô phỏng chi tiết bài toán tương tác đất – kết cấu. Tuy nhiên, việc kiểm soát và đánh giá độ tin cậy của kết quả tính toán đòi hỏi hiểu biết sâu về mô hình vật liệu và tham số đất nền. Trong thực tế thiết kế, không phải lúc nào cũng có điều kiện áp dụng các mô hình số phức tạp. Do đó, việc xây dựng một mô hình bán giải tích dựa trên cơ sở cơ học nền móng truyền thống nhưng vẫn phản ánh đúng bản chất tương tác đất – móng là cần thiết.

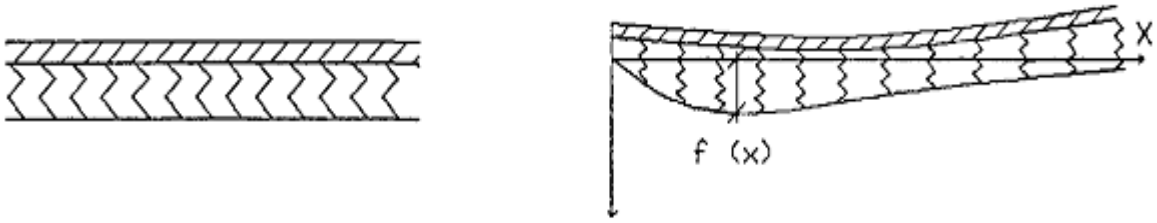
Phần lớn các nghiên cứu và tính toán thực hành hiện nay mới chỉ xét đến lún tức thời của nền đất trong phạm vi đàn hồi. Tuy nhiên, đối với đất yếu và trong điều kiện tải trọng kéo dài, hiện tượng từ biến (creep) làm cho biến dạng của nền tiếp tục phát triển theo thời gian, dẫn đến gia tăng độ lún và thay đổi phân bố nội lực trong móng công trình. Nếu không xét đến yếu tố này, kết quả dự báo có thể đánh giá thấp nguy cơ mất an toàn dài hạn.

Xuất phát từ yêu cầu thực tiễn đó, bài báo này tập trung tích hợp hai nội dung: bài toán dầm trên nền đàn hồi Winkler khi công trình nằm cạnh hố đào sâu và mô hình nhớt – đàn hồi tuyến tính của đất, đá theo phương pháp của Zener, nhằm xây dựng mô hình tính toán đánh giá đồng thời lún tức thời và lún từ biến của móng nông công trình dân dụng.

2. Bài toán dầm trên nền đàn hồi Winkler

Thông thường trong công tác dự báo, móng băng của tòa nhà thường được sử dụng là mô hình móng mềm với độ cứng EJ [1, 2] (với E là mô đun đàn hồi của vật liệu làm móng, J là mô men quán tính của dầm móng). Tương tác giữa móng tòa nhà với nền đất xung quanh được tính toán với giả thiết theo sơ đồ dầm trên nền đàn hồi Winkler. Trong mô hình nền Winkler có xét tới chuyển vị của tòa nhà và bề mặt đất. Dựa trên bài toán dầm trên nền đàn hồi Winkler có thể xây dựng bài toán tương tác giữa móng băng với hố đào [8].

Xét hai sơ đồ bài toán:

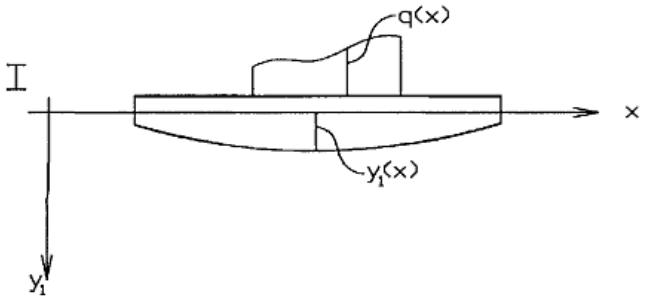


a) Dạng cổ điển

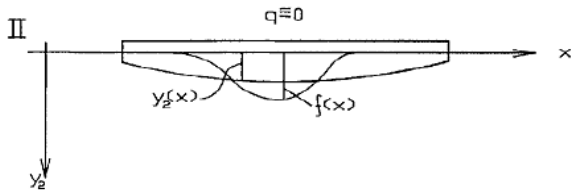
b) Có chuyển vị cưỡng bức f(x) do công tác đào hố móng bên cạnh

Hình 1. Sơ đồ bài toán dầm trên nền đàn hồi Winkler

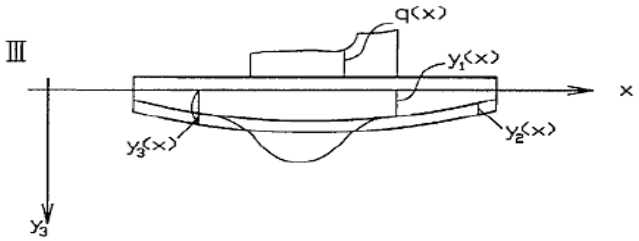
Bài toán hình 1b được chuyển thành các dạng sau [8]:



a)



b)



c)

Hình 2. Các dạng bài toán khi có chuyển vị nền

a- khi tác dụng lực q(x); b- khi chỉ có chuyển vị nền f(x); c- tổng hợp chuyển vị

Xét hình 2a có phương trình:

$$EJ\frac{d^4y_1(x)}{dx^4} + ky_1(x) = q(x) \quad (1)$$

trong đó: k- hệ số nền [1, 2].

Xét hình 2b: vì chuyển vị f(x) được coi là đủ nhỏ để không làm thay đổi hệ số nền k và q(x) = 0. Có phương trình cân bằng:

$$EJ\frac{d^4y_2(x)}{dx^4} + k[y_2(x) - f(x)] = 0 \quad (2)$$

Từ đó, sơ đồ bài toán: nhà cạnh hố đào được chuyển thành sơ đồ dầm trên nền đàn hồi có chuyển vị f(x) do đào hố đào và tải trọng q(x).

$$EJ\frac{d^4y_3(x)}{dx^4} + k[y_3(x) - f(x)] = q(x) \quad (3)$$

Phương trình (3) có dạng khác so với phương trình cổ điển Winkler.

Chuyển vị của dầm $y_3(x) = y_1(x) + y_2(x) = y(x)$:

$$EJ\frac{d^4y(x)}{dx^4} + k[y(x) - f(x)] = q(x) \quad (4)$$

Hay:

$$EJ\frac{d^4y(x)}{dx^4} + ky(x) = q(x) + kf(x) \quad (5)$$

Theo tài liệu [4] hàm f(x) là hàm thực nghiệm của độ lún bề mặt tính từ kết cấu tới hố đào, theo Hannik G [4], Clough, G W và O' Rourke (1990) [3] hệ số (đồ thị) độ lún hàm f(x):

$$\frac{f(x)}{H_k} = f_1 e^{-\alpha\frac{x}{H_k}}$$

trong đó:

H_k - độ sâu hố đào;

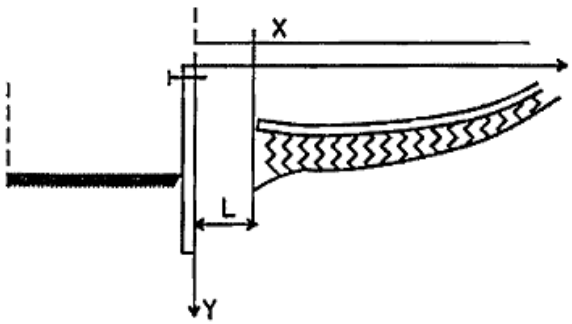
$\alpha = 0{,}7552$ (Hannik G (2003) [4];

f_1 - hệ số kinh nghiệm, độ lún trên bề mặt theo tỷ số độ sâu của hố đào, giá trị qui định f_1 = (0,01 - 10,1)% H_k , trung bình f_1 lấy bằng 1,1% H_k (Peck, R_B (1969) [6]);

Độ lún mặt đất được hiểu với giá trị "-" nên f1 được hiểu là giá trị "-".

Đặt: $b = \frac{\alpha}{H_k}$, với trường hợp móng nhà nằm cách hố đào một khoảng L như hình 3, phương trình (5) có dạng:

$$EJ\frac{d^4y(x)}{dx^4} + ky(x) = q(x) + kf_1H_ke^{-b(x+L)} \quad (6)$$



Hình 3. Sơ đồ dầm trên nền đàn hồi cạnh hố đào sâu (L - Khoảng cách từ móng nhà tới hố đào)

Nghiệm tổng quát phương trình (6) gồm nghiệm thuần nhất và các nghiệm riêng, có thể viết dưới dạng:

$$y(x) = y_{tn}(x) + y_{r1}(x) + y_{r2}(x) \quad (7)$$

trong đó : $y_{tn}(x)$ là nghiệm thuần nhất của phương trình (6):

$$y_{tn}(x) = e^{-\lambda x}(A\cos\lambda x + B\sin\lambda x) + e^{\lambda x}(C\cos\lambda x + D\sin\lambda x)\ ,\ \lambda = \sqrt[4]{\frac{k}{4EJ}} \quad (8)$$

Hai thành phần sau của phương trình (8) có thể bỏ qua khi dầm dài vô hạn, nên nghiệm

cuối cùng có thể viết gọn:

$$y_m(x) = e^{-\lambda x}(A\cos\lambda x + B\sin\lambda x) \quad (9)$$

A, B xác định từ điều kiện biên.

$y_{r1}(x)$ là nghiệm riêng của phương trình: $EJ\frac{d^4y(x)}{dx^4} + ky(x) = q(x)$, và có dạng sau $y_{r1}(x) = \frac{q}{k}$ (10)

$y_{r2}(x)$ là nghiệm của phương trình:

$$EJ\frac{d^4y(x)}{dx^4} + ky(x) = kf_1H_ke^{-b(x+L)} \quad (11)$$

Nghiệm phương trình (11) có dạng: $y_{r2}(x) = K_1e^{-bx}$ (12)

$$EJb^4K_1e^{-bx} + kK_1e^{-bx} = kf_1H_ke^{-bL}e^{-bx} \quad (13)$$

ở đây: $K_1 = \frac{kf_1H_ke^{-bL}}{EJb^4 + k}$ như vậy : $y_{r2}(x) = \frac{kf_1H_k}{EJb^4 + k}e^{-b(x+L)}$ (14)

Như vậy nghiệm tổng quát của phương trình (7) có dạng:

$$y(x) = e^{-\lambda x}(A\cos\lambda x + B\sin\lambda x) + \frac{q}{k} + \frac{kf_1H_k}{EJb^4 + k}e^{-b(x+L)} \quad (15)$$

q - tải trọng tác dụng lên móng.

Sử dụng (15) để tính độ lún của móng nhà theo chiều dài của nó với việc xét đến ảnh hưởng của hố đào sâu.

Xác định A và B từ các điều kiện biên dưới đây: ở đầu mút x = 0 thì M = 0, Q = 0

$$M(x) = -EJ\frac{d^2y(x)}{dx^2},\ Q(x) = -EJ\frac{d^3y(x)}{dx^3} \quad (16)$$

Trong đó:

M(x) : mô men uốn trong dầm móng;

Q(x) : lực cắt trong dầm móng;

EJ : độ cứng uốn của dầm.

Như vậy, ở đầu mút bên trái dầm:

$$a) - EJ\frac{d^2y(x)}{dx^2} = 0,\ b) - EJ\frac{d^3y(x)}{dx^3} = 0 \quad (17)$$

Đạo hàm phương trình (15), đặt hệ số $\delta = \frac{kf_1H_k}{EJb^4 + k}$ ta được:

$$A = \frac{\delta b^3e^{-bL}}{2\lambda^3} - \frac{\delta b^2e^{bL}}{2\lambda^2},\ B = \frac{\delta b^2e^{-bL}}{2\lambda^2} \quad (18)$$

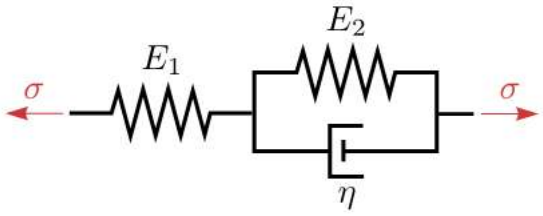
Các công thức (1) - (18) cho phép xác định chuyển vị và nội lực của móng băng trong trường hợp nền làm việc đàn hồi tức thời. Từ nghiệm tổng quát (15) có thể nhận thấy độ lún và nội lực của dầm phụ thuộc trực tiếp vào hệ số nền k, tải trọng q và hàm chuyển vị cưỡng bức f(x) do hố đào. Khi hệ số nền giảm hoặc chuyển vị cưỡng bức tăng, độ lún và mô men trong dầm tăng tương ứng. Tuy nhiên, giả thiết nền làm việc đàn hồi tức thời chỉ phù hợp trong giai

đoạn ngắn hạn. Đối với đất yếu, cần xét đến ảnh hưởng của từ biến theo thời gian.

3. Mô hình từ biến của nền đất

3.1. Khái quát mô hình và giả thiết

Trong phạm vi biến dạng nhỏ, từ biến của nền đất có thể mô tả bằng mô hình nhớt - đàn hồi tuyến tính. Một trong các mô hình điển hình là Zener (Standard Linear Solid – SLS), gồm một lò xo đàn hồi E_1 mắc nối tiếp với một phần tử Kelvin gồm lò xo E_2 mắc song song với phần tử nhớt η. Mô hình này cho phép biểu diễn đặc trưng "tăng nhanh ban đầu và tiệm cận dần" của biến dạng theo thời gian khi tải trọng được duy trì không đổi.



Hình 4. Mô hình nhớt – đàn hồi tuyến tính Zener.

Giả thiết áp dụng:

Đất làm việc trong miền tuyến tính (biến dạng nhỏ, không xét phá hoại dẻo).

Nhiệt độ không đổi; thông số E_1, E_2, η không đổi theo thời gian trong khoảng khảo sát.

Phù hợp khi đường cong biến dạng theo thời gian có xu thế tiệm cận theo hàm mũ.

3.2. Quan hệ mô đun hiệu dụng theo thời gian

Xét thí nghiệm từ biến dưới tác dụng ứng suất $\sigma(t) = \sigma_o = \text{const}$. Khi đó biến dạng tổng ε(t) gồm biến dạng tức thời trên lò xo E_1 và biến dạng phát triển theo thời gian trên phần tử Kelvin. Để thuận tiện khi liên hệ với các bài toán nền đàn hồi (Winkler), có thể biểu diễn đáp ứng từ biến dưới dạng mô đun hiệu dụng phụ thuộc thời gian E(t), được định nghĩa thông qua:

$$E(t) = \frac{\sigma_0}{\varepsilon(t)} \tag{19}$$

Với mô hình Zener, mô đun dài hạn (khi $t \to \infty$) tương ứng với hệ hai lò xo E_1 và E_2 mắc nối tiếp:

$$E_\infty = \frac{E_1 E_2}{E_1 + E_2} \tag{20}$$

Đặt tham số thời gian đặc trưng của mô hình:

$$n = \frac{\eta}{E_1 + E_2} \tag{21}$$

Khi đó, mô đun hiệu dụng theo thời gian có dạng:

$$E(t) = \frac{E_\infty}{1 - \left(1 - \frac{E_\infty}{E_0}\right) e^{\left(-\frac{E_\infty}{E_0 n} t\right)}} \tag{22}$$

trong đó E_0 là mô đun tức thời tại $t = 0^+$. Với cấu hình Zener nêu trên, tại thời điểm đặt tải, phần tử nhớt chưa kịp biến dạng nên biến dạng tức thời chủ yếu xảy ra trên lò xo E_1 do đó thường lấy $E_0 \sim E_1$.

Ý nghĩa tham số:

E_0: độ cứng tức thời của nền đất (ứng xử ngắn hạn).

E_∞ : độ cứng dài hạn khi vật liệu đã "ổn định" theo thời gian.

n: tham số thời gian (liên quan đến độ nhớt η), quyết định tốc độ tiến tới trạng thái dài hạn.

E_1, E_2: các thành phần đàn hồi;

η: độ nhớt đặc trưng khả năng "chảy" theo thời gian.

Nếu ứng suất duy trì không đổi σ_0:

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma_0}{E(t)} \tag{23}$$

Khi đó chuyển vị tại độ sâu H:

$$U(t) = \varepsilon(t)H = \frac{\sigma_0}{E(t)}H \tag{24}$$

3.3. Liên hệ với hệ số nền trong mô hình Winkler

Trong mô hình Winkler, phản lực nền tỉ lệ với chuyển vị: P = ky. Với giả thiết trong miền biến dạng nhỏ k tỷ lệ với mô đun biến dạng của đất, có thể mô tả hệ số nền phụ thuộc thời gian:

$$k(t) = k_0 \frac{E(t)}{E_0} \tag{25}$$

Trong đó k_0 là hệ số nền tại thời điểm tức thời. Khi thay k bởi k(t) các biểu thức chuyển vị và nội lực của dầm, móng trên nền đàn hồi được mở rộng để phản ánh xu thế lún và tái phân bố nội lực theo thời gian do từ biến của nền đất.

Khi xét đến ảnh hưởng của từ biến, hệ số nền trở thành hàm phụ thuộc thời gian k(t), do đó chuyển vị của dầm y(x,t) cũng phụ thuộc thời gian.

Từ các biểu thức nội lực (16) trong bài toán đàn hồi, có thể mở rộng cho bài toán có xét từ biến:

$$M(x,t) = -EJ\frac{\partial^2 y(x,t)}{\partial x^2}, \quad Q(x) = -EJ\frac{\partial^3 y(x)}{\partial x^3} \tag{26}$$

Như vậy, nội lực trong móng không còn là đại lượng không đổi mà biến thiên theo thời gian do ảnh hưởng của từ biến nền đất.

3.4. Nhận xét về phạm vi áp dụng

Mô hình Zener biểu diễn từ biến theo hàm mũ và có một thời gian đặc trưng n. Do đó, mô hình phù hợp khi số liệu quan trắc cho thấy biến dạng tăng nhanh ban đầu và tiệm cận rõ rệt. Với các trường hợp đất yếu có từ biến kéo dài dạng "đuôi lũy thừa", có thể cần hiệu chỉnh bằng mô hình power-law hoặc mở rộng Zener thành nhiều nhánh (generalized SLS) để tăng khả năng mô tả dài hạn.

Trong nội dung đề tài nêu nguyên lý xác định, còn việc lập thuật toán cụ thể sẽ nghiên cứu trong tương lai hoặc làm các thí nghiệm từ biến cho đất. Như vậy, trong nội dung đề tài đã xử lý được số liệu đầu vào cho các thuật toán từ biến đá và từ biến đất.

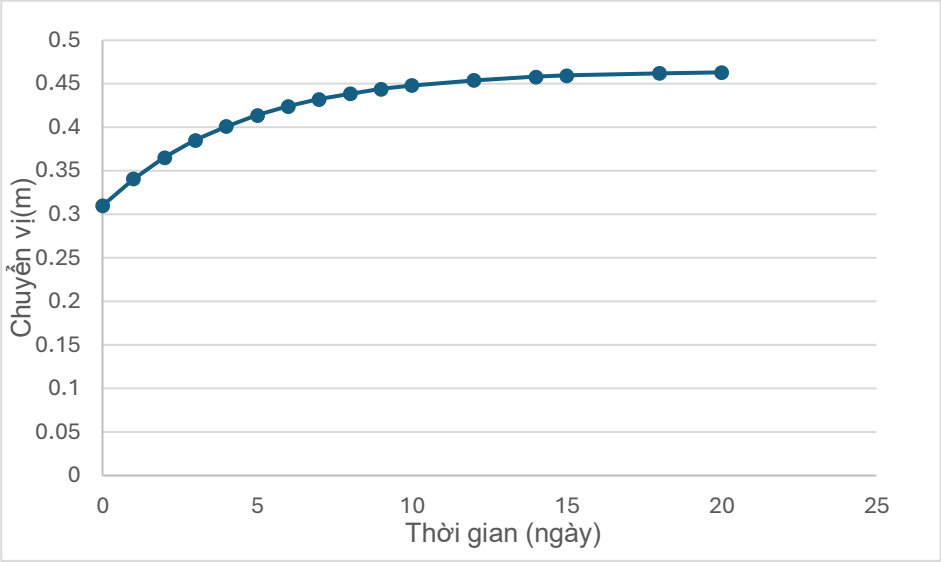
4. Thử nghiệm số

Áp dụng tính toán với số liệu bài toán như sau: Chuyển vị (độ lún) tức thời U_0 = 0,31m; mô đun đàn hồi E_1 = 100Mpa, E_2 = 200 Mpa, hệ số nhớt η = 900 Mpa.ngày, chiều sâu H = 10m.

Sử dụng các công thức từ (19) - (24) xác định được mối quan hệ giữa chuyển vị với thời

gian như hình 5.

Biểu đồ U(t) – t cho thấy lún tăng nhanh trong giai đoạn đầu (1–5 ngày), sau đó tăng chậm dần và tiến tới trạng thái dài hạn.



Hình 5. Chuyển vị của nền theo thời gian khi tải trọng không đổi

Khi xét đến ảnh hưởng của từ biến nền đất, mô đun biến dạng E(t) và hệ số nền k(t) trở thành các hàm phụ thuộc thời gian. Trong phạm vi bài báo, để đơn giản hóa việc đánh giá ảnh hưởng của từ biến, giả thiết rằng nội lực trong dầm tỉ lệ với hệ số nền k(t), hay tương đương với tỉ lệ theo mô đun E(t). Khi đó, nội lực theo thời gian được xác định theo các biểu thức:

$$M_{\max} = M_o.\frac{E(t)}{E_o}, \quad Q_{\max} = Q_o.\frac{E(t)}{E_o} \tag{27}$$

và được thể hiện trong bảng 1.

Bảng 1. Biến thiên nội lực theo thời gian

t (ngày)	E(t) (MPa)	k(t) (kN/m³)	M_{max} (kNm)	Q_{max} (kN)
0	100.00	117758	105.15	11.70
5	74.88	88182	78.74	8.76
10	69.17	81447	72.73	8.09
20	67.47	79450	70.94	7.89

Kết quả tính toán cho thấy mô men uốn lớn nhất và lực cắt lớn nhất trong móng đều biến thiên theo thời gian khi xét đến ảnh hưởng của từ biến nền đất.

Trong khoảng thời gian khảo sát, M_{max} giảm từ 105.15 kNm xuống 70.94 kNm, còn Q_{max} giảm từ 11.70 kN xuống 7.89 kN. Xu hướng này phản ánh sự suy giảm hệ số nền $k(t)$theo thời gian do ảnh hưởng của từ biến, dẫn đến sự tái phân bố nội lực trong hệ móng – nền.

Kết quả tính toán cho thấy rằng nội lực trong móng thay đổi theo thời gian khi xét đến ảnh hưởng của từ biến nền đất. Cụ thể, mô men uốn và lực cắt có xu hướng giảm dần theo thời gian do sự suy giảm độ cứng của nền.

Điều này phản ánh sự tái phân bố nội lực trong hệ kết cấu – nền, trong đó nền đất mềm dần dẫn đến giảm phản lực nền và làm thay đổi trạng thái làm việc của móng.

5. Kết luận

Bài báo đã xây dựng mô hình giải tích đánh giá ảnh hưởng của hố đào sâu đến độ lún và nội lực của móng nông dựa trên sơ đồ dầm trên nền đàn hồi Winkler có xét chuyển vị cưỡng bức. Đồng thời, mô hình từ biến tuyến tính của đất theo mô hình Zener đã được tích hợp để xác định hệ số nền phụ thuộc thời gian k(t).

Kết quả thử nghiệm số cho thấy:

Độ lún của nền phát triển theo thời gian và có xu hướng tiệm cận

Nội lực trong móng thay đổi đáng kể do ảnh hưởng của từ biến

Mô hình đề xuất có thể được sử dụng như một công cụ đơn giản nhưng hiệu quả để đánh giá ảnh hưởng dài hạn của hố đào sâu đến công trình lân cận trong điều kiện đất yếu.

Tài liệu tham khảo

1. Nguyễn Tương Lai. (2016). Bài giảng nền móng. Học viện Kỹ thuật Quân sự.
2. Trần Thế Kỳ. (1999). Giáo trình nền móng. Học viện Kỹ thuật Quân sự.
3. Clough, G. W., & O'Rourke, T. D. (1990). Construction-induced movements of in situ walls. In Design and performance of earth retaining structures (Geotechnical Special Publication No. 25, pp. 439–470). American Society of Civil Engineers.
4. Hannik, G., Brassinga, H. E., van Meerten, J. J., & de Wit. (2003). Toward a risk design of underground construction in urban areas. In Proceedings of the XIII European Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering: Geotechnical problems with man-made and man-influenced grounds (Vol. 2, pp. 601–606). Prague, Czech Republic.
5. Moormann, C. (2003). Actual trends in deep excavation technology and performance based on an international database. In Proceedings of the XIII European Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering: Geotechnical problems with man-made and man-influenced grounds (Vol. 2, pp. 277–284). Prague, Czech Republic.
6. Peck, R. B. (1969). Deep excavation and tunneling in soft ground. In Proceedings of the Seventh International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering (pp. 147–150). Mexico City, Mexico.
7. Goh, K. H., & Mair, R. J. (2011). Building damage assessment for deep excavations in Singapore and the influence of building stiffness. Geotechnical Engineering Journal of the SEAGS & AGSSEA, 42(3), 1–??.
8. Nikiforova, N. S. (2008). Zakonomernosti deformirovaniya osnovaniy zdaniy vblizi glubokikh kotlovanov i zashchitnye meropriyatiya [Patterns of deformation of building foundations near deep excavations and protective measures] (Doctoral dissertation abstract). Moscow, Russia.

Analysis of the influence of soil creep on the settlement and internal forces of shallow foundations.

Abstract: *This paper presents a study on the influence of soil creep on the settlement and internal forces of shallow foundations of civil buildings located adjacent to deep excavations. Based on the Winkler beam-on-elastic-foundation model considering ground-induced imposed displacements caused by excavation, analytical expressions are derived to determine foundation deflection and internal forces under instantaneous settlement conditions. The model is subsequently extended using the Zener (Standard Linear Solid) viscoelastic model by introducing the time parameter* η*(related to the viscosity coefficient* η*) to establish a time-dependent deformation modulus and subgrade reaction coefficient* $k(t)$*.*

Keywords: instantaneous settlement; creep settlement; strip foundation; beam on elastic foundation; deep excavation.

Nghiên cứu tính toán lún của nền móng có kể đến kết cấu bên trên theo TCVN 9362:2012 và TCVN 10304:2025

Nguyễn Tiến Tĩnh[1], Đàm Hữu Hưng[2], Nguyễn Huy Hiệp[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự; [2]Trường Cao Đẳng đường sắt

Email: nguyentientinh@lqdtu.edu.vn; Tel: 0984896962

Tóm tắt

Trong thực hành thiết kế nền móng ở Việt Nam, bài toán thường được giải theo cách tách rời: kết cấu phần trên được tính độc lập để lấy phản lực chân cột/vách, sau đó mới đưa tải sang mô hình địa kỹ thuật để thiết kế móng cọc, móng bè hoặc móng bè cọc. Cách tiếp cận này cần nhiều bước trung gian và vòng lặp để hội tụ nội lực cọc và phản lực nền, đặc biệt bất lợi với bãi cọc lớn hoặc móng bè diện tích lớn, dễ dẫn đến kết quả thiếu chính xác và kém tối ưu. Gần đây, tiêu chuẩn Nga SP 22.13330.2016 và SP 24.13330.2021 nhấn mạnh yêu cầu xét tương tác đất–kết cấu vì độ cứng công trình chi phối phân bố nội lực giữa vách cứng, cột và hệ nền móng. Bài báo trình bày quy trình mô phỏng tương tác theo tinh thần TCVN 9362:2012 và TCVN 10304:2025 (quy ước tương ứng SP 22 và SP 24) bằng PLAXIS và MIDAS GTS NX, trong đó mô hình kết cấu được chuyển trực tiếp sang mô hình địa kỹ thuật bằng plugin để giữ nguyên độ cứng, lưới và tải trọng. Hai ví dụ thực tế tại Liên bang Nga cho thấy mô hình tương tác giúp tối ưu số lượng cọc và tái hiện xu thế lún lệch/nghiêng theo quan trắc, từ đó hỗ trợ quyết định thiết kế và xử lý sự cố.

Từ khóa: *tương tác đất–kết cấu; lún; móng bè cọc; mô hình phi tuyến; PLAXIS; MIDAS GTS NX.*

1. Đặt vấn đề

Hệ tiêu chuẩn thiết kế nền móng ở Việt Nam hiện hành gồm TCVN 9362:2012 cho nền móng nông và TCVN 10304:2025 cho móng cọc. Trong bài báo này, để thống nhất thuật ngữ và cơ sở tham chiếu, quy ước coi TCVN 9362:2012 tương ứng (tạm coi như bản dịch) SP 22.13330.2016 và TCVN 10304:2025 tương ứng (tạm coi như bản dịch) SP 24.13330.2021. Mặc dù bản dịch không được trình bày trong phạm vi bài báo, quy ước này giúp đối chiếu nhanh cách tiếp cận và các yêu cầu cập nhật trong hệ tiêu chuẩn Nga, đặc biệt đối với nội dung mô phỏng tương tác giữa kết cấu bên trên và nền móng để tính lún và thiết kế.

Trên thực tế, trước đây yêu cầu mô phỏng kết cấu bên trên tòa nhà vào phần mềm địa kỹ thuật để thiết kế móng cọc, móng bè và tính lún thường chưa được đưa vào quy trình như một yêu cầu bắt buộc; gần đây mới được bổ sung/nhấn mạnh mạnh hơn. Trong bối cảnh nhà cao tầng phát triển nhanh, việc xem nền móng là "điều kiện biên cố định" (ngàm chân hoặc tải phân bố đều lên móng) ngày càng bộc lộ hạn chế, vì độ cứng công trình ảnh hưởng trực tiếp đến quy luật phân bố nội lực trong hệ chịu lực và cơ chế truyền tải xuống nền.

Đối với nhà cao tầng, độ cứng tổng thể của kết cấu (hệ vách cứng, lõi cứng, khung cột–dầm, dầm chuyển và các phần tử liên kết) chi phối sự phân phối nội lực giữa các cấu kiện chịu lực. Khi xét tương tác đất–kết cấu (soil–structure interaction, SSI), phản lực chân cột/vách không còn là đại lượng "đầu vào bất biến" mà là kết quả của bài toán đồng thời: độ lún cục bộ và lún lệch làm thay đổi phân phối tải trong kết cấu; ngược lại, kết cấu với độ cứng khác nhau sẽ phân phối lại tải lên nền, kéo theo thay đổi nội lực trong cọc, áp lực dưới móng bè và biến dạng của nền đất. Trong tiêu chuẩn Nga, việc xét SSI được nhấn mạnh như một yêu cầu cần thiết đối với nhà cao tầng và công trình quan trọng.

Trong thực hành tính toán trước đây, nền móng (móng cọc, móng bè, móng bè cọc) thường được tính độc lập. Các kỹ sư thường bỏ qua nền móng trong mô hình kết cấu, thực hiện bài toán nội lực bằng cách ngàm các bậc tự do dưới chân cấu kiện chịu lực để tính phản lực chân cột/vách; hoặc đơn giản hơn là gán tải phân bố đều lên tấm bè/móng bè cọc. Nội lực hoặc phản lực thu được được xuất ra và gán vào mô hình địa kỹ thuật để tính nền móng riêng biệt; trong một số trường hợp, các công thức giải tích được sử dụng để quy đổi độ cứng cọc và hệ số nền trong các phần mềm phụ trợ (ví dụ SAFE) nhằm thiết kế nền móng.

Cách tiếp cận tách rời nêu trên kéo theo số lượng lớn bước trung gian và vòng lặp để đạt hội tụ nội lực trong cọc và phản lực nền. Với bãi cọc lớn (vài trăm đến vài nghìn cọc) hoặc móng bè diện tích lớn, việc lặp thủ công để đạt kết quả chính xác và tối ưu gần như bất khả thi. Hệ quả là thiết kế thiếu tối ưu (lãng phí cọc, tăng kích thước bè, tăng chi phí) hoặc đánh giá thiếu an toàn (không nhận diện đúng cọc chịu tải bất lợi, không dự báo đúng lún lệch), làm gia tăng nguy cơ sự cố địa kỹ thuật hoặc lãng phí lớn về chi phí xây dựng và thiết kế.

Tại Việt Nam đã có một số nghiên cứu đề cập đến phương pháp tính toán có xét đến tương tác giữa kết cấu bên trên và nền móng [7, 8, 9]. Tuy nhiên các phương pháp trên còn một số tồn tại nhất định do chưa xét đến các ứng xử phi tuyến của nền đất thông qua các mô hình đất cao cấp như Soft soil, soft soil creep, Hardening soil, Hardening soil small,… và rất bất lợi trong việc mô phỏng sự phân bố bất đồng nhất của các lớp đất nền.

Bài báo trình bày hai ví dụ thực tế tại Liên bang Nga về mô phỏng tương tác giữa nền đất – kết cấu móng – khung chịu lực của tòa nhà, phục vụ mục đích (i) tối ưu thiết kế móng bè cọc thông qua việc huy động sự làm việc tối ưu của nền đất dưới tấm bè trong quá trình chịu tải cùng cọc (Theo kinh nghiệm thiết kế móng bè cọc tại Liên Bang Nga, khi đất nền dưới tấm bè cọc chịu từ 10% - 20% tài công trình thì việc tối ưu hóa được coi là đạt) và (ii) đánh giá/đề xuất xử lý sự cố lún lệch gây nghiêng công trình. Qua đó, bài báo nhấn mạnh tính cần thiết của việc tính toán nền móng có xét đến kết cấu bên trên theo tinh thần TCVN 9362:2012 và TCVN 10304:2025.

2. Phương pháp nghiên cứu

Phương pháp nghiên cứu sử dụng mô phỏng số bằng các phần mềm địa kỹ thuật như PLAXIS và MIDAS GTS NX để phân tích tương tác nền đất – móng – kết cấu bên trên. Quy trình tổng quát gồm: (i) lập mô hình phần trên bằng phần mềm kết cấu, bảo toàn độ cứng vật liệu và hình học hệ chịu lực; (ii) chuyển mô hình sang phần mềm địa kỹ thuật bằng plugin chuyên dụng để giữ nguyên độ cứng, lưới phần tử và tải trọng thiết kế; (iii) lựa chọn mô hình đất phù hợp và mô phỏng theo giai đoạn thi công/gia tải; (iv) trích xuất độ lún, phản lực và nội lực để kiểm tra và/hoặc chuyển ngược về mô hình kết cấu khi cần. Đối với công trình từ KC-2 trở lên, ưu tiên các mô hình đất phi tuyến như Hardening Soil, Hardening Soil Small, Soft Soil, Soft Soil Creep…; trường hợp dữ liệu hạn chế có thể dùng Mohr–Coulomb cho đánh giá ban đầu và hiệu chỉnh theo quan trắc hoặc phân tích độ nhạy. Việc mô hình kết cấu công trình để tính toán bài toán địa kĩ thuật bằng các phần mềm chuyên dụng như Plaxis, Midas gts nx một mặt không chỉ giúp đánh giá đúng ứng xử của kết cấu khi tương tác với đất nền mà còn tuân theo đúng các yêu cầu khi thiết kế nền móng trong các tiêu chuẩn thiết kế TCVN 9362:2012, và TCVN 10304:2025 về việc tính toán đến tính phi tuyến của đất nền, sự tương tác qua lại

giữa các công trình có tải trọng khác nhau trong cùng một mô hình. Kết quả tính toán sẽ được thẩm tra bằng những quy định về giới hạn theo trạng thái 1 và trạng thái 2 trong các tiêu chuẩn thiết kế hiện hành.

Đầu ra quan trọng của việc tính bái toán địa kỹ thuật có mô phỏng kết cấu công trình bên trên không chỉ về việc đánh giá biến dạng của nền đất, mà còn là việc xác định hệ số nền, độ cứng của cọc nhằm phục vụ cho việc đánh giá độ bền của kết cấu bằng các phần mềm như SAP2000, ETABS, LIRA SAPR, MIDAS GEN.

Công thức quy đổi được sử dụng như sau

$$Kp = N / S \ \ (ton/m) \quad (1)$$

Trong đó: Kp là độ cứng cọc (ton/m); N là phản lực đầu cọc (ton); S là độ lún cọc (m).

$$Ks = p / s \ \ (kN/m^3) \quad (2)$$

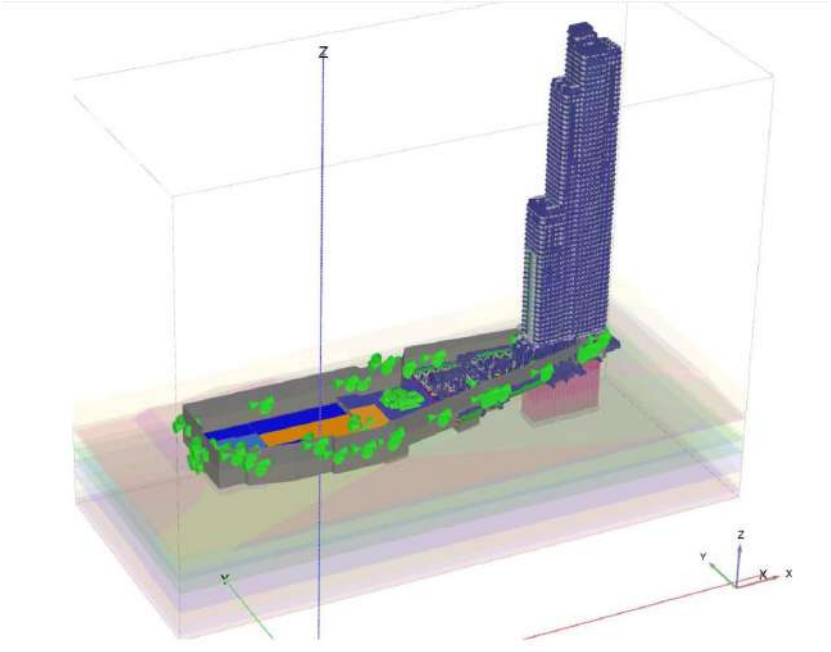
Trong đó: Ks là hệ số nền (kN/m^3); p là phản lực nền/áp lực tiếp xúc (kN/m^2); s là độ lún nền tại vị trí xét (m).

Ưu điểm của phương pháp tích hợp là có thể thực hiện trực tiếp một lần phân tích tương tác để nhận đồng thời phân bố phản lực – độ lún – nội lực trong toàn hệ, từ đó loại bỏ các vòng lặp trung gian thủ công. Ngoài ra, do mỗi cọc và mỗi phần tử hữu hạn của tấm bè có thể có độ cứng làm việc khác nhau, việc trích xuất tự động Kp và Ks theo vị trí phản ánh sát thực tế hơn so với khai báo thủ công theo giá trị trung bình.

3. Kết quả và thảo luận

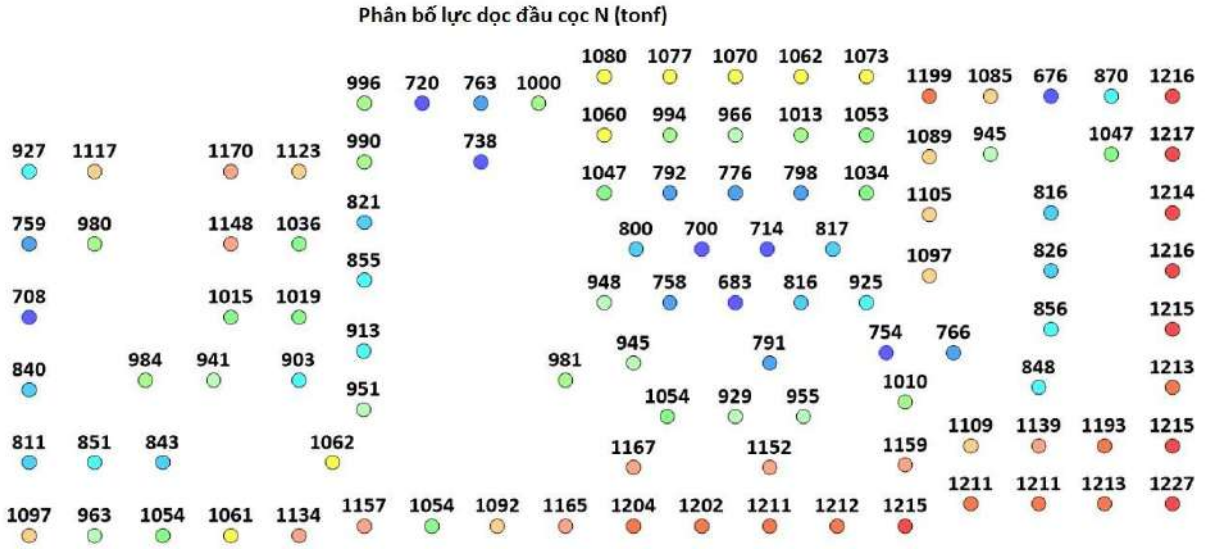
3.1. Ví dụ 1: Công trình cao 264 m – tối ưu hóa móng bè cọc bằng PLAXIS

Công trình thứ nhất là tòa nhà văn phòng kết hợp chung cư cao 264 m. Phương án thiết kế ban đầu là móng cọc. Trong quá trình tối ưu, tư vấn thiết kế đã đề xuất chuyển sang phương án móng bè cọc, đồng thời mô phỏng tương tác giữa móng bè cọc – nền đất – kết cấu bên trên bằng PLAXIS để đánh giá phân phối tải thực tế và tối ưu số lượng cọc.



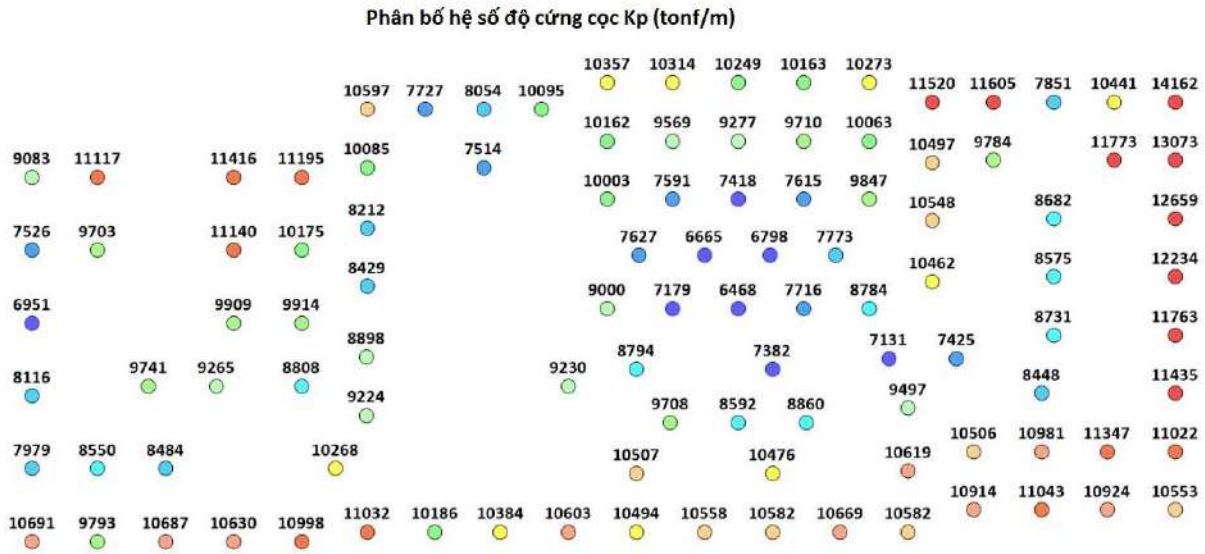
Hình 1. Mô hình tương tác kết cấu–móng bè cọc–nền đất trong PLAXIS (minh họa).

Mô hình kết cấu phần trên được dựng trong phần mềm kết cấu và chuyển sang PLAXIS bằng plugin chuyên dụng, giữ nguyên các thông số độ cứng và tải trọng thiết kế. Mô hình đất được lựa chọn phù hợp cấp quan trọng và điều kiện địa chất, ưu tiên mô hình phi tuyến khi cần độ tin cậy cao. Kết quả mô phỏng cho phép đánh giá đồng thời: (i) phân bố áp lực tiếp xúc dưới bè; (ii) mức độ tham gia chịu tải của bè so với cọc; (iii) nội lực và độ lún theo từng cọc; và (iv) ảnh hưởng độ cứng khung/vách lên phân phối tải xuống nền.

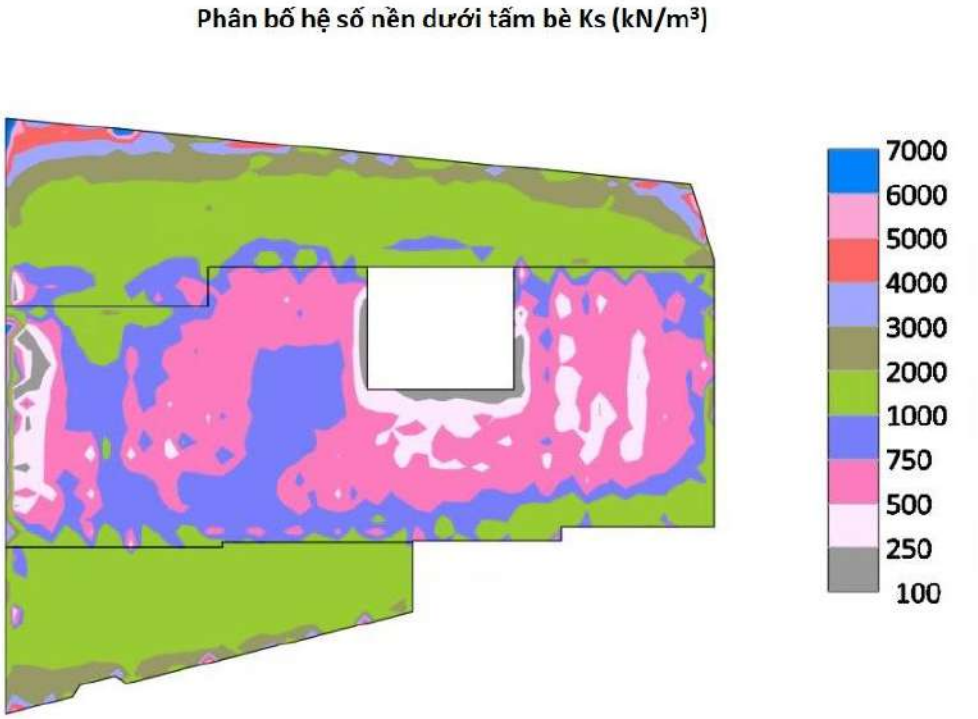


Hình 2. Phân bố lực dọc đầu cọc theo Plaxis (Kết quả được hiển thị bằng phần mềm phụ trợ để dễ dàng đánh giá)

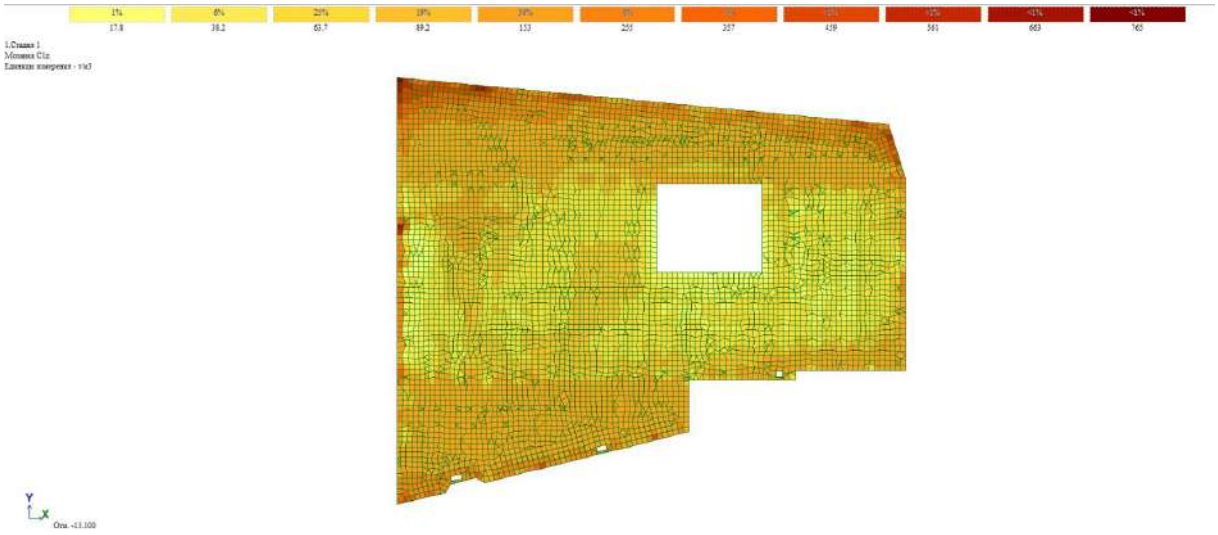
Trên cơ sở kết quả tính toán, phương án móng bè cọc được tối ưu theo hướng giảm số lượng cọc nhưng vẫn đảm bảo các tiêu chí sử dụng (lún tổng thể, lún lệch) và an toàn chịu lực. Sau khi hoàn tất phân tích địa kỹ thuật, độ cứng cọc và hệ số nền được trích xuất để gán ngược về phần mềm kết cấu phục vụ các phân tích tiếp theo.



Hình 3a. Trích xuất độ cứng cọc Kp



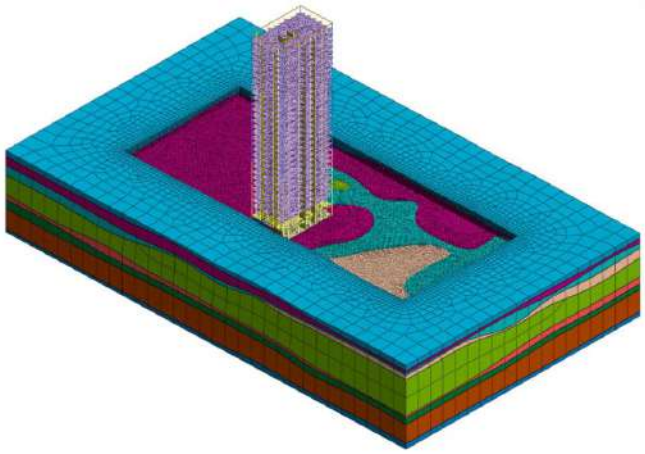
Hình 3b. Trích xuất hệ số độ cứng nền Ks



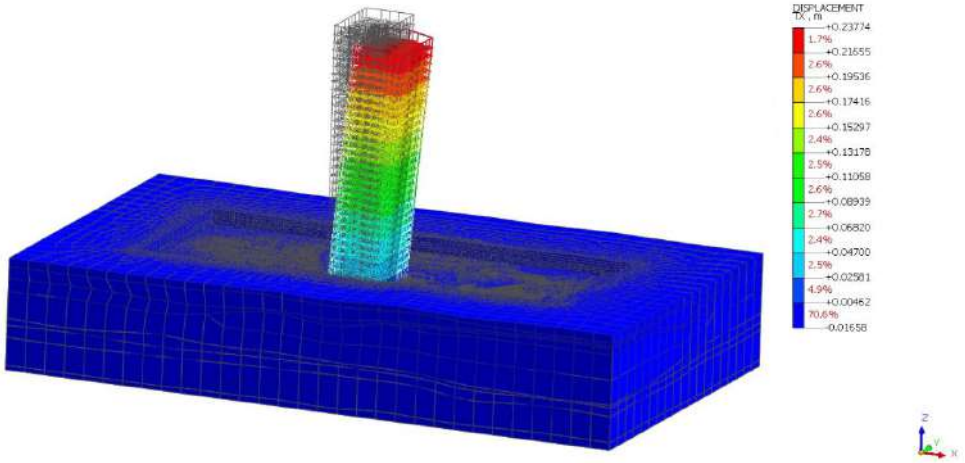
Hình 4. Gán Ks ngược về mô hình kết cấu để phân tích tiếp theo (minh họa).

3.2. Ví dụ 2: Công trình cao 100 m – sự cố lún lệch gây nghiêng, mô phỏng bằng MIDAS GTS NX

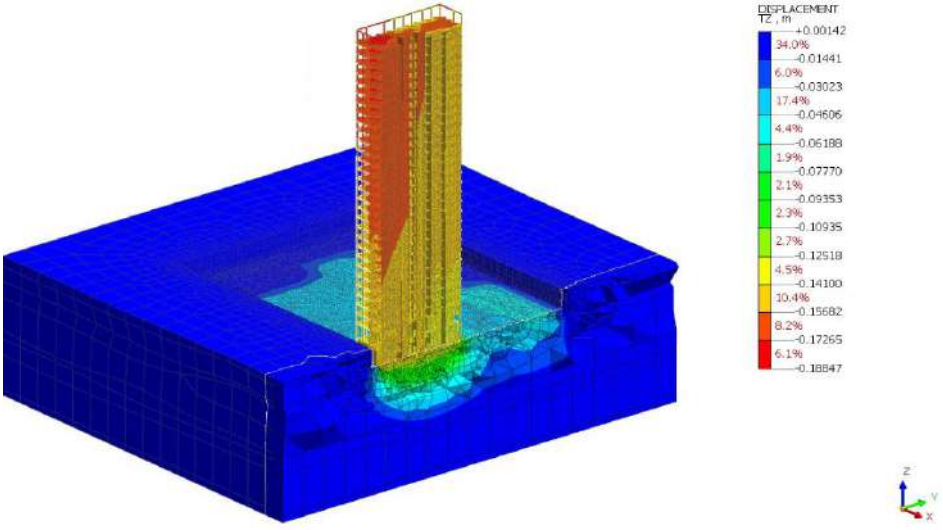
Công trình số 2 là tòa chung cư cao 100 m, sử dụng móng bè. Công trình gặp sự cố lún lệch và bị nghiêng; quan trắc ghi nhận chuyển vị ngang của đỉnh tòa nhà sau khi xây xong phần khung là 15 cm. Để đánh giá cơ chế gây nghiêng và dự báo diễn biến khi gia tải đến mức thiết kế, mô hình tương tác giữa kết cấu phần trên – tấm móng bè – nền đất được xây dựng trong MIDAS GTS NX.



Hình 5. Mô hình tòa nhà chung cư 100 m bằng phần mềm MIDAS GTS NX (minh họa).



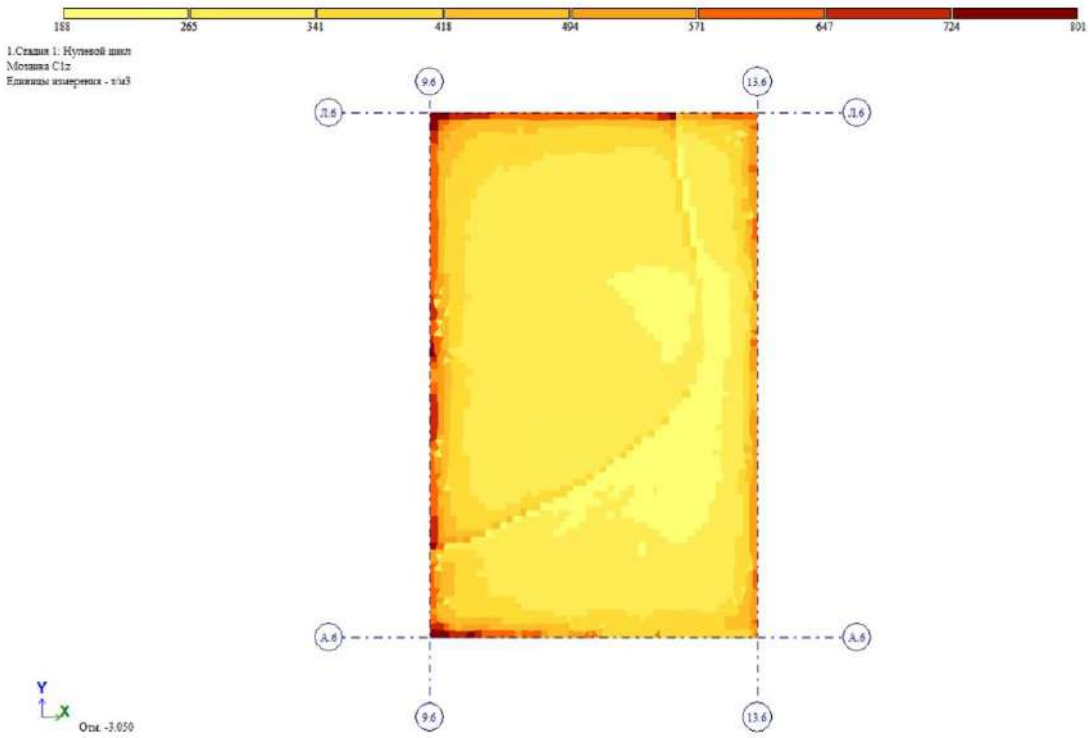
Hình 6. Chuyển vị ngang đỉnh tòa nhà, mô phỏng theo số liệu quan trắc thực tế.



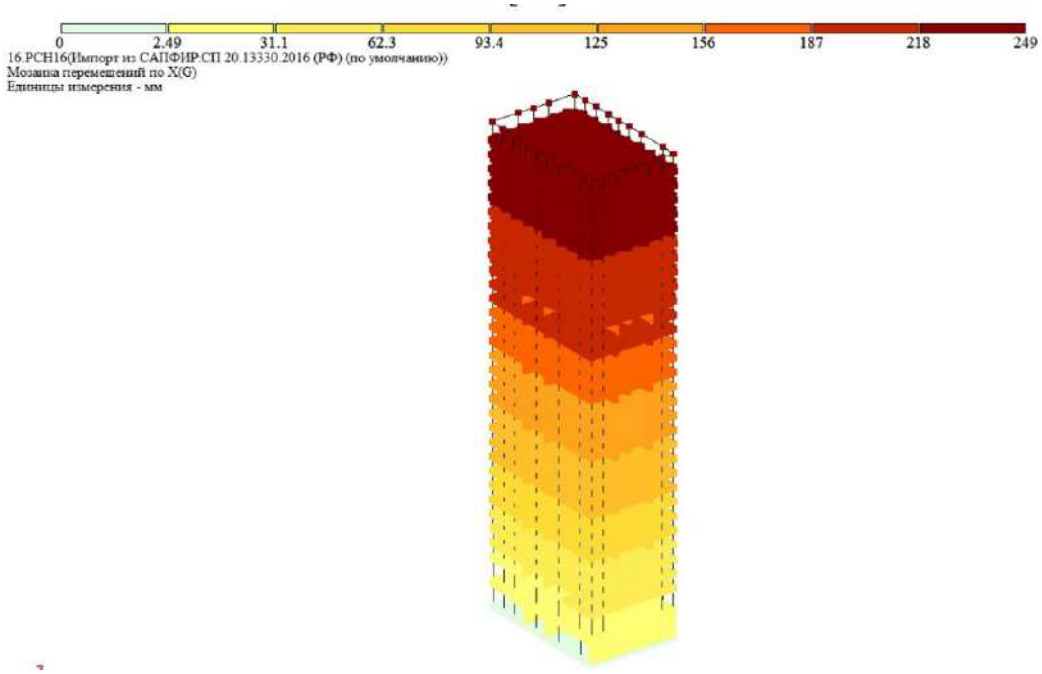
Hình 7. Chuyển vị theo phương z của tòa nhà, mô phỏng theo số liệu quan trắc thực tế.

Nền đất được mô phỏng theo hồ sơ khảo sát địa chất với mô hình Mohr–Coulomb; khi xét bổ sung tính chất từ biến trượt của nền, mô phỏng số cho kết quả khá sát quan trắc. Khi tiếp tục gia tải đến tải trọng thiết kế, chuyển vị ngang đỉnh tòa nhà được dự báo vượt 20 cm, cho thấy nguy cơ gia tăng nghiêng đáng kể. Dựa trên kết quả này, chủ đầu tư đã được tư vấn phương

án gia cố nền móng phù hợp nhằm loại bỏ lớp đất yếu và kiểm soát lún lệch. Sau khi có kết quả địa kỹ thuật, hệ số nền Ks được chuyển ngược về phần mềm kết cấu để phân tích tiếp theo.



Hình 8. Phân bố hệ số nền dưới tấm móng (đơn vị ton/m^3)



Hình 9. Chuyển vị ngang tính toán bằng phần mềm kết cấu có sử dụng hệ số nền từ phân tích bằng phần mềm địa kĩ thuật

3.3. Thảo luận chung

Hai ví dụ nêu trên cho thấy mô hình tương tác không chỉ là công cụ "tính lún", mà còn là công cụ thiết kế và ra quyết định: tối ưu hóa móng bè cọc và đánh giá xu thế lún lệch gây nghiêng để lựa chọn phương án xử lý nền móng. So với cách tiếp cận tách rời, phương pháp

tích hợp loại bỏ phần lớn bước trung gian và vòng lặp thủ công, đặc biệt quan trọng khi bãi cọc rất lớn hoặc tấm móng bè có diện tích lớn. Về cơ học, độ cứng công trình quyết định cơ chế phân phối lại tải giữa các cấu kiện chịu lực và hệ nền–móng; vì vậy phản lực chân cột/vách và tải lên từng cọc không nên giả định phân bố đều khi mục tiêu là dự báo tin cậy lún lệch và nội lực bất lợi.

4. Kết luận

Dựa trên hai ví dụ thực tế và phân tích phương pháp, có thể rút ra các kết luận chính sau:

1) Tính toán lún và thiết kế nền móng cho nhà cao tầng cần xét đến kết cấu bên trên, vì độ cứng công trình ảnh hưởng trực tiếp đến phân bố nội lực giữa vách cứng, cột và hệ nền–móng.

2) Cách tiếp cận tách rời đòi hỏi nhiều vòng lặp thủ công, khó khả thi với bãi cọc lớn/móng bè lớn và có nguy cơ cho kết quả không tối ưu hoặc thiếu an toàn.

3) Quy trình mô phỏng tương tác bằng PLAXIS và MIDAS GTS NX thông qua plugin giúp giảm bước trung gian, cho kết quả nhất quán và cho phép trích xuất tự động Kp, Ks theo vị trí.

4) Hai ví dụ thực tế minh chứng mô hình tương tác hỗ trợ tối ưu phương án móng bè cọc và đánh giá sự cố lún lệch/độ nghiêng sát quan trắc, làm cơ sở lựa chọn giải pháp gia cố nền móng. Sự tối ưu đạt được khi sử dụng mô hình đất phi tuyến để tính toán ứng xử của cọc, tấm bè và kết cấu công trình khi tương tác với nền đất, có kể đến trường ứng suất gây ra từ các công trình lân cận.

5) Khuyến nghị áp dụng Soil-structure interaction cho các công trình quan trọng (KC-2 trở lên) và nền đất yếu; đồng thời hiệu chỉnh tham số mô hình đất theo thí nghiệm và quan trắc để nâng cao độ tin cậy.

Tài liệu tham khảo

1. Bộ Khoa học và Công nghệ. (2012). TCVN 9362:2012 – Nền nhà và công trình. Hà Nội: Tiêu chuẩn Việt Nam.

2. Bộ Khoa học và Công nghệ. (2025). TCVN 10304:2025 – Móng cọc – Tiêu chuẩn thiết kế. Hà Nội: Tiêu chuẩn Việt Nam.

3. Ministry of Construction of the Russian Federation. (2016). SP 22.13330.2016 – Soil bases of buildings and structures (Updated edition). Moscow.

4. Ministry of Construction of the Russian Federation. (2021). SP 24.13330.2021 – Pile foundations (Updated edition). Moscow.

5. Bentley Systems. (2023). PLAXIS 3D Reference Manual. Delft: Bentley Systems.

6. MIDAS IT. (2023). MIDAS GTS NX User Manual. Seongnam: MIDAS Information Technology.

7. Đặng Tỉnh, Phương pháp phần tử hữu hạn. Tính toán khung và móng công trình làm việc đồng thời với nền, Nhà xuất bản Khoa học kỹ thuật, 1999.

8. Đặng Tỉnh, Kết nối Sap2000 với excel tính toán khung và móng làm việc đồng thời với nền

9. Bùi, T. S., & Lê, T. N. (2023). Một trường hợp ứng xử khung kết cấu - móng bè - nền làm việc đồng thời. Tạp Chí Vật liệu Và Xây dựng - Bộ Xây dựng, 13(04), Trang 46 – Trang 50. https://doi.org/10.54772/jomc.04.2023.567

Analysis of the influence of soil creep on the settlement and internal forces of shallow foundations.

Abstract: *In Vietnamese foundation practice, the superstructure is often analysed separately to obtain column/wall reactions and then transferred to a geotechnical model for designing piles, rafts or piled rafts. This decoupled workflow requires many intermediate steps and iterative runs to converge pile forces and soil reactions, which becomes impractical for large pile groups or large rafts, often leading to non-optimal and potentially inaccurate results. Recent Russian standards SP 22.13330.2016 and SP 24.13330.2021 emphasise mandatory soil–structure interaction because structural stiffness governs load redistribution among shear walls, columns and the foundation–soil system. This paper presents an soil-structure interaction (SSI) workflow consistent with TCVN 9362:2012 and TCVN 10304:2025 (assumed translations of SP 22 and SP 24) using PLAXIS and MIDAS GTS NX. The structural FE model is transferred to geotechnical software via dedicated plugins while preserving stiffness, mesh and design loads. Two Russian case studies demonstrate pile-number optimisation and settlement/tilting predictions consistent with monitoring, supporting design and mitigation decisions.*

Keywords: soil–structure interaction; settlement; piled raft; nonlinear soil model; PLAXIS; MIDAS GTS NX.

Nghiên cứu sự làm việc của hệ kết cấu khối xếp dạng vòm tường thẳng trong môi trường đất đá

Nguyễn Văn Hùng[1]

[1]*Học viện Kỹ thuật quân sự*

Email: hungnguyen252@gmail.com; Tel: 0975319569

Tóm tắt

Hiện nay, trong xây dựng các công trình ngầm quân sự, công trình với mặt cắt dạng vòm tường thẳng được áp dụng phổ biến do ưu điểm về hệ số sử dụng diện tích cao và khả năng chịu tải lớn. Giải pháp sử dụng kết cấu khối xếp dạng vòm tường thẳng có nhiều ưu điểm như có thể làm việc được ngay sau khi lắp dựng, có khả năng ổn định cao dưới tác dụng của áp lực đất đá cũng như hệ số độ tin cậy được đảm bảo theo thời gian. Nội dung của bài báo nghiên cứu sự phân bố của ứng suất trên mô hình số của hệ kết cấu khối xếp dạng vòm tường thẳng khi làm việc trong môi trường đất đá. Từ đó đánh giá sự ổn định của hệ hệ kết cấu khối xếp dạng vòm tường thẳng khi làm việc trong môi trường đất đá…

Từ khóa: *Kết cấu khối xếp dạng vòm tường thẳng; hệ khối xếp dạng vòm hình bán nguyệt; đường truyền lực nén.*

1. Tổng quan về vấn đề nghiên cứu

1.1. Đặc điểm của hệ kết cấu khối xếp dạng vòm tường thẳng

Những vòm dạng khối xếp được xây dựng bằng vật liệu xây dựng truyền thống như gạch, đá… là một dạng kết cấu rất hiệu quả, đặc biệt trong kết cấu vượt nhịp qua các khoảng trống. Tận dụng đặc điểm của vật liệu truyền thống đó là sức chịu nén tốt hơn sức chịu kéo.

Từ thời cổ đại, kết cấu khối xếp dạng vòm được sử dụng rất phổ biến và là một phần quan trọng mang tính biểu tượng trong kiến trúc của các công trình xây dựng.



a) *b)*

Hình 1. Kết cấu khối xếp dạng vòm tường thẳng được sử dụng trong thời kỳ Hi Lạp cổ đại (a) Mái vòm lối vào sân vận động Olympia cổ đại; (b) Lối vào đường hầm của sân vận động Nemea cổ đại.

Các vòm xây bằng đá có nhiều hình dạng khác nhau, mỗi loại đều có những ưu điểm về kết cấu và tính thẩm mỹ riêng. Các loại phổ biến bao gồm vòm phẳng, vòm đoạn, vòm bán nguyệt, vòm nhọn và vòm tường thẳng.... Việc lựa chọn hình dạng vòm phụ thuộc vào thiết kế cụ thể và yêu cầu kết cấu của công trình. Trong nội dung của bài báo sẽ chỉ tập trung nghiên cứu kết cấu khối xếp dạng vòm tường thẳng khi làm việc trong môi trường đất đá.

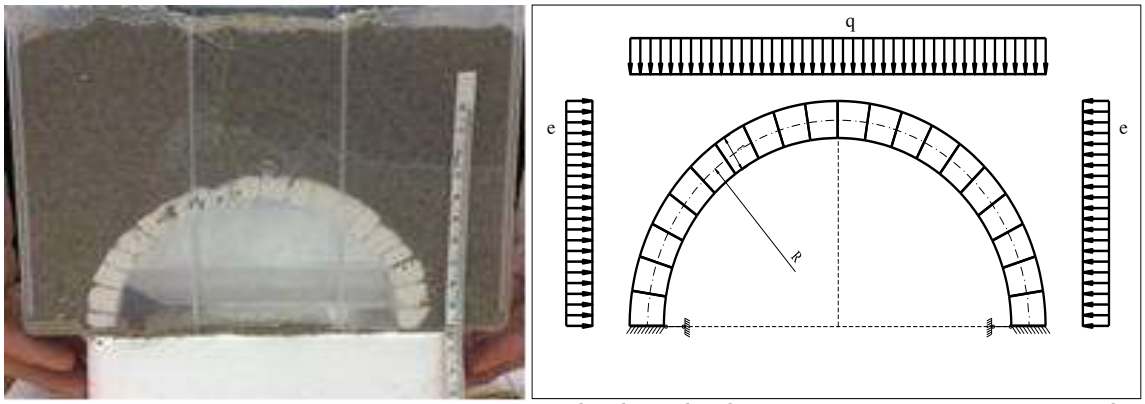
1.2. Các kết quả nghiên cứu trước đó về kết cấu khối xếp dạng vòm tường thẳng

Kết cấu khối xếp dạng vòm tường thẳng là sự kết hợp của 2 bộ phận chịu lực bao gồm:

+ ***Phần vòm*** phía trên có nhiệm vụ chịu tải trọng phía trên và truyền lực xuống hai bên tường phía dưới theo cơ chế chuyển tải trọng thẳng đứng thành lực nén theo phương tiếp tuyến của vòm;

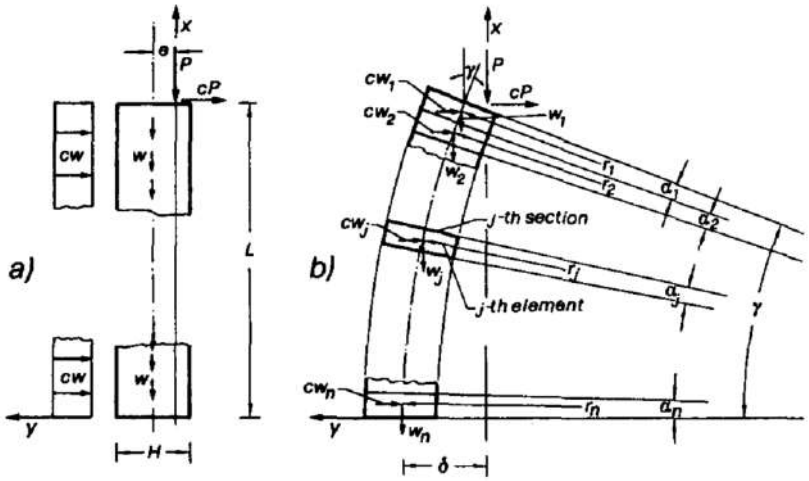
+ ***Phần tường thẳng*** hai bên có nhiệm vụ tiếp nhận lực từ vòm truyền xuống và chịu các tải trọng theo phương ngang, từ đó phân phối tải trọng xuống nền móng.

Nghiên cứu ổn định của vòm phía trên có thể kể đến các tác giả tiêu biểu là Robert Hooke (1635-1703), Couplet (1730), Heyman (1972) và Ochsendorf (2006). Các nội dung nghiên cứu của bản thân tác giả cũng đã cho thấy rằng, trong môi trường đất đá, dưới tác dụng của các thành phần áp lực đất đá, hệ khối xếp dạng vòm hình tròn làm việc ổn định và hiệu quả hơn hệ dạng vòm hình móng ngựa [8]. Kích thước của hệ kết cấu khối xếp dạng vòm đảm bảo an toàn ổn định khi làm việc trong môi trường đất đã cũng đã được nghiên cứu làm rõ. Khi môi trường đất đá càng yếu (hệ số kiên cố f_{kp} càng nhỏ) thì càng làm tăng sự ổn định của hệ kết cấu, số lượng khối trong vòm ảnh hưởng không nhiều tới sự làm việc ổn định của hệ [9]. Như vậy, các nghiên cứu đối với phần vòm phía trên đã làm sáng tỏ các vấn đề liên quan đến ổn định của mái vòm trong các điều kiện khác nhau.



Hình 2. Nghiên cứu trên mô hình thí nghiệm hệ kết cấu khối xếp dạng vòm trong môi trường đất đá

Các nội dung nghiên cứu về ổn định của tường dạng khối xếp có thể kể đến các tác giả Frisch-Fay (1975), Romano (1993), Lidia La Mendola (1993). Tuy nhiên các nội dung nghiên cứu chỉ giới hạn trong một số trường hợp tường chịu tải trọng nhất định, chưa đánh giá được đầy đủ ảnh hưởng của các tham số về kích thước hình học tới ổn định của tường, đồng thời chưa nghiên cứu cơ chế làm việc ổn định của tường khi làm việc trong môi trường đất đá.



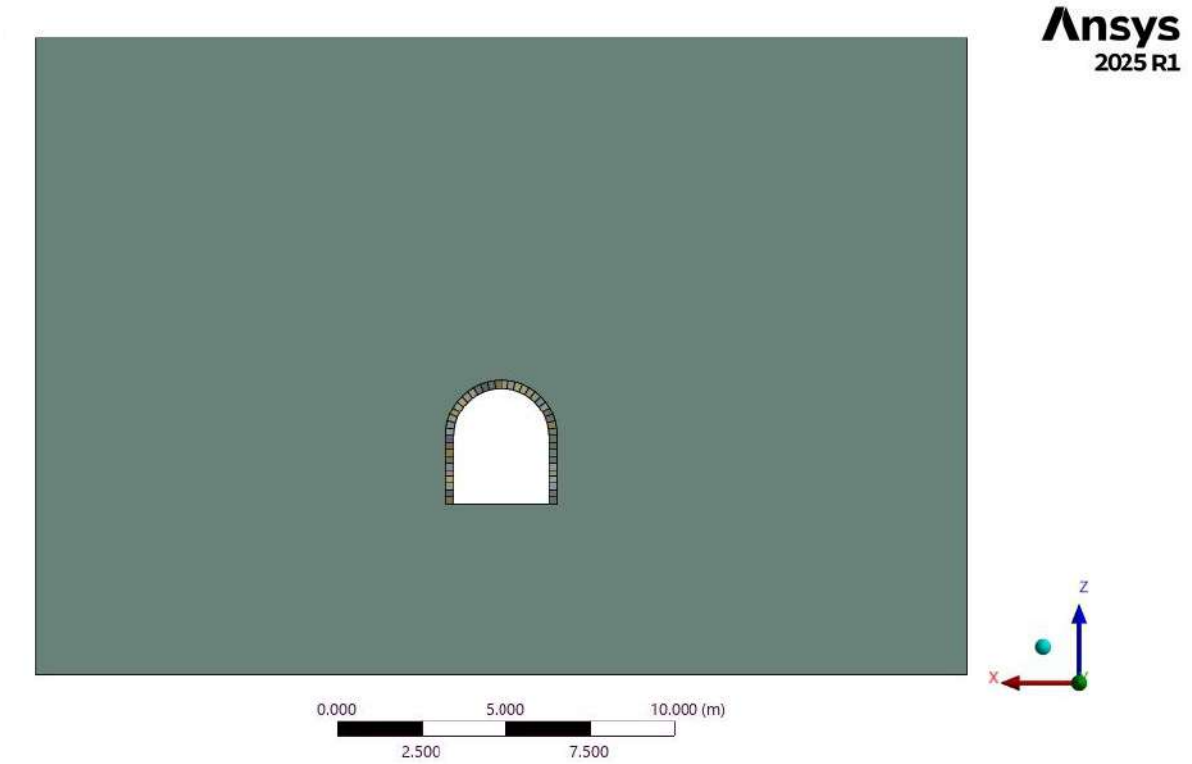
Hình 3. Mô hình phân tích của Lidia La Mendola (1993) trong trường hợp tường dạng khối xếp chịu nén lệch tâm và tải trọng ngang

Như vậy, các kết quả nghiên cứu từ trước đến nay, hầu hết chỉ tập trung nghiên cứu riêng lẻ từng bộ phận của kết cấu dạng vòm tường thẳng. Chưa có nghiên cứu chính thức nào về cơ chế

làm việc ổn định tổng thể của hệ kết cấu khối xếp dạng vòm tường thẳng, đặc biệt trong trường hợp khi hệ kết cấu làm việc trong môi trường đất đá. Do các vấn đề liên quan đến phần vòm phía trên đã được các tác giả nghiên cứu khá đầy đủ và toàn diện. Vậy nên, phần tiếp theo của bài báo sẽ chỉ tập trung nghiên cứu ảnh hưởng các đặc điểm kết cấu phần tường tới sự làm việc chung của toàn hệ kết cấu khối xếp dạng vòm tường thẳng trong môi trường đất đá.

2. Nghiên cứu sự làm việc của hệ kết cấu khối xếp dạng vòm tường thẳng trong môi trường đất đá trên mô hình số

Mô hình số được nghiên cứu sử dụng phần mềm Ansys để phân tích. Để nghiên cứu sự làm việc của hệ kết cấu khối xếp dạng vòm tường thẳng trong môi trường đất đá, sự tương tác lực giữa các khối trong hệ được xem xét thông qua việc phân tích sự phân bố ứng suất trong khối hệ. Mô hình phân tích được xây dựng như trên hình 4.

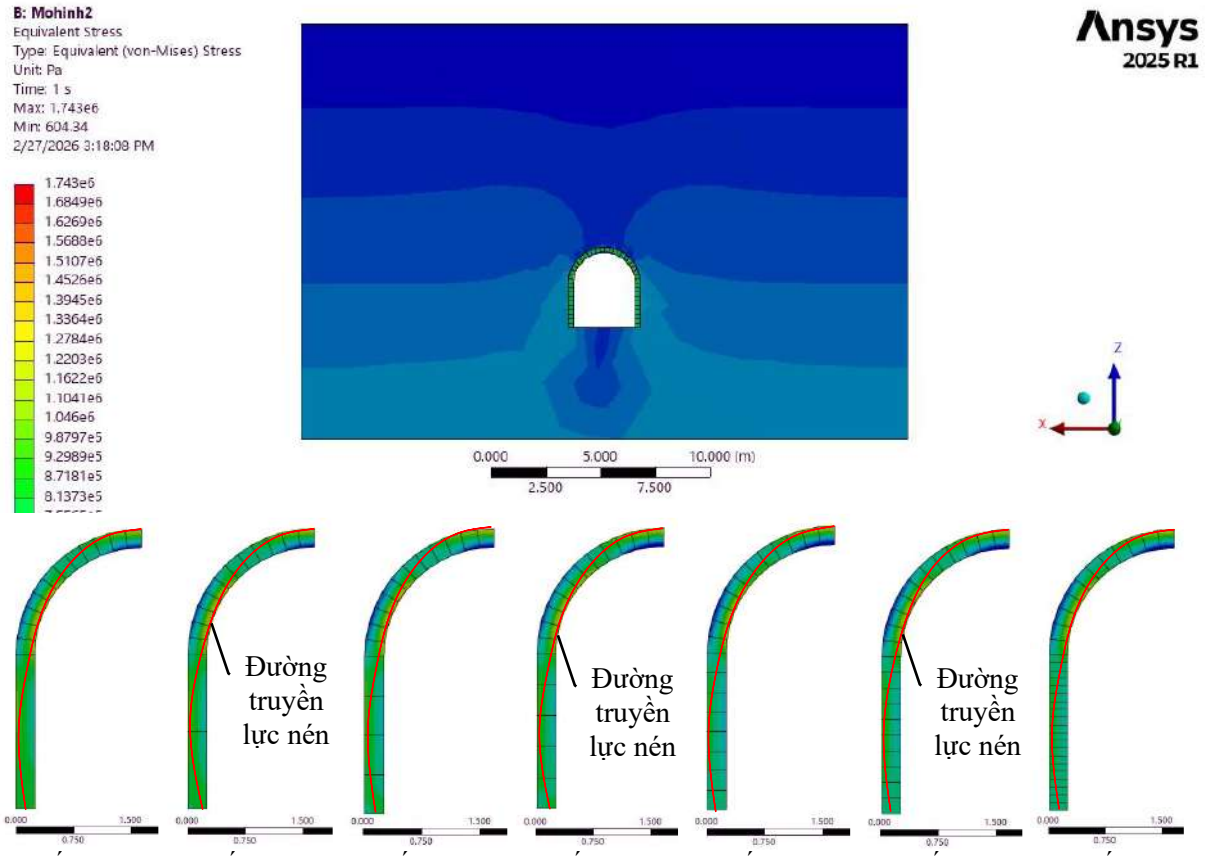


Hình 4. Mô hình phân tích của hệ kết cấu khối xếp dạng vòm tường thẳng trong môi trường đất đá

2.1. Nghiên cứu ảnh hưởng của các đặc điểm cấu tạo phần tường tới sự làm việc sự làm việc chung của cả hệ khối xếp dạng vòm tường thẳng trong môi trường đất đá

Hệ kết cấu khối xếp dạng vòm tường thẳng được mô hình có chiều rộng là 3m, phần tường thẳng có chiều cao 2m. Phần vòm bên trên dạng hình bán nguyệt có chiều dày khối vòm t/R=0,16 (đảm bảo vòm ổn định về mặt hình học trong môi trường đất đá [9]), số lượng khối của phần vòm là 24 khối. Phần tường thẳng hai bên có chiều dày bằng với chiều dày của các khối vòm bên trên. Vật liệu kết cấu là bê tông cấp độ bền B22,5 (mác 250#), môi trường đất đá xung quanh được mô hình với loại đất đá là sỏi cát kết mềm (tương ứng với hệ số kiên cố $f_{kp} = 4$). Trong mô hình, mô tả tương tác giữa các khối là tương tác tiếp xúc có ma sát (Frictional), hệ số ma sát giữa các khối hệ $f_{ms}^{B-B} = 0,8$, hệ số ma sát giữa các mặt tiếp xúc của khối hệ với đất đá $f_{ms}^{B-Đ} = 0,6$.

Thực hiện phân tích trên các môi hình mà phần tường được chia nhỏ thành các khối tường trong các trường hợp khác nhau, hình 5 cho ta kết quả về sự phân bố ứng suất trong hệ kết cấu của các trường hợp kích thước khối trên tường khác nhau.



1 khối tường *2 khối tường* *4 khối tường* *5 khối tường* *8 khối tường* *10 khối tường* *20 khối tường*

Hình 5. Kết quả phân tích ứng suất trong hệ trong các trường hợp số lượng khối trên tường khác nhau

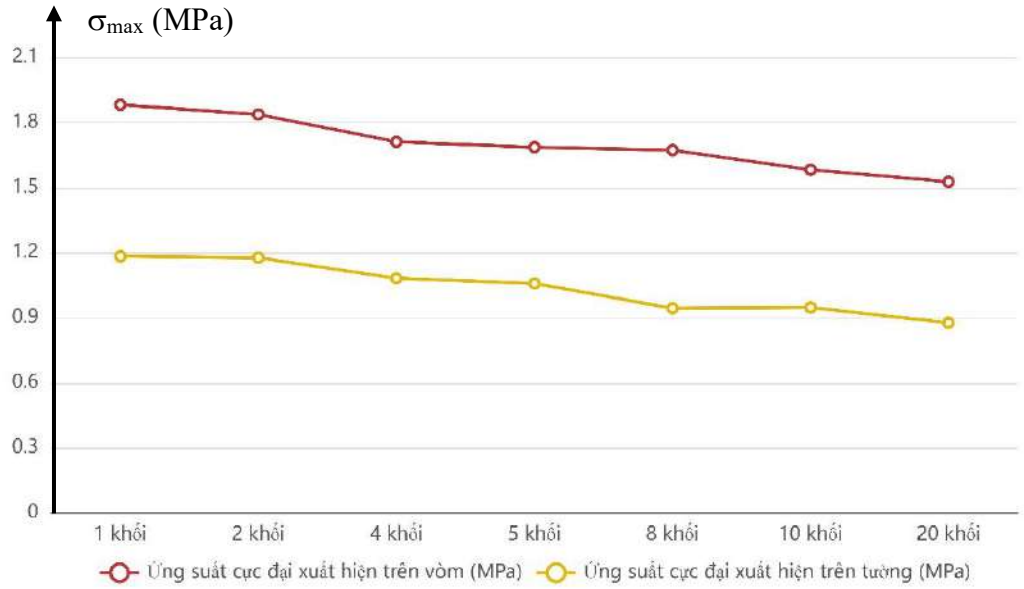
Bảng 1. Kết quả phân tích trên mô hình số khi số lượng chia khối trên tường thay đổi

Số lượng khối chia trên tường (N)	Ứng suất cực đại xuất hiện trên vòm, σ_{max} (MPa)	Ứng suất cực đại xuất hiện trên tường, σ_{max} (MPa)
1 khối	1,8819	1,18330
2 khối	1,8375	1,17670
4 khối	1,7109	1,08210
5 khối	1,6863	1,05760
8 khối	1,6731	0,94416
10 khối	1,5819	0,94277
20 khối	1,5269	0,87638

Từ kết quả nghiên cứu trên mô hình số có thể thấy rằng:

- Theo như kết quả trên thì khi tăng số lượng chia khối trên tường thì ứng suất cực đại xuất hiện trên cả phần vòm và phần tường đều giảm. Như vậy, với cùng hình dạng, kích thước và trong cùng điều kiện làm việc giống nhau, việc chia tường thành các khối khác nhau ảnh hưởng tới sự làm việc chung của cả hệ kết cấu khối xếp dạng vòm tường thẳng (ảnh hưởng tới sự phân bố nội lực chung trong toàn hệ). Khi tăng số lượng khối tường (tường được chia thành các khối càng nhỏ) thì càng làm tăng hiệu quả làm việc chung của cả hệ kết cấu.

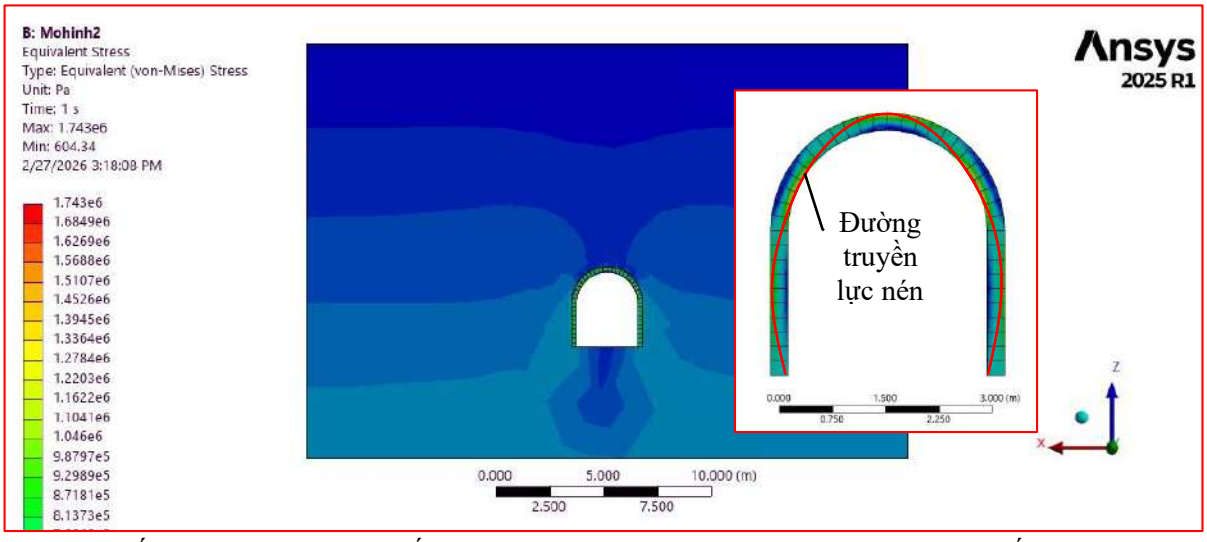
- Dạng phân bố nội lực trong các trường hợp khối tường khác nhau là giống nhau cho ta thấy, với cùng một điều kiện làm việc, hệ kết cấu khối xếp dạng vòm luôn tuân theo một trạng thái làm việc xác định (hình 5).



Hình 6. Biểu đồ quan hệ giữa số lượng chia khối trên tường với ứng suất lớn nhất xuất hiện trong hệ kết cấu khối xếp dạng vòm tường thẳng

2.2. Nghiên cứu ảnh hưởng của điều kiện địa chất đến sự làm việc của hệ kết cấu khối xếp dạng vòm trong môi trường đất đá

Để đánh giá ảnh hưởng của điều kiện địa chất đến sự làm việc của hệ kết cấu khối xếp dạng vòm trong môi trường đất đá, mô hình hệ kết cấu khối xếp dạng vòm tường thẳng có chiều rộng là 3m, phần tường thẳng có chiều cao 2m. Phần vòm bên trên dạng hình bán nguyệt có chiều dày khối vòm t/R=0,16 (đảm bảo vòm ổn định về mặt hình học trong môi trường đất đá), số lượng khối của phần vòm là 24 khối, tường chia thành 10 khối có kích thước giống nhau. Vật liệu kết cấu là bê tông cấp độ bền B22,5 (mác 250#), môi trường đất đá xung quanh thay đổi tương ứng với hệ số kiên cố trong khoảng $f_{kp} = 0,6 \div 4$.

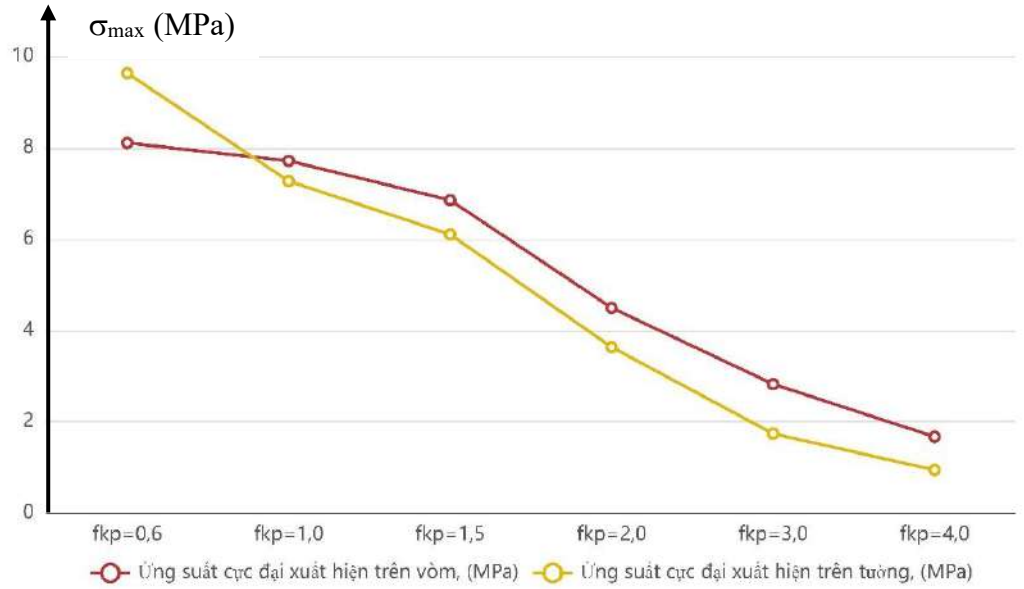


Hình 7. Kết quả phân tích ứng suất trên mô hình trong các trường hợp môi trường đất đá khác nhau

Bảng 2. Ứng suất lớn nhất xuất hiện trên trên mô hình trong các trường hợp môi trường đất đá khác nhau

Hệ số kiên cố của môi trường đất đá, f_{kp}	Ứng suất cực đại xuất hiện trên vòm, σ_{max} (MPa)	Ứng suất cực đại xuất hiện trên tường, σ_{max} (MPa)
f_{kp}=0,6	8,1084	9,6363
f_{kp}=1,0	7,7158	7,2717

f_{kp}=1,5	6,8560	6,1054
f_{kp}=2,0	4,4959	3,6360
f_{kp}=3,0	2,8258	1,7408
f_{kp}=4,0	1,6731	0,94416



Hình 8. Biểu đồ quan hệ giữa ảnh hưởng của môi trường đất đá xung quanh tới ứng suất lớn nhất xuất hiện trong hệ kết cấu khối xếp dạng vòm tường thẳng

Từ kết quả trên có thể nhận xét rằng:

- Với hình dạng và kích thước như của mô hình bài toán đã xây dựng ở trên, trong các điều kiện địa chất khác nhau, mô hình vẫn đảm bảo khả năng ổn định về mặt hình học.

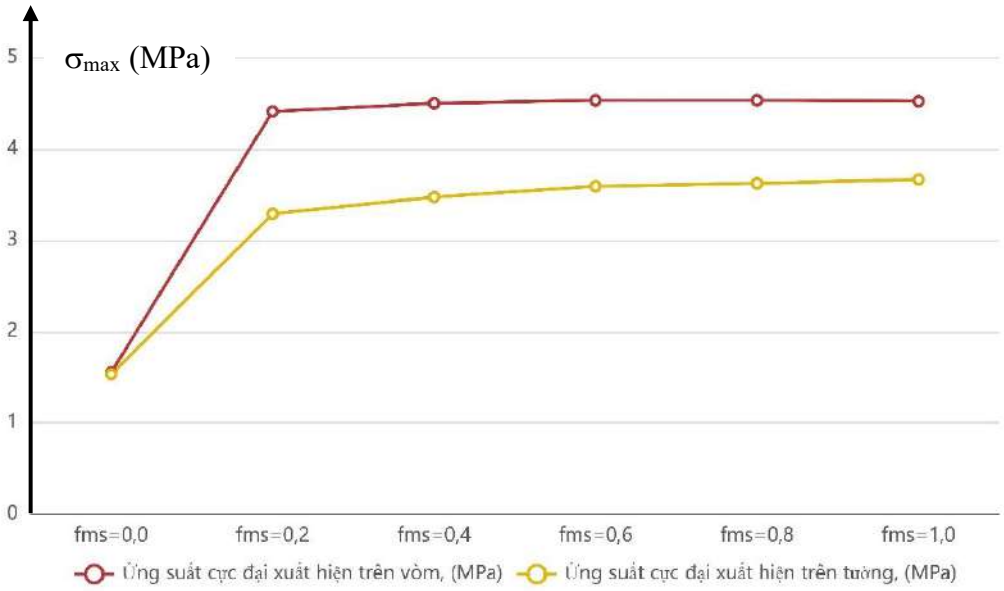
- Môi trường đất đá xung quanh ảnh hưởng tới trạng thái ứng suất-biến dạng trong hệ, khi đất đá càng yếu (hệ số kiên cố f_{kp} càng nhỏ), tải trọng tác dụng lên hệ kết cấu càng lớn (ứng suất xuất hiện trong hệ kết cấu càng lớn).

2.3. Nghiên cứu ảnh hưởng của lực ma sát trên mặt tiếp xúc giữa các khối đến sự làm việc của hệ kết cấu khối xếp dạng vòm trong môi trường đất đá

Nội dung tiếp theo, nghiên cứu ảnh hưởng của lực ma sát trên mặt tiếp xúc giữa các khối đến sự làm việc của hệ kết cấu khối xếp dạng vòm trong môi trường đất đá. Mô hình hệ kết cấu khối xếp dạng vòm tường thẳng có chiều rộng là 3m, phần tường có chiều cao 2m. Phần vòm bên trên dạng hình bán nguyệt có chiều dày khối vòm t/R=0,16, số lượng khối của phần vòm là 24 khối, phần tường chia thành 10 khối có kích thước bằng nhau. Vật liệu kết cấu là bê tông cấp độ bền B22,5 (mác 250#), môi trường đất đá xung quanh có hệ số kiên cố $f_{kp} = 2$.

Bảng 3. Kết quả phân tích trên mô hình số trong trường hợp hệ số ma sát trên mặt tiếp xác giữa các khối thay đổi

Hệ số ma sát giữa các khối, f_{ms}	Ứng suất cực đại xuất hiện trên vòm, σ_{max} (MPa)	Ứng suất cực đại xuất hiện trên tường, σ_{max} (MPa)
f_{ms}=0,0	1,5525	1,5336
f_{ms}=0,2	4,4114	3,2907
f_{ms}=0,4	4,5008	3,4731
f_{ms}=0,6	4,5321	3,5918
f_{ms}=0,8	4,5325	3,6233
f_{ms}=1,0	4,5233	3,6652



Hình 9. Biểu đồ quan hệ giữa hệ số ma sát trên mặt tiếp xúc giữa các khối tới ứng suất lớn nhất xuất hiện trong hệ kết cấu khối xếp dạng vòm tường thẳng

Từ kết quả trên ta có một số nhận xét như sau:

- Lực ma sát giữa các khối ảnh hưởng tới sự phân bố ứng suất trong hệ kết cấu, làm phân bố lại lực tương tác giữa các khối hệ và làm tăng ứng suất lớn nhất xuất hiện trong hệ kết cấu. Tuy nhiên biểu đồ trên hình 9 chỉ ra rằng, khi bắt đầu có sự xuất hiện của lực ma sát thì ảnh hưởng của giá trị lực ma sát lên sự phân bố ứng suất trong hệ là không nhiều.

- Với tất cả các trường hợp khi hệ số ma sát trên mặt tiếp xúc giữa các khối thay đổi, hệ kết cấu khối xếp dạng vòm tường thẳng vẫn đảm bảo ổn định về mặt hình học. Ngay cả khi trong trường hợp giữa các khối không có sự xuất hiện của lực ma sát (trường hợp f_{ms}=0) thì hệ kết cấu vẫn duy trì được trạng thái ổn định hình học. Điều này cho ta thấy rằng có sự tồn tại một cơ chế ổn định của hệ kết cấu khối xếp dạng vòm khi làm việc trong môi trường đất đá ít chịu sự ảnh hưởng bởi lực ma sát giữa các khối trong hệ.

3. Kết luận

Trong nội dung bài báo, tác giả đã thực hiện nghiên cứu hệ kết cấu khối xếp dạng vòm trong môi trường đất đá trên mô hình số. Kết quả cho thấy rằng, môi trường đất đá xung quanh ảnh hưởng tới trạng thái ứng suất-biến dạng trong hệ, khi đất đá càng yếu (hệ số kiên cố f_{kp} càng nhỏ), tải trọng tác dụng lên hệ kết cấu càng lớn. Số lượng chia khối trên tường cũng ảnh hưởng tới sự làm việc chung của cả hệ kết cấu khối xếp dạng vòm tường thẳng. Khi tăng số lượng khối tường (tường được chia thành các khối càng nhỏ) thì càng làm tăng hiệu quả làm việc chung của cả hệ kết cấu. Lực ma sát giữa các khối ảnh hưởng tới sự phân bố ứng suất trong hệ kết cấu, lực ma sát càng lớn, ứng suất lớn nhất xuất hiện trong hệ kết cấu càng lớn. Tuy nhiên, ảnh hưởng của lực ma sát tới sự ổn định tổng thể của cả hệ kết cấu khối xếp dạng vòm tường thẳng khi làm việc trong môi trường đất đá là không nhiều.

Tài liệu tham khảo

1. Philippe Block, Matt Dejong, John Ochsendorf (2006). *As hangs the Flexible Line: Equilibrium of Masonry Arches*. Nexus Network Journal 8, 13-24.
2. Ochsendore. J.A (2002). *Collapse of masonry structure*. Ph.D. dissertation, Department of Engineering, Cambridge University.
3. Heyman. J. (1966). *The stone skeleton*. International Journal of Solids and Structures, 2: 249-279.
4. Jacques Heyman (2009). *La Coupe des Pierres*. Proceedings of the Third International Congress on Construction History, University of Cambridge, UK.
5. Frisch-Fay, R. (1975). *Stability of masonry piers*. Int. J. Solids Struct., 11(2), 187-198.
6. La Mendola, L., and Papia, M. (1993). Stability of masonry piers under their own weight and eccentric load. J. Struct. Engrg., ASCE, 119(6), 1678-1693.
7. Romano, F., Ganduscio, S., and Zingone, G. (1993). Cracked nonlinear masonry stability under vertical and lateral loads. J. Struct. Engrg., ASCE, 119(1), 69-87.
8. Nguyễn Văn Hùng (2025). *Nghiên cứu sử dụng kết cấu khối xếp dạng vòm làm giải pháp chống tạm trong xây dựng công trình ngầm.* Hội nghị khoa học các nhà nghiên cứu trẻ lần thứ XX - năm 2025.
9. Nguyễn Văn Hùng (2025). *Stability mechanism of masonry semi-circular arches.* Tạp chí Khoa học và kỹ thuật, Học viện Kỹ thuật quân sự, tập 08 số 01.

Study the workings of masonry straight-walled arch structure in soil-rock

Abstract: *Currently, in the construction of underground military structures, straight-walled arch cross-sections are commonly used due to their high space utilization and load-bearing capacity. Using masonry structures with straight-walled arches cross-sections offers many advantages, such as immediate operability after erection, strong stability under soil and rock pressures, and long-term reliability. This paper examines the stability of masonry structures with straight-walled arches in soil and rock environments and proposes solutions for their use in underground construction.*
This paper examines the stress distribution in a numerical model of masonry straight-walled arch structure in soil-rock. From this analysis, the stability of the masonry straight-walled arch structure in soil-rock environments is evaluated.

Keywords: masonry straight-walled arch; masonry semi-circular arches; thrust lines.

Xây dựng đường cong phản ứng nền của khối đá theo tiêu chuẩn Hoek-Brown áp dụng cho dự án hầm Đèo Cả

Phạm Thanh Tùng[1], Bùi Đức Năng[1], Trần Anh Bảo[1]
[1]Viện Kỹ thuật công trình đặc biệt, Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn
Email : pttung2605@lqtu.edu.vn; Tel:0987388258

Tóm tắt

Trong phương pháp khống chế hội tụ đối với đường hầm thi công bằng phương pháp NATM, đường cong phản ứng nền là thành phần cơ bản dùng để mô tả mối quan hệ giữa áp lực tác dụng lên biên hầm và chuyển vị của khối đá sau khi đào. Tiêu chuẩn Hoek–Brown tổng quát được sử dụng như mô hình cơ học nền tảng để mô tả ứng xử đàn hồi - dẻo của khối đá nứt nẻ trong hầm đào, cho phép thiết lập quan hệ áp lực và chuyển vị tại biên hầm. Bài báo tập trung xây dựng đường cong phản ứng nền trong khuôn khổ phương pháp khống chế hội tụ cho điều kiện địa chất cụ thể của dự án hầm Đèo Cả với 84 chỉ số chất lượng khối đá trong khoảng 21 đến 40, từ đó xác định các đường cong phản ứng nền tương ứng và đám mây giao điểm giữa chúng và đường cong đặc trưng kết cấu chống. Kết quả có 67 giao điểm thuộc miền dẻo và 17 giao điểm thuộc miền đàn hồi cho thấy chất lượng khối đá có ảnh hưởng rõ rệt đến hình dạng, đặc trưng của đường cong phản ứng nền và vị trí giao điểm trong phân tích hầm theo phương pháp khống chế hội tụ đối với đường hầm thi công bằng phương pháp NATM.

Từ khóa: *Tiêu chuẩn phá hủy Hoek–Brown; đường cong phản ứng nền; phương pháp khống chế hội tụ; hầm Đèo Cả.*

1. Mở đầu

Phương pháp khống chế hội tụ (CCM) là một quy trình cho phép ước tính tải trọng tác dụng lên kết cấu chống được lắp đặt phía sau gương hầm [3]. Đây là một công cụ hữu ích, không chỉ cho thiết kế kết cấu chống hầm, mà còn như một mô hình minh họa đơn giản, giúp nâng cao hiểu biết về bài toán phức tạp của sự truyền tải tải trọng trong vùng lân cận gương hầm. Để thực hành được phương pháp, việc ước tính phản ứng cơ học của khối đá có cấu trúc khe nứt là một trong những vấn đề cơ bản của cơ học đá. Trong đó tiêu chuẩn Hoek – Brown (HB) được sử dụng rộng rãi như một nỗ lực giải quyết vấn đề này.

Trong đó, các công trình của Carranza-Torres & Fairhurst, tiêu chuẩn HB được xem là tiêu biểu khi cố gắng thiết lập nghiệm hiệu quả cho bài toán phân tích [2; 3; 6]. Trong nước, đã có những nghiên cứu về ứng dụng tiêu chuẩn HB trong các tính toán công trình hầm thủy điện và hầm đường bộ, có thể kể đến các tác giả Lê Thị Minh Giang, Đỗ Như Tráng và cộng sự…[8; 9]

Tuy nhiên, các nghiên cứu tập trung vào việc xác định các tham số đất nền cụ thể cho một mặt cắt với chỉ số xác định trong khi thực tế, việc thiết kế một kết cấu chống có thể được xác định dựa trên một khoảng địa chất tương tự nhau. Ví dụ theo tiêu chuẩn thiết kế dự án hầm Đèo Cả, thiết kế kết cấu chống CII tương ứng với chỉ số chất lượng khối đá (RMR) từ 21-40 [4].

Để giải quyết vấn đề này, nghiên cứu hiện tại tập trung vào việc xây dựng đường cong phản ứng nền (GRC) cho khối đá tại hầm Đèo Cả dựa trên tiêu chuẩn HB, xét đến hai kịch bản biên của chỉ số RMR = 21 và RMR = 40 tương ứng với thiết kế kết cấu chống CII. Từ đó xác định giao điểm của đường cong phản ứng nền và đường cong đặc tính kết cấu chống nhằm đánh giá khả năng làm việc hiệu quả của kết cấu chống đối với khoảng địa chất đã được khảo sát.

2. Phương pháp và vật liệu

2.1 Cơ sở lý thuyết xây dựng đường cong phản ứng nền theo tiêu chuẩn Hoek–Brown

a) Ước lượng các tham số địa chất theo tiêu chuẩn HB

Trong trường hợp không có đánh giá trực tiếp chỉ số độ bền địa chất (GSI*)* tại hiện trường, chỉ số *GSI* có thể được ước lượng gián tiếp từ RMR theo quan hệ kinh nghiệm do Hoek & Brown đề xuất [1].

$$GSI = RMR_{89} - 5 \quad (1)$$

Theo Hoek và Brown, điều kiện phá hoại của đá nguyên khối được biểu diễn bằng quy luật parabol sau [1]:

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \sigma_{ci}\sqrt{m_i \frac{\sigma_3}{\sigma_{ci}} + 1} \quad (2)$$

Trong đó: σ_1 là ứng suất dọc trục gây phá hoại mẫu (MPa); σ_3 là ứng suất bao tác dụng lên mẫu thí nghiệm (MPa); σ_{ci} là cường độ chịu nén đơn trục của đá nguyên khối (MPa); m_i là tham số vật liệu không thứ nguyên, giá trị của nó phụ thuộc vào loại đá được thí nghiệm.

Khi hệ số tỷ lệ GSI được đưa vào, tiêu chuẩn HB cho khối đá được biểu diễn bởi mối quan hệ sau (Hoek và Brown, 1997):

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \sigma_{ci}\left(m_b \frac{\sigma_3}{\sigma_{ci}} + s\right)^a \quad (3)$$

Trong đó, s và a là các tham số theo tiêu chuẩn HB. Tham số m_b trong phương trình (3) phụ thuộc đồng thời vào tham số đá nguyên khối m_i và giá trị của *GSI*, được xác định theo biểu thức:

$$m_b = m_i \exp\left(\frac{GSI - 100}{28}\right) \quad (4)$$

Các tham số s và a cũng phụ thuộc theo thực nghiệm vào giá trị của GSI, đối với GSI ≥ 25:

$$s = \exp\left(\frac{GSI - 100}{9}\right) \quad (5)$$
$$a = 0.5$$

Và đối với GSI < 25:

$$s = 0$$
$$a = 0.65 - \frac{GSI}{200} \quad (6)$$

Mối quan hệ sau giữa mô đun khối đá E_{rm} và chỉ số GSI được thể hiện như sau

$$E_{rm} = 1000C(\sigma_{ci})10^{\frac{GSI-10}{40}} \tag{7}$$

Trong đó $C(\sigma_{ci}) = \begin{cases} = 1, & \text{nếu } \sigma_{ci} > 100 \text{ MPa} \\ = \sqrt{\dfrac{\sigma_{ci}}{100}}, & \text{nếu } \sigma_{ci} \le 100 \text{ MPa} \end{cases}$

Mô đun trượt của khối đá có thể được ước tính từ mô đun biến dạng thông qua mối quan hệ cổ điển của lý thuyết đàn hồi đẳng hướng theo biểu thức:

$$G_{rm} = \frac{E_{rm}}{2(1+\nu)} \tag{8}$$

b) Phương pháp khống chế hội tụ

Phương pháp CCM khi xác định tải trọng truyền lên kết cấu chống đòi hỏi phải phân tích sự tương tác giữa đặc trưng tải trọng – biến dạng của các thành phần cấu tạo nên hệ, bao gồm: hầm trong quá trình tiến đào; mặt cắt hầm vuông góc với trục hầm; và kết cấu chống được lắp đặt tại mặt cắt đó [3]. Do đó, ba thành phần cơ bản của phương pháp CCM bao gồm:

(i) Đường cong biến dạng dọc trục hầm (LDP);

(ii) Đường cong phản ứng của khối đất đá (GRC);

(iii) Đường cong đặc tính của kết cấu chống (SCC).

Đường cong phản ứng nền (GRC) biểu diễn mối quan hệ giữa sự suy giảm áp lực bên trong và sự gia tăng chuyển vị hướng tâm của hầm [7]. Quan hệ này phụ thuộc và đặc trưng cơ học của khối đá và có thể xác định từ nghiệm đàn hồi – dẻo của bài toán biến dạng khối đá xung quanh hố đào [3].

Đường cong biến dạng dọc trục (LDP) biểu diễn đồ thị độ dịch chuyển hướng tâm xảy ra dọc trục đường hầm khi chưa có kết cấu chống. Tác giả Hoek đề xuất mối quan hệ thực nghiệm giữa chuyển vị hướng dâm và khoảng cách đến gương đào như sau [3]:

$$\frac{u_r}{u_r^M} = \left[1 + \exp\left(\frac{-x/R}{1.10}\right)^{1.7}\right] \tag{9}$$

Đường cong đặc tính kết cấu chống (SCC) có thể được xây dựng từ mối quan hệ đàn hồi giữa áp lực tác dụng p_s và chuyển vị hội tụ tương ứng u_r của một đoạn kết cấu chống có chiều dài đơn vị theo phương dọc trục hầm. Xét vòng kín bằng bê tông phun, áp lực cực đại do kết cấu chống cung cấp được xác định theo biểu thức sau:

$$p_s^{\max} = \frac{\sigma_{cc}}{2}\left[1 - \frac{(R-t_c)^2}{R^2}\right] \tag{10}$$

Độ cứng đàn hồi của kết cấu chống là:

$$K_s = \frac{E_c}{(1-\nu_c)R}\frac{R^2-(R-t_c)^2}{(1-2\nu_c)R^2+(R-t_c)^2} \tag{11}$$

Trong đó σ_{cc} là cường độ nén đơn trục của bê tông phun hoặc bê tông [MPa]; E_c là mô đun đàn hồi Young của bê tông phun hoặc bê tông [MPa]; ν_c là hệ số Poisson của bê tông phun hoặc bê tông; t_c là chiều dày của bê tông phun [m]; R là bán kính ngoài của kết cấu chống [m] (được giả thiết bằng bán kính hầm).

Xét hệ vì thép được bố trí cách nhau một khoảng đơn vị theo phương trục hầm và được ép chặt vào khối đá bằng các khối chèn gỗ phân bố đều theo chu vi, áp lực cực đại mà hệ thống có thể chịu được là:

$$p_s^{\max} = \frac{3}{2}\frac{\sigma_{ys}}{SR\theta} \times \frac{A_s I_s}{3I_s + DA_s\left[R-(t_B+0.5D)\right](1-\cos\theta)} \tag{12}$$

Độ cứng đàn hồi của hệ vì thép được xác định theo:

$$\frac{1}{K_s} = \frac{SR^2}{E_s A_s} + \frac{SR^4}{E_s I_s}\left[\frac{\theta(\theta+\sin\theta\cos\theta)}{2\sin^2\theta} - 1\right] + \frac{2S\theta t_B R}{E_B B^2} \tag{13}$$

trong đó B là bề rộng cánh của vì thép đồng thời là chiều dài cạnh của khối chèn vuông [m]; D là chiều cao tiết diện vì thép [m]; A_s là diện tích tiết diện [m^2]; I_s là mô men quán tính của tiết diện [m^4]; E_s là mô đun đàn hồi Young của thép [MPa]; σ_{ys} là giới hạn chảy của thép [MPa]; S là khoảng cách giữa các vì thép theo trục hầm [m]; θ là nửa góc giữa các điểm chèn [radians]; t_B là chiều dày khối chèn [m]; E_B là mô đun đàn hồi của vật liệu khối chèn [MPa]; R là bán kính hầm [m].

Giả thiết rằng các neo được bố trí đều theo phương chu vi, áp lực chống đỡ cực đại do hệ thống chống này cung cấp được xác định theo:

$$p_s^{\max} = \frac{T_{bf}}{s_c s_l} \tag{14}$$

Độ cứng của hệ thống neo được xác định theo:

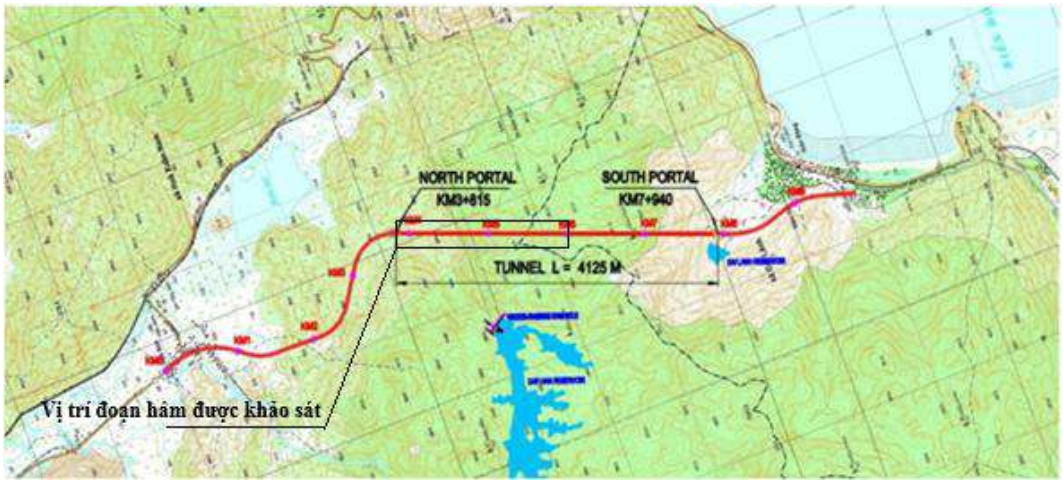
$$\frac{1}{K_s} = s_c s_l\left[\frac{4l_b}{\pi d_b^2 E_s} + Q\right] \tag{15}$$

Trong đó d_b là đường kính neo hoặc cáp [m]; l_b là chiều dài tự do của neo hoặc cáp [m]; T_{bf} là lực kéo cực hạn thu được từ thí nghiệm kéo bật neo [MN]; Q là hằng số quan hệ biến dạng–tải trọng của bộ neo và đầu neo [m/MN]; E_s là mô đun đàn hồi Young của neo hoặc cáp [MPa]; s_c là khoảng cách neo theo chu vi [m]; s_l là khoảng cách neo theo phương dọc trục hầm [m].

Khi nhiều hơn một hệ thống chống được lắp đặt tại cùng một vị trí, ảnh hưởng kết hợp của chúng có thể được xác định bằng cách cộng các độ cứng (tức là độ dốc của đường quan hệ tải trọng–biến dạng) của từng hệ thống chống riêng lẻ. Điều này làm tăng độ dốc của phần đàn hồi của SCC.

2.2 Ứng dụng dự án hầm đường bộ Đèo Cả

Trong nghiên cứu này, dữ liệu được thu thập từ hầm đường bộ Đèo Cả, một trong những công trình hạ tầng quan trọng nối tỉnh Đắk Lắk và Khánh Hòa (miền trung Việt Nam) [4]. Hầm được thi công bằng công nghệ NATM và tuân theo các tiêu chuẩn thiết kế đường hầm Việt Nam và Nhật Bản. Dự án được khởi công xây dựng vào năm 2012 và hoàn thành đưa vào khai thác từ năm 2017. Chủ đầu tư là Công ty Cổ phần Đầu tư Đèo Cả, đơn vị tư vấn thiết kế là Công ty TNHH Nippon Koei (NK) và Công ty TNHH Nippon Koei Việt Nam International (NKV). Chiều dài hầm thiết kế: L=4,125km, gồm hai hầm đơn có chiều cao hầm 6,5m; Chiều rộng hầm 9,75 m mỗi hầm, tổ chức giao thông 1 chiều ở mỗi hầm. Khoảng cách giữa các tim hầm đơn là 30m. Bình đồ khu vực bố trí hầm và vị trí khảo sát được thể hiện trên Hình 1.



Hình 1. Bình đồ khu vực bố trí dự án hầm Đèo Cả

Sự tương ứng giữa cấp đất đá và hệ thống chống trong hồ sơ thiết kế hầm Đèo Cả được giới thiệu trong Bảng 1.

Bảng 1. Sự tương ứng giữa các hệ thống phân loại Nhật bản và RMR[5].

Phân cấp đá		**Khả năng đào**	**Neo đá**	**Bê tông phun**	**Vì thép**
A	I – Đá rất tốt RMR: 81-100	Đào toàn gương, bước đào 3m	Nói chung không cần chống đỡ ngoại trừ phạm vi bong tróc, phân rã		
B	II- Đá tốt RMR: 61-80	Đào toàn gương, bước đào 1-1.5 m. Hoàn thành chống đỡ 20 m từ mặt gương đào	Cục bộ, cắm neo đá tại phần đỉnh, dài 3 m, khoảng cách 2.5 m, thỉnh thoảng có lưới thép	50 mm tạiphần đỉnh 30 mm haibên sườn	
CI	III- Đá tương đối tốt RMR: 41-60	Đào phần đỉnh và chân vòm, bước đào 1.5-3.0 m cho phần đỉnh. Bắt đầu chống đỡ sau mỗi lần nổ. Hoàn thành hệ thống chống đỡ 10m từ mặt gương đào	Hệ thống neo dài 4 m và khoảng cách 1.5-2 m tại phần đỉnh và tường cùng với lưới thép ở phần đỉnh	50-100 mm tại phần đỉnh 30 mm hai bên sườn	
CII	IV- Đá xấu RMR: 21-40	Đào phần trên và chân vòm, bước đào, bước đào 1.0-1.5 m cho phần đỉnh. Đồng thời lắp đặt hệ thống chống đỡ. Hoàn thành hệ thống chống đỡ 10 m từ mặt gương đào	Hệ thống neo dài 4-5 m, Khoảng cách 1-1.5m tại đỉnh và tường cùng lưới thép	100-150 mm tại phần đỉnh 100 mm tại hai bên sườn	Vì thép nhẹ đến trung bình, khoảng cách 1.5 m được yêu cầu theo từng vị trí

DI DII	V- Đá rất xấu RMR: <20	Bước đào 0.5-1.5 m cho phần đỉnh vòm. Lắp đặt đồng thời hệ thống đỡ với quá trình đào. Phun bê tông càng sớm càng tốt ngay sau khi nổ mìn	Hệ thống neo dài 5-6 m, khoảng cách 1-1.5 m tại phần đỉnh và tường cùng với lưới thép. Neo cả phần vòm ngược	150-200 mm tại phần đỉnh, 150 mm tại hai bên sườn, và 50 mm trên mặt gương đào	Vỉ thép trung bình đến nặng khoảng cách 0.75 m và neo dẫn trước nếu cần. Khép kín vòm

Kết cấu chống ban đầu được chọn ở đây là kết cấu chống CII được áp dụng đối với thang điểm 21-40 theo thang điểm hệ thống phân loại đá theo RMR. Đá nằm trong đới đứt gãy, nứt vỡ, vết nứt phát triển rộng khắp trên toàn bộ phần vòm và tường hầm, đá yếu, phần vòm dễ lở rơi mảng lớn, toàn bộ hầm đào tự ổn định trong thời gian ngắn, việc đặt kết cấu chống đỡ cần thực hiện sớm, cần lắp đặt kết cấu khung chống thép hình, có thể cần thiết sử dụng neo chịu lực tức thời. Biến dạng đá phát triển và nằm trong giới hạn biến dạng đàn hồi và dẻo [4]. Ước lượng các tham số đá được tổng hợp trong Bảng 2.

Bảng 2. Ước lượng tham số đất nền và tham số đường cong phản ứng nền (GRC)

Tham số	Ký hiệu	Đơn vị	Giá trị
Bán kính hầm	R	m	5.6
Chiều sâu chôn hầm	H	m	90
Trọng lượng riêng	γ	MN/m³	0.0254
Cường độ nén đơn trục đá nguyên khối	σ_{ci}	MPa	65.9
Hằng số vật liệu	m_i	–	33
Hệ số Poisson khối đá	v	–	0.25
Góc giãn nở	ψ	độ	30

Kết cấu chống CII với các tham số và giá trị vật liệu thu được thông qua hồ sơ báo cáo vật liệu và tiêu chuẩn của nhà sản xuất được trình bày trong Bảng 3. Theo thiết kế thi công, khoảng cách lắp đặt kết cấu chống tính từ mặt gương đào là 3m.

Bảng 3. Các tham số kết cấu chống CII (hồ sơ thiết kế dự án hầm Đèo Cả)

Tham số	Ký hiệu	Đơn vị	Giá trị
Bê tông phun (BTP)			
Cường độ bê tông phun	σ_{cc}	MPa	30
Mô đun đàn hồi BTP	E_c	MPa	30000
Hệ số Poisson BTP	v_c	–	0.25
Chiều dày BTP	tc	m	0.1
Neo đá			
Đường kính neo	d_b	m	0.025
Chiều dài neo	l_b	m	3
Lực kéo neo	T_{bf}	MN	0.275
Lực dính neo	Q_b	MN	0.03
Mô đun đàn hồi neo	E_b	MPa	210000
Khoảng cách neo	s_b	m	1.5
Vì thép			
Bề dày cánh	B	m	0.05
Chiều cao tiết diện	D	m	0.125
Diện tích tiết diện	A_s	m²	2.32E-03

Mô men quán tính	I_s	m^4	8.17E-6
Mô đun đàn hồi	E_s	MPa	210000
Giới hạn chảy	σ_y	MPa	150
Khoảng cách vì thép	S	m	1.5
Góc nửa điểm chèn	θ	rad	0.523
Chiều dày khối gỗ chèn	t_b	m	0.075

Dựa trên cơ sở lý thuyết và các tham số đầu vào đã thu thập được, một chương trình phân tích được lập trên một trường Matlab thực hiện việc vẽ và tính toán giao điểm của đường cong GRC và SCC.

3. Kết quả và thảo luận

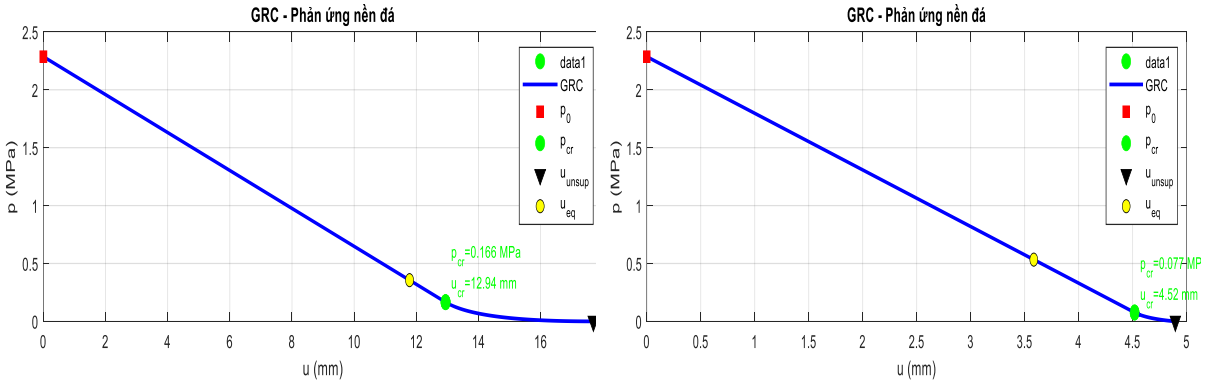
3.1 Kết quả

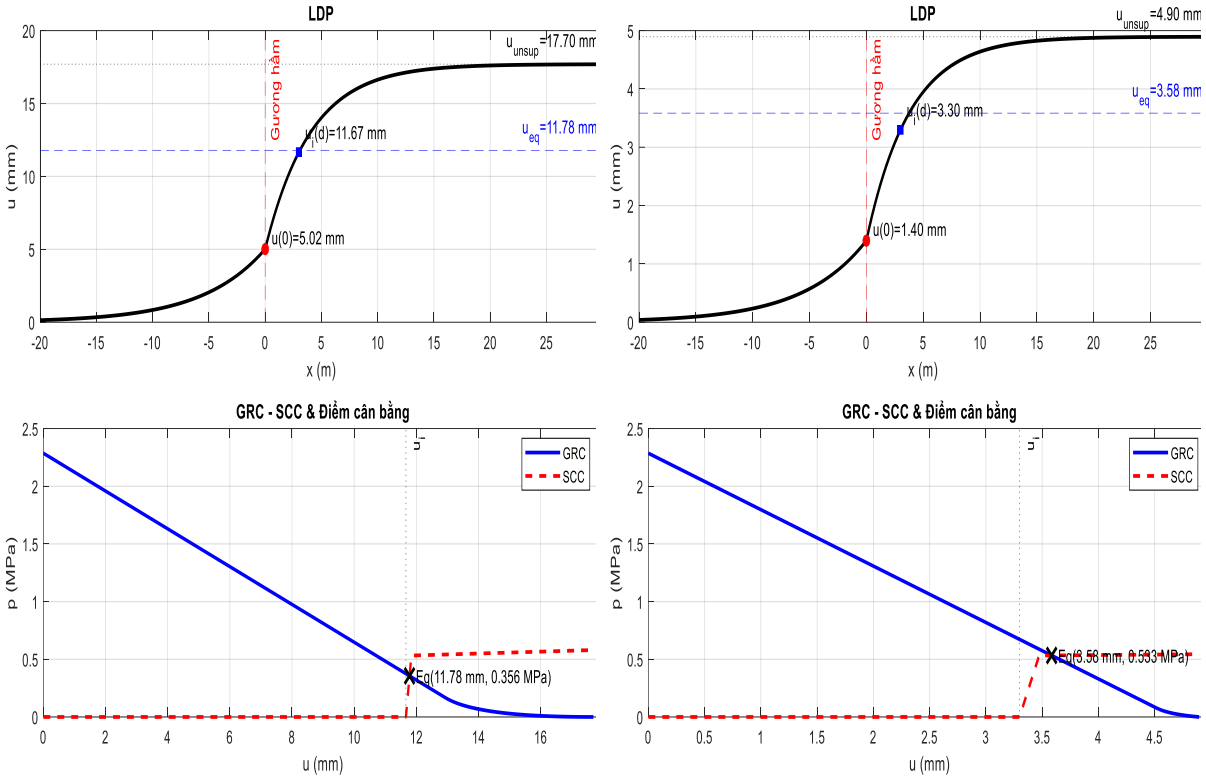
Kết quả các giá trị phân tích bằng phương pháp khống chế hội tụ cho hai trường hợp chỉ số RMR = 21 và RMR = 40 được biểu diễn trong Bảng 4.

Bảng 4. Kết quả phân tích bằng phương pháp khống chế hội tụ

Giá trị	Ký hiệu	Đơn vị	RMR = 21	RMR = 40
Áp lực nguyên thủy	σ_0	MPa	2.286	
Áp lực tới hạn	p_{cr}	Mpa	0.166	0.077
Chuyển vị đất nền không kết cấu chống	u_{unsup}	mm	17.70	4.9
Chuyển vị khi lắp đặt kết cấu chống	u_i	mm	11.67	3.3
Chuyển vị tại điểm cân bằng	u_{eq}	mm	11.78	3.58
Áp lực tại điểm cân bằng	p_{eq}	MPa	0.356	0.533
Áp lực cực đại BTP	$P_{c,max}$	MPa	0.531	
Độ cứng lớn nhất BTP	K_c	-	3.0451	
Áp lực cực đại neo đá	$P_{b,max}$	Mpa	0.012	
Độ cứng lớn nhất neo đá	Kb	-	0.0006	
Áp lực cực đại vì thép	$P_{s,max}$	MPa	0.122	
Độ cứng lớn nhất vì thép	K_s	-	0.0075	
Hệ số an toàn tổng thể	$FS_{hệ}$	-	1.869	1.248

Các biểu đồ thu được sau khi phân tích ứng với hai trường hợp được trình bày trong Hình 2.





RMR =21 RMR = 40

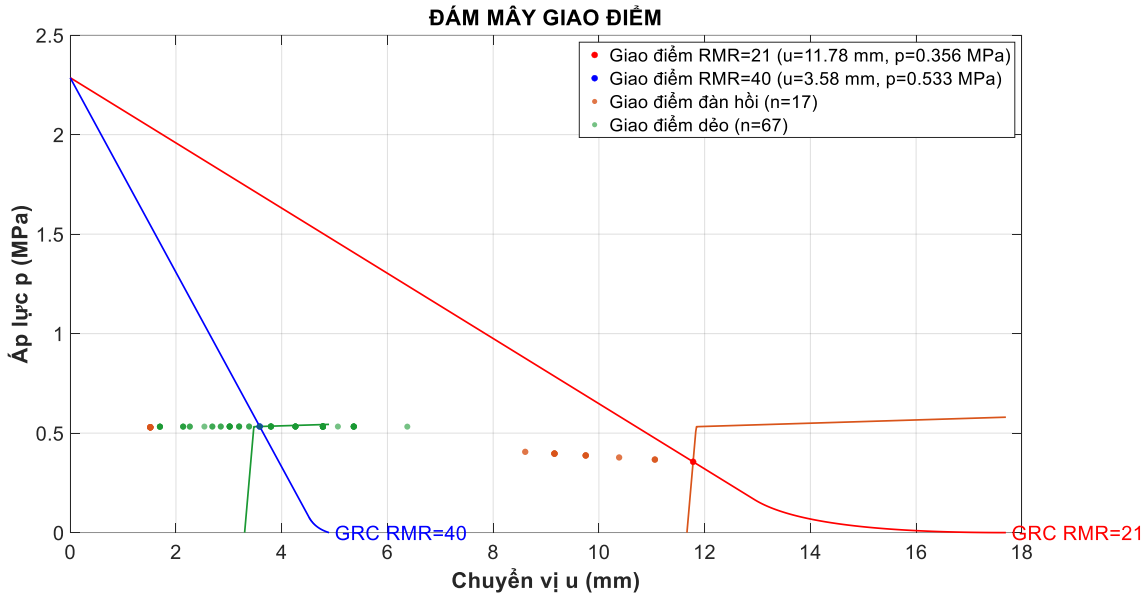
Hình 2. Biểu đồ đường cong phản ứng nền (GRC); đường cong dọc trục hầm (LDP) và giao điểm của đường cong phản ứng nền và đường cong đặc tính kết cấu chống (SCC) ứng với hai trường hợp RMR = 21 và RMR =40

Tập dữ liệu bao gồm 84 chỉ số khối đá RMR trong Bảng 5 thu được từ báo cáo địa chất dự án hầm Đèo Cả với đoạn hầm có thiết kế kết cấu chống CII.

Bảng 5. Chỉ số đặc trưng khối đá (RMR) ứng với kết cấu chống CII (số mẫu = 84).

35 37 34 37 37 35 35 35 35 37 37 39 35 35 35 35 39 39 39 39 42
42 42 49 53 55 53 49 49 33 33 35 40 41 45 46 48 53 55 44 48 55
55 55 55 53 43 39 43 43 43 41 53 44 43 45 43 26 25 25 24 25 30
33 33 35 35 35 35 33 33 3335 35 37 39 24 24 23 22 22 25 33 37

Sử dụng để chạy phân tích thu được biểu đồ đám mây giao điểm của đường GRC và SCC được biểu diễn tại Hình 3.



Hình 3. Biểu đồ biểu diễn đám mây giao điểm GRC và SCC ứng với 84 chỉ số RMR.

3.2 Thảo luận

Việc xây dựng các đường GRC, SCC, LDP theo tiêu chuẩn HB với hai giá trị địa chất điển hình RMR 21 và 40, tương ứng cận trên và dưới đối với thiết kế kết cấu chống đỡ CII đã thu được đại lượng đặc trưng được thể hiện đồng thời trên bảng và đồ thị. Đường GRC bao gồm đoạn đàn hồi đến áp lực tới hạn và đoạn dẻo sau tới hạn; vị trí giao điểm được xác định trực tiếp trên đồ thị. Trường hợp RMR = 40 cho đường GRC có độ dốc lớn hơn do địa chất tốt hơn đồng thời giao điểm của đường GRC và SCC được xác định nằm trên đoạn dẻo của đường SCC (u_{eq} = 3.58 mm). Trong khi đó, đối với RMR = 21, đường GRC có xu hướng thoải hơn, đồng thời giao điểm giữa đường GRC và SCC nằm trên miền đàn hồi của SCC (u_{eq} = 11,78 mm). Với cùng một loại kết cấu chống đỡ và thời điểm lắp đặt, kết quả cho thấy đối với đất đá tốt hơn (RMR = 40), khối đá chuyển vị bé hơn và kết cấu chống phải chịu áp lực lớn hơn (p_{eq} = 0.533 MPa) và ngược lại, khi khối đá có chỉ số thấp hơn (RMR = 21), khối đá có chuyển vị lớn hơn và kết cấu chống phải chịu áp lực nhỏ hơn (p_{eq} = 0.356 MPa). Điều này phản ánh thời điểm lắp đặt sớm khiến khối đá chưa tự ổn định một phần đã thực hiện việc chống đỡ, khiến kết cấu chống phải chịu áp lực đất đá từ sớm.

Tập dữ liệu 84 giá trị RMR được sử dụng trực tiếp từ khảo sát hiện trường, trong đó có một số điểm nằm ngoài khoảng 21-40 do cách tính điểm tương đối của chỉ số RMR khi đánh giá bằng trực quan. Khi phân tích thông qua phương pháp CCM đối với các trường hợp, các giá trị cho thấy mật độ các điểm tạo thành một dải xung quanh hai giá trị giao điểm biên. Trong các trường hợp phân tích, có 67 giao điểm nằm trên đoạn dẻo và 17 giao điểm nằm trên đoạn đàn hồi của đường SCC. Đối với ý nghĩa thiết kế, kết quả đám mây giao điểm cho thấy cùng một hệ thống chống và thời điểm lắp đặt, việc lựa chọn kết cấu chống theo khoảng RMR là hợp lý ở mức thiết kết sơ bộ, nhưng đánh giá hiệu quả làm việc thực tế của kết cấu chống đỡ cần xem xét vị trí giao điểm cho từng điều kiện địa chất, thời điểm lắp đặt cụ thể. Trong trường hợp giao điểm vượt ngưỡng khả năng làm việc của kết cấu chống (giao điểm nằm ở miền dẻo), giao điểm phải chịu áp lực lớn khi đất đá tốt, chuyển vị nhỏ, cần xem xét điều chỉnh thời điểm lắp đặt để tận dụng khả năng tự làm việc của đất đá hoặc thay đổi các tham số của kết cấu chống như bê tông phun, neo đảm bảo khả năng làm việc của kết cấu chống đỡ.

4. Kết luận

Nghiên cứu đã xây dựng được đường cong phản ứng nền của khối đá theo tiêu chuẩn HB trong khuôn khổ phương pháp CCM cho điều kiện địa chất và kết cấu chống của hầm đường bộ Đèo Cả thi công bằng phương pháp NATM. Với hai giá trị biên RMR = 21 và RMR = 40 tương ứng với cấu hình chống CII, kết quả cho thấy khả năng tương tác nền đá - kết cấu chống thay đổi theo điều kiện địa chất cụ thể. Trên tập 84 giá trị RMR khảo sát, đám mây giao điểm giữa hai đường GRC - SCC phân bố thành hai miền làm việc khác nhau, cho thấy cùng một hệ kết cấu chống đỡ và thời điểm lắp đặt, việc lựa chọn hệ kết cấu chống đỡ theo khoảng RMR chỉ là bước thiết kế sơ bộ, cần xem xét thêm các điều kiện địa chất cụ thể và thời điểm lắp đặt để có được phân tích hiệu quả. Nghiên cứu này chủ yếu kiểm chứng tính hợp lý mô hình tính toán với cơ sở lý thuyết, có sử dụng số liệu thực tế. Tuy nhiên, việc so sánh, đối chiếu với quan trắc hiện trường hoặc phương pháp số cần được nghiên cứu thêm.

Tài liệu tham khảo

1. Bieniawski, Z. T. (1989). Engineering rock mass classifications: a complete manual for engineers and geologists in mining, civil, and petroleum engineering. *John Wiley & Sons*.
2. Carranza-Torres, C. (2004). Elasto-plastic solution of tunnel problems using the generalized form of the Hoek-Brown failure criterion. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 41*, 629-639.
3. Carranza-Torres, C., & Fairhurst, C. (2000). Application of the convergence-confinement method of tunnel design to rock masses that satisfy the Hoek-Brown failure criterion. *Tunnelling and Underground Space Technology, 15*(2), 187-213.
4. Company, D. C. I. J. S. (2015). *Detailed design report for the northern tunnel of Deo Ca Tunnel*.
5. Đỗ, N. T., & Vũ, T. T. G. (2019). Các công nghệ xây dựng hầm tiên tiến. In: Khoa học tự nhiên và công nghệ.
6. Hoek, E., Carranza-Torres, C., & Corkum, B. (2002). Hoek-Brown failure criterion-2002 edition. *Proceedings of NARMS-Tac, 1*(1), 267-273.
7. Khadka, S. S., & Maskey, R. K. (2017). Stability analysis and design of rock support for tunnel and cavern of Kathmandu University Geo-lab. *Kathmandu University Journal of Science Engineering and Technology, 13* (1).
8. Tráng, Đ. N., Hưng, N. T., & Quang, N. V. (2022). Phân tích ứng xử của khối đá xung quanh hầm và bê tông phun theo các tiêu chuẩn phá hỏng Mohr-Coulomb và Hoek-Brown. *Tạp chí điện tử Khoa học và Công nghệ Giao thông*, 1-12.
9. Tú, P. Q., & Thụ, T. M. (2020). Nghiên cứu xác định tương quan đặc tính khối đá, áp dụng cho hệ tầng A Vương-tỉnh Thừa Thiên Huế.

Construction of the Ground Reaction Curve for Rock Mass Based on the Hoek–Brown Failure Criterion: Case Study of the Đèo Cả Tunnel Project

Abstract: *In the convergence–confinement method for tunnels constructed by the New Austrian Tunnelling Method (NATM), the Ground Reaction Curve (GRC) is a fundamental component used to describe the relationship between the pressure acting on the tunnel boundary and the displacement of*

the surrounding rock mass after excavation. The generalized Hoek–Brown (HB) criterion is adopted as the underlying mechanical model to represent the elastic–plastic behavior of fractured rock masses around underground openings, thereby enabling the establishment of the pressure–displacement relationship at the tunnel boundary. This paper focuses on the construction of the Ground Reaction Curve within the framework of the convergence–confinement method for the specific geological conditions of the Đèo Cả tunnel project. A total of 84 rock mass quality indices (RMR), ranging from 21 to 40, were used to generate the corresponding Ground Reaction Curves and the cloud of intersection points between these curves and the Support Characteristic Curve. The results indicate that 67 intersection points fall within the plastic zone, whereas 17 intersection points lie within the elastic zone. These findings demonstrate that rock mass quality has a pronounced influence on the shape and characteristics of the Ground Reaction Curve, as well as on the location of the intersection point in tunnel analysis based on the convergence–confinement method for NATM tunnels.

Keywords: Hoek–Brown failure criterion; Ground Reaction Curve (GRC); Convergence–Confinement Method; RMR; Đèo Cả Tunnel.

Phân tích tương tác giữa móng nông công trình trên mặt đất và hầm khi thi công bằng máy đào TBM bằng phương pháp bán giải tích

Phan Văn Ninh[1], Nguyễn Huy Hiệp[2], Bùi Văn Hòa Hải[2]

[1]Cục Công trình Quốc phòng, Binh chủng Công binh; [2]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: mrninh23@gmail.com; Tel: 0975681662

Tóm tắt

Khi thi công hầm đô thị bằng công nghệ TBM tiềm ẩn nguy cơ mất ổn định móng nông các tòa nhà hiện hữu. Phương pháp giải tích phân tích ổn định móng nông khi thi công hầm bên dưới chưa có lời giải chính xác. Nhóm tác giả tổng hợp phương pháp tính toán của các nhà địa cơ học Liên Bang Nga, bằng phương pháp bán giải tích đã xây dựng bài toán và phân tích khả năng áp dụng trong đô thị Việt Nam, góp phần kiểm soát ổn định móng nông các nhà tại khu vực đô thị Hà Nội và thành phố Hồ Chí Minh.

Từ khóa: *TBM, lún móng nông, Winkler*.

1. Đặt vấn đề

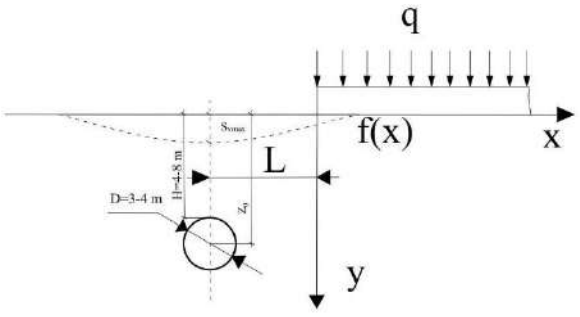
Nghiên cứu ổn định công trình ngầm khi thi công hầm bằng phương pháp đào hầm bằng khiên đào hoặc máy TBM là vấn đề quan trọng, cấp thiết. Tại Việt Nam sự cố hàng chục nhà dân bị nứt khi thi công metro Nhổn - ga Hà Nội: tại ngõ 7 Giang Văn Minh (Kim Mã, Hà Nội) xảy ra vào cuối tháng 2/2025 (Sự cố xảy ra vào khoảng ngày 20/2 - 27/2/2025) do ảnh hưởng từ việc thi công máy đào hầm TBM (metro Nhổn - ga Hà Nội). Hàng chục nhà dân bị nứt, buộc 11 hộ dân phải di dời khẩn cấp, hai căn nhà bị nghiêng lún nặng phải phá dỡ. Do đó, phân tích tương tác giữa móng nông công trình trên mặt đất và hầm khi thi công bằng máy đào TBM là vấn đề cấp bách của các thành phố lớn như Hà Nội và thành phố Hồ Chí Minh.

Dựa trên những nghiên cứu của các tác giả nước ngoài, phương pháp bán giải tích tính toán lún móng nông khi thi công hầm bằng phương pháp TBM đang được sử dụng rộng rãi tại Liên Bang Nga. Nhưng cách tính toán, áp dụng các hệ số a và b chưa được chỉ dẫn rõ ràng. Trong nội dung bài báo, nhóm tác giả đã dựng lại bài toán và phân tích các hệ số tính toán để có thể áp dụng cho điều kiện địa chất Việt Nam.

2. Xây dựng bài toán

2.1. Công trình như một dầm nửa vô hạn trên nền đàn hồi kiểu Winkler

Xét sơ đồ: công trình nằm ở một khoảng cách nhất định trên bề mặt so với đỉnh vòm của đường hầm kỹ thuật (dầm nửa vô hạn). Tương tự, xét dầm nửa vô hạn, chịu tải trọng tập trung tại đầu trái. Lấy gốc tọa độ tại điểm đặt lực. Sơ đồ dầm vô hạn trên đường hầm thông tin chôn nông được trình bày ở Hình 1.



Hình 1. Sơ đồ dầm nửa vô hạn trên nền Winkler phía trên đường hầm thông tin chôn nông

Phương trình vi phân của độ võng dầm nửa vô hạn dưới tác dụng đồng thời của tải trọng tác dụng lên dầm và chuyển vị cưỡng bức của nền có dạng [7]:

$$EJ\frac{d^4y(x)}{dx^4}+k\cdot y(x)=q(x)+k\cdot f(x+L) \tag{1.1}$$

Trong đó:

+ EJ – độ cứng uốn của dầm,
+ k – hệ số nền đàn hồi Winkler,
+ q(x) – tải trọng phân bố tác dụng lên dầm,
+ f(x+L) – chuyển vị cưỡng bức của nền.

Đối với phần thanh không chịu tải q(x)=0, phương trình (1.01) chuyển thành phương trình thuần nhất tương ứng.

$$EJ\frac{d^4y(x)}{dx^4}+k\cdot y(x)=0 \tag{1.2}$$

Nghiệm tổng quát của phương trình thuần nhất có thể biểu diễn dưới dạng:

$$y(x)=e^{-\lambda x}(A\cos\lambda x+B\sin\lambda x)+e^{\lambda x}(C\cos\lambda x+D\sin\lambda x) \tag{1.3}$$

Do điều kiện biên, với x>0, ta phải đặt C=0,D=0. Khi đó nghiệm rút gọn thành:

$$y=e^{-\lambda x}(A\cos\lambda x+B\sin\lambda x)$$

Các hàm phụ:

$$\begin{aligned}&\eta_I(\xi)=e^{-\xi}(\cos\xi-\sin\xi),\eta_{II}(\xi)=e^{-\xi}\cos\xi\\&\eta_{III}(\xi)=e^{-\xi}(\sin\xi+\cos\xi),\eta_{IV}(\xi)=e^{-\xi}\sin\xi\end{aligned} \tag{1.4}$$

Trong đó: $\xi=\lambda x$.

Đạo hàm các biểu thức:

$$\begin{aligned}&\eta_{I'}=-2\lambda\eta_{II},\eta_{III'}=-2\lambda\eta_{IV}\\&\eta_{II'}=-\lambda\eta_{III},\eta_{IV'}=\lambda\eta_I\end{aligned} \tag{1.5}$$

Ở đây, phép vi phân được thực hiện theo đối số x.

Để xác định các hằng số A và B trong phương trình (1.03), ta viết các điều kiện biên sau đây.

Tại gốc tọa độ x=0, mô men uốn bằng không, còn lực cắt bằng P.

Điều kiện biên có thể được viết dưới dạng:

$$-EJ\left.\frac{d^2y}{dx^2}\right|_{x=0}=0$$

$$-EJ\left.\frac{d^3y}{dx^3}\right|_{x=0}=-P$$

$$y(x)\big|_{x=\infty}=0$$

$$-EJ\left.\frac{dy}{dx}\right|_{x=\infty}=0 \tag{1.6}$$

$$-EJ\left.\frac{d^2y}{dx^2}\right|_{x=\infty}=0$$

$$-EJ\left.\frac{d^3y}{dx^3}\right|_{x=\infty}=0$$

Ta thu được các biểu thức sau cho độ võng, góc xoay, mô men uốn và lực cắt:

$$y(x)=\frac{P}{2\lambda^3 EJ}\cdot e^{-\lambda x}\cos\lambda x \tag{1.7}$$

$$\frac{dy}{dx}=-\frac{P}{2\lambda^2 EJ}\cdot e^{-\lambda x}(\cos\lambda x+\sin\lambda x) \tag{1.8}$$

$$M=-EJ\frac{d^2y}{dx^2}=-\frac{P}{2\lambda}\cdot e^{-\lambda x}\sin\lambda x \tag{1.9}$$

$$Q=-EJ\frac{d^3y}{dx^3}=-P\cdot e^{-\lambda x}(\cos\lambda x-\sin\lambda x) \tag{1.10}$$

$$y(\xi)=\frac{P}{2\lambda^3 EJ}\cdot\eta_{II}(\xi) \tag{1.11}$$

$$\frac{dy}{dx}=-\frac{P}{2\lambda^2 EJ}\cdot\eta_{III}(\xi) \tag{1.12}$$

$$M=-EJ\frac{d^2y}{dx^2}=-\frac{P}{2\lambda}\cdot\eta_{IV}(\xi) \tag{1.13}$$

$$Q=-EJ\frac{d^3y}{dx^3}=-P\cdot\eta_{I}(\xi) \tag{1.14}$$

Ký hiệu:

$$K_2(x)=\frac{1}{2\lambda^3 EJ}\cdot e^{-\lambda x}\cos\lambda x \tag{1.15}$$

Khi đó:

$$y(x)=PK_2(x) \tag{1.16}$$

Ta viết biểu thức cho độ võng với tải trọng bất kỳ p(ξ),sử dụng $K_2(x-\xi)$ như đường ảnh hưởng của tải trọng này đối với độ võng :

$$y(x)=\int_0^\infty p(\xi)\cdot K_2(x-\xi)d\xi \tag{1.17}$$

Ở đây, $K_2(x-\xi)$ là hàm biểu diễn chuyển vị của nền móng, gây ra bởi lực đơn vị tác dụng tại điểm ξ.

Trong trường hợp của chúng ta, chuyển vị của gối tựa dầm tuân theo quy luật:

$$f(\xi) = \alpha \cdot e^{-\beta \cdot (\xi + L)^2} \tag{1.18}$$

Khi đó:

$$y(x) = \int_0^\infty k \cdot \alpha \cdot e^{-\beta \cdot (\xi + L)^2} \cdot K_2(x - \xi) d\xi \tag{1.19}$$

ta viết lại (1.19) dưới dạng:

$$y(x) = k \cdot \alpha \cdot \frac{1}{2\lambda^3 EJ} \cdot \int_0^\infty e^{-\beta \cdot (\xi + L)^2} \cdot e^{-\lambda(x - \xi)} \cdot \cos[\lambda \cdot (x - \xi)] d\xi \tag{1.20}$$

Tích phân từ (1.08) khi m = L. Khi đó:

$$y(x) = \frac{k \cdot \alpha}{4\lambda^3 EJ} \cdot e^{-\lambda x - \lambda L} \cdot \frac{\sqrt{\pi}}{\sqrt{\beta}} \cdot \left(\cos\left(\lambda L - \frac{1}{2\beta}\lambda^2 + \lambda x \right) - \left(a \cos\left(\lambda L - \frac{1}{2\beta}\lambda^2 + \lambda x \right) - b \sin\left(\lambda L - \frac{1}{2\beta}\lambda^2 + \lambda x \right) \right) \right) \tag{1.21}$$

Như vậy, đã thu được nghiệm tích phân cho dầm nửa vô hạn.

Dầm nửa vô hạn, với tư cách là mô hình của công trình, có thể được sử dụng trong trường hợp chiều dài công trình lớn hơn đáng kể so với độ sâu tương đối của đường hầm thông tin đang xây dựng, và công trình nằm ở một khoảng cách nào đó so với trục thẳng đứng của mặt cắt ngang đường hầm.

2.2. Tính toán biến dạng nền móng công trình khi thi công các đường hầm kỹ thuật nông

Khi tính toán biến dạng của nền móng công trình ở gần các đường hầm kỹ thuật có độ sâu chôn nông, mô hình công trình có thể được giả định dưới dạng một dầm có độ cứng uốn EJ. Phương pháp này được đề xuất và sử dụng bởi N.S. Nikiforova trong luận án tiến sĩ , dựa trên các nghiên cứu của J.N. Franzius và T.I. Addenbrooke, cũng như các công trình của M.I. Gorbunov-Posadov, S.B. Ukhov và những người khác nhằm dự báo biến dạng công trình trong vùng ảnh hưởng của hố đào sâu [1,2,3,4].

Để xác định giá trị độ cứng EJ đối với các công trình có số tầng khác nhau, ta sử dụng Bảng 1. Bảng này được khuyến nghị bởi J.N. Franzius & T.I. Addenbrooke (2002) , dùng để đánh giá ảnh hưởng của tải trọng bản thân và độ cứng của công trình đến độ lún của mặt đất phía trên hầm. Ở đây, công trình n tầng được xem như có n+1 sàn.

Bảng 1. Giá trị độ cứng uốn EJ cho các công trình với số tầng khác nhau

Loại công trình	**EJ, kNm^2/m**
Móng bè	$6{,}47\times10^3$
1 tầng	$2{,}00\times10^7$
3 tầng	$6{,}00\times10^8$
5 tầng	$6{,}98\times10^8$
10 tầng	$4{,}39\times10^9$

Giá trị của hệ số phản lực nền k có thể xác định theo công thức của M.I. Gorbunov-Posadov [7]:

$$k = 1{,}14\frac{E_0}{(1-\nu^2)\alpha'} \quad (2.1)$$

Trong đó:

+ E0 - mô-đun biến dạng của đất nền (modulus of subgrade reaction),

+ ν - hệ số Poisson của đất

- ν = 0,3 đối với cát,
- ν = 0,35 đối với đất pha cát và đất pha sét,
- ν = 0,4 đối với đất sét;

+ α′ - bề rộng vết in (bề rộng móng hoặc dầm chịu tải).

Đối với các dầm hẹp và dài có chiều rộng B, khi tỷ số giữa chiều dài và chiều rộng vượt quá 10, hệ số nền k được xác định theo công thức trong Sổ tay thiết kế "Nền móng, móng cọc và công trình ngầm" (M., 1985):

$$k = \frac{\pi}{2}\frac{E_0}{(1-\nu^2)B\ln(4\alpha)} \quad (2.2)$$

Giá trị gần đúng của hệ số phản lực nền k có thể xác định theo khuyến nghị của S.B. Ukhov và các cộng sự (1994) [50]:

+ Khi E_0 < 10MPa: k=(0,3…0,9)×10^4 kN/m^3

+ Khi E_0 = 10…20 MPa: k=(1…2,9)×10^4 kN/m^3

+ Khi E_0 = 21…35 MPa: k=(3…8)×10^4 kN/m^3

Bảng 2. Giá trị hệ số phản lực nền theo mô-đun biến dạng của đất E0

kN/m³	**E0, MPa**
(0,3…0,9)*10^4	< 10 MPa
(1…2,9)*10^4	10…20 MPa
(3…8)*10^4	21…35 MPa

Công trình được xét như một dầm vô hạn hoặc bán vô hạn, chịu tác dụng của tải trọng phân bố đều trên nền đàn hồi, mô tả bằng mô hình nền Winkler.

Công thức tính độ lún thẳng đứng của mặt đất theo phương pháp dự báo biến dạng bề mặt khi thi công đường hầm kỹ thuật nông có dạng như sau:

$$S_{v\max} = (0{,}313 \cdot V_L \cdot D^2 / l_x) \quad (2.3)$$

Trong đó:

+ $S_v(y)$ - độ lún tại vị trí có hoành độ y,

+ S_{vmax} - độ lún lớn nhất tại trục đường hầm,

+ C_1 - hệ số ảnh hưởng của tải trọng và độ cứng công trình,

+ C_2, i_x - các hệ số hình học phụ thuộc vào phương pháp tính và cấu trúc địa kỹ thuật.

$$C_1(\chi) = 1{,}525 - 1{,}147 \cdot \chi + 0{,}353 \cdot \chi^2$$
$$C_2(\chi) = 1{,}23 - 0{,}871 \cdot \chi + 0{,}212 \cdot \chi^2 \quad (2.4)$$

trong đó: $\chi = \frac{H}{D}$

$$S_{v\max} = \left(0{,}313 \cdot V_L \cdot D^2 / l_x\right) \tag{2.5}$$

Trong đó:

+ V_L - thể tích mất mát đất tương đối trong quá trình đào hầm (hệ số mất thể tích),

+ D - đường kính hầm kỹ thuật nông,

+ l_x - khoảng cách đặc trưng từ trục hầm đến điểm uốn trên đường cong lún bề mặt.

Khoảng cách đến điểm uốn l_x trên biểu đồ lún bề mặt phía trên hầm được xác định theo các công thức sau:

Đối với nền đồng nhất (một loại đất):

$$l_x = K \cdot z_o, \tag{2.6}$$

Trong đó:

+ K - hệ số phụ thuộc vào loại đất:

- K=0,2…0,3 cho đất cát,
- K=0,4…0,5 cho đất sét cứng,
- K=0,7 cho đất sét mềm dẻo và chảy dẻo;

+ Z_0 - khoảng cách từ mặt đất đến trục đường hầm nông.

Đối với nền phân lớp:

$$l_x = \sum_{i=1}^{n-1} K_i \cdot h_i + K_n \cdot h_n \tag{2.7}$$

Trong đó:

+ n - số lớp đất trong mặt cắt,

+ h_i - chiều dày lớp đất thứ i,

+ K_i, K_n - hệ số tương ứng với loại đất ở lớp i và lớp cuối n.

Chuyển vị của móng công trình được mô tả bằng các công thức trong trường hợp dầm bán vô hạn:

$$S_{II}(x) = \frac{k \cdot \alpha}{4\lambda^3 EJ} \cdot e^{-\lambda x - \lambda L} \cdot \frac{\sqrt{\pi}}{\sqrt{\beta}} \cdot \left(\cos\left[\lambda L - \frac{1}{2\beta}\lambda^2 + \lambda x\right] - \left(a\cos\left[\lambda L - \frac{1}{2\beta}\lambda^2 + \lambda x\right] - b\sin\left[\lambda L - \frac{1}{2\beta}\lambda^2 + \lambda x\right]\right)\right) + \frac{q}{k} \tag{2.8}$$

Sau đó có thể viết gọn biểu thức độ lún công trình trong trường hợp dầm bán vô hạn.

$$S_{II}(x) = \left(\delta_{II} \cdot \gamma_{II}(x) + \frac{q}{k}\right) \tag{2.9}$$

Trong đó, các tham số của công thức có thể viết như sau:

$$\alpha = C_1 \cdot S_{v\max}, \quad \beta = \frac{C_2}{2l_x^2}, \quad \lambda = \sqrt[4]{\frac{k}{4EJ}}, \quad A_2 = \frac{1}{2\lambda^3 EJ}$$

$$\delta_{II} = \frac{1}{2} \cdot \frac{\sqrt{\pi}}{\sqrt{\beta}} \cdot k \cdot \alpha \cdot A_2 \tag{2.10}$$

$$N_{II}(x) = \lambda x + \lambda L - \frac{\lambda^2}{2\beta}$$

$$\gamma_{II}(x) = e^{-\lambda(x+L)} \cdot \left(\cos(N_{II}(x)) - \left(a\cos(N_{II}(x)) - b\sin(N_{II}(x))\right)\right)$$

3. Tính toán hệ số a b

Để tiếp tục tính toán, sử dụng nghiệm đã biết của tích phân Euler–Poisson

$$\int_0^\infty e^{-\varphi^2} d\varphi = \frac{\sqrt{\pi}}{2} \tag{3.1}$$

Khi đó:

$$\begin{aligned} &\int_0^\infty e^{-\varphi_1^2} d\varphi_1 = \frac{\sqrt{\pi}}{2} \\ &\int_0^\infty e^{-\varphi_2^2} d\varphi_2 = \frac{\sqrt{\pi}}{2} \end{aligned} \tag{3.2}$$

Viết định nghĩa của hàm lỗi (error function) :

$$\operatorname{erf}(x) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^x e^{-t^2} dt \tag{3.3}$$

Khi đó:

$$\begin{aligned} &\int_0^{M_1} e^{-\varphi_1^2} d\varphi_1 = \frac{\sqrt{\pi}}{2} \operatorname{erf}(M_1) \\ &\int_0^{M_2} e^{-\varphi_2^2} d\varphi_2 = \frac{\sqrt{\pi}}{2} \operatorname{erf}(M_2) \end{aligned} \tag{3.4}$$

Xét biểu thức cho M_1:

$$\begin{aligned} M_1 &= \frac{1}{i}(-2\beta m + \lambda - i\lambda)\frac{1}{2i\sqrt{\beta}} = \\ &= -(-2\beta m + \lambda - i\lambda)\frac{1}{2\sqrt{\beta}} = \\ &= (2\beta m - \lambda + i\lambda)\frac{1}{2\sqrt{\beta}} = \\ &= \left(\sqrt{\beta} m - \frac{\lambda}{2\sqrt{\beta}}\right) + i\frac{\lambda}{2\sqrt{\beta}} \end{aligned} \tag{3.5}$$

Xét biểu thức cho M_2:

$$\begin{aligned} M_2 &= \frac{1}{i}(-2\beta m + \lambda + i\lambda)\frac{1}{2i\sqrt{\beta}} = \\ &= -(-2\beta m + \lambda + i\lambda)\frac{1}{2\sqrt{\beta}} = \\ &= (2\beta m - \lambda - i\lambda)\frac{1}{2\sqrt{\beta}} = \\ &= \left(\sqrt{\beta} m - \frac{\lambda}{2\sqrt{\beta}}\right) - i\frac{\lambda}{2\sqrt{\beta}} \end{aligned} \tag{3.6}$$

Do đó:

$$M_1 = \overline{M_2} = M \tag{3.7}$$

Lưu ý tính chất sau của hàm lỗi:

$a = \operatorname{Re}(\operatorname{erf}(M))$; $b = \operatorname{Im}(\operatorname{erf}(M))$,

Trong đó

$$\operatorname{erf}(M)=\frac{2}{\sqrt{\pi}}\left(\sum_{n=0}^{\infty}\frac{(-1)^n\operatorname{Re}\left(M^{2n+1}\right)}{n!(2n+1)}+i\sum_{n=0}^{\infty}\frac{(-1)^n\operatorname{Im}\left(M^{2n+1}\right)}{n!(2n+1)}\right)$$

$$=\frac{2}{\sqrt{\pi}}\left(\sum_{n=0}^{\infty}\frac{(-1)^n\operatorname{Re}\left(\left(\left(\sqrt{\beta}m-\frac{\lambda}{2\sqrt{\beta}}\right)+i\frac{\lambda}{2\sqrt{\beta}}\right)^{2n+1}\right)}{n!(2n+1)}+i\sum_{n=0}^{\infty}\frac{(-1)^n\operatorname{Im}\left(\left(\left(\sqrt{\beta}m-\frac{\lambda}{2\sqrt{\beta}}\right)+i\frac{\lambda}{2\sqrt{\beta}}\right)^{2n+1}\right)}{n!(2n+1)}\right) \quad (3.8)$$

$$=a+bi,$$

Bảng 3. Tham số a với giá trị m bằng 1

λ \ β	0,01	0,03	0,05	0,07	0,09	0,11	0,13	0,15
0,01	0.05651	0.16187	0.22416	0.27183	0.31143	0.34571	0.37613	0.40357
0,03	-0.05765	0.09821	0.17596	0.23196	0.27699	0.31519	0.34862	0.37848
0,05	-0.17866	0.03325	0.12720	0.19176	0.24234	0.28452	0.32100	0.35329
0,07	-0.31077	-0.03392	0.07745	0.15099	0.20732	0.25360	0.29319	0.32797
0,09	-0.45714	-0.10425	0.02627	0.10941	0.17176	0.22230	0.26511	0.30244
0,11	-0.61885	-0.17865	-0.02680	0.06672	0.13549	0.19049	0.23667	0.27663
0,13	-0.79365	-0.25799	-0.08222	0.02265	0.09830	0.15805	0.20774	0.25046
0,15	-0.97458	-0.34296	-0.14046	-0.02311	0.06000	0.12481	0.17823	0.22385
0,17	-1.14891	-0.43409	-0.20195	-0.07084	0.02038	0.09063	0.14802	0.19669
0,19	-1.29798	-0.53159	-0.26708	-0.12084	-0.02079	0.05535	0.11699	0.16890
0,21	-1.39888	-0.63526	-0.33620	-0.17340	-0.06371	0.01880	0.08500	0.14038
0,23	-1.42882	-0.74443	-0.40956	-0.22878	-0.10859	-0.01918	0.05193	0.11101
0,25	-1.37262	-0.85776	-0.48729	-0.28723	-0.15565	-0.05877	0.01764	0.08070

Bảng 4. Tham số b với giá trị m bằng 1

λ \ β	0,01	0,03	0,05	0,07	0,09	0,11	0,13	0,15
0.01	0.05632	0.03191	0.02423	0.02008	0.01736	0.01539	0.01388	0.01266
0.03	0.17010	0.09723	0.07397	0.06133	0.05304	0.04704	0.04242	0.03872
0.05	0.28141	0.16387	0.12510	0.10387	0.08991	0.07978	0.07197	0.06570
0.07	0.38469	0.23096	0.17726	0.14751	0.12783	0.11352	0.10247	0.09358
0.09	0.47313	0.29755	0.23007	0.19203	0.16668	0.14817	0.13383	0.12228
0.11	0.53836	0.36256	0.28310	0.23721	0.20632	0.18363	0.16601	0.15178
0.13	0.57078	0.42474	0.33588	0.28279	0.24659	0.21982	0.19893	0.18201
0.15	0.56051	0.48263	0.38790	0.32852	0.28733	0.25661	0.23251	0.21293
0.17	0.49947	0.53457	0.43854	0.37409	0.32838	0.29389	0.26668	0.24446
0.19	0.38453	0.57865	0.48713	0.41917	0.36952	0.33155	0.30135	0.27657
0.21	0.22140	0.61278	0.53291	0.46339	0.41055	0.36944	0.33642	0.30916
0.23	0.02828	0.63468	0.57500	0.50632	0.45123	0.40741	0.37180	0.34219
0.25	-0.16270	0.64201	0.61245	0.54748	0.49129	0.44530	0.40736	0.37555

Các hệ số a và b được xác định từ biểu thức (3.8) thông qua hàm lỗi của đối số phức.

Với mỗi cặp giá trị β và λ, ta tính $M=\left(\sqrt{\beta}m-\frac{\lambda}{2\sqrt{\beta}}\right)+\mathrm{i}\frac{\lambda}{2\sqrt{\beta}}$, sau đó tính erf (M) bằng khai

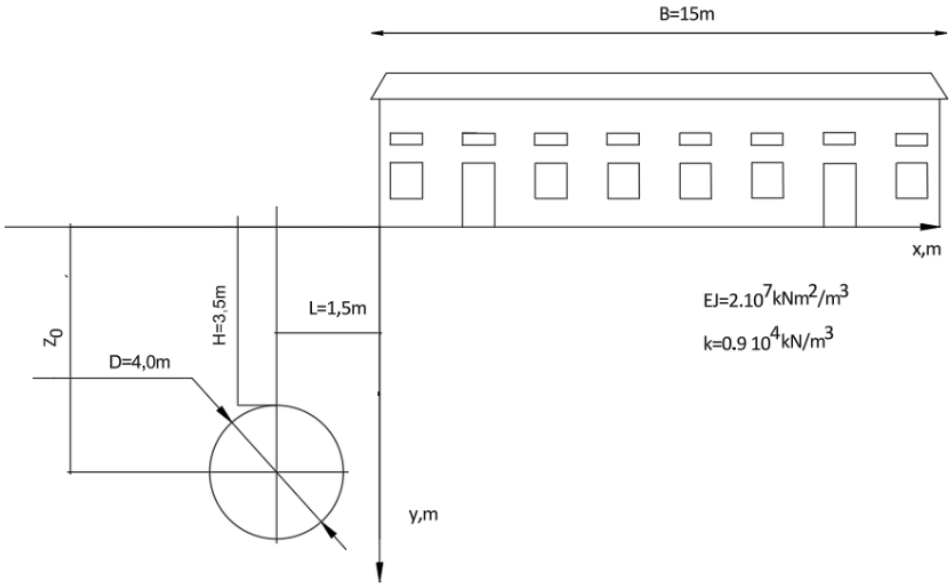
triển chuỗi (3.3) đến n đủ lớn. Phần thực của erf (M) cho a, phần ảo cho b. Bảng 3 và 4 trình bày kết quả cho trường hợp $m = 1$

4. Thử nghiệm số

Xem xét công trình tại địa chỉ: Gruzinsky Val, số 23–25, tòa 2. Công trình nằm ở khu vực gần ngay tuyến hầm kỹ thuật nông đang được xây dựng (xem Hình 2).

Công trình một tầng, thuộc cấp II về tình trạng kết cấu – tình trạng thỏa đáng, theo Phụ lục số 4 *"Khuyến nghị về khảo sát và giám sát tình trạng kỹ thuật của các công trình hiện hữu, nằm gần khu vực xây dựng hoặc tái thiết"*.

Khoảng cách từ tim tuyến cống thoát nước mưa đến công trình là 1,0 ÷ 3,0 m.



Hình 2. Sơ đồ công trình và đường hầm kỹ thuật

Nền móng được đặc trưng bởi sự hiện diện của lớp đất đắp. Bên dưới lớp đất đắp là các trầm tích cổ bồi tích (aQIII), được thể hiện bởi các lớp cát bão hòa nước từ cát bụi đến cát hạt thô (cát sỏi), rời rạc và có độ chặt trung bình.

Đường hầm kỹ thuật được thi công bằng tổ hợp đào hầm Lovat RME 163 SE. Đường hầm kỹ thuật có đường kính D = 4,0 m. Ở mặt cắt đang xét, độ sâu chôn của đường hầm kỹ thuật là H = 3,5 m.

Tải trọng truyền xuống móng công trình là: q = 43kN/m^2

Xác định các tham số của công thức (2.2): k = 0,9.10^4 kN/m^3 (theo khuyến nghị của S.B. Ukhov và cộng sự, 1994)

$$\lambda = \sqrt[4]{\frac{k}{4EJ}} = \sqrt[4]{\frac{0,9*10^4}{4*2*10^7}} \approx 0,103$$

$$L = 1,5m$$

$$EJ = 2*10^7\, kN/m^3$$

$$\chi = \frac{H}{D} = \frac{3,5}{4} \approx 1$$

$$C_1(\chi) = 1,525 - 1,147*\chi + 0,353*\chi^2 \approx 0,792$$

$$C_2(\chi) = 1,23 - 0,871*\chi + 0,212*\chi^2 \approx 0,63$$

$l_x = 1,45$

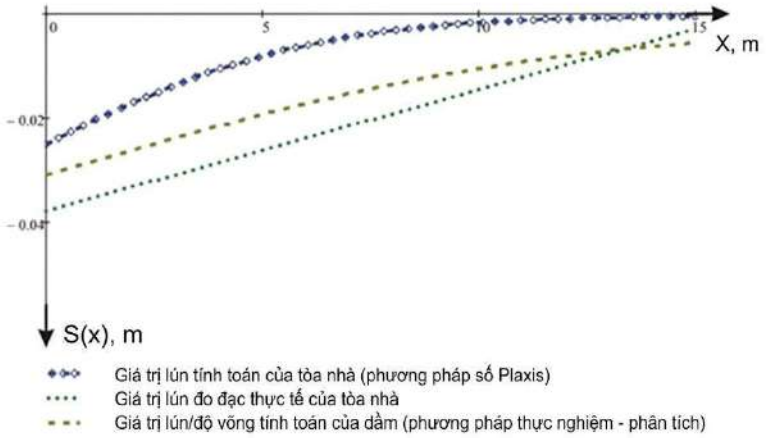
$V_l = 5\%$

$$S_{v_{max}} = \left(0,313 * V_l * \frac{D^2}{l_x} \right) = 0,2$$

$$\alpha = C_1 * S_{v_{max}} = 0,159$$

$$\beta = \frac{C_2}{2l_x^2} = 0,15$$

$$\delta_{II} = \frac{1}{2} k \alpha A_1 \frac{\sqrt{\pi}}{\sqrt{\beta}} = 0,045$$



Hình 3. Biểu đồ độ lún công trình và độ võng của dầm

Trong Hình 3 trình bày các giá trị độ lún, được tính toán bằng chương trình *Plaxis* trong mô hình 2D với việc sử dụng mô hình Coulomb-Mohr (mô phỏng được thực hiện tại phòng thí nghiệm số 2 của NIIOSP mang tên N.M. Gersevanov), các giá trị độ lún đo đạc được và giá trị độ lún tính toán theo phương pháp thực nghiệm - phân tích.

Xem xét công trình tại địa chỉ: Nhà số 27, Ngõ 7 Giang Văn Minh. Công trình nằm ở khu vực gần ngay ga S10 – Kim Mã thuộc tuyến đường sắt đô thị số 3 (Nhổn – Ga Hà Nội).

Công trình năm tầng, có tải trọng truyền xuống móng q = 80 kN/m²

Đường hầm kỹ thuật có đường kính D = 6,3m. Ở mặt cắt đang xét, độ sâu chôn của đường hầm kỹ thuật là H = 18 m.

Tải trọng truyền xuống móng công trình là: q = 80kN/m^2

Xác định các tham số của công thức:

k = 1282,3 kN/m^3

$$\lambda = \sqrt[4]{\frac{k}{4EJ}} = \sqrt[4]{\frac{80}{4 * 69,8 * 107}} \approx 0,026$$

$$\chi = \frac{H}{D} = \frac{26,85}{6,3} \approx 4,26$$

$$C_1(\chi) = 1,525 - 1,147 * \chi + 0,353 * \chi^2 \approx 3,05$$

$$C_2(\chi) = 1,23 - 0,871 * \chi + 0,212 * \chi^2 \approx 1,37$$

$$l_x = 4,5$$

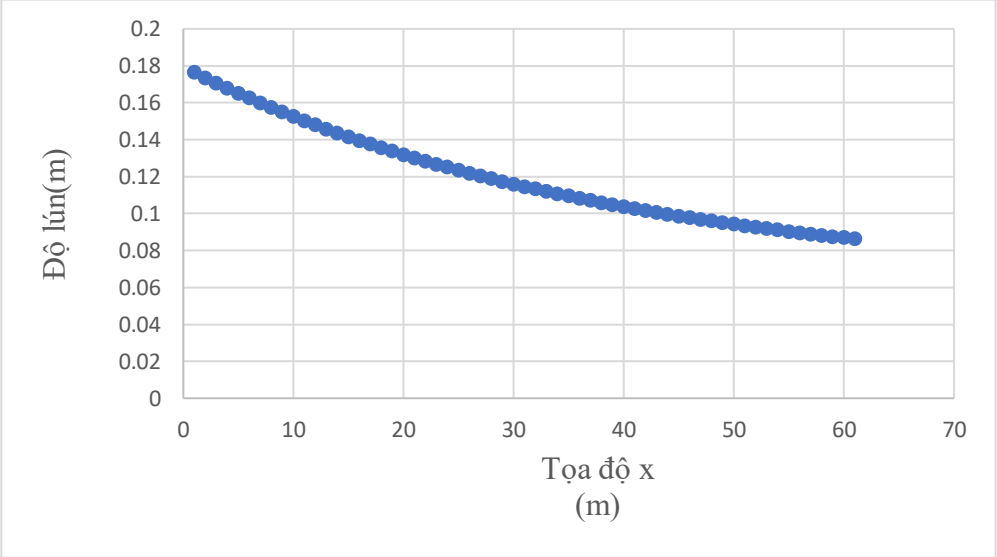
$$V_l = 5\%$$

$$S_{v_{max}} = \left(0,313 * V_l * \frac{D^2}{l_x} \right) = 0,138$$

$$\alpha = C_1 * S_{v_{max}} = 0,421$$

$$\beta = \frac{C_2}{2l_x^2} = 0,034$$

$$\delta_{II} = \frac{1}{2} k \alpha A_1 \frac{\sqrt{\pi}}{\sqrt{\beta}} = 0,106$$



Hình 4. Biểu đồ độ lún công trình

Biểu đồ thể hiện quan hệ giữa độ lún và tọa độ theo phương ngang. Đường cong có dạng máng lún đặc trưng, giá trị độ lún lớn nhất tập trung tại khu vực gần tim hầm và giảm dần về hai phía. Dạng phân bố này phù hợp với lý thuyết lún do đào hầm trong điều kiện địa chất yếu, phản ánh rõ phạm vi ảnh hưởng của thi công đến nền đất và công trình lân cận.

5. Kết luận và khuyến nghị

Bài báo đã xây dựng mô hình bán giải tích để đánh giá ảnh hưởng của thi công hầm bằng máy TBM đến độ lún của móng nông công trình lân cận. Trên cơ sở bài toán dầm nửa vô hạn trên nền Winkler có xét đến chuyển vị cưỡng bức do đào hầm, nhóm tác giả đã thiết lập được hệ thống công thức tính toán phù hợp với điều kiện địa chất và công trình thực tế tại đô thị Việt Nam. Điểm đóng góp quan trọng của nghiên cứu là xây dựng được các bảng tra hệ số a và b (Bảng 3 và 4) từ các tham số địa chất β, λ và m, cho phép áp dụng nhanh chóng trong tính toán thực hành.

Kết quả thử nghiệm số cho công trình tại ngõ 7 Giang Văn Minh (Hà Nội) cho thấy độ lún lớn nhất tính toán phù hợp với phạm vi vết nứt quan trắc thực tế, khẳng định độ tin cậy của mô hình và bộ thông số đã lựa chọn. Phương pháp đề xuất có thể áp dụng rộng rãi cho các dự án đào hầm TBM ở Hà Nội và Thành phố Hồ Chí Minh, góp phần kiểm soát ổn định móng nông và dự báo nguy cơ nứt công trình..

Tài liệu tham khảo

1. Peck, R B Deep excavation and tunnelling in soft ground. State of the art report //Proc 7th Int Conf SMFE.- Mexico City, 1969.- pp 147-150.

2. Burland, J B, Standing, J R and Jardine F M Building responce to tunnelling. Case studies from construction of the Jubilee Line Extension, London, vol.1:projects and methods. - London, UK: Imperial College, CIRIA, 2001.- p. 344-347.

3. Chung-Jung LEE, Bing-Ru WU, and Shean-Yau CHIOU. Soil Movements Around a Tunnel in Soft Soils. // Proc.Natl. Sci. Counc. ROC(A), 23(2) – Repub. China, 1999, pp.235-247.

4. P. Caporaletti, A. Burghignoli, R.N.Taylor. Centrifuge Study of Tunnel Movements and their Interaction with Structures. // 5th International symposium "Geotechnical Aspects of Underground Construction in Soft Ground". –Netherlands, 2005, pp. 94…97.

5. F.Castelli, E.Motta. Nunerical analysis for provision of tunneling – induced ground deformation in granular soil. // 5th International symposium "Geotechnical Aspects of Underground Construction in Soft Ground". – Netherlands, 2005, pp 145…147.

6. Clough, G. W. & Schmidt, B. Design and performance of excavations and tunnels in soft clay. In Soft Clay engineering, Brand , E.W. & Brenner, R. eds, 1981- pp.569-634

7. Ilyichev V.A., Konovalov P.A., Nikiforova N.S., Tupikov M.M. Prediction of surface deformations, caused by shallow service tunnels construction activities in Moscow. //Proc 17th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering (17th ICSMGE).- Egypt, Alexandria, 2009, pp 1993-
1996

Analyze the interaction between surface shallow foundations and tunnels during construction using a Tunnel Boring Machine (TBM) through a semi-analytical method.

***Abstract**: During urban tunnel construction using Tunnel Boring Machine (TBM) technology, there exists a potential risk of instability in the shallow foundations of existing buildings. The problem of analyzing shallow foundation stability during underlying tunnel excavation has not yet been resolved by an exact analytical solution. Using a semi-analytical approach, the authors synthesize calculation methods developed by geomechanics researchers of the Russian Federation and evaluate their applicability to urban conditions in Vietnam, thereby contributing to the control of shallow foundation stability in urban areas such as Hanoi and Ho Chi Minh City.*

Keywords: TBM, shallow settlement, Winkler.

Phân tích ứng suất trong kết cấu chống đường hầm dạng tròn trong đá dưới tác dụng của vụ nổ bên trong bằng phần mềm Abaqus

Nguyễn Đức Anh[1], Vũ Ngọc Anh[1], Cao Văn Hòa[1]
[1]Học viện Kỹ thuật quân sự
Email: nguyenducanhhatinh@gmail.com; Tel: 0964101205

Tóm tắt:

Trong bối cảnh công trình ngầm ngày càng có vai trò chiến lược trong mạng lưới hạ tầng cơ sở và đối mặt với nhiều mối đe dọa an ninh, việc đánh giá khả năng chống chịu của hầm trước tác động nổ là cần thiết. Nghiên cứu này sử dụng phần mềm Abaqus để phân tích phản ứng của vỏ hầm bê tông đặt trong đá phiến sét khi chịu tải trọng nổ bên trong. Các yếu tố như khối lượng thuốc nổ, độ sâu đặt hầm và chiều dày vỏ hầm được thay đổi nhằm khảo sát ảnh hưởng. Vật liệu được mô phỏng bằng Mohr–Coulomb và Concrete Damage Plasticity, thuốc nổ TNT bằng phương trình trạng thái JWL kết hợp kỹ thuật Coupled Eulerian–Lagrangian. Kết quả cho thấy ứng suất và hư hại vỏ hầm tăng theo khối lượng thuốc nổ, giảm khi tăng chiều dày vỏ hầm, và hầm đặt sâu có khả năng kháng nổ tốt hơn hầm nông. Những kết quả này có ý nghĩa thực tiễn trong thiết kế và gia cường công trình ngầm phục vụ quốc phòng, an ninh, cũng như hạ tầng đô thị, giúp nâng cao khả năng chống chịu trước sự cố bất ngờ hoặc tấn công có chủ đích.

Từ khóa: *Mô phỏng số; nổ trong đường hầm; CEL; tải trọng nổ …*

1. Đặt vấn đề

Sự phát triển cơ sở hạ tầng đô thị ngày càng mạnh mẽ đi đôi với việc bảo đảm an toàn các công trình là yêu cầu cấp thiết. Các kết cấu công trình ngầm trong đất (công trình ngầm phục vụ quốc phòng – an ninh, đường hầm giao thông đô thị, đường ống thoát nước, …) ngoài chịu tác dụng của các dạng tải trọng được quy định trong các tiêu chuẩn thiết kế và thi công, còn có thể chịu tác dụng của các loại tải trọng đặc biệt là tải trọng do các vụ nổ gây ra. Tải trọng này có thể do yếu tố ngẫu nhiên của quá trình vận chuyển thuốc nổ trong thi công, các hoạt động phá hoại (khủng bố) gây ra. Việc nghiên cứu phản ứng của vỏ hầm trong môi trường đá dưới tải trọng của vụ nổ nhằm đề xuất các giải pháp kỹ thuật để giảm thiểu tác dụng phá hoại là rất cần thiết [1-2].

Nghiên cứu ứng xử của kết cấu vỏ hầm chịu tác dụng của tải trọng nổ là vấn đề rất phức tạp, bởi trong bài toán nổ diễn ra nhiều quá trình khác nhau như: Sự chuyển pha vật liệu nổ, sự phá hủy vật liệu, sự tương tác giữa các vật liệu, sự lan truyền sóng nén trong môi trường, sự chuyển động và biến dạng của kết cấu dưới tải trọng nổ. Mô hình bài toán có sự tham gia của nhiều thành phần vật liệu khác nhau như: thuốc nổ, không khí, công trình ngầm và môi trường đất đá xung quanh.

Tập hợp các nghiên cứu đầu tiên nhằm tìm hiểu mức độ hư hại của hầm đá do rung chấn động đất đã được trình bày bởi Dowding và Rozen [3]. Sau đó, trọng tâm nghiên cứu đã chuyển từ động đất sang nổ mìn trong đá. Tuy nhiên, các sự kiện ngẫu nhiên như các cuộc tấn công khủng bố có thể liên quan đến việc sử dụng lượng lớn thuốc nổ. Các sự kiện khủng bố như vụ đánh bom Trung tâm Thương mại Thế giới năm 1993, cũng như các vụ đánh bom năm 1994 tại các trung tâm tài chính ở London và Buenos Aires, đã thúc đẩy các nhà nghiên cứu điều tra khả năng kháng nổ của hầm bằng nhiều công cụ mô phỏng khác nhau. Khan và cộng sự [4] đã tiến hành một nghiên cứu tham số chuyên sâu cho một đường hầm ngầm được bao quanh bởi đá và đất, sử dụng phương pháp Monte Carlo và phần mềm phần tử hữu hạn Abaqus. Khi đường hầm chịu tải nổ, sự phá hoại được quan sát là hàm của mô đun đàn hồi Young, chiều dày lớp lót hầm và cường độ tải nổ. Các tác giả cho rằng trong nghiên cứu tải nổ đối với hầm, cả phương pháp phân tích xác định và xác suất đều cần được xem xét. Hơn nữa, khối lượng thuốc nổ và mật độ buồng nổ có ảnh hưởng đáng kể đến mật độ tải nổ và cường độ sóng ứng suất [5]. Mohd Shoeb và cộng sự [6] đã sử dụng phần mềm Abaqus mô phỏng vụ nổ với khối thuốc nổ hình cầu bên trong của một đường hầm được xây dựng trong

đá phiến sét phong hóa với các kịch bản khác nhau, kết quả thu được dưới dạng gia tốc, vận tốc và chuyển vị của khối đá, chiều dày lớp phủ và chuyển vị tại vòm hầm có mối quan hệ tỷ lệ nghịch. Ngoài ra, lớp lót bê tông cốt thép được sử dụng trong nghiên cứu mô phỏng này không xuất hiện hư hỏng do nén, mặc dù có quan sát thấy hư hỏng kéo nhỏ, nghiên cứu cũng chỉ ra chiều dày vỏ hầm đóng vai trò quan trọng trong việc giảm thiểu hư hại. Ruishan Cheng và cộng sự [7] nghiên cứu với các trường hợp nổ bên trong và ngoài đường hầm, kết quả nghiên cứu thuốc nổ gây hư hại cục bộ nghiêm trọng do áp suất đỉnh tức thời, các yếu tố như khoảng cách nổ, độ sâu chôn hầm và hình dạng mặt cắt ảnh hưởng trực tiếp đến mức độ phản ứng của kết cấu. Các dạng hư hại chính của đường hầm gồm nghiền nát, bong tróc, nứt vỡ, biến dạng vỏ hầm và cốt thép dưới tác động nổ.

2. Xây dựng mô hình bài toán

2.1. Mô hình bài toán

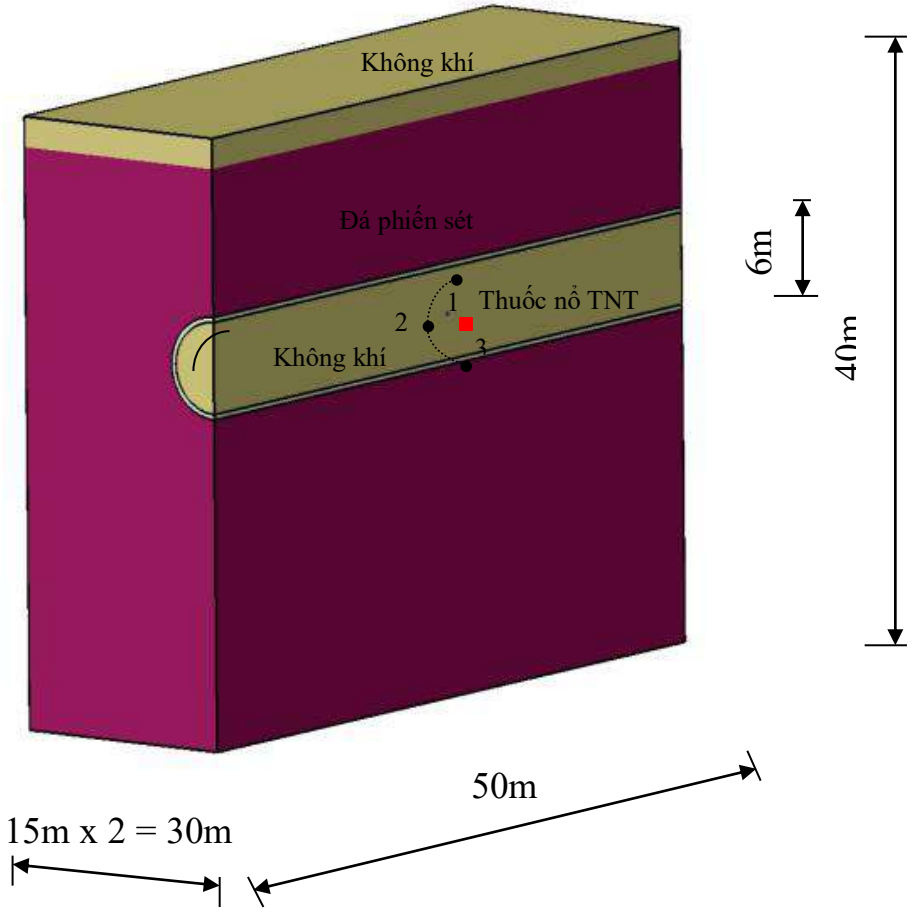
Để tính toán kết cấu chịu tác dụng của tải trọng nổ bằng các phần mềm ABAQUS, trước tiên cần phải mô hình hóa bài toán. Các tham số của các mô hình vật liệu dưới đây được xác nhận độ tin cậy trong các nghiên cứu [2], [6 - 9].

Nghiên cứu ứng xử của đường hầm bê tông hình tròn đường kính 6m trong môi trường đá phiến sét phong hóa nhẹ chịu tác dụng của lượng nổ khối TNT bên trong chính giữa tâm đường hầm. Mô hình phần tử hữu hạn kích thước 30m × 40m × 50m đã được xây dựng trong mô-đun Abaqus/Explicit để phân tích.

Ban đầu, đường hầm được định nghĩa có chiều dày 350mm, độ sâu đặt hầm 10m chịu tác dụng của lượng nổ khối 44,01kg TNT bên trong chính giữa đường hầm. Để khảo sát sự ảnh hưởng, chiều dày lớp vỏ hầm được thay đổi lần lượt là 350mm và 450mm; khối lượng thuốc nổ được thay đổi lần lượt là 44,01kg và 104,32kg; xét ảnh hưởng của lớp phủ bằng cách thay đổi chiều sâu đặt hầm lần lượt là 10m và 15m. Hình 1 trình bày chi tiết hình học của mô hình bài toán và các vị trí khảo sát ứng suất trên vỏ hầm.

Bảng 1. Các kịch bản khảo sát

Ảnh hưởng của khối lượng thuốc nổ			
Kịch bản	Độ sâu đặt hầm (m)	Chiều dày vỏ hầm (m)	Khối lượng TNT (kg)
TN1	10	0,35	44,01
TN2	10	0,35	104,32
Ảnh hưởng của độ sâu đặt hầm			
ĐS1	10	0,35	44,01
ĐS2	15	0,35	44,01
Ảnh hưởng của chiều dày vỏ hầm			
ĐH1	10	0,35	44,01
ĐH2	10	0,45	44,01



Hình 1. Mô hình đường hầm trong đá chịu tải trọng nổ bên trong và các vị trí khảo sát ứng suất trên vỏ hầm

2.2. Mô hình thuốc nổ

Để mô hình hóa hiện tượng nổ và quá trình lan truyền áp lực sóng nổ, sử dụng phương trình trạng thái do Lee - Tarver và Jones - Wilkins - Lee đề xuất [10], tham số mô hình thuốc nổ TNT được xác định theo bảng 1.

$$p = A_{tn}(1-\frac{\omega}{r_1 v_{tn}})E_{tn}^{-r_1 v_{tn}} + B_{tn}(1-\frac{\omega}{r_2 v_{tn}})E_{tn}^{-r_2 v_{tn}} + \frac{\omega E_{tn}}{v_{tn}},$$

Trong đó: p là áp suất thủy tĩnh; v_{tn} là thể tích riêng, $v_{tn} = 1/\rho$; ρ là khối lượng riêng thuốc nổ TNT. A_{tn}, B_{tn}, r_1, r_2, ω là các hằng số đoạn nhiệt được xác định từ thí nghiệm. E_{tn} - năng lượng trên đơn vị thể tích.

Bảng 2. Tham số mô hình vật liệu TNT [10]

ρ_o (kg/m^3)	V_n (m/s)	P_o (kPa)	C_1 (kPa)	C_2 (kPa)
1630	6930	2,1x10^7	3,738x10^8	3,747x10^6
r_1	r_2	ω	ν	E (kJ/m^3)
4,15	0,9	0,35	1/1650	6x10^6

2.3. Mô hình không khí

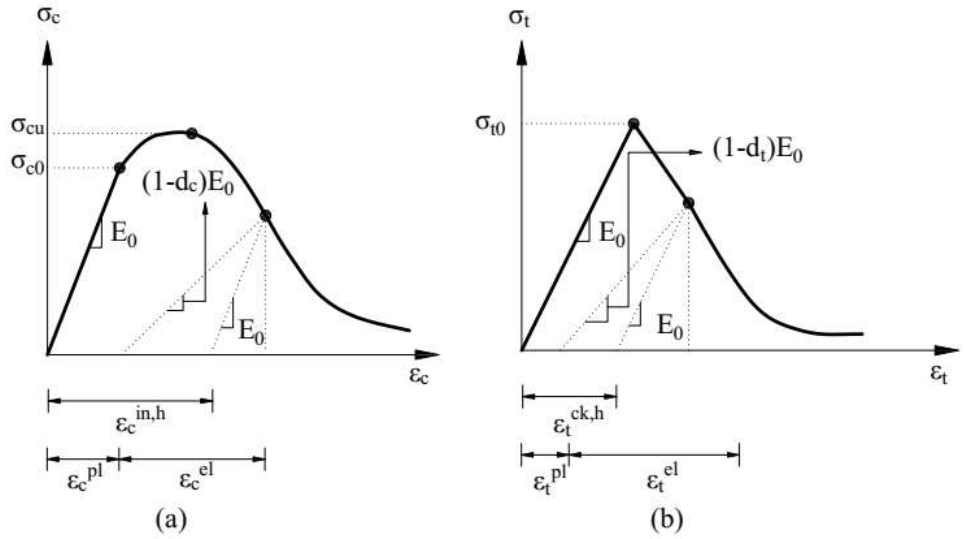
Để mô hình hóa không khí dùng phương trình trạng thái khí lý tưởng được xác định theo [11] với các tham số tại bảng 3

Bảng 3. Tham số mô hình không khí [11]

ρ (kg/m^3)	P_o (kG/cm^2)	e (J/kG)	γ	C_v (J/Kg..K)	T_o(K)
1,2	1,033	193300	1,4	716,4	288

2.4. Mô hình vật liệu bê tông

Đường hầm trong đá được gia cố bằng lớp lót bê tông cấp độ bền B20. Các đặc tính đàn–dẻo phi tuyến của lớp lót bê tông được mô phỏng thông qua tiêu chuẩn Concrete Damage Plasticity (CDP). Trong Bảng 4 và Hình 2 trình bày các tham số đầu vào của mô hình CDP cho bê tông cấp độ bền B20 [12].



Hình 2. Đường cong ứng suất – biến dạng của bê tông

Bảng 4. Thông số mô hình CDP của bê tông B20 trong Abaqus [12]

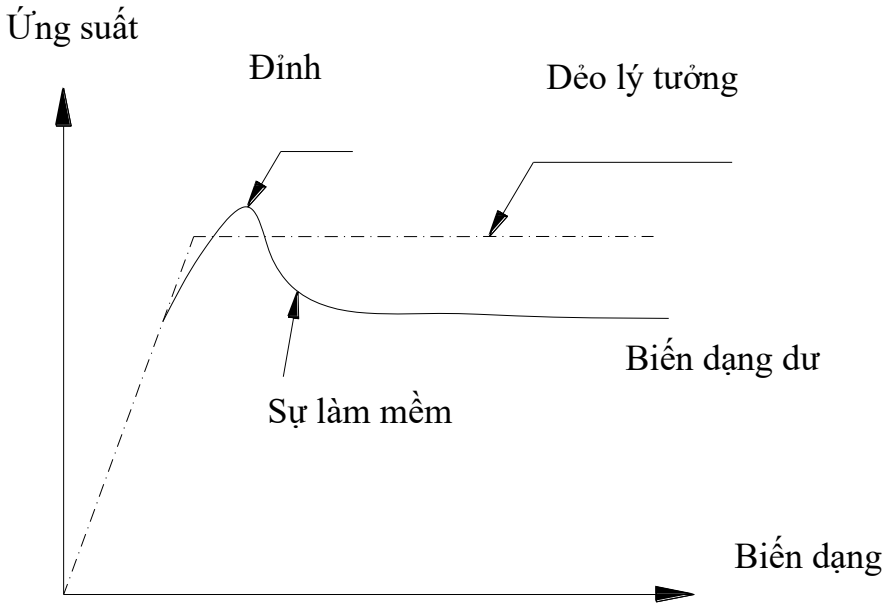
Concrete elasticity		**Plasticity parameters**	
E (GPa)	21,2	**Thông số**	**Giá trị**
		Dilation angle	31
ν (Poisson)	0,2	Eccentricity	0,1
		f_{b0}/f_{c0}	1,16
		K	0,67
		Viscosity parameter	0
Concrete compressive behavior		**Concrete compression damage**	
Yield stress (Mpa)	**Inelastic strain**	**Damage parameter C**	**Inelastic strain**
10,2	0	0	0
12,8	0,0000774	0	0,0000774
15	0,000173585	0	0,000173585
16,8	0,000288679	0	0,000288679
18,2	0,000422642	0	0,000422642

19,2	0,000575472	0	0,000575472
19,8	0,00074717	0	0,00074717
20	0,000973736	0	0,000973736
19,8	0,00114717	0,01	0,00114717
19,2	0,001375472	0,04	0,001375472
18,2	0,001622642	0,09	0,001622642
16,8	0,001888679	0,16	0,001888679
15	0,002173585	0,25	0,002173585
12,8	0,002477358	0,36	0,002477358
10,2	0,0028	0,49	0,0028
7,2	0,003141509	0,64	0,003141509
3,8	0,003501887	0,81	0,003501887
Concrete tensile behavior		**Concrete tension damage**	
Yield stress (MPa)	**Cracking strain**	**Damage parameter T**	**Cracking strain**
2	0	0	0
0,02	0,000943396	0,99	0,000943396

2.5. Mô hình nền đá

Khi quan niệm nền đất đá theo mô hình đàn hồi tuyến tính thì mô hình này chỉ chấp nhận được với nền đất cố kết chặt, tải trọng tác động nhỏ, nền có tính chất đàn hồi, chấp nhận bỏ qua biến dạng dẻo. Khi nghiên cứu, tính toán chịu tải trọng nổ mô hình đơn giản này không thể diễn tả được bản chất ứng xử cơ học phức tạp của nền.

Khi tính toán công trình ở xa tâm nổ chỉ còn tác dụng địa chấn của sóng nổ có thể áp dụng mô hình này. Trong trường hợp công trình ở gần tâm nổ, tải trọng lớn mô hình đàn hồi tuyến tính sẽ có sai số lớn. Trong phạm vi bài báo để mô tả ứng xử của nền khi chịu các tác động của tải trọng nổ tác giả dùng mô hình Mohr-Coulomb cổ điển thường. Trong mô hình này, đường cong ứng suất - biến dạng bao gồm quá trình đàn hồi và đàn dẻo lý tưởng. Hình 3 mô tả quan hệ ứng suất - biến dạng của nền thực tế và nền theo mô hình Mohr – Coulomb [13].



Hình 3. Quan hệ ƯS - BD của nền thực tế và mô hình Mohr - Coulomb

Theo một phương, mặt chảy Mohr-Coulomb được định nghĩa là một đường tuyến tính giữa ứng suất cắt τ và ứng suất pháp σ

theo quan hệ: $f = |\tau| - (c - \sigma \tan\varphi) = 0$

Trong đó: f là phương trình mặt chảy; c và φ lần lượt là các hằng số lực dính và góc ma sát trong.

Các tham số môi trường đá được cho trong Bảng 5.

Bảng 5. Các tham số mô hình đá [6]

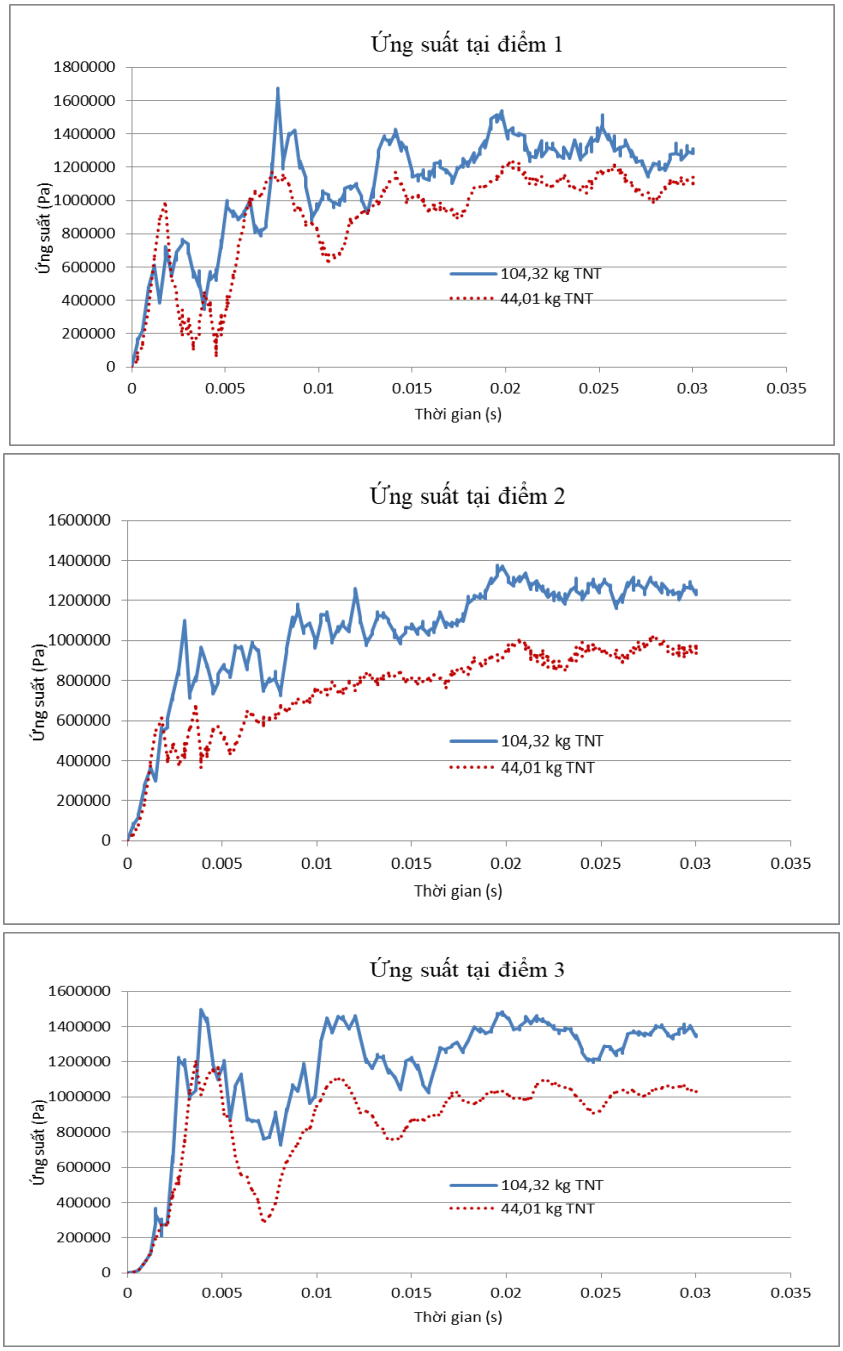
Mass Density (kg/m^3)	**Youg's Modulus (MPa)**	**Poisson's Ratio**	**Friction Angle**	**Cohesion (kPa)**
2400	4500	0,25	50	500

3. Kết quả mô phỏng số và thảo luận

Kết quả mô phỏng số vụ nổ được trích xuất theo thời gian và so sánh tại các vị trí khác nhau trên vỏ hầm với các kịch bản khác nhau, bao gồm các vị trí trên đỉnh hầm (điểm 1), cạnh tường (điểm 2) và đáy hầm (điểm 3) được thể hiện trên hình 1.

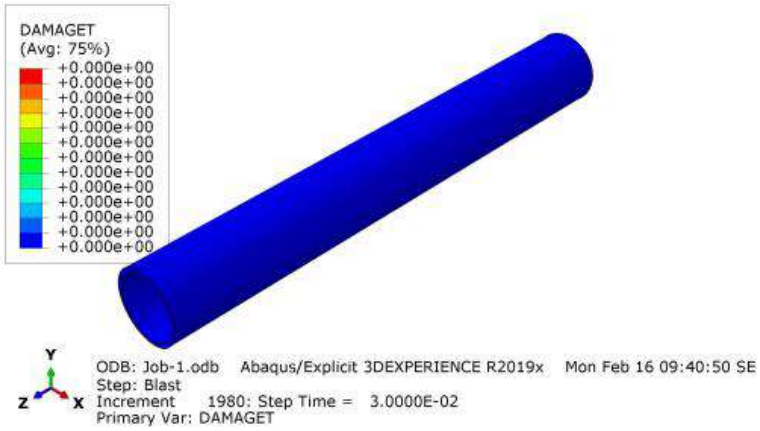
3.1. Ảnh hưởng của khối lượng thuốc nổ

Nghiên cứu ứng suất tại các điểm trên đỉnh, tường và đáy đường hầm khi mô phỏng vụ nổ với khối lượng thuốc nổ 44,01kg và 104,32 kg được thể hiện trên hình 4, cho thấy ứng suất trên vỏ hầm tăng đáng kể khi tăng khối lượng thuốc nổ, điều này là hợp lý. Ứng suất tại đỉnh hầm lớn hơn đáng kể so với ứng suất tại cạnh tường và đáy hầm do ảnh hưởng của mặt thoáng đất đá phía trên đỉnh hầm.

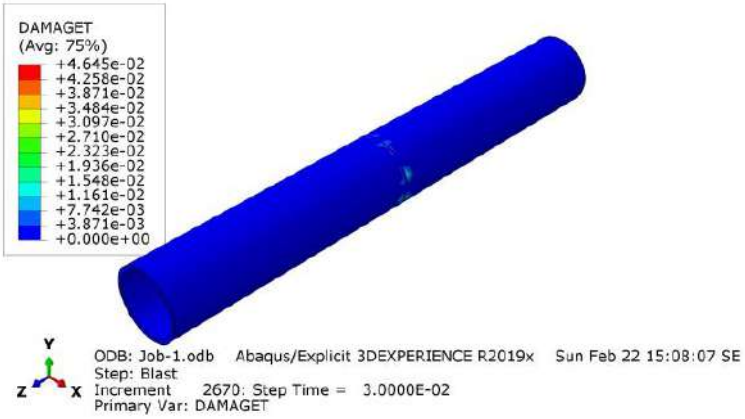


Hình 4. Ứng suất trên vỏ hầm với khối lượng thuốc nổ TNT (44,01kg và 104,32kg)

- Hình 5 thể hiện mức độ hư hại của vỏ hầm khi tăng khối lượng thuốc nổ, mức độ hư hại của vỏ hầm chưa xuất hiện khi nổ 44,01kg thuốc nổ và xuất hiện khi khối lượng thuốc nổ là 104,32kg. Trong hình giá trị cực đại là 4.645E-02 (khoảng 4,6%) cho thấy cấu trúc đã xuất hiện các vết nứt hoặc tổn thương nhẹ tại khu vực giữa đường hầm (khu vực gần lượng nổ) nhưng chưa bị phá hủy hoàn toàn. Như vậy có thể thấy rằng khu vực vỏ hầm xung quanh khối thuốc nổ chịu ảnh hưởng nhiều nhất từ tác động của vụ nổ.



a) Khối lượng thuốc nổ 44,01kg TNT

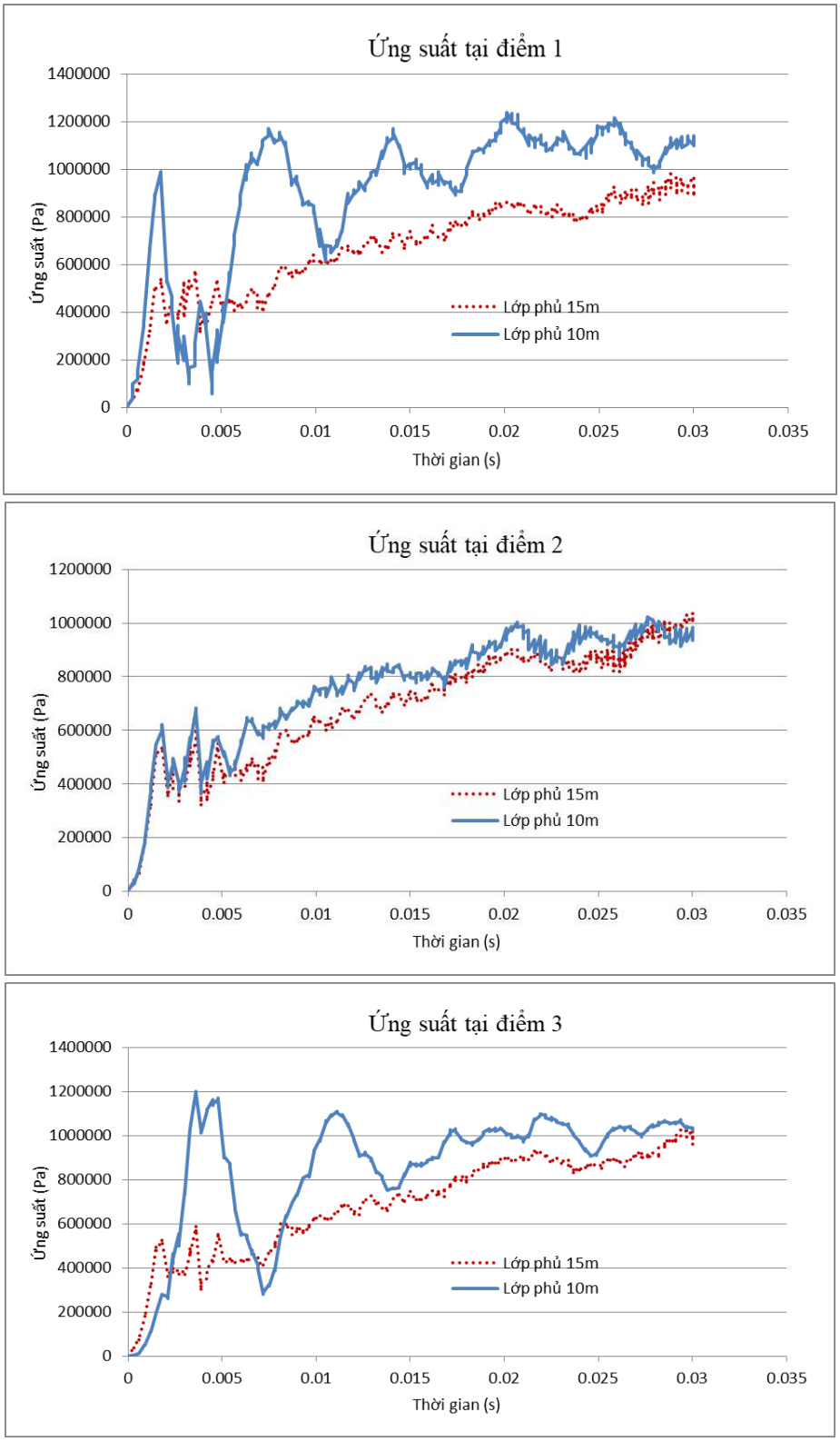


b) Khối lượng thuốc nổ 104,32kg TNT

Hình 5: Mức độ hư hại vỏ hầm với khối lượng thuốc nổ (44,01kg và 104,32kg)

3.2. Ảnh hưởng của chiều sâu đặt hầm

Ứng suất tại các điểm trên đỉnh, tường và đáy hầm khi mô phỏng vụ nổ khối lượng thuốc nổ 44,01kg với độ sâu đặt hầm lần lượt là 10m và 15m được thể hiện trên hình 6, kết quả cho thấy ứng suất trên vỏ hầm tỷ lệ nghịch với chiều dày lớp phủ, do ứng suất bản thân của đất đá tăng lên khi chiều dày lớp phủ tăng, làm cho hầm ổn định hơn và có khả năng kháng lại các điều kiện tải trọng khác nhau.

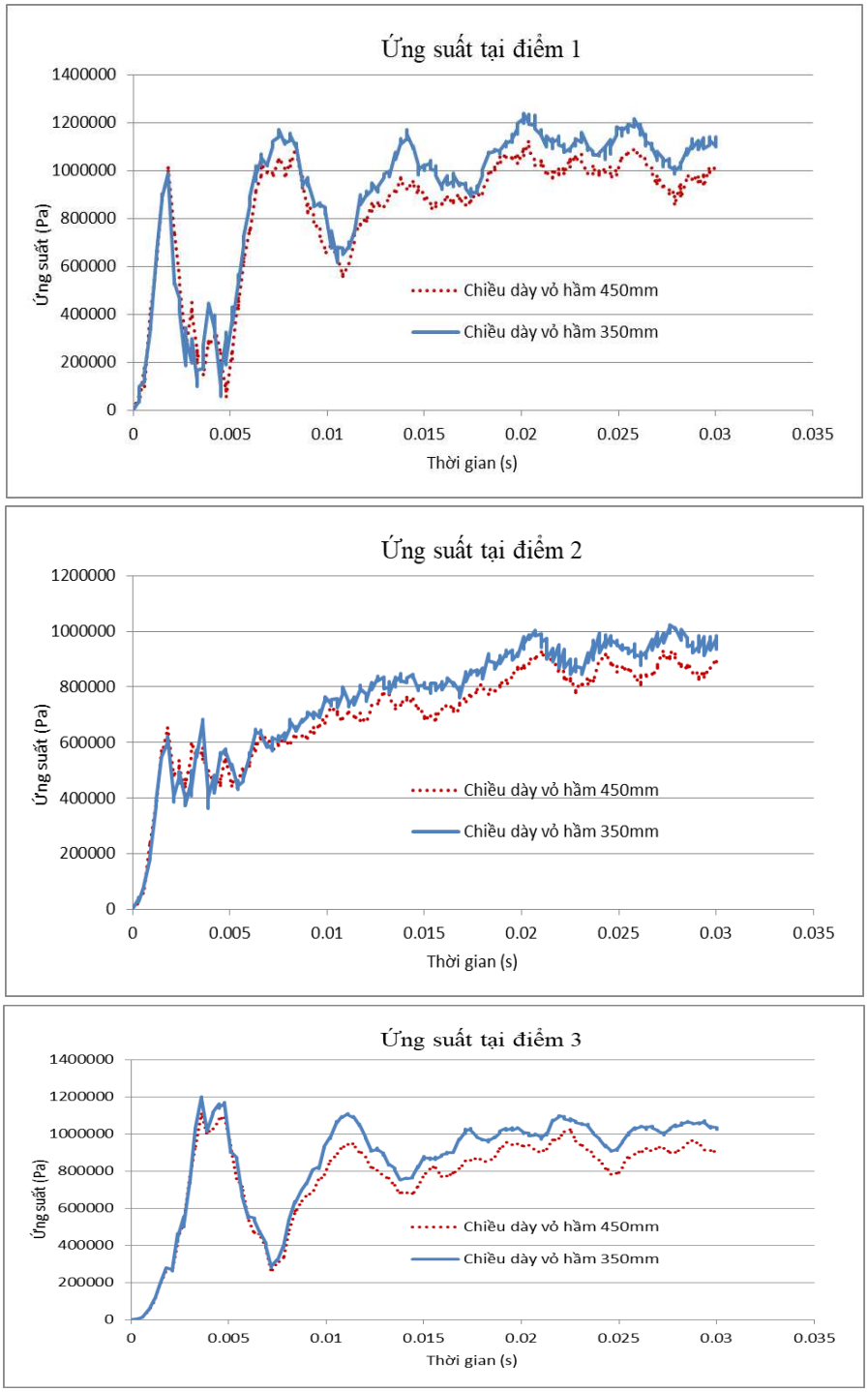


Hình 6. Ứng suất vỏ hầm khi độ sâu đặt hầm (10m và 15m)

3.3. Ảnh hưởng của chiều dày vỏ hầm

Ứng suất tại các điểm trên đỉnh, tường và đáy hầm khi mô phỏng vụ nổ khối lượng thuốc nổ 44,01kg với chiều dày vỏ hầm thay đổi lần lượt là 350mm và 450mm được thể hiện

trên hình 7, có thể thấy ứng suất trên vỏ hầm giảm khi chiều dày vỏ hầm tăng lên. Chiều dày lớp lót tăng làm tăng khả năng kháng nổ của đường hầm.



Hình 7. Ứng suất vỏ hầm khi chiều dày vỏ hầm (450mm và 350mm)

4. Kết luận và kiến nghị

Nghiên cứu đã tiến hành mô hình hóa và đánh giá phản ứng của vỏ hầm bê tông trong đá khi chịu tải trọng nổ bên trong, đồng thời phân tích ứng suất tại các vị trí đặc trưng như đỉnh hầm, cạnh tường và đáy hầm theo thời gian. Kết quả cho thấy ứng suất của vỏ hầm tăng tỷ lệ thuận với khối lượng thuốc nổ; khối lượng nổ 104,32kg gây ra ứng suất và hư hại lớn hơn rõ rệt so với 44,01kg, đặc biệt tại khu vực trung tâm hầm gần vị trí đặt lượng nổ. Bên cạnh đó, chiều sâu đặt hầm và chiều dày vỏ hầm có ảnh hưởng đáng kể đến khả năng kháng nổ: hầm đặt sâu

hơn (15m so với 10m) và có lớp vỏ dày hơn (450mm so với 350mm) đều giúp giảm ứng suất và hạn chế hư hại.

Những kết quả này cho thấy việc xem xét tải trọng nổ trong thiết kế và gia cường công trình ngầm là hết sức cần thiết. Điều này không chỉ phục vụ mục tiêu quốc phòng và an ninh mà còn có ý nghĩa đối với phát triển hạ tầng đô thị, đặc biệt tại các khu vực đông dân cư. Việc áp dụng các giải pháp thiết kế hợp lý và gia cường phù hợp sẽ góp phần nâng cao độ bền vững, khả năng chống chịu của công trình ngầm trước các sự cố bất ngờ hoặc các cuộc tấn công có chủ đích, đảm bảo an toàn cho con người và duy trì hoạt động ổn định của hệ thống hạ tầng.

Tài liệu tham khảo

[1]. Jiang, N., Gao, T., Zhou, C., & Luo, X. (2018). Effect of excavation blasting vibration on adjacent buried gas pipeline in a metro tunnel. Tunnelling and underground space technology, 81, 590-601.

[2]. Liu, C., Zhao, G., Liu, Y., Cui, J., Liu, H., & Zhu, S. (2025). Experimental investigation on damage development and failure mechanism of shield tunnel lining under internal blast considering stratum-structure interaction. Underground Space, 21, 81-99.

[3] Dowding, C.H., Rozen, A.(1978), Damage to rock tunnels for earthquake shaking, Journal of Geotechnical Engineering Division 104(175), 175-191.

[4]. Khan, S., Chakraborty, T., Matsagar, V. (2016), Parametric Sensitivity Analysis and Uncertainty Quantification for Cast IronLined Tunnels Embedded in Soil and Rock under Internal Blast Loading, Journal of Performance of Constructed Facilities 30.

[5]. Wu, C., Lu, Y., Hao, H., (2004), Numerical prediction of blastinduced stress wave from the large-scale underground explosion, International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics 28(93), 93-109.

[6]. Mohd Shoeb, Mohd. Evan, Mohammad Anas, Mohammad Arif Kamal (2022), Blast Loading Resistance of Metro Tunnel in Shale Rock: A Coupled-Eulerian-Lagrangian (CEL) Approach, American Journal of Civil Engineering and Architecture, 2022, Vol. 10, No. 3, 106-115.

[7] Ruishan Cheng, Wensu Chen, Hong Hao, Jingde Li (2021), A state-of-the-art review of road tunnel subjected to blast loads, Tunnelling and Underground Space Technology 112 (2021) 103911.

[8]. Phan Thành Trung, Nguyễn Quốc Bảo, Vũ Đức Hiếu (2020), Đánh giá sự phá hủy cấu kiện bê tông cốt thép dưới tác dụng tải trọng nổ tiếp xúc bằng mô phỏng số và thực nghiệm tại hiện trường, Tạp chí khoa học công nghệ Xây dựng số 14(5V) tháng 11/2020, tr 180-196, Trường Đại học Xây dựng.

[9]. Phan Thành Trung, Nguyễn Quốc Bảo, Nguyễn Hữu Hà (2021), Đánh giá sự phá hủy cấu kiện bê tông cốt thép dưới tác dụng tải trọng nổ gần bằng mô phỏng số và thực nghiệm tại hiện trường, Tạp chí khoa học công nghệ Xây dựng số 1/2021, tr 39-47, Viện Khoa học công nghệ xây Dựng.

[10]. E. Lee, M. Finger, W. Collins, JWL equations of state coefficient for high explosives, Lawrence Livermore Laboratory, Livermore, Calif, UCID-16189, Berkeley 1973.

[11]. Baker, W. E. (1973). Explosions in Air. University of Texas Press, Austin, Texas.

[12]. Hafezolghorani, M., Hejazi, F., Vaghei, R.,(2015), Simplified Damage Plasticity Model for Concrete, Structural Engineering International, IS456(2000) (2000) Plain and Reinforced Concrete - Code of Practice. Parliament of India, New Delhi.

[13]. Nguyễn Trí Tá (2023), Tính toán áp lực của sóng nổ trong môi trường đất đá, Tạp chí Xây dựng số 10/2023, Bộ Xây dựng.

Stress analysis of circular tunnel lining in rock under internal blast loading using Abaqus.

Abstract: *Underground structures play an increasingly strategic role in infrastructure networks and face growing security threats, making the assessment of tunnel blast resistance essential. This study employs Abaqus to analyze the response of concrete tunnel linings embedded in shale rock under internal explosive loads. Parameters including explosive charge weight, tunnel depth, and lining thickness were varied to investigate their effects. Materials were modeled using Mohr–Coulomb and Concrete Damage Plasticity, while TNT explosives were represented by the JWL equation of state combined with the Coupled Eulerian–Lagrangian technique. Results show that stresses and damage in the tunnel lining increase with explosive charge weight, decrease with greater lining thickness, and that deeper tunnels exhibit superior blast resistance compared to shallow ones. These findings provide practical implications for the design and reinforcement of underground structures in defense, security, and urban infrastructure, enhancing resilience against accidental incidents or deliberate attacks.*

Keywords: Numerical simulation; internal blast; CEL, blast loading …

Tính toán kéo dài đường cất hạ cánh Cảng hàng không Côn Đảo

Bùi Khánh Thành[1], Nguyễn Quốc Văn[1], Nguyễn Thị Minh Hằng[1]

[1] Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: Nqvanvn@gmail.com; Tel: 0984555916

Tóm tắt

Cảng hàng không Côn Đảo giữ vai trò then chốt trong việc phát triển du lịch và thúc đẩy kinh tế - xã hội tại đặc khu Côn Đảo, đồng thời là sân bay có tiềm năng tăng trưởng trong tương lai. Thực tế vận hành cho thấy lưu lượng hành khách có xu hướng gia tăng ổn định hàng năm. Tuy nhiên, do những hạn chế về điều kiện thời tiết bất lợi, địa hình tự nhiên phức tạp, cùng với chiều dài đường cất hạ cánh và dải RESA hiện có còn hạn chế, trong khi hai đầu đường cất hạ cánh giáp biển, sân bay hiện chỉ đảm bảo khai thác các tàu bay cỡ nhỏ như ATR72 và Embraer 195. Để đáp ứng nhu cầu vận tải hàng không ngày càng tăng và phù hợp với quy hoạch đã được phê duyệt, việc nâng cấp đường cất hạ cánh là cấp thiết. Dựa trên kết quả nghiên cứu, đề xuất kéo dài đường cất hạ cánh lên 2.400 m sẽ cho phép khai thác các tàu bay code C như A320 và A321, đồng thời tích hợp dải vật liệu hãm giữ EMAS tại khu vực RESA nhằm nâng cao tối đa an toàn khai thác.

Từ khóa: *Côn Đảo; Đường cất hạ cánh; EMAS.*

1. Đặt vấn đề

Cảng hàng không (CHK) Côn Đảo tọa lạc tại vị trí địa lý đặc thù trong thung lũng dọc theo hướng Tây Bắc - Đông Nam của đảo Côn Sơn. Điều kiện tự nhiên tại đây tương đối phức tạp với địa hình bao gồm núi cao, cồn cát, ao hồ và hai đầu đường cất hạ cánh (CHC) tiếp giáp biển, cộng thêm yếu tố khí tượng thường xuyên có gió quẩn. Về hạ tầng hiện hữu, CHK Côn Đảo có 01 đường CHC kích thước 1.830 m x 30 m, sử dụng dải RESA truyền thống với các lớp đất đầm chặt K95, K98 và trồng cỏ bên trên, kích thước khoảng 45 m x 90 m, cho phép khai thác các dòng tàu bay tầm ngắn như ATR 72, Fokker 70, Bombardier CRJ hay Embraer E-Jets.



Hình 1. Mặt bằng hiện hữu CHK Côn Đảo

Trước sự phát triển nhanh chóng của Côn Đảo – địa danh vừa là thiên đường du lịch nghỉ dưỡng, vừa là khu di tích lịch sử quốc gia đặc biệt – nhu cầu vận tải hàng không đã tăng trưởng trung bình khoảng 35%/năm trong 15 năm qua. Mặc dù các nghiên cứu trước đây [1, 2] đã đánh giá xác xuất trượt khỏi đường CHC và đề xuất giải pháp sử dụng dải vật liệu hãm giữ

tàu bay EMAS, nhưng giải pháp này chủ yếu giải quyết vấn đề an toàn cho hạ tầng hiện tại mà chưa tính đến việc nâng cao năng lực khai thác để đáp ứng nhu cầu thực tế hiện nay. Bên cạnh đó, theo quy hoạch được Bộ Giao thông vận tải phê duyệt tại Quyết định số 1533/QĐ-BGTVT ngày 17/8/2021, CHK Côn Đảo là sân bay cấp 4C (ICAO), đáp ứng nhu cầu khai thác công suất 2 triệu HK/năm với các loại tàu bay code C như A320, A321 và tương đương có hạn chế tải trọng. Từ đó đặt ra vấn đề nâng cao năng lực khai thác của CHK Côn Đảo bằng cách nâng cấp, kéo dài đường CHC hiện hữu, kết hợp sử dụng giải pháp nâng cao an toàn khai thác cho khu vực bảo hiểm đầu.

2. Cơ sở lý thuyết

2.1. Cơ sở lý thuyết tính toán xác suất trượt khỏi đường CHC

Đối với các CHK có điều kiện chiều dài đường CHC hạn chế, hiện tượng trượt khỏi đường CHC là một trong những sự cố hàng không tương đối phổ biến, bao gồm các loại chủ yếu như: tàu bay hạ cánh vượt ngưỡng (Landing overruns LDOR), hạ cánh sớm (Landing undershoots – LDUS), hạ cánh trượt khỏi mép đường CHC (Landing veer-offs – LDVO), cất cánh vượt ngưỡng (Takeoff overruns – TOOR), cất cánh trượt khỏi mép đường CHC (Takeoff veer-offs – TOVO). Để đánh giá tính an toàn, FAA đã đưa ra mô hình tính toán hồi quy logistic [3, 4] theo công thức:

$$P\{Accident_Occurrence\} = \frac{1}{1+e^{-(b_0+b_1X_1+b_2X_2+b_3X_3+...)}} \quad (1)$$

Trong đó:

$P\{Accident_Occurrence\}$ - xác suất (0-100%) của một loại tai nạn xảy ra với các điều kiện hoạt động nhất định;

X_i - các biến độc lập (ví dụ: trần bay, tầm nhìn, gió ngang, gió xuôi, trọng lượng tàu bay, điều kiện đường CHC,...);

b_i – các hệ số hồi quy [3, 4].

2.2. Cơ sở lý thuyết xác định chiều dài đường CHC

Để xác định chiều dài đường CHC Cảng hàng không Côn Đảo, có thể sử dụng phương pháp xác định bằng toán đồ hoặc phương pháp giải tích. Đối với phương pháp giải tích, khi tính đến ảnh hưởng của các điều kiện địa phương (nhiệt độ, cao độ sân bay, độ dốc dọc) đến chiều dài các bộ phận dải bay, chiều dài đường CHC được tính theo công thức sau [5]:

$$L_{CHC} = L^{(0)}_{CHC}.K_t.K_P.K_i \quad (2)$$

Trong đó:

$L^{(0)}_{CHC}$ - Chiều dài đường CHC ở điều kiện tiêu chuẩn (ĐKTC);

K_t, K_P, K_i - Các hệ số điều chỉnh, tính đến các ảnh hưởng của nhiệt độ, áp suất khí quyển và độ dốc dọc CHC, các hệ số được xác định theo công thức:

$$K_t = 1+0,01\ (T_{tt} - T_H) \quad (3)$$

Trong đó: T_{tt} - nhiệt độ tính toán của không khí tại vị trí xây dựng sân bay;

T_H - nhiệt độ khí tượng tiêu chuẩn tại cao độ xây dựng sân bay.

$$K_p = 1+0,07\frac{H}{300} \quad (4)$$

Trong đó: H - cao độ xây dựng sân bay.

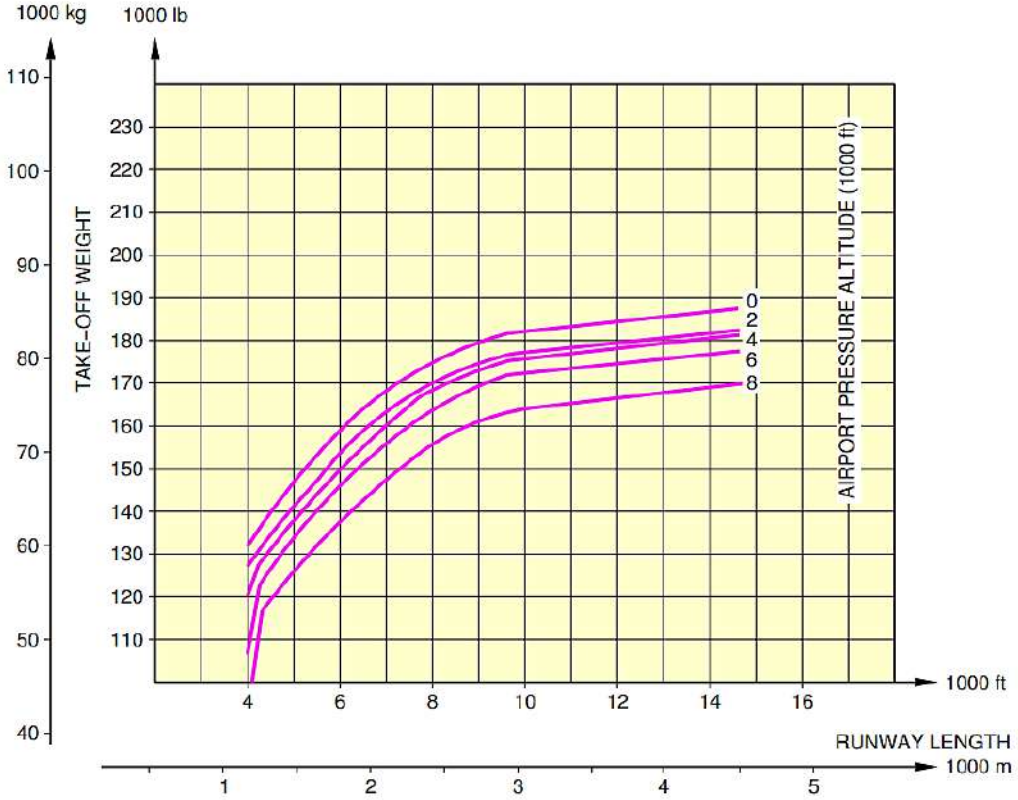
Hệ số điều chỉnh độ dốc dọc K_i được xác định theo công thức:

$$K_i = 1 + 10 \cdot i \quad (5)$$

Trong đó: i - độ dốc %, được xét là tỷ số giữa hiệu cao độ cao nhất và cao độ thấp nhất đường CHC trên chiều dài đường CHC.

2.3. Cơ sở lý thuyết tính toán hạn chế tải trọng

Các tài liệu Aircraft Characteristics Airport and Mantainance Planing AC A320 [6] đối với dòng máy bay Airbus A320 và Aircraft Characteristics Airport and Maintenance Planning AC A321 [7] đối với dòng máy bay Airbus A321 của nhà sản xuất máy bay Airbus đưa ra quy định về giới hạn trọng lượng cất cánh, mối quan hệ giữa chiều dài đường CHC cần thiết và trọng lượng cất cánh ở điều kiện tiêu chuẩn (ISA) và điều kiện tính toán (ISA+15°C). Với đặc điểm điều kiện tự nhiên tại CHK Côn Đảo, nhóm tác giả sử dụng các toán đồ đối với điều kiện ISA+15°C để làm cơ sở tính toán hạn chế tải trọng.



Hình 2. Toán đồ giới hạn trọng lượng cất cánh tại điều kiện ISA+15°C đối với máy bay Airbus A320-200, động cơ CFM56 [6]

3. Tính toán, đề xuất giải pháp kéo dài đường CHC cho CHK Côn Đảo

3.1. Các thông số đầu vào để tính toán

a. Các thông số về tàu bay

Theo quy hoạch được duyệt CHK Côn Đảo là sân bay cấp 4C (ICAO) đáp ứng nhu cầu khai thác công suất 2 triệu HK/năm với các loại tàu bay A320, A321 và tương đương có hạn chế tải trọng. Các thông số về tàu bay như sau:

Bảng 1. Thông số tàu bay tính toán [6, 7]

Tàu bay tính toán		Tải trọng tàu bay của nhà sản xuất công bố		
Tàu bay	**Động cơ**	**Tải trọng cất cánh max - MTOW (kg)**	**Tải trọng hạ cánh max - MLW (kg)**	**Tải trọng không nhiên liệu - MZFW (kg)**
A320neo	LEAP-1A	79.000	67.400	64.300
A320-200	CFM56	78.000	66.000	62.500
	V2500			
A321neo	LEAP-1A	97.000	79.200	75.600
A321-200	CFM56	93.500	79.200	73.800
	V2500			

b. Các thông số về điều kiện địa phương

Các thông số về điều kiện địa phương được xác định theo QCVN 02:2022 [8] và số liệu thực tế khảo sát tại sân bay Côn Đảo do công ty ADCC thực hiện [9], được trình bày trong bảng sau:

Bảng 2. Thông số điều kiện địa phương

Thông số tính toán	Ký hiệu/Công thức	Trị số
Địa điểm sân bay		Côn Đảo
Tháng nóng nhất trong năm (nhiệt độ không khí trung bình tháng lớn nhất 29,3 ºC)	QCVN 02:2022/BXD	5
Giá trị trung bình của nhiệt độ nhỏ nhất hàng ngày trong tháng 5 (tháng nóng nhất trong năm) (ºC)	$\frac{1}{30}\sum_{i=1}^{30} t_{1i}$	25,6
Giá trị trung bình của nhiệt độ lớn nhất hàng ngày tháng nóng nhất trong năm (°C)	$T_2 = \frac{1}{30}\sum_{i=1}^{30} t_{2i}$	31,9
Giá trị trung bình của nhiệt độ trung bình hàng ngày tháng nóng nhất trong năm (°C)	$T_1 = \frac{1}{30}\sum_{i=1}^{30} \frac{t_{1i}+t_{2i}}{2}$	28,75
Độ cao sân bay so với mực nước biển (m)	H	8,3
Cao độ điểm cao nhất trên đường cất hạ cánh (m)	H_{max}	8,3
Cao độ điểm thấp nhất trên đường cất hạ cánh (m)	H_{min}	6,2
Chiều dài thực tế của đường cất hạ cánh (m)	L_{rw}	1830
Chiều dài dải hãm phanh đầu (m)	L_{swy}	0

3.2. Tính toán giải pháp kéo dài đường CHC cho CHK Côn Đảo

a. Kết quả tính toán chiều dài đường CHC theo lý thuyết

Các hệ số điều chỉnh khi tính đến điều kiện địa phương (nhiệt độ, cao trình, độ dốc) được tính toán như sau:

Bảng 3. Các hệ số điều chỉnh khi tính đến điều kiện địa phương

Thông số tính toán	Ký hiệu/Công thức	Trị số
Hệ số điều chỉnh chiều dài cất cánh theo cao độ so với mực nước biển	$K_P = 1 + 0,07*H/300$	1,002
Hệ số điều chỉnh chiều dài cất cánh theo nhiệt độ	$K_t = 1 + 0,01(T_{tt}–T_H)$	1,149
Hệ số điều chỉnh chiều dài cất cánh theo độ dốc	$K_i = 1+ 0,1I_d$	1,011
Hệ số điều chỉnh chiều dài cất cánh theo cao độ, nhiệt độ và độ dốc:	$K_{take\text{-}off} = K_p.K_t.K_i$	**1,164**

Hệ số điều chỉnh chiều dài hạ cánh (không phụ thuộc nhiệt độ và độ dốc đường CHC) là:	$K_{landing} = 1 + 0,07*H/300$	**1,002**

Từ đó tính được chiều dài đường CHC tính toán lớn nhất với tải trọng cất cánh và hạ cánh lớn nhất của tàu bay do nhà sản xuất cung cấp như sau:

Bảng 4. Tính toán chiều dài đường CHC với tải trọng lớn nhất của tàu bay

Tàu bay tính toán		**Hành trình xa nhất của tàu bay**					
Tàu bay	**Động cơ**	**Tải trọng cất cánh max (MTOW) (kg)**	**Tải trọng hạ cánh max (MLW) (kg)**	**Chiều dài cất cánh max ở ĐKTC L_{0cc} (m)**	**Chiều dài hạ cánh max ở ĐKTC L_{0hc} (m)**	**Chiều dài cất cánh tính toán L_{cctt} (m)**	**Chiều dài hạ cánh tính toán L_{hctt} (m)**
A320neo	LEAP-1A	79.000	67.400	1.929		2.245	
A320-200	CFM56	78.000	66.000	2.031	1.523	2.364	1.526
	V2500			2.178	1.490	2.535	1.493
A321neo	LEAP-1A	97.000	79.200	2.502		2.912	
A321-200	CFM56	93.500	79.200	2.527	1.786	2.941	1.789
	V2500			2.717	1.757	3.162	1.760

Mặt khác, căn cứ các văn bản cung cấp thông tin, số liệu khai thác đội tàu bay của các hãng hàng không dự kiến khai thác tại CHK Côn Đảo [10, 11, và 12] và các biểu đồ tính toán chiều dài đường CHC (biểu đồ 3.3.2 và 3.4.1) tại các tài liệu [6, 7] của nhà sản xuất, nhóm tác giả xác định chiều dài đường CHC cần thiết với tuyến bay nội địa có cự ly xa nhất hiện đang khai thác là hành trình Nội Bài-Côn Đảo-Nội Bài như sau:

Bảng 5. Tính toán chiều dài đường CHC cần thiết với hành trình Nội Bài-Côn Đảo-Nội Bài

Tàu bay	**Động cơ**	**Hành trình**	**Tàu bay khai thác Nội Bài ↔ Côn Đảo**					
			Trọng lượng không nhiên liệu MZFW (kg)	**Nhiên liệu mang theo hành trình (kg)**	**Trọng lượng cất cánh lớn nhất cần thiết (kg)**	**Trọng lượng hạ cánh lớn nhất (kg)**	**Chiều dài cất cánh cần thiết L_{cctt} (m)**	**Chiều dài hạ cánh cần thiết L_{hctt} (m)**
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)=(4)+(5)	(7)	(8)	(9)
A320 neo	LEAP-1A	NB-CĐ	64.300	7.400	71.700	67.400	-	
		CĐ-NB		7.300	71.600		1.820	
A320 -200	CFM56	NB-CĐ	62.500	7.400	69.900	66.000	-	1.526
		CĐ-NB		7.300	69.800		1.748	
	V2500	NB-CĐ		7.400	69.900		-	1.493
		CĐ-NB		7.300	69.800		1.885	
A321 neo	LEAP-1A	NB-CĐ	75.600	10.600	86.200	79.200	-	-
		CĐ-NB		10.500	86.100		2.090	
A321 -200	CFM56	NB-CĐ	73.800	10.600	84.400	79.200	-	1.789
		CĐ-NB		10.500	84.300		2.140	
	V2500	NB-CĐ		10.600	84.400		-	1.760
		CĐ-NB		10.500	84.300		2.160	

Như vậy, căn cứ vào các kết quả tính toán, có các phương án lựa chọn kéo dài đường CHC là: 2.000 m, 2.200 m 2.400 m, 2.600 m, 3.000 m và 3.200 m. Tuy nhiên, do đặc thù địa hình hạn chế tại CHK Côn Đảo, để giảm thiểu tối đa công tác lấn biển, tác động đến môi

trường mà vẫn đảm bảo đáp ứng yêu cầu khai thác các loại tàu bay code C, cũng như có tính đến việc phục vụ các tuyến bay nội địa có cự ly xa hơn chặng Nội Bài-Côn Đảo trong tương lai, nhóm tác giả xem xét 02 phương án như sau:

- Lựa chọn chiều dài đường CHC là 2.400 m đảm bảo đáp ứng cho các loại tàu bay A320neo, A320-200 động cơ CFM56, các trường hợp còn lại sẽ khai thác hạn chế tải trọng;

- Lựa chọn chiều dài đường CHC ở phương án hạn chế, với chiều dài đường CHC 2.000 m thì chỉ đáp ứng cho tàu bay A320 khai thác hạn chế tải trọng.

Kết quả tính toán tải trọng cất cánh lớn nhất cho 02 cấu hình chiều dài đường CHC theo [5] như sau:

Bảng 6. Tính toán tải trọng cất cánh lớn nhất

Tàu bay	Động cơ	Tải trọng cất cánh max - MTOW (kg)	CHC=2.000 m		CHC=2.400 m	
			Tải trọng cất cánh max - MTOW (kg)	Tỷ lệ tải trọng khai thác (%)	Tải trọng cất cánh max - MTOW (kg)	Tỷ lệ tải trọng khai thác (%)
A320neo	LEAP-1A	79.000	73.330	92,82	84.450	100
A320-200	CFM56	78.000	72.080	92,41	79.470	100
	V2500	78.000	70.270	90,10	77.280	99,08
A321neo	LEAP-1A	97.000	82.530	85,08	94.530	97,45
A321-200	CFM56	93.500	80.200	85,78	89.920	96,17
	V2500	93.500	79.820	85,37	89.840	96,08

b. Kết quả tính toán chiều dài đường CHC theo các hãng hàng không

Kết quả tính toán chiều dài đường CHC Cảng hàng không Côn Đảo của các hãng hàng không trên cơ sở xét đến tất cả các điều kiện bất lợi về công suất động cơ hiện tại của tàu bay, số lượng cánh tà của tàu bay và các điều kiện của địa phương (nhiệt độ, cao trình, độ dốc đường CHC, gió, độ ẩm, khí áp…) như sau [9]:

- Tổng công ty Hàng không Việt Nam (VNA):

Tàu bay	Tải trọng cất cánh Max (kg)	Tải trọng hạ cánh (kg)	Hành trình	Tải trọng cất cánh (kg) Khi CHC = 1.830 m				Chiều dài đường CHC (m)			
								Khai thác 100% ghế (không hàng hóa)		Tải thương mại tối đa	
				2 cánh tà	Tỷ lệ giảm tải (%)	3 cánh tà	Tỷ lệ giảm tải (%)	2 cánh tà	3 cánh tà	2 cánh tà	3 cánh tà
Khi mặt đường CHC ẩm ướt											
A320neo	73.500	66.300	CĐ-NB						2.260		2.260
A321ceo	93.000	77.800	CĐ-NB						2.240		2.750
A321ceo	89.000	75.500	CĐ-NB						2.210		2.440
A321neo	89.000	77.300	CĐ-NB						2.360		2.750
Khi mặt đường CHC khô ráo											

Tàu bay	Tải trọng cất cánh Max (kg)	Tải trọng hạ cánh (kg)	Hành trình	Tải trọng cất cánh (kg) Khi CHC = 1.830 m				Chiều dài đường CHC (m)			
								Khai thác 100% ghế (không hàng hóa)		Tải thương mại tối đa	
				2 cánh tà	Tỷ lệ giảm tải (%)	3 cánh tà	Tỷ lệ giảm tải (%)	2 cánh tà	3 cánh tà	2 cánh tà	3 cánh tà
A320neo	73.500	66.300	CĐ-NB	64.700	12				2.250		2.250
A321ceo	93.000	77.800	CĐ-NB	73.100	21				2.150		2.700
A321ceo	89.000	75.500	CĐ-NB	73.100	18				2.120		2.350
A321neo	89.000	77.300	CĐ-NB	72.800	18				2.270		2.650

- Công ty Cổ phần Hàng không VIETJET (VJ):

Tàu bay	Tải trọng cất cánh Max (kg)	Tải trọng hạ cánh (kg)	Hành trình	Tải trọng cất cánh (kg) Khi CHC = 1.830m				Chiều dài đường CHC (m)			
								Khai thác 100% ghế (không hàng hóa)		Tải thương mại tối đa	
				2 cánh tà	Tỷ lệ giảm tải (%)	3 cánh tà	Tỷ lệ giảm tải (%)	2 cánh tà	3 cánh tà	2 cánh tà	3 cánh tà
Khi mặt đường CHC ẩm ướt											
A320	77.000	66.000	CĐ-NB	62.600	19	62.800	18	2.159	2.020	2.338	2.171
A320	78.000	66.000	CĐ-NB	58.300	25	58.400	25	2.123	1.971	2.264	2.108
A321ceo	89.000	75.500	CĐ-NB	65.600	26	66.700	25	2.374	2.229	2.425	2.272
A321ceo 1 ACT	93.500	77.800	CĐ-NB	65.600	30	66.700	29	2.360	2.218	2.531	2.431
A321ceo 2 ACT	93.000	77.800	CĐ-NB	65.600	29	66.700	28	2.374	2.231	2.559	2.499
A321neo	89.000	77.300	CĐ-NB	57.800	35	57.900	35	2.244	2.074	2.283	2.120
A321neo 1 ACT	93.500	79.200	CĐ-NB	57.800	38	57.900	38	2.242	2.127	2.468	2.241
Khi mặt đường CHC khô ráo											
A320	77.000	66.000	CĐ-NB	63.700	17	65.700	15	2.125	2.000	2.318	2.181
A320	78.000	66.000	CĐ-NB	63.700	18	65.700	16	2.160	2.022	2.291	2.156
A321ceo	89.000	75.500	CĐ-NB	70.300	21	72.900	18	2.344	2.238	2.393	2.293
A321ceo 1 ACT	93.500	77.800	CĐ-NB	70.300	25	72.900	22	2.330	2.227	2.552	2.477
A321ceo 2 ACT	93.000	77.800	CĐ-NB	70.300	24	72.900	22	2.346	2.243	2.590	2.539
A321neo	89.000	77.300	CĐ-NB	72.700	18	75.600	15	2.205	2.052	2.256	2.099

Tàu bay	Tải trọng cất cánh Max (kg)	Tải trọng hạ cánh (kg)	Hành trình	Tải trọng cất cánh (kg) Khi CHC = 1.830m				Chiều dài đường CHC (m)			
								Khai thác 100% ghế (không hàng hóa)		Tải thương mại tối đa	
				2 cánh tà	Tỷ lệ giảm tải (%)	3 cánh tà	Tỷ lệ giảm tải (%)	2 cánh tà	3 cánh tà	2 cánh tà	3 cánh tà
A321neo 1 ACT	93.500	79.200	CĐ-NB	72.700	22	75.600	19	2.235	2.085	2.421	2.237

- Công ty Cổ phần Hàng không Tre Việt (BamBoo):

Tàu bay	Tải trọng cất cánh Max (kg)	Tải trọng hạ cánh (kg)	Hành trình	Tải trọng cất cánh (kg) Khi CHC = 1.830m				Chiều dài đường CHC (m)			
								Khai thác 100% ghế (không hàng hóa)		Tải thương mại tối đa	
				2 cánh tà	Tỷ lệ giảm tải (%)	3 cánh tà	Tỷ lệ giảm tải (%)	2 cánh tà	3 cánh tà	2 cánh tà	3 cánh tà
Khi mặt đường CHC ẩm ướt											
A320ceo	77.000	66.000	CĐ-NB	62.250	19	62.778	18	2.190	2.050	2.370	2.220
A320neo	77.000	66.300	CĐ-NB	45.637	41	No result	-	2.120	2.140	2.150	2.160
A321ceo	89.000	75.500	CĐ-NB	65.645	26	66.633	25	2.240	2.100	2.460	2.350
A321neo	93.500	79.200	CĐ-NB	No result	-	No result	-	2.380	2.280	2.550	2.380
Khi mặt đường CHC khô ráo											
A320ceo	77.000	66.000	CĐ-NB	63.910	17	66.073	14	2.190	2.050	2.370	2.220
A320neo	77.000	66.300	CĐ-NB	67.133	13	68.596	11	1.950	1.870	2.050	1.970
A321ceo	89.000	75.500	CĐ-NB	71.126	20	73.577	17	2.210	2.090	2.440	2.340
A321neo	93.500	79.200	CĐ-NB	71.989	23	74.808	20	2.340	2.190	2.540	2.370

c. Phân tích, lựa chọn phương án kéo dài đường CHC

Căn cứ vào các số liệu tính toán ở trên cho thấy:

- Kết quả tính toán theo lý thuyết:

+ Phương án kéo dài đường CHC lên 2.000 m chỉ cho phép khai thác tàu bay A320 với mức hạn chế tải trọng từ 90,10% đến 92,82%;

+ Phương án kéo dài đường CHC đến 2.400 m cho phép khai thác hiệu quả tàu bay A320 và A321, với mức hạn chế tải trọng của A321 trong khoảng 96,08% đến 97,45%.

Do đó, để đảm bảo cho các hoạt động bay được an toàn và hiệu quả cao trong khai thác thương mại, cũng như nhằm hấp dẫn các hãng hàng không trong nước và một số tuyến quốc tế khai thác tại Côn Đảo trong thời điểm hiện nay và tương lai, đáp ứng yêu cầu phát triển lâu dài của CHK Côn Đảo thì phương án kéo dài đường CHC lên 2.400 m là phù hợp nhất.

- Kết quả tính toán theo các hãng hàng không:

+ Khai thác với 100% ghế (không hàng hóa) thì chiều dài đường CHC Cảng hàng không Côn Đảo cần thiết là 2.380 m;

+ Khai thác với 100% tải trọng thương mại thì chiều dài đường CHC Cảng hàng không Côn Đảo cần thiết là 2.750 m.

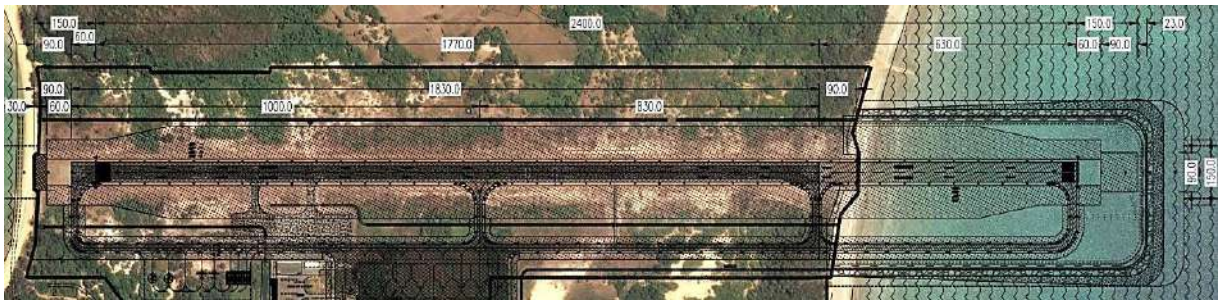
Thực tế, khai thác bay tại Côn Đảo cho thấy trải trọng trên các chuyến bay chủ yếu là hành khách, hàng hóa vận chuyển đường không rất ít (chủ yếu vận chuyển bằng đường biển), nên việc xem xét khai thác đến 100% tải trọng thương mại là chưa cần thiết. Kết quả tính toán chiều dài đường CHC theo tiêu chuẩn ICAO và TCVN 11364:2016 cho ra giá trị ngắn hơn so với số liệu do các hãng hàng không đưa ra do các hãng dựa trên công suất và lực đẩy thực tế của động cơ máy bay sau thời gian dài hoạt động, trong khi tiêu chuẩn áp dụng các thông số thiết kế ban đầu. Vì vậy, việc xây dựng đường CHC tại CHK Côn Đảo cần tham chiếu số liệu từ phía các hãng bay và đặc tính kỹ thuật của các loại tàu bay đang khai thác nhằm đảm bảo tính khả thi. Trên cơ sở phân tích, chiều dài 2.400 m là phương án hợp lý, đáp ứng khả năng khai thác toàn bộ số ghế hành khách đồng thời tính đến khối lượng hàng hóa ở mức độ phù hợp với điều kiện thực tế.

Từ các kết quả tính toán và phân tích nêu trên, nhóm tác giả kiến nghị chiều dài đường CHC Cảng hàng không Côn Đảo là 2.400 m, có đủ RESA dài 90 m ở hai đầu đường CHC.

Theo mục 7.1.10 trong TCVN 8753:2011 [13], sân bay cấp 4C có chiều rộng đường CHC không nhỏ hơn 45 m, do vậy kiến nghị chiều rộng đường CHC Cảng hàng không Côn Đảo sau khi nâng cấp là 45 m.

Phương án kéo dài đường CHC đạt 2.400 m cụ thể như sau:

Dịch ngưỡng đầu 11 về phía Đông (đầu 29) thêm 60 m để đảm bảo đủ RESA đầu 11 dài 90 m; Xây dựng đường CHC dài 2.400 m bằng cách kéo dài đường CHC đầu 29 thêm 630 m và xây dựng RESA đầu 29 dài 90 m. Như vậy, đầu 29 cần phải kéo dài ra biển 690 m.



Hình 3. Mặt bằng khu vực kéo dài đường CHC đạt 2.400 m

4. Đánh giá xác xuất tàu bay trượt khỏi đường CHC với giải pháp kéo dài đường CHC

Trên cơ sở lý thuyết đánh giá xác suất trượt khỏi đường CHC, nghiên cứu này ứng dụng phần mềm Runway Safety Area Risk Analysis v.2 (RSARA2) do Applied Research Associates, Inc. (ARA) phát triển trong khuôn khổ Báo cáo ACRP Report 50 - Improved Models for Risk Assessment of Runway Safety Areas (RSA) [4]. Phần mềm này được thiết kế nhằm hỗ trợ các đơn vị quản lý sân bay trong việc đánh giá các rủi ro liên quan đến điều kiện khu vực an toàn đường băng.



Hình 4. Giao diện của phần mềm RSARA2

Nghiên cứu tiến hành đánh giá xác suất tàu bay trượt khỏi đường CHC tại CHK Côn Đảo cho trường hợp đường CHC được mở rộng lên 2.400 m và có đầy đủ RESA dài 90 m tại cả hai đầu đường CHC, sử dụng phần mềm RSARA2. Kết quả phân tích với tàu bay Airbus 320 cho thấy xác suất trung bình tàu bay trượt khỏi đường CHC là $1{,}1 \times 10^{-6}$. Xác suất này lớn hơn mức độ mục tiêu an toàn TLS (Target level of safety) khuyến nghị của ICAO là 5×10^{-9} [14].

AIRPORT COOPERATIVE RESEARCH PROGRAM

ACRP

Full Analysis - Probability of Incident Off RSA

Overall Results

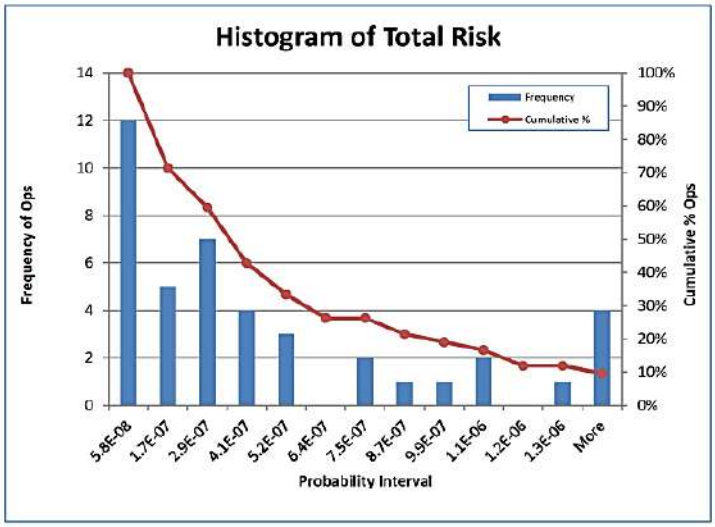
Summary Table

Accident	Average Probability	Avrg # of Years to Critical Incident	% Ops Above TLS	Avrg # of Years to Critical Incident for TLS
LDOR	7.2E-07	99	100.0	>100
TOOR	3.3E-07	>100	100.0	>100
LDUS	9.5E-08	>100	100.0	>100
LDVO	1.1E-06	81	100.0	>100
TOVO	1.7E-08	>100	100.0	>100
Total	**1.1E-06**	**56**	**0.5**	**>100**

Airport Annual Volume:	9,000
Expected Traffic growth rate:	2.00%
Target Level of Safety (TLS):	5.0E-09

Airport: condao
Date of Analysis: 11/18/2025
Analyst: khanhthanh

Note: fields in yellow may be changed by user



Notes

1 - Fields in orange may be directly changed in spreadsheet by user
2 - Results for overrun and undershoot consider all movements challenging each RSA adjacent to the ends of each runway
3 - The total risk for the airport is per movement (landing and taking-off)
4 - Each takeoff will challenge the RSA adjacent to the departure end for overruns and the lateral safety areas for veer-offs
5 - Each landing will challenge the RSA adjacent to the arrival end for undershoots, the RSA adjacent to the departure end for overruns and the lateral safety areas for veer-off
6 - Histogram for the whole airport is for any type of event and include each movement challenging the RSA

Summary of Results by Runway

Risk in Events per Operation

Type of Accident	RSA	
	11	29
LDOR	3.61E-07	1.08E-06
TOOR	3.26E-07	3.32E-07
LDUS	9.90E-08	9.17E-08
LDVO	9.85E-07	1.27E-06
TOVO	1.82E-08	1.60E-08

Average # of Years Between Accidents

Type of Accident	RSA	
	11	29
LDOR	>100	82
TOOR	>100	>100
LDUS	>100	>100
LDVO	86	76
TOVO	>100	>100

Percent Events Above 5.0E-09

Type of Accident	RSA	
	11	29
LDOR	100.00	100.00
TOOR	100.00	100.00
LDUS	100.00	100.00
LDVO	100.00	100.00
TOVO	100.00	100.00

Summary of Operations Challenging the RSAs

Movements Challenging each RSA

Type of Accident	RSA	
	11	29
LDOR	4	4
TOOR	4	5
LDUS	4	4
LDVO	4	4
TOVO	5	4
Total	21	21

Hình 5. Kết quả tính toán xác suất trượt khỏi đường CHC cho toàn bộ sân bay Côn Đảo

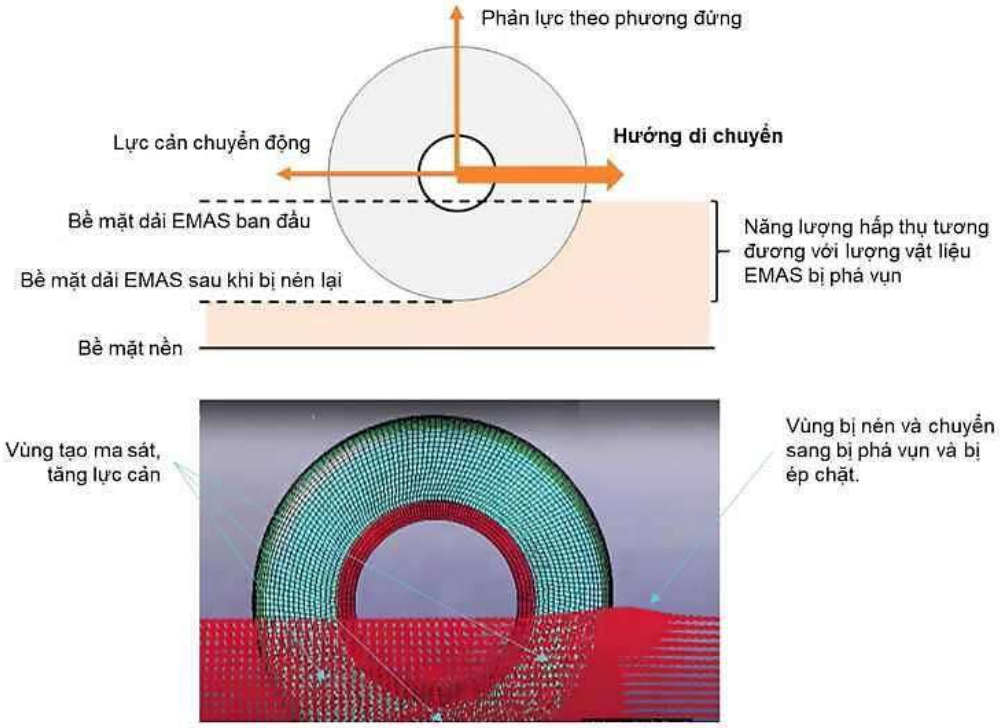
Như vậy, mặc dù phương án kéo dài đường CHC Cảng hàng không Côn Đảo lên 2.400 m đã đáp ứng yêu cầu khai thác các tàu bay code C thế hệ mới, nhưng vẫn tồn tại nguy cơ tiềm ẩn về sự cố hàng không nếu chỉ sử dụng RESA truyền thống. Do đó, tác giả đề xuất giải

pháp kỹ thuật là triển khai hệ thống vật liệu EMAS để hãm giữ tàu bay tại cả hai đầu đường CHC, nhằm nâng cao mức độ an toàn khai thác cho CHK Côn Đảo.

5. Giải pháp sử dụng dải vật liệu hãm giữ tàu bay EMAS

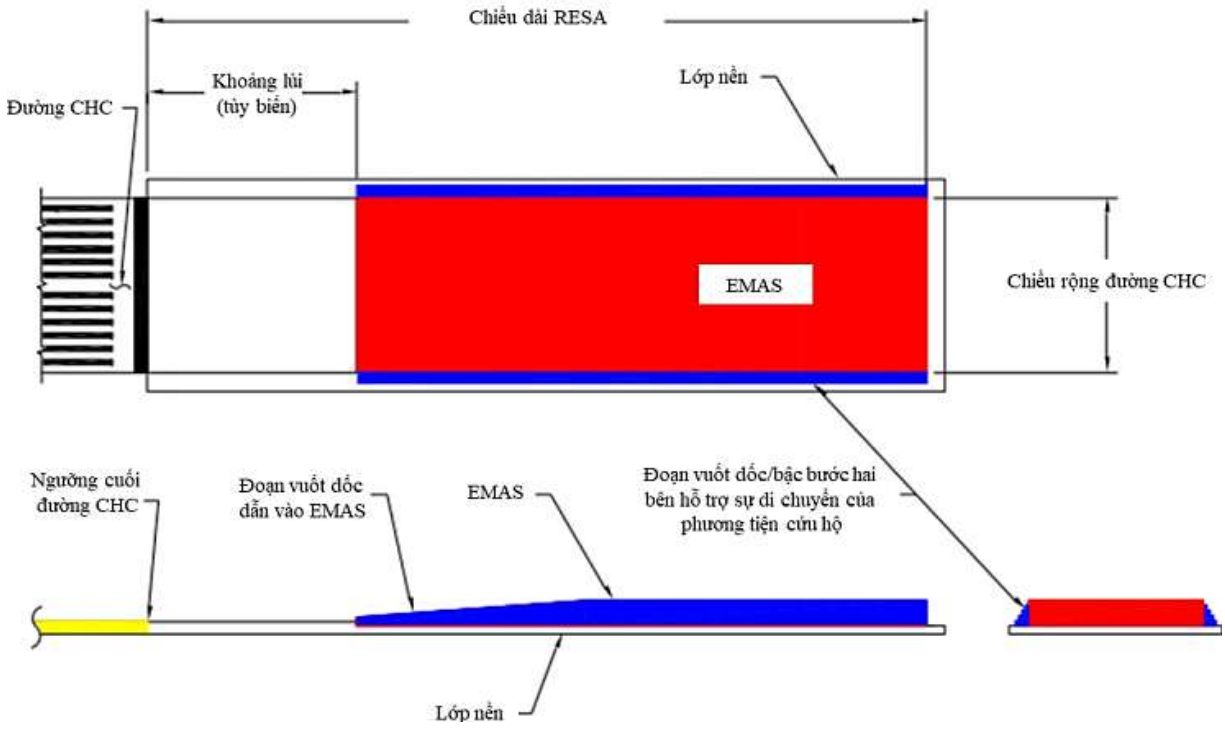
Trong hoạt động hàng không hiện nay, việc đảm bảo an toàn cho khu vực cuối đường CHC được đặt lên hàng đầu, đặc biệt tại những sân bay nằm ở địa hình khó khăn hoặc có điều kiện khí hậu, thời tiết phức tạp. Hệ thống vật liệu hãm giữ tàu bay EMAS được đánh giá là giải pháp hiệu quả nhằm hạn chế tối đa rủi ro khi xảy ra sự cố mà vẫn đảm bảo tối ưu về mặt không gian.

Về nguyên lý vận hành, EMAS hoạt động theo cơ chế hấp thụ động năng một cách thụ động. Cấu trúc của hệ thống gồm một lớp vật liệu đặc biệt (thường sử dụng bê tông bọt khí), được thiết kế để có khả năng bị phá hủy và nghiền nát theo cách có kiểm soát khi chịu tải trọng từ tàu bay. Khi tàu bay tiến vào khu vực lắp đặt EMAS, quá trình vật liệu bị nén chặt sẽ tạo ra lực cản tác động lên hệ thống bánh xe, từ đó cung cấp một lực giảm tốc ổn định và liên tục. Nhờ cơ chế này, tàu bay có thể dừng lại một cách an toàn trong phạm vi giới hạn của RESA, đồng thời hạn chế đến mức thấp nhất các tổn thất về kết cấu khung máy bay cũng như bảo vệ tính mạng hành khách [2, 15].



Hình 6. Nguyên lý hoạt động của hệ thống EMAS

Giải pháp này nhận được sự khuyến nghị đặc biệt từ Cục Hàng không Liên bang Mỹ (FAA) và Tổ chức Hàng không Dân dụng Quốc tế (ICAO) để áp dụng tại các CHK có các yếu tố khai thác đặc thù, chẳng hạn như: đường CHC có chiều dài hạn chế, dải RESA không đủ tiêu chuẩn, vị trí nằm trên địa hình đồi núi, khu vực ven biển, hoặc nơi thường xuyên chịu tác động của gió giật mạnh.



Hình 7. Các thành phần điển hình của hệ thống EMAS [16]

6. Kết luận

Nghiên cứu đã tiến hành phân tích tổng thể các điều kiện tự nhiên, hiện trạng hạ tầng và nhu cầu khai thác của CHK Côn Đảo, đồng thời áp dụng các phương pháp tính toán theo tiêu chuẩn ICAO, TCVN hiện hành và số liệu khai thác thực tế của các hãng hàng không. Kết quả cho thấy việc nâng cấp, kéo dài đường CHC là yêu cầu tất yếu nhằm đáp ứng nhu cầu vận tải hàng không ngày càng tăng, phù hợp với quy hoạch phát triển CHK Côn Đảo trong giai đoạn hiện tại và tương lai. Trên cơ sở so sánh các phương án chiều dài đường CHC, nghiên cứu xác định phương án kéo dài đường CHC lên 2.400 m là hợp lý và khả thi nhất trong điều kiện địa hình, môi trường và khai thác của sân bay. Phương án này cho phép khai thác hiệu quả các loại tàu bay code C như A320 và A321 với mức hạn chế tải trọng không đáng kể, đảm bảo khai thác đầy đủ số ghế hành khách và đáp ứng nhu cầu vận chuyển hàng hóa ở mức phù hợp với thực tiễn khai thác tại Côn Đảo, đồng thời hạn chế tối đa tác động lấn biển và môi trường tự nhiên. Bên cạnh đó, việc bổ sung hệ thống vật liệu hãm giữ tàu bay EMAS tại hai đầu đường CHC là cần thiết nhằm giảm thiểu rủi ro, nâng cao mức độ an toàn khai thác và phù hợp với các khuyến nghị của ICAO và FAA đối với các sân bay có điều kiện khai thác đặc thù.

Từ các phân tích nêu trên, nghiên cứu kiến nghị lựa chọn phương án kéo dài đường CHC Cảng hàng không Côn Đảo lên 2.400 m, chiều rộng 45 m theo tiêu chuẩn sân bay cấp 4C, kết hợp bố trí đầy đủ RESA và triển khai hệ thống EMAS tại hai đầu đường CHC. Giải pháp này không chỉ đảm bảo yêu cầu an toàn bay mà còn góp phần nâng cao năng lực khai thác, tạo điều kiện thuận lợi cho phát triển kinh tế – xã hội, du lịch và hội nhập của đặc khu Côn Đảo trong dài hạn.

Tài liệu tham khảo

1. Нгуен Ван Хиеу, Зыонг Зуй Кхань и др.. Оценка вероятности аварийных ситуаций аэропорта Кон Дао во Вьетнаме. Вестник Московского автомобильно-дорожного государственного технического университета (МАДИ), Выпуск 4 (75), 2023.
2. Nguyễn Văn Hiếu, Dương Duy Khánh. (2025), "Thiết kế dải hãm giữ tàu bay EMAS cho Cảng hàng không Côn Đảo bằng phần mềm FAA ARRESTOR" *Tạp chí Cầu Đường Việt Nam*, (Số 5-2025), 44-47.
3. Airport Cooperative research program (2008). Analysis of Aircraft Overruns and Undershoots for Runway Safety Area. ACRP report 3.
4. Airport Cooperative research program (2011). Improved Models for Risk Assessment of Runway Safety Areas. ACRP report 50.
5. TCVN 11364:2016 – Sân bay dân dụng – Đường cất hạ cánh – Yêu cầu thiết kế.
6. AIRBUS S.A.S. Customer Services Technical Data Support and Services. A320 - Aircraft Characteristics Airport And Maintenance Planning. 2017
7. AIRBUS S.A.S. Customer Services Technical Data Support and Services. A321 - Aircraft Characteristics Airport And Maintenance Planning. 2017
8. QCVN 02:2022/BXD. Quy chuẩn kỹ thuật quốc gia về Số liệu điều kiện tự nhiên dùng trong xây dựng.
9. ADCC (2023). Thuyết minh điều chỉnh quy hoạch Cảng hàng không Côn Đảo giai đoạn đến năm 2030.
10. Văn bản số 1199/TCTHKVN-KHPT ngày 21/10/2022 của Tổng công ty Hàng không Việt Nam về việc cung cấp thông tin, số liệu khai thác đội tàu bay của các hãng hàng không dự kiến khai thác tại CHK Côn Đảo.
11. Văn bản số 2-22/VJC-FOE ngày 20/10/2022 của Công ty Cổ phần Hàng không Vietjet về việc cung cấp thông tin, số liệu khai thác đội tàu bay dự kiến khai thác tại CHK Côn Đảo.
12. Văn bản số 1070/PA-OCC ngày 20/10/2022 của Công ty cổ phần Hàng không Pacific Airlines phúc đáp Công văn số 4899/CHK-QLC về việc cung cấp thông tin số liệu khai thác đội tàu bay.
13. TCVN 8753:2011 – Sân bay dân dụng – Yêu cầu chung về thiết kế và khai thác.
14. International Civil Aviation Organization (2002). Doc 9754 AN/934. Second Edition.
15. Nguyễn Đình Thạo, Lương Hữu Hạnh, Vũ Ngọc Thành. Sự cố trượt khỏi đường CHC: Một số mô hình tính toán xác suất biến cố và biện pháp giảm thiểu mức độ nghiêm trọng. Kỷ yếu Diễn đàn an toàn giao thông quốc gia năm 2021.
16. Federal Aviation Administration. (2012, September 27). AC 150/5220-22B - Engineered Materials Arresting Systems (EMAS) for Aircraft Overruns.

Calculation for runway length extension at Con Dao airport

Abstract: *Con Dao Airport plays a critical role in supporting tourism development and promoting socio-economic growth in the Con Dao special administrative area, and it also demonstrates significant potential for future expansion. Operational data indicate a steady annual increase in passenger traffic. However, due to adverse weather conditions, complex natural terrain, and existing constraints related to runway length and the Runway End Safety Area (RESA), combined with the fact that both runway ends are adjacent to the sea, the airport is currently limited to the operation of small aircraft types such as the ATR72 and Embraer 195. To accommodate the growing demand for air transport and to ensure compliance with the approved master plan, upgrading the runway is therefore essential. Based on the study results, extending the runway to a length of 2,400 m would enable operations of Code C aircraft, including the A320 and A321. In addition, the integration of an Engineered Materials Arresting System (EMAS) within the RESA is proposed to maximize operational safety.*

Keywords: CON DAO; RUNWAY; EMAS.

Đánh giá và đề xuất giải pháp đoạn chuyển tiếp cầu - đường trên nền đất yếu gia cố bằng cọc xi măng đất cho tuyến cao tốc Hậu Giang - Cà Mau

Đào Văn Hoan[1], Lê Văn Chung[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: daovanhoan1234@gmail.com; Tel: 097.185.2592

Tóm tắt

Hiện nay chúng ta đang xây dựng nhiều công trình đường ô tô cao tốc trên nền đất yếu khu vực Nam Bộ. Đoạn đường đầu cầu, cống hộp thường chúng ta xây dựng trên cơ sở sử dụng cọc đất xi măng để xử lý đất yếu ở khu vực này [1] và đoạn tuyến tiếp giáp xử lý bằng bấc thấm. Điều này cũng đặt ra một vấn đề đang rất quan tâm là sự làm việc của đoạn chuyển tiếp đường đầu cầu làm việc như thế nào để bảo đảm độ lún đồng đều giữa đường đầu cầu, cống và đoạn tuyến tiếp nối. Từ việc thu thập và xử lý các số liệu địa chất, địa hình và các yếu tố khí hậu trên một đoạn tuyến của tuyến đường cao tốc Hậu Giang - Cà Mau đang thực hiện, tác giả nghiên cứu sự làm việc của đoạn chuyển tiếp đường đầu cầu, cống và đã đề xuất được giải pháp gắn với các yêu cầu về độ lún cho các vị trí đường đầu cầu, cho vấn đề này là nội dung cụ thể của bài báo này.

Từ khóa: *Khu vực Nam Bộ; đường ô tô; cọc xi măng đất; nền đất yếu.*

1. Đặt vấn đề

Trong bối cảnh hiện nay, các tuyến đường cao tốc khu vực Nam Bộ nằm trong quy hoạch các tuyến đường cao tốc Bắc Nam phía Đông đang được ưu tiên hàng đầu tiến hành xây dựng và đưa vào nhằm phát triển toàn diện về kinh tế xã hội cũng như bảo đảm Quốc phòng, an ninh khu vực này, trong đó có tuyến cao tốc Hậu Giang - Cà Mau.

Với đặc thù của vị trí địa lý và địa hình khu vực, xây dựng các tuyến đường cao tốc có rất nhiều vị trí phải xây dựng cầu, cống hộp thoát nước, hầm chui dân sinh. Mặt khác xây dựng các tuyến đường cao tốc khu vực này đều trên nền địa chất là nền đất yếu. Hiện nay tại Việt Nam và trên thế giới đã có các nghiên cứu về vấn đề này, theo [5] cho thấy kết quả cho thấy độ lún nền đường đầu cầu giảm rất mạnh sau khi xử lý bằng cọc xi măng đất trộn sâu, ví dụ từ khoảng 1,06 m xuống còn khoảng 0,013 m, đồng thời hệ số ổn định tăng từ 1,032 lên 2,739.

Giải pháp thường sử dụng trong thiết kế tuyến, công trình trên nền đất yếu là các đoạn đường đầu các mố cầu, cống hộp, hầm chui dân sinh được thiết kế trên nền cọc xi măng đất (CDM), phần nền đường tiếp giáp sử dụng cọc bấc thấm kết hợp gia tải trước. Tuy nhiên, điều này cũng sẽ tạo ra một vấn đề là có thể xảy ra tình trạng lún lệch tại chỗ tiếp giáp giữa đường và cầu, cống gây nên sự mất êm thuận trong khai thác và gia tăng nguy cơ mất an toàn giao thông. Từ đó cho thấy việc nghiên cứu sự làm việc đoạn chuyển tiếp đường đầu cầu, cống trong xây dựng đường ô tô cao tốc trên đất yếu là rất cấp thiết và có tính thực tiễn hiện nay.

2. Lún lệch đoạn tiếp giáp giữa đường và cầu, cống hộp

2.1. Hiện tượng lún lệch và ảnh hưởng đến khai thác đường cao tốc

Hiện tượng lún lệch chỗ đường dẫn tiếp giáp ngay sau mố cầu, cống hộp là hiện tượng khá phổ biến đối với việc xây dựng các công trình đường ô tô cao tốc trên nền đất yếu không những ở Việt Nam mà ngay cả các nước phát triển trên thế giới. Tuy nhiên, ở các nước phát

triển hiện tượng lún lệch này xảy ra với mức độ thấp hơn và thời gian bắt đầu xuất hiện cũng lâu hơn chứ không xảy ra ngay trong những năm đầu tiên công trình đưa vào khai thác như một số dự án ở nước ta như dự án Cần Thơ - Hậu Giang, Lộ Tẻ - Rạch Sỏi... Hiện tượng này là không thể tránh được nhưng cần được quan tâm thích đáng để không ảnh hưởng lớn đến điều kiện khai thác của công trình đường cao tốc, đặc biệt là các tuyến trên nền đất yếu khu vực Nam Bộ hiện nay.

Hiện tượng lún lệch tại khu vực tiếp giáp giữa cầu và đường là nguyên nhân gây cảm giác khó chịu cho hành khách, gây hư hại phương tiện, phát sinh tải trọng xung kích, trùng phục phụ thêm tác dụng lên mố cầu, gia tăng kinh phí cho công tác duy tu bảo dưỡng và gây mất an toàn giao thông (hình 1).

Các nghiên cứu đã chỉ ra rằng, lún lệch tại vị trí tiếp giáp giữa cầu, cống và đường xuất hiện ở hầu hết các công trình đường khu vực phía Nam với các mức độ khác nhau, để giải quyết vấn đề này đòi hỏi cần phải xem xét đầy đủ và chi tiết trên nhiều phương diện về thiết kế, tính toán, thực tế thi công bao gồm: Vấn đề lún nền đất đắp, kiểu mố cầu, kết cấu bản quá độ, lớp phủ mặt đường, biện pháp thi công.



Hình 1. Lún lệch tại vị trí tiếp giáp giữa cầu và đường gây hư hỏng công trình

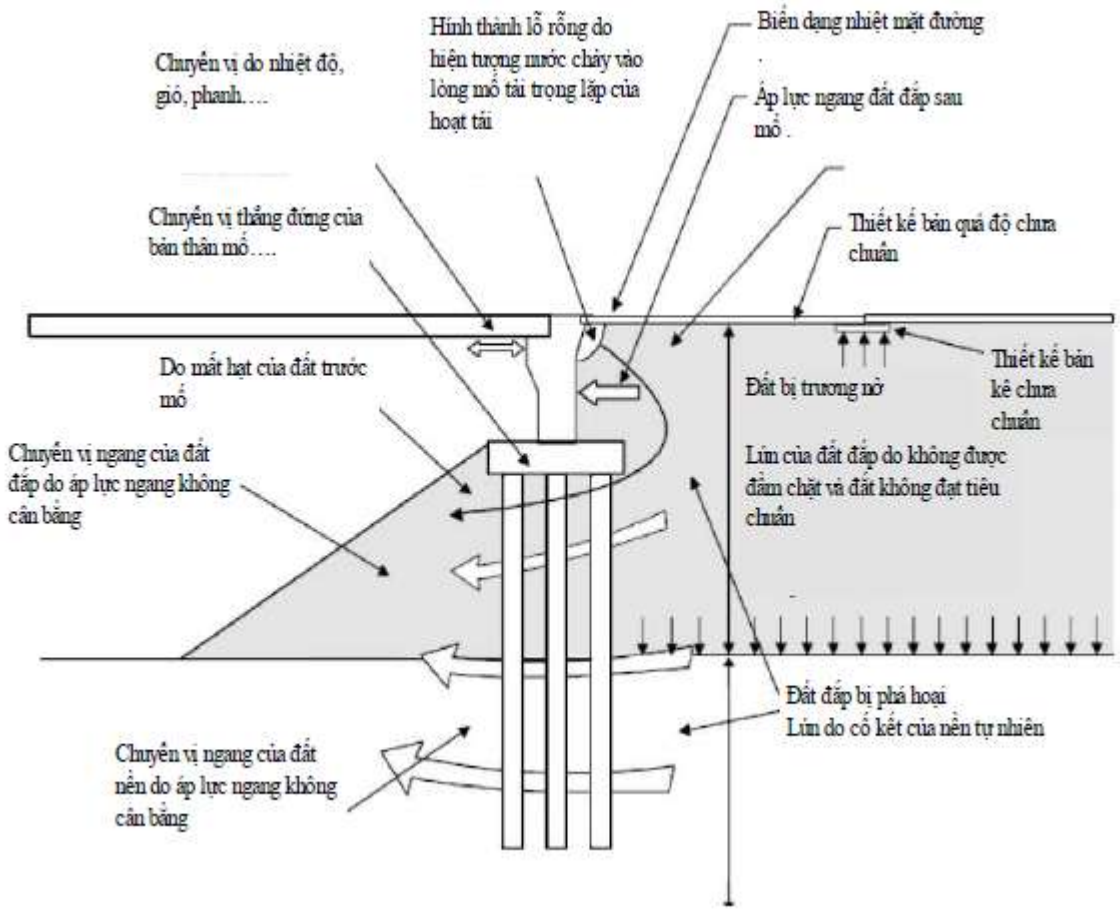
2.2. Một số nguyên nhân gây nên lún lệch tại khu vực tiếp giáp

Xảy ra lún lệch tại khu vực tiếp giáp là do tương tác giữa hai hệ kết cấu: Kết cấu mố cầu, cống hộp và hầm chui dân sinh (bao gồm móng, mố cầu, bản quá độ, khe co giãn...) có độ cứng lớn và ít biến dạng hoặc lún do thường được xây dựng trên nền cọc và các đường dẫn sau mố (nền đường đắp và nền đất tự nhiên) có độ cứng thấp hơn và có thể bị biến dạng nhiều, đặc biệt khi đường dẫn xây dựng trên nền đất yếu do có độ lún lớn hơn. Có nhiều nguyên nhân gây lún tại khu vực tiếp giáp giữa cầu và đường, tuy nhiên qua thực tế cho thấy có một số nguyên nhân cơ bản sau, thể hiện qua hình 2:

- Đất nền dưới nền đắp cố kết theo thời gian;
- Cố kết của đất đắp nền đường sau mố;
- Thi công đầm nén đất đắp sau mố và độ nén chặt của vật liệu đắp không đạt yêu cầu;
- Hệ thống thoát nước mố cầu kém hiệu quả dẫn đến hiện tượng xói mòn, mất hạt của đất đắp sau mố và phát triển lỗ rỗng dưới bản quá độ sau mố;
- Do lưu lượng xe quá tải;
- Sự thay đổi nhiệt độ theo mùa;

- Khe co giãn và gối cầu bị hư hỏng làm cho mố cầu bị dịch chuyển theo sự dịch chuyển của kết cấu dầm cầu.

- Do lựa chọn loại mố và móng mố không hợp lý, thiết kế kết cấu mố cầu và bản quá độ không đảm bảo.

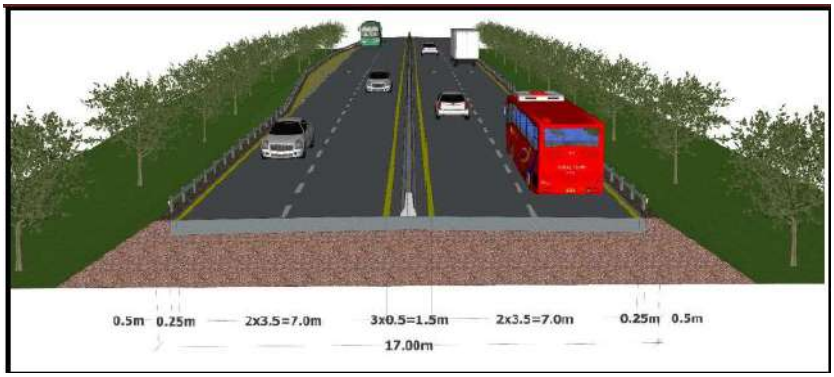


Hình 2. Nguyên nhân gây lún lệch đoạn tiếp giáp [4]

Nhận xét: Nguyên nhân lún lệch đoạn chuyển tiếp phục thuộc nhiều yếu tố và có thể xay ra trong nhiều thời gian thực hiện dự án. Đối với tuyến cao tốc Hậu Giang - Cà Mau, việc xảy ra lún lệch ở một số vị trí tiếp giáp do sự khác nhau trong tương tác giữa hai hệ kết cấu: kết cấu mố, đoạn trước cống sử dụng cọc xi măng đất (CDM) và kết cầu nền đường sử dụng cọc bấc thấm trên nền đất yếu.

2.3. Tính lún đoạn chuyển tiếp đối với tuyến cao tốc Hậu Giang - Cà Mau

Đối với tuyến cao tốc Hậu Giang - Cà Mau giai đoạn I có 4 làn xe tuân thủ [3] (hình 3).



Hình 3. Mặt cắt ngang tuyến cao tốc Hậu Giang - Cà Mau giai đoạn I

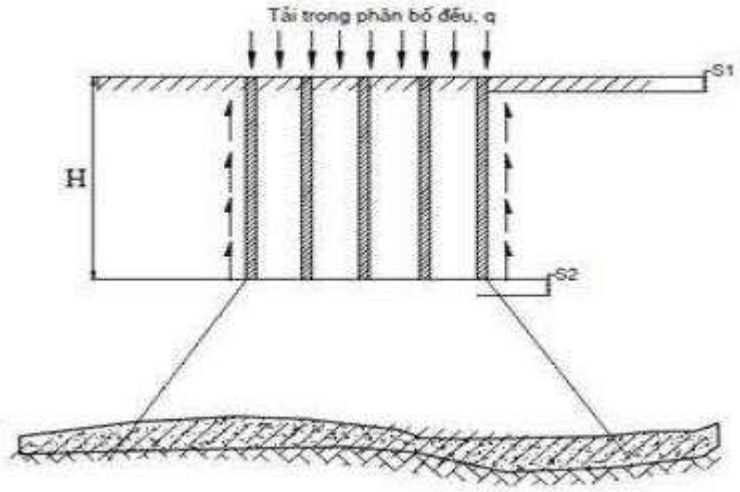
Kiểm toán độ lún: Độ lún tổng S của nền gia cố được xác định bằng tổng độ lún của bản thân khối gia cố và độ lún của các lớp đất yếu phía dưới khối gia cố:

$$S = S_1 + S_2$$

Trong đó:

S_1 - độ lún bản thân khối gia cố

S_2 - Độ lún nền đất chưa gia cố bên dưới khối gia cố



Hình 4. Phân tích lún khi gia cố bằng cọc đất xi măng

Trong [2], chỉ rõ phần độ lún cố kết còn lại được thể hiện ở bảng 1.

Bảng 1. Phần độ lún cố kết cho phép còn lại ΔS tại mọi vị trí của đoạn nền đắp trên đất yếu trong thời gian t năm sau khi thi công xong kết cấu mặt đường

Ví dụ tính toán bài toán lún trên tuyến

Các số liệu đầu vào: Đặc điểm nền đường:

Nền đất yếu bùn sét mềm dày: H = 20 m ; Lớp gia cố bằng cọc xi măng đất (DCM) đến độ sâu 12m; Phần dưới vẫn là đất yếu tự nhiên. Đường dẫn cầu: Chiều cao đắp: h = 4,5 m; trọng lượng thể tích đất đắp: $\gamma = 18\ kN/m^3$;

Áp lực đắp:

$$\Delta\sigma = \gamma h = 18 \times 4{,}5 = 81\ kPa$$

Thông số cơ lý đất yếu (giả định theo đất bùn sét ĐBSCL):

Hệ số rỗng ban đầu: $e_0 = 1{,}6$; Chỉ số nén: $C_c = 0{,}45$; Áp lực tiền cố kết: $\sigma_p' = 35\ kPa$

Ứng suất ban đầu tại trung tâm lớp: $\sigma_0' = \gamma' z = 8 \times 10 = 80\ kPa$

Tính lún cố kết tổng cộng (không gia cố): Áp dụng công thức Terzaghi:

$S = \frac{C_c H}{1+e_0} \log \frac{\sigma_0' + \Delta\sigma}{\sigma_0'}$ thay các giá trị trên ta có $S = \frac{0{,}45 \times 20}{1+1{,}6} \log \frac{80+81}{80}$; giá trị tính toán $S =$ $3{,}46 \times 0{,}303 = 1{,}05$m (làm tròn). Đây là một giá trị khá lớn về độ lún nền đường.

Tính lún khi gia cố bằng cọc xi măng đất

Lựa chọn đường kính cọc: D = 0,6 m; khoảng cách cọc: S = 1,2 m (tam giác đều)

Tỷ lệ thay thế diện tích:

$$a_s = \frac{\pi D^2}{2\sqrt{3}S^2} = \frac{3{,}14 \times 0{,}36}{4{,}98} \approx 0{,}227$$

Mô đun biến dạng tương đương

Qua giá trị thực tế $E_{soil} = 4\,MPa;\ E_{column} = 120\,MPa$ ta tính Eeq như sau: $E_{eq} = a_s E_c + (1 - a_s)E_s$, thay các giá trị ta có: $E_{eq} = 0{,}227 \times 120 + 0{,}773 \times 4 = 30{,}3$ Mpa

Độ cứng nền tăng khoảng: $\frac{30{,}3}{4} \approx 7{,}6$ lần

Lún sau gia cố: độ lún tỷ lệ nghịch mô đunta có $S_{giaco} = \frac{1{,}05}{7{,}6} \approx 0{,}14\,m$

Chênh lệch lún đoạn chuyển tiếp cầu đường

Phần móng cầu xử lý bằng cọc khoan nhồi độ lún dư khoảng 2 cm; với nền đường dẫn tính toán lún 14 cm, ta có sự chênh lệch lún:

$$\Delta S = 14 - 2 = 12\,cm$$

Đây là giá trị mà trong khai thác có thể gây nên sự không êm thuận, phù hợp với hiện tượng lún cục bộ đầu cầu đã được phản ánh trên một số vị trí của tuyến.

Một số nước quy định sự thay đổi độ dốc dọc do lún dư của đoạn chuyển tiếp giữa cầu và đường như sau [4]:

Loại, cấp đường	Vị trí đoạn nền đắp trên đất yếu		
	Đoạn gần mố cầu	Đoạn hai bên cống hoặc cống chui	Các đoạn nền đắp thông thường
1. Đường cao tốc, đường ô tô các cấp có tốc độ thiết kế ≥ 80 km/h và có tầng mặt cấp cao A1	≤ 10 cm	≤ 20 cm	≤ 30 cm
2. Đường có tốc độ thiết kế ≤ 60 km/h và có tầng mặt cấp cao A1	≤ 20 cm	≤ 30 cm	≤ 40 cm

Úc: Độ lún dư nền đường là 100mm, trường hợp đặc biệt tối đa là 160mm trong 40 năm sau khi dự án hoàn thành. Lún không đều tối đa (thay đổi theo độ dốc) là 3‰ theo hướng dọc và 10‰ theo hướng ngang trong thời gian 40 năm sau khi dự án hoàn thành.

Trung Quốc: Đối với tốc độ thiết kế từ 80 – 100 km/h: Độ dốc dọc thay đổi từ 4‰ ÷ 6‰ trở xuống thì không làm cho hành khách có cảm giác khó chịu. Trong quy phạm kỹ thuật bảo dưỡng sửa chữa đường ô tô thì quy định sự chênh lệch lún của bản mặt cầu với nền đường nếu lớn hơn 12mm thì gọi là hỏng hóc nghiêm trọng.

Nhật Bản: Đối với đường cao tốc nếu độ lún dư tạo ra sự chênh lệch quá 15mm thì phải sửa chữa.

Đối với hồ sơ thiết kế tính toán của đoạn cao tốc Hậu Giang - Cà Mau, các tính toán kiểm toán đều đáp ứng yêu cầu về độ lún theo địa chất đã được khảo sát. Trong thực tế khai thác hiện nay vẫn tiếp tục quan trắc để có đánh giá chính xác.

3. Đề xuất đối với đoạn chuyển tiếp

3.1. Độ lún và độ lún cố kết

- Đo lún nền đường tuân thủ quy định trong mục 6.2.3 của Tiêu chuẩn khảo sát, thiết kế nền đường ô tô trên nền đất yếu TCCS41:2022/TCĐBVN [2]. Độ lún cố kết cho phép cọn lại tại tim nền đường sau khi hoàn thành công trình như sau:

  • Đoạn gần mố cấu và cống hộp: [Sr] ≤ 10cm.

  • Đoạn có cống hộp hoặc cống chui: [Sr] ≤ 20cm.

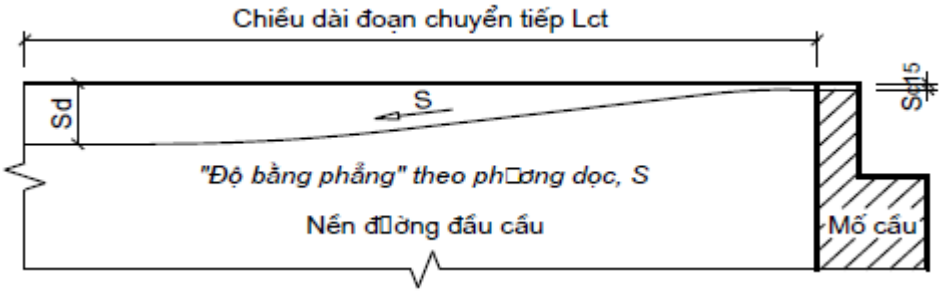
  • Đoạn nền đắp thông thường: [Sr] ≤ 30cm.

- Độ cố kết yêu cầu U ≥ 90% trong phạm vi xử lý.

3.2. Yêu cầu đối với đoạn chuyển tiếp

Mục đích chính của đoạn chuyển tiếp giữa cầu và đường là đảm bảo sự êm thuận, an toàn cho các phương tiện lưu thông trên đường đoạn từ nền đường đến kết cấu cầu và ngược lại. Yêu cầu về đoạn chuyển tiếp giữa đường và cầu, cống: xử lý nền đảm bảo độ lún dư còn lại đảm bảo theo quy định tại Phụ lục E của TCCS41:2022/TCĐBVN.

Cụ thể, đoạn chuyển tiếp giữa đường và cầu, cống được xác định theo cự ly như sau:



Hình 5. Xác định chiều dài đoạn chuyển tiếp

Xác định chiều dài đoạn chuyển tiếp: Nhằm mục tiêu xe chạy êm thuận trong chiều dài đoạn chuyển tiếp cần đảm bảo "độ bằng phẳng" theo phương dọc, tức là độ dốc thay đổi do lún không đổi không vượt quá từ 1/200 ÷ 1/125 (4‰ ÷ 8‰) và kết hợp với quy định về độ lún dư cho phép của đoạn đường đầu cầu S_d, công trình cầu trong thời gian 15 năm (Giả thiết công trình cầu lún đều trong suốt thời gian sử dụng) thì chiều dài đoạn chuyển tiếp được xác định theo công thức sau:

$$(S_d - S_{c15})/ L_{ct} \leq S$$

$$L_{ct} \geq (S_d - S_{c15}).S$$

Bảng 2. Kiến nghị cho đoạn chuyển tiếp đường và cầu tại dự án Hậu Giang - Cà Mau

Loại cấp đường	Chiều dài đoạn chuyển tiếp	"Độ bằng phẳng" theo phương dọc
1. Đường cao tốc và đường cấp 80	50m	1/200 - 1/175 (4‰ - 6‰)

4. Kết luận

Qua thực tế khai thác cho thấy các tuyến đường cao tốc xây dựng trên đất yếu khu vực Nam Bộ cần phải được kiểm soát sự lún lệch tại các đoạn chuyển tiếp giữa đường và cầu, cống.

Qua ví dụ tính toán cho thấy cần có tính toán chi tiết với từng vị trí đoạn chuyển tiếp cầu và đường để đảm bảo không chênh lún.

Cần có các số liệu quan trắc trong quá trình thi công và khai thác để đánh giá độ lún dư của toàn bộ các vị trí chuyển tiếp.

Tính toán và kiến nghị bản chuyển tiếp L = 50m gắn với sự thay đổi độ dốc dọc do chênh lún dư đảm bảo "độ bằng phẳng" theo phương dọc.

Trong thiết kế thời gian tới cần tính đến bài toán sử dụng lớp lưới vải địa kỹ thuật cho đoạn tiếp nối để giảm lún lệch đoạn chuyển tiếp

Tài liệu tham khảo

1. Tiêu chuẩn quốc gia TCVN 9403:2012 Gia cố nền đất yếu - Phương pháp trụ đất xi măng
2. Tiêu chuẩn cơ sở TCCS41:2022/TCĐBVN Tiêu chuẩn khảo sát, thiết kế nền đường ô tô trên đất yếu
3. Bộ Giao thông vận tải (2005). Đường ô tô - yêu cầu thiết kế. TCVN 4054-2005;.
4. Nguyễn Trung Hồng (2013). Nguyên nhân lún lệch giữa cầu và đường yêu cầu thiết kế đoạn chuyển tiếp. TEDI.
5. Tuan Anh Nguyen, Thang Nguyen Ngoc (2023). Soft ground improvement below bridge approach foundation using cement deep mixing columns combined with geotextile. Journal of Applied Engineering Science, Vol. 21, No. 2, 2023. DOI:10.5937/jaes0-40629.

Study on the performance of bridge and culvert transition sections in highway construction on soft ground improved with cement-soil columns

Abstract: *At present, numerous highway projects are being constructed on soft ground in the Southern region of Vietnam. Bridge approach sections are commonly treated using cement–soil columns to improve the soft subsoil conditions, while adjacent embankment sections are typically treated with prefabricated vertical drains (PVDs). This practice raises a critical concern regarding the mechanical behavior of the transition zone between the bridge approach and the adjoining embankment, particularly in ensuring uniform settlement and mitigating differential settlement between these sections. Based on the collection and analysis of geological, topographical, and climatic data from a selected section of the Hau Giang - Ca Mau Expressway project currently under construction, this study investigates the performance of transition sections at bridge and culvert approaches. On this basis, appropriate technical solutions are proposed to address the identified issues. These constitute the main contents of this paper..*

Keywords: Southern region of Vietnam; highway; cement–soil columns; soft ground.

Khảo sát, đánh giá mức độ dễ bị tổn thương của công trình cầu, đường dưới tác động của Biến đổi khí hậu khu vực tỉnh Phú Thọ

Đỗ Văn Thắng[1], Hoàng Quốc Long[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: minhthang1256@gmail.com; Tel: 0384967089

Tóm tắt

Tỉnh Phú Thọ là khu vực có địa hình, địa chất phức tạp. Trong bối cảnh hiện nay, khu vực này chịu nhiều ảnh hưởng do tác động của Biến đổi khí hậu (BĐKH) với các mức độ tác động khác nhau. Các công trình Cầu, đường ô tô trên khu vực này trong quá trình khai thác cũng sẽ chịu các tác động của BĐKH. Đánh giá mức độ dễ bị tổn thương (DBTT) của công trình cầu đường dưới tác động của Biến đổi khí hậu cho khu vực này sẽ giúp chúng ta chủ động trong công tác bảo trì, duy tu bảo dưỡng và sửa chữa trong quá trình khai thác. Mặt khác sẽ dự báo được những mức độ hư hỏng có thể để chúng ta phòng tránh và thích ứng. Trên cơ sở của BĐKH theo kịch bản 2020, lựa chọn được phương pháp tính toán để đánh giá mức độ dễ tổn thương của công trình cầu đường dưới tác động của BĐKH. Trong bài báo này từ kết quả khảo sát thực tế một đoạn tuyến và một công trình cầu thuộc tỉnh Phú Thọ, tác giả đánh giá mức độ dễ tổn thương của công trình cầu, đường dưới tác động của BĐKH.

Từ khóa: *Tỉnh Phụ Thọ; Biến đổi khí hậu; công trình đường ô tô; công trình cầu.*

1. Đặt vấn đề

Biến đổi khí hậu (BĐKH) đã và đang có những tác động mạnh mẽ đến rất nhiều mặt khác nhau của đời sống xã hội của nước ta hiện nay trong đó có tác động đến các công trình cầu đường trong quá trình khai thác. Sự gia tăng về tần suất và cường độ của các hiện tượng thời tiết cực đoan như mưa lớn kéo dài, lũ quét, sạt lở đất, nắng nóng cực đoan và biến động nhiệt độ đã làm gia tăng nguy cơ suy giảm khả năng làm việc, hư hỏng kết cấu và gián đoạn khai thác của các công trình giao thông, đặc biệt là công trình cầu và đường ô tô. Điều này làm cho các công trình cầu đường phải đương đầu với những hiểm họa đang gia tăng và trở nên dễ bị tổn thương hơn. Trong những năm sắp tới, BĐKH sẽ trở nên rõ ràng hơn và có thể gây ra những tác động mạnh mẽ hơn [1]. Mặc dù đã có một số nghiên cứu về ảnh hưởng của BĐKH đến hạ tầng giao thông ở quy mô quốc gia hoặc vùng, tuy nhiên các nghiên cứu chuyên sâu đánh giá mức độ dễ bị tổn thương của công trình cầu và đường trong điều kiện cụ thể của từng địa phương vẫn còn hạn chế. Đặc biệt, đối với tỉnh Phú Thọ, việc lượng hóa mức độ tác động của các yếu tố khí hậu cực đoan đến khả năng làm việc và tuổi thọ công trình giao thông chưa được nghiên cứu đầy đủ, dẫn đến khó khăn trong công tác lập kế hoạch bảo trì, duy tu và đầu tư nâng cấp theo hướng thích ứng với BĐKH [2].

Xuất phát từ những yêu cầu thực tiễn đó, việc tiến hành khảo sát hiện trạng và đánh giá mức độ dễ bị tổn thương của các công trình cầu, đường dưới tác động của BĐKH trên địa bàn tỉnh Phú Thọ là cần thiết và có ý nghĩa khoa học cũng như thực tiễn rõ rệt. Kết quả nghiên cứu không chỉ góp phần làm rõ cơ chế tác động của các yếu tố khí hậu đến công trình giao thông mà còn cung cấp cơ sở khoa học cho việc đề xuất các giải pháp kỹ thuật và quản lý nhằm nâng cao khả năng thích ứng, giảm thiểu rủi ro hư hỏng và bảo đảm khai thác an toàn, bền vững hệ thống giao thông trong điều kiện biến đổi khí hậu ngày càng gia tăng. Bài báo này tập trung

khảo sát thực tế một đoạn tuyến và công trình cầu cụ thể trên địa bàn tỉnh Phú Thọ, từ đó áp dụng phương pháp đánh giá phù hợp để xác định mức độ dễ bị tổn thương của các công trình dưới tác động của các kịch bản biến đổi khí hậu, làm cơ sở cho các nghiên cứu tiếp theo và phục vụ công tác quản lý khai thác hạ tầng giao thông địa phương.

2. Tác động của Biến đổi khí hậu và tính dễ bị tổn thương của công trình cầu đường

2.1. Biến đổi khí hậu và các yếu tố tác động đến công trình cầu đường

Ủy ban Liên chính phủ về Biến đổi Khí hậu (IPCC) [1], định nghĩa về biến đổi khí hậu như sau: "Bất cứ sự biến đổi nào về khí hậu theo thời gian, do diễn biến tự nhiên hay là kết quả của hoạt động con người".

Trong nghiên cứu về tính DBTT đối với công trình cầu đường sử dụng định nghĩa này vì nó bao hàm cả những diễn biến tự nhiên và những thay đổi do hoạt động của con người. Hiện nay, khi nhắc đến vấn đề biến đổi khí hậu chúng ta thường liên hệ tới sự gia tăng nhiệt độ toàn cầu có thể quan sát được hay thông qua dự báo và những tác động có liên quan, bao gồm: sự gia tăng các hiện tượng khí hậu cực đoan, nước biển dâng; và sự biến đổi về thời gian mưa và lượng mưa. Trên quan điểm giảm khả năng bị tổn thương, chúng ta không cần tách biệt "biến đổi khí hậu" do con người với "dao động khí hậu" tự nhiên.

Biến đổi khí hậu (BĐKH) đang làm gia tăng tần suất và cường độ của các hiện tượng thời tiết cực đoan như mưa lớn, bão mạnh, nắng nóng kéo dài, lũ quét bất thường và nước biển dâng. Đối với hệ thống công trình cầu, đường ô tô các tác động này không chỉ làm gia tăng chi phí bảo trì mà còn ảnh hưởng trực tiếp đến an toàn khai thác và tuổi thọ công trình.

Một số yếu tố tác động chủ yếu của BĐKH đến các công trình cầu đường trong khai thác:

- *Gia tăng nhiệt độ trung bình:*

+ Nhiệt độ cao làm giảm mô đun đàn hồi của bê tông nhựa, gây hiện tượng hằn lún vệt bánh xe, chảy nhựa và bong bật mặt đường.

+ Ứng suất nhiệt trong kết cấu nhịp cầu (dầm thép, bê tông dự ứng lực) tăng lên, đặc biệt tại các vị trí khe co giãn; ứng suất nhiệt làm tăng khả năng nứt cho các tấm BTXM mặt đường.

+ Sự lão hóa nhanh của vật liệu polymer (gối cầu, khe co giãn, sơn bảo vệ).

Nhận xét: Với sự gia tăng nhiệt độ trung bình sẽ làm giảm khả năng chịu tải thực tế, tăng chi phí duy tu mặt đường, giảm độ êm thuận và tăng nguy cơ mất an toàn giao thông.

- *Gia tăng lượng mưa bất thường và lũ lớn:*

+ Mưa lớn kéo dài làm tăng áp lực nước lỗ rỗng trong nền đất yếu, gây giảm cường độ chịu tải và tăng lún.

+ Xói lở taluy nền đường, trượt mái dốc, đặc biệt ở khu vực miền núi.

+ Gia tăng xói cục bộ tại mố, trụ cầu do dòng chảy lũ có vận tốc lớn.

Nhận xét: Với gia tăng lượng mưa bất thường và lũ lớn sẽ làm tăng nguy cơ mất ổn định trụ cầu trong các trận lũ cực đoan; tăng nguy cơ mất ổn định mái taluy đường; Hư hỏng kết cấu áo đường do ngập nước kéo dài.

- *Thay đổi chu trình ẩm của nền đường*:

+ Co ngót đất nền (đặc biệt là đất sét) gây lún không đều.

+ Nứt mặt đường do biến dạng nhiệt và co ngót nền.

Nhận xét: Với thay đổi chu trình ẩm của nền đường sẽ làm hư hỏng cục bộ đường và gia tăng mất an toàn giao thông trong khai thác.

2.2. Tính dễ bị tổn thương của công trình cầu, đường ô tô dưới tác động của BĐKH

Tình trạng dễ bị tổn thương đối với biến đổi khí hậu được định nghĩa như sau:

Mức độ mà một hệ thống dễ bị tác động, hoặc không thể đối phó với những ảnh hưởng bất lợi từ biến đổi khí hậu, bao gồm những diễn biến và hình thái khí hậu cực đoan. Tình trạng dễ bị tổn thương liên quan chặt chẽ đến tính chất, mức độ và tốc độ biến đổi khí hậu mà một hệ thống phải hứng chịu, cùng với mức độ nhạy cảm và năng lực thích ứng của hệ thống đó.

Trong khuôn khổ nghiên cứu, những đối tượng mà bài báo đề cập đến là các công trình cầu, đường ô tô, sự hứng chịu những biến thiên khí hậu có liên quan đến địa lý. Ví dụ như những công trình ven biển có thể hứng chịu hậu quả của nước biển dâng và các trận bão, trong khi những cộng đồng ở vùng núi chủ yếu sẽ phải hứng chịu các đợt gia tăng nhiệt độ và lưa lũ bất thường.

Hiện nay vẫn chưa có một định nghĩa thống nhất về tính DBTT của công trình cầu, đường bộ. Tuy nhiên, định nghĩa được đề xuất bởi Berdica [6] thường được nhắc đến: "Tính dễ bị tổn thương của hệ thống giao thông đường bộ là sự nhạy cảm với các sự cố, có thể dẫn đến giảm đáng kể khả năng phục vụ mạng của hệ thống. Các sự cố có thể làm mục đích cơ bản của hệ thống giao thông bị tổn thương (khả năng cung cấp các dịch vụ vận tải cho người dùng) và dẫn đến các hậu quả bất lợi đáng kể". Một định nghĩa khác ngắn gọn hơn và cơ bản cùng ý nghĩa là: "Tính DBTT của hệ thống giao thông là nguy cơ của hệ thống giao thông bị gián đoạn và suy thoái" [4].

2.3. Đánh giá mức độ dễ bị tổn thương

Mức độ dễ bị tổn thương của công trình cầu đường có thể được xác định theo mô hình [5]:

$$V = f(E, S, AC)$$

Trong đó:

E (Exposure) - Mức độ phơi nhiễm trước tác động khí hậu, giá trị E được Uỷ ban Liên chính phủ về Biến đổi khí hậu (IPCC) định nghĩa là bản chất và mức độ mà một hệ thống phải chịu tác động của các biến đổi thời tiết đặc biệt

S (Sensitivity) - Mức độ nhạy cảm của kết cấu, là mức độ của một hệ thống chịu tác động (trực tiếp hoặc gián tiếp) có lợi cũng như bất lợi bởi các tác nhân kích thích liên quan đến khí hậu

AC (Adaptive Capacity) - Khả năng thích ứng, là khả năng của một hệ thống nhằm thích nghi với biến đổi khí hậu (bao gồm sự thay đổi cực đoan của khí hậu), nhằm giảm thiểu các thiệt hại, khai thác yếu tố có lợi hoặc để phù hợp với tác động của biến đổi khí hậu.

Việc đánh giá cần dựa trên các yếu tố:

- Kịch bản khí hậu tương lai.

- Dữ liệu quan trắc thực tế.

- Đặc điểm địa chất - thủy văn khu vực.

- Tình trạng khai thác hiện tại của công trình.

Tính DBTT của công trình cầu, đường bộ còn phụ thuộc vào sự tồn tại hay không các tuyến đường, cầu thay thế và có sự khác nhau giữa khu vực đô thị và khu vực nông thôn. Để đánh giá mức độ đề bị tổng thường của công trình Cầu, đường ô tô cần có phương pháp đánh giá phù hợp.

3. Các phương pháp đánh giá tính dễ bị tổn thương do BĐKH

Đánh giá tính DBTT trong mối quan hệ với BĐKH là phương pháp đánh giá theo yếu tố tác động của BĐKH. Hiện nay, có rất nhiều hướng tiếp cận khác nhau để đánh giá tính DBTT. Mỗi phương pháp phù hợp vời từng hoàn cảnh, mục đích đánh giá khác nhau cũng như môi trường khác nhau. Do vậy, khi quyết định sử dụng phương pháp nào cần phải cân nhắc đến các yếu tố liên quan để ứng dụng cho phù hợp với mục tiêu đem lại hiệu quả cao nhất, dựa trên các điều kiện và nguồn lực sử dụng hợp lý.

Một số phương pháp cụ thể để đánh giá tính DBTT của công trình đường bộ

Hiện nay, để đánh giá mức độ DBTT cho các công trình cầu đường (công trình mới xây dựng hoặc đang trong quá trình khai thác) do tác động của các yếu tố BĐKH, thường sử dụng ba phương pháp cụ thể như sau [5]:

(i) Phương pháp khảo sát hiện trường: Cho phép sơ bộ kết luận về mức độ DBTT của công trình thông qua các khảo sát/thu thập dữ liệu ngoài hiện trường của một số chỉ tiêu. Kết quả của phương pháp này nhằm đưa ra nhận định về mức độ cần thiết phải tiến hành các đánh giá mức độ DBTT một các đầy đủ, chính xác bằng các phương pháp khác.

(ii) Phương pháp ma trận: Được sử dụng khi cần đánh giá nhanh (ví dụ ngoài hiện trường) mức độ DBTT thông qua các bộ chỉ số. Kết quả của phương pháp này phụ thuộc lớn vào ý kiến chủ quan của người đánh giá.

(iii) Phương pháp chỉ số: Tính DBTT được đánh giá thông qua các bộ chỉ số. Bộ chỉ số này được xây dựng mang tính chỉ dẫn, khi áp dụng cho từng địa phương cụ thể, cần căn cứ vào tình hình thực tế ở địa phương (nhất là khả năng thu thập dữ liệu) mà có thể quyết định sử dụng bộ chỉ số được giới thiệu hay cần hiệu chỉnh, thay đổi các chỉ số cho phù hợp với điều kiện cụ thể của địa phương. Ngoài ra, phương pháp này cần thực hiện một số tính toán nhất định, và có thể cần đến sự hỗ trợ của công cụ tính toán (máy vi tính, phần mềm excel,…) nên chỉ thích hợp cho các đánh giá trong phòng.

Nhận xét: Mỗi phương pháp sẽ có ưu nhược điểm riêng và áp dụng phương pháp nào cho phù hợp là lựa chọn của người thiết kế và gắn với các đặc điểm của công trình cầu, đường, điều kiện khu vực khảo sát.

4. Khảo sát, đánh giá tính dễ bị tổn thương do BĐKH cho công trình cầu, đường ô tô thuộc tỉnh Phú Thọ

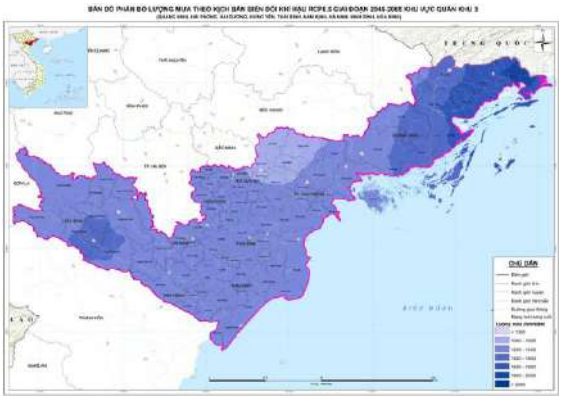
Tỉnh Phú Thọ (với khu vực nghiên cứu là tính Hòa Bình trước sạt nhập địa giới hành chính) là khu vực có tầm quan trọng đối với Quốc phòng, an ninh và phát triển kinh tế xã hội đối với nước ta. Khu vực này cũng là khu vực chịu nhiều tác động của BĐKH, trong đó có tác

động đến các công trình Cầu, đường ô tô. Trong nghiên cứu [3] đã được xây dựng được bản đồ biến đổi của các yếu tố BĐKH (hình 1, 2, 3).

Trong khuôn khổ nghiên cứu, điều kiện thực hiện nghiên cứu cho báo cáo, tác giả đã tiến hành nghiên cứu khảo sát thực tế một cây cầu Ngòi Móng trên tuyến đường tỉnh 445 (tỉnh Hòa Bình cũ, tỉnh Phú Thọ hiện nay) và 25km tuyến đường tỉnh 433 (tỉnh Hòa Bình cũ, tỉnh Phú Thọ hiện nay). Tác giả cũng trình bày nội dung đánh giá tính DBTT theo phương pháp khảo sát hiện trường.



Hình 1. Bản đồ hành chính khu vực công trình nghiên cứu



Hình 2. Bản đồ phân bố lượng mưa theo KB BĐKH RCP 8.5 (2046-2065) khu vực nghiên cứu



Hình 3. Bản đồ phân bố nhiệt độ theo KB BĐKH RCP 8.5 (2046-2065) khu vực nghiên cứu

Một số hình ảnh khảo sát và hư hỏng tuyến đường do các yếu tố của BĐKH








Hình 4. Một số kết quả khảo sát tại cầu Ngòi Móng và đường tỉnh 433

Đánh giá theo phương pháp khảo sát hiện trường

Các chỉ tiêu đánh giá được lấy theo bảng 1, bảng 2. Các dữ liệu được thu thập cho tuyến và điền vào bảng dưới dạng tích CÓ (X) hoặc KHÔNG (O).

Bảng 1. Bảng tích khảo sát hiện trường đánh giá khả năng hoạt động thông suốt của tuyến đường 433 khảo sát

STT	Chỉ tiêu	Tuyến đường khảo sát 433
1	Có sạt lở mái dốc nghiêm trọng gây tắc nghẽn đường hoàn toàn và yêu cầu phải dọn đất đá/sửa chữa lại mái dốc	X
2	Có nhiều hơn 20% độ dài tuyến đường cắt ngang qua vùng có độ dốc ngang sườn dốc lớn hơn 30°	X
3	Có một số mái đường đào và mái đường đắp trên tuyến đường không đáp ứng độ dốc taluy quy định trong tiêu chuẩn TCVN 4054-2005	O
4	Không có hoặc có một số biện pháp ổn định mái dốc (như xây tường chắn, các kỹ thuật về công nghệ sinh học…) nhưng không hoàn toàn hiệu quả, vẫn xảy ra sạt lở đất làm ảnh hưởng đến tuyến đường	X
5	Đá phong hóa từ trung bình đến mạnh, có tồn tại các khối đá dạng phiến, dạng nêm, đá lở trong khu vực	O
6	Có các yếu tố tiềm năng có thể ảnh hưởng đến độ ổn định mái dốc (phá rừng/thảm thực vật; vùng nước đọng trong mái dốc; hoạt động địa chấn…)	X
7	Mặt đường cấp thấp	X
8	Có các dấu hiệu hư hỏng mặt đường (nứt/rãnh sâu/biến dạng/ ổ gà/vũng/hố trên đường…)	X
9	Có xuất hiện các vùng đọng nước thường xuyên trên mặt đường trong khoảng thời gian nhiều hơn một vài ngày	O

STT	Chỉ tiêu	Tuyến đường khảo sát 433
10	Có ít hơn 50% chiều dài tuyến đường có hệ thống thoát nước dọc đường hoạt động hiệu quả	X
11	Có xuất hiện các thiếu hụt/hư hỏng các cầu/cống dọc theo tuyến đường phải thay thế/sửa chữa/cải tạo	O
12	Có xảy ra hiện tượng dòng chảy vượt ngưỡng đối với cống yêu cầu phải bảo dưỡng/nạo vét hoặc thay thế mở rộng khẩu độ cống	O
13	Có xảy ra hiện tượng hư hỏng/sụp đổ hệ thống thoát nước (cống và cầu) gây tắc nghẽn giao thông hoặc gây thiệt hại cho các hạng mục khác	O
14	Có xuất hiện dòng chảy cắt ngang tuyến	X
15	Có đoạn tuyến đi qua vùng đất trũng và có nguy cơ bị ngập vào mùa mưa	O
16	Có xuất hiện nước ngầm chảy ra từ vách taluy	X
17	Có nguy cơ xói lở taluy âm do dòng chảy sông/suối ở lân cận tuyến	O
18	Có hư hỏng mặt đường do nhiệt độ (nứt)	X

Mức độ DBTT của tuyến sẽ được sơ bộ rút ra thông qua việc xem xét tỷ lệ các chỉ tiêu được tích CÓ (X) trên tổng số chỉ tiêu:

Đối tượng đánh giá	Tuyến đường khảo sát 433
Tỷ lệ chỉ tiêu CÓ (X)	55,56%

Nhận xét: Như vậy theo phương pháp này, có thể sơ bộ nhận định rằng tuyến đường là tuyến "yếu" và có khả năng là tuyến có mức độ DBTT cao. Tuy nhiên cần nhận định này chỉ mang tính tương đối do tính phơi nhiễm và khả năng thích ứng của tuyến chưa được xét đến.

Tương tự như vậy, các dữ liệu được thu thập cho cầu Ngòi Móng và điền vào bảng dưới dạng tích CÓ (X) hoặc KHÔNG (O) thể hiện qua bảng 2.

Bảng 2. Bảng tích khảo sát hiện trường đánh giá khả năng hoạt động bình thường của cầu Ngòi Móng khảo sát

STT	Chỉ tiêu	Tuyến đường khảo sát 433
1	Có sạt lở mái dốc trước mố nghiêm trọng gây mất khả năng làm việc hoàn toàn và yêu cầu phải dọn đất đá/sửa chữa lại mái dốc	X
2	Có dòng chảy mạnh bất thường khi mùa mưa về trong mấy năm gần đây	X
3	Có nứt mố cầu BTCT trong khai thác	X

STT	Chỉ tiêu	Tuyến đường khảo sát 433
4	Có một số biện pháp gia cố mố cầu	O
5	Có địa chất phức tạp tại vịt rí XD cầu trong khu vực	O
6	Có các yếu tố tiềm năng có thể ảnh hưởng đến độ ổn định của mố cầu	X
7	Có nứt trụ cầu BTCT trong khai thác	O
8	Có các dấu hiệu hư hỏng mặt đường trên cầu do nhiệt độ (nứt/rãnh sâu/biến dạng/ổ gà…)	X
9	Có xuất hiện các vùng đọng nước thường xuyên trên mặt cầu trong khoảng thời gian nhiều hơn một vài ngày	O
10	Có nhiều hơn 50% khe co giãn nhiệt (dạng răng lược) hoạt động không hiệu quả	X
11	Có xuất hiện các thiếu hụt/hư hỏng các mái đá hộc ốp mố cầu phải thay thế/sửa chữa/cải tạo	X
12	Có xảy ra hiện tượng dòng chảy vượt ngưỡng đối với cầu, yêu cầu phải bảo dưỡng/nạo vét hoặc rộng khẩu độ lòng suối	X
13	Có xảy ra hiện tượng hư hỏng/sụp đổ hệ thống chịu lực của cầu gây tắc nghẽn giao thông hoặc gây thiệt hại cho các hạng mục khác	X
14	Có xuất hiện xói lở do dòng chảy	X
15	Có độ dốc lớn của địa hình lòng suối	O
16	Có hư hỏng mặt đường dẫn đầu cầu do nhiệt độ (nứt)	X

Mức độ DBTT của cầu sẽ được sơ bộ rút ra thông qua việc xem xét tỷ lệ các chỉ tiêu được tích CÓ (X) trên tổng số chỉ tiêu:

Đối tượng đánh giá	Tuyến đường khảo sát 433
Tỷ lệ chỉ tiêu CÓ (X)	68,75%

Như vậy theo phương pháp này, có thể sơ bộ nhận định rằng cây cầu là " rất yếu" và có cầu có mức độ DBTT rất cao, điều này phù hợp với thực tế là cây cầu này hiện không khai thác được theo thực tế khảo sát.

Để có đánh giá chính xác hơn và sát thực tế hơn, chúng ta cần thực hiện đánh giá theo hai phương pháp còn lại là phương pháp ma trận và phương pháp chỉ số. Tác giả sẽ tiến hành thực hiện nội dung này trong thời gian tiếp theo

5. Kết luận

Biến đổi khí hậu đang và sẽ tiếp tục tác động mạnh mẽ đến hệ thống công trình cầu, đường ô tô trong suốt quá trình khai thác. Các tác động này mang tính đa chiều, ảnh hưởng đến

vật liệu, kết cấu, nền móng và khả năng vận hành an toàn của công trình, đặc biệt ở khu vực Tây Bắc nôi chịu nhiều ảnh hưởng của các yếu tố BĐKH do vị trí địa lý.

Đánh giá mức độ dễ bị tổn thương của công trình cầu, đường ô tô dưới tác động của BĐKH và xây dựng chiến lược thích ứng là yêu cầu cấp thiết nhằm bảo đảm tính bền vững, an toàn và hiệu quả kinh tế của hệ thống hạ tầng giao thông trong bối cảnh BĐKH ngày càng phức tạp ở Việt Nam.

Có 3 phương pháp thông dụng để đánh giá mức độ dễ bị tổn thương của công trình cầu, đường ô tô dưới tác động của BĐKH. Tác giả đã tiến hành khảo sát 01 cầu Ngòi Móng và 25km đường tỉnh 433 cho thấy tính dễ bị tổn thương là khá cao.

Tác giả hiện chỉ mới trình bày được phần tính toán tính DBTT của công trình cầu, đường dưới tác động của BĐKH theo phương pháp khảo sát hiện trường, cần tiếp tục tính toán với 2 phương pháp còn lại. Ngoài ra, do thời gian hạn chế nên chỉ mới khảo sát được một số chi tiêu cụ thể theo thực tế.

Tài liệu tham khảo

1. Bộ Tài nguyên và Môi trường (2020), Kịch bản biến đổi khí hậu và nước biển dâng cho Việt Nam, NXB Tài nguyên môi trường và Bản đồ Việt Nam
2. Hoàng Quốc Long (2020), Nghiên cứu xây dựng cơ sở khoa học phục vụ thiết kế công trình quân sự thích ứng với điều kiện mội trường và biến đổi khí hậu trên địa bàn Quân khu 9, Đề tài NCKH cấp Bộ Quốc phòng.
3. Vũ Ngọc Quang (2024). Điều tra, khảo sát thực trạng, xác định các giải pháp ứng phó, giảm thiểu tác động của các yếu tố môi trường gây sạt lở đất ảnh hưởng đến công trình quân sự ở các khu vực trọng điểm có nguy cơ cao. Nhiệm vụ bảo vệ môi trường cấp Bộ Quốc phòng.
4. Jenelius, E., Mattsson, L.-G., (2015), Road network vulnerability analysis: Conceptualization, implementation and application, Computers, Environment and Urban Systems 49, 136-147.
5. Кристин ОРИОЛ (2014). Оценка уязвимости климата и устойчивости к его изменениям. Долина Искандеркуль, джамоат ФонДарё, Айни, Таджикистан.
6. Berdica, K., (2002), An introduction to road vulnerability: what has been done, is done and should be done, Transport Policy 9, 117-127.

Assessment of the vulnerability of Bridge and Road engineering to Climate Change Impacts in the Phu Tho Province

Abstract: *Phu Tho Province is characterized by complex topographical and geological conditions. In the current context, the region has been increasingly affected by climate change (CC), with varying levels of impact. During their service life, bridge and road infrastructure in this area is also subjected to the adverse effects of climate change. Assessing the vulnerability of bridge and road structures under climate change impacts in this region will facilitate proactive maintenance, operation, and rehabilitation planning during the exploitation stage. Furthermore, such assessment enables the prediction of potential damage levels, thereby supporting effective prevention and adaptation strategies. Based on the climate change scenarios for the year 2020, an appropriate analytical approach was selected to evaluate the vulnerability of bridge and road infrastructure to climate change impacts. In this study, using field survey data from a selected road section and a bridge structure in Phu Tho*

Province, the authors assess the vulnerability level of these transport infrastructures under climate change conditions.

Keywords: Phu Tho Province; climate change; Road engineering; Bridge engineering.

Nghiên cứu xác định ổn định sà lan để đặt cần cẩu trong quá trình thi công công trình cầu

Lê Quý Bôn[1], Nguyễn Trọng Chức[1]
[1]Học viện Kỹ thuật quân sự
Email: leequybon@gmail.com; Tel: 0367.294.797

Tóm tắt

Tại Việt Nam, việc lựa chọn sà lan phục vụ thi công cầu hiện vẫn chưa được các đơn vị thi công quan tâm đúng mức điều này dẫn đến nguy cơ mất an toàn kỹ thuật và lao động trong quá trình thi công công trình cầu. Do đó, nghiên cứu tính toán độ nổi và độ ổn định của sà lan khi bố trí cần cẩu thi công là yêu cầu cấp thiết, có giá trị ứng dụng thực tiễn cao. Việc tính toán tính nổi, sự ổn định của sà lan khi đặt cần cẩu trong quá trình thi công cầu được dựa trên cơ sở lý thuyết TCVN 11815:2017 có xét các yếu tố dòng chảy và gió. Kết quả nghiên cứu là bước đầu để lựa chọn sà lan phù hợp trong quá trình thi công cầu ở điều kiện Việt Nam.

Từ khóa: *TCVN 11815:2017, độ ổn định sà lan, tính nổi sà lan, góc nghiêng sà lan, vị trí cần cẩu, bán kính là việc cần cẩu.*

1. Đặt vấn đề

Việt Nam có hệ thống sông ngòi dày đặc như Sông Hồng, Sông Mê Kông, Sông Đồng Nai cùng hàng nghìn kilômét bờ biển giáp Biển Đông, với điều kiện thủy văn - khí tượng và địa chất có sự phân hóa rõ rệt theo từng khu vực. Đặc biệt, trong bối cảnh phát triển mạnh mẽ hạ tầng giao thông hiện nay, nhu cầu xây dựng cầu vượt sông và cầu ven biển ngày càng gia tăng đáng kể, khiến giải pháp thi công bằng sà lan trở nên phổ biến. Khi đó cho phép tận dụng mặt nước làm mặt bằng thi công, giảm khối lượng đào đắp và hạn chế diện công vụ để thi công. Đồng thời, sà lan có tính cơ động cao, thuận lợi cho việc tổ chức thi công liên tục. Ngoài ra, giải pháp này còn góp phần rút ngắn thời gian thi công, giảm chi phí giàn giáo và cầu tạm, đồng thời hạn chế ảnh hưởng đến giao thông đường bộ [1,3]. Tuy nhiên, điều kiện làm việc của sà lan trong thi công cầu phức tạp hơn đáng kể. Ngoài tải trọng tĩnh gồm trọng lượng bản thân sà lan và thiết bị, kết cấu còn chịu tác động của tải trọng lệch tâm do bố trí cần cẩu và máy móc thi công, đồng thời phải xét đến các tải trọng động phát sinh từ gió, dòng chảy, sóng và quá trình vận hành cần cẩu. Sự tổ hợp của các loại tải trọng này, đặc biệt khi tải thi công có giá trị lớn và phân bố không đều, làm gia tăng nguy cơ mất an toàn như chìm, lật, trượt hoặc trôi dạt. Vì vậy, việc tính toán và kiểm tra độ nổi, độ ổn định của sà lan khi bố trí cần cẩu là yêu cầu bắt buộc trong thiết kế biện pháp thi công theo TCVN 11815:2017 [1,4].



Hình 1. Thi công công trình cầu sử dụng sà lan

Theo TCVN 11815:2017, các yêu cầu kỹ thuật đối với hệ nổi nói chung và sà lan nói

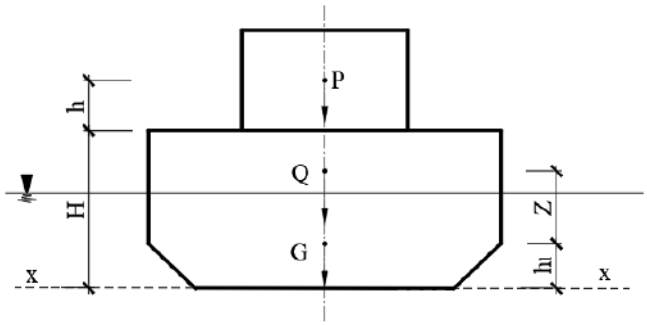
riêng phục vụ thi công cầu được quy định đầy đủ và chi tiết, bao gồm: tính toán sức nổi, kiểm tra độ ổn định, thiết kế hệ thống neo giữ. Tuy nhiên, trên thực tế tại Việt Nam, việc áp dụng các yêu cầu này vẫn chưa được quan tâm đúng mức, chủ yếu sử dụng sà lan theo kinh nghiệm nhà thầu. Điều này không chỉ tiềm ẩn rủi ro về mất an toàn kỹ thuật mà còn dẫn đến những hạn chế trong việc thi công. Do đó, nhóm tác giả nghiên cứu: "Nghiên cứu xác định ổn định sà lan để đặt cần cẩu trong quá trình thi công công trình cầu" nhằm bảo đảm an toàn cho sà lan và các thiết bị phục vụ thi công đặt trên đó [1,5,6].

2. Cơ sở lý thuyết

Cơ sở lý thuyết để tính toán độ nổi, độ ổn định sà lan trong quá trình thi công cầu dựa theo TCVN 11815:2017 [1].

2.1. Xác định trọng tâm hợp lực của sà lan

Để xác định trọng tâm của hợp lực ta xem xét mô hình tính như sau [2]:



Hình 2. Mô hình hợp lực tác dụng lên sà lan

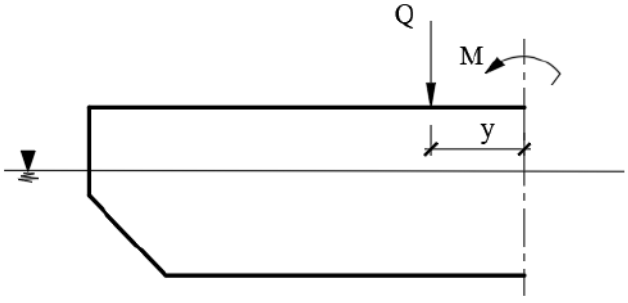
Trong đó: P - Tải trọng đặt trên sà lan (T); G - Trọng lượng của bản thân sà lan (T); V - Thể tích choán nước tính toán của sà lan (m^3); Q - Tổng tải trọng theo phương đứng tác dụng lên sà lan (T); h - Khoảng cách từ điểm đặt trọng tâm tải trọng đặt trên sà lan tới mặt sà lan (m); H - Chiều cao sà lan (m); h_1 - Khoảng cách từ điểm đặt trọng lượng bản thân của sà lan đến đáy sà lan (m); Z - Khoảng cách từ điểm đặt trọng tâm của hợp lực Q đến đáy sà lan (m); xx - Trục đối xứng theo phương ngang sà lan; yy - Trục đối xứng theo phương dọc sà lan.

Xác định điểm đặt của Q [2]: Lấy mômen của các lực đối với trục xx:

$$\Sigma M_x = Z.Q - P.(h + H) - G.h_1 = 0$$

$$Z = \frac{P(h + H) + G.h_1}{Q} \text{ (m)} \qquad (1)$$

2.2. Xác định độ chìm của sà lan



Hình 3. Sơ đồ minh họa tải trọng lệch tâm tác dụng lên sà lan

- Công thức xác định độ chìm của sà lan trường hợp tải trọng đặt đúng tâm được trình bày theo công thức (2)[2]:

$$T = \frac{Q}{\gamma.B.L} \text{ (m)} \quad (2)$$

Trong đó: T - Độ chìm do tải trọng đặt đúng tâm (m); Q - Tổng tải trọng theo phương đứng tác dụng lên sà lan (T); γ - Tỉ trọng của nước (γ=1T/m^3); B, L - Chiều rộng và chiều dài sà lan (m).

- Công thức xác định độ chìm của sà lan trường hợp có tải trọng đặt lệch tâm [2]:

$$T = T_1 + T_2 \text{ (m)} \quad (3)$$

Trong đó: T_1 - Độ chìm do phần tải trọng đặt đúng tâm (m); T_2 - Độ chìm do momen lệch tâm (m).

+ Xác định độ chìm do tải trọng đúng tâm T_1 được trình bày như công thức (4) [2].

$$T_1 = \frac{Q}{\gamma.B.L} \text{ (m)} \quad (4)$$

+ Xác định T_2 do mô men lệch tâm được trình bày như công thức (5) [2].

$$T_2 = \frac{M}{\gamma\mu J} = \frac{Q.y}{\gamma\mu J} \text{ (m)} \quad (5)$$

Trong đó: M - Momen do tải trọng lệch tâm (T/m); y - Khoảng cách từ trọng tâm của hợp lực Q đến trục đối xứng của sà lan (m); J - Momen quán tính của diện tích đường nước (m^4); μ - Hệ số phụ thuộc hình dạng sà lan: Phao đầu bằng hệ số μ=1,0 và phao đầu tròn hệ số μ=1,5 [2].

Thay T_1 và T_2 vào công thức (3) ta được độ chìm của sà lan được trình bày như công thức (6) [2]:

$$T = \frac{Q}{\gamma}\left(\frac{1}{F} + \frac{y}{\mu J}\right) \text{ (m)} \quad (6)$$

Với F=B.L là diện tích đường nước của sà lan (m^2).

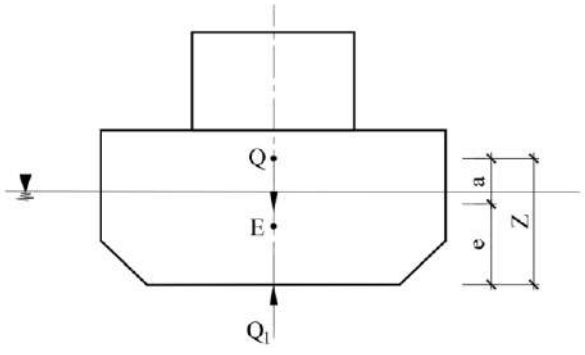
2.3. Xác định vị trí tâm nổi E của sà lan

Công thức xác định vị trí tâm nổi [2]:

$$e = \frac{T}{3}(2,5 - \beta) \text{ (m)} \quad (7)$$

Trong đó: e - Khoảng cách từ vị trí tâm nổi E đến đáy sà lan (m); β - Hệ số đầy của lượng nước choán (đối với sà lan chạy trên sông β=0,9 [2]).

2.4. Xác định khoảng cách từ trọng tâm hợp lực đến tâm nổi của sà lan



Hình 4. Sơ đồ xác định vị trí trọng tâm tải trọng và tâm nổi của sà lan

Khoảng cách từ trọng tâm hợp lực Q đến tâm nổi E [2]:

$$a = Z - e \ (m) \tag{8}$$

Trong đó: Q - Tổng tải trọng theo phương đứng tác dụng lên sà lan (T); a - Khoảng cách từ vị trí trọng tâm hợp lực Q đến vị trí tâm nổi E (m); Z - Khoảng cách từ vị trí trọng tâm hợp lực Q đến đáy sà lan (m); e - Khoảng cách từ vị trí tâm nổi E đến đáy sà lan (m); E - Là vị trí tâm nổi.

Q_l - Lực đẩy của khối nước bị choán chỗ (T):

$$Q_l = \gamma V = Q \ (T) \tag{9}$$

Trong đó: V - Thể tích phần chìm của sà lan (m^3); γ - Tỉ trọng của nước (T/m^3).

2.5. Xác định bán kính ổn định của sà lan

- Bán kính ổn định theo phương dọc sà lan [2]:

$$\rho_x = \frac{J_x}{V} = \frac{\gamma.J_x}{Q} \ (m) \tag{10}$$

Trong đó: ρ_x - Bán kính ổn định theo phương dọc sà lan (m); J_x - Momen quán tính của sà lan theo phương dọc sà lan (m^4); V - Thể tích phần chìm của sà lan (m^3); Q - Tổng tải trọng tác dụng theo phương đứng lên sà lan (T); γ - Tỉ trọng của nước (T/m^3).

- Bán kính ổn định theo phương ngang sà lan [2]:

$$\rho_y = \frac{J_y}{V} = \frac{\gamma.J_y}{Q} \ (m) \tag{11}$$

Trong đó: ρ_y - Bán kính ổn định theo phương ngang sà lan (m); J_y - Momen quán tính của sà lan theo phương ngang sà lan (m^4); V - Thể tích phần chìm của sà lan (m^3); Q - Tổng tải trọng tác dụng theo phương đứng lên sà lan (T); γ - Tỉ trọng của nước (γ=1T/m^3 với nước ngọt).

Đối với sà lan hình chữ nhật:

$$J_x = \frac{B.L^3}{12}(m^4), J_y = \frac{L.B^3}{12}(m^4) \tag{12}$$

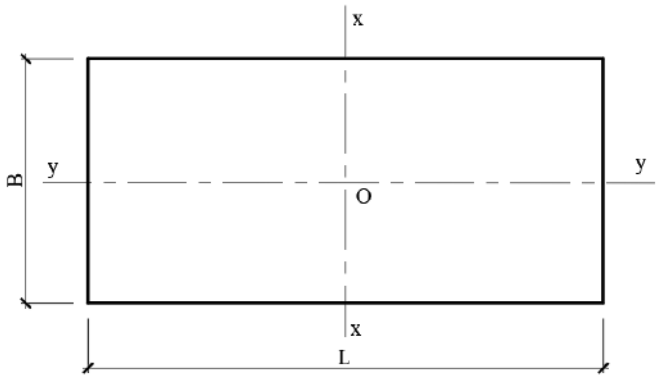
Do đó:

$$\rho_x = \frac{\gamma.B.L^3}{12.Q}(m); \ \rho_y = \frac{\gamma.L.B^3}{12.Q}(m) \tag{13}$$

Trong đó: L, B - chiều dài và chiều rộng của sà lan (m).

Điều kiện ổn định của sà lan [1]:

$$\rho_x - a \geq 0 \text{ và } \rho_y - a \geq 0 \tag{14}$$



Hình 5. Sơ đồ minh họa các trục quán tính của sà lan

2.6. Xác định độ nghiêng của sà lan

Khi kiểm tra đạt điều kiện $\rho - a \geq 0$ thì mới tính độ nghiêng.

- Momen của các lực theo phương thẳng đứng:

$$M_1 = \Sigma P_i.e_i \ (T.m) \quad (15)$$

Trong đó: ΣP_i - Hợp lực theo phương thẳng đứng tác dụng lên sà lan (T); e_i - Khoảng cách từ hợp lực P_i đến tâm nổi E (m).

- Momen của các lực theo phương ngang:

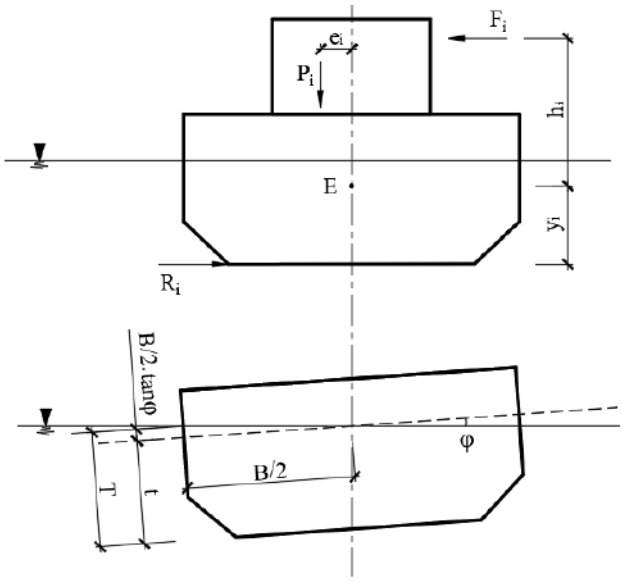
$$M_2 = \Sigma F_i.h_i \ (T.m) \quad (16)$$

Trong đó: ΣF_i - Hợp lực theo phương ngang tác dụng lên sà lan (T); h_i - Khoảng cách từ hợp lực F_i đến tâm nổi E (m).

- Momen của lực đẩy của nước:

$$M_3 = \Sigma R_i.y_i \ (T.m) \quad (17)$$

Trong đó: ΣR_i - Lực đẩy của nước tác dụng lên sà lan (T); y_i - Khoảng các từ hợp lực R_i đến tâm nổi E (m).



Hình 6. Sơ đồ xác định momen lật và độ nghiêng của sà lan

Tổng cộng momen lật đối với tâm nổi [2]:

$$M_{lat} = M_1 + M_2 + M_3 \ (T.m) \quad (18)$$

Độ nghiêng của phao được xác định như sau:

$$tg\varphi = \frac{M_{lat}}{\gamma.V.(\rho - a)} \quad (19)$$

Trong đó: φ - Góc nghiêng của sà lan (độ); V - Thể tích phần chìm của sà lan (m^3); γ - Tỉ trọng của nước ($\gamma=1T/m^3$ với nước ngọt).

2.7. Kiểm toán độ chìm của sà lan do nghiêng

Từ TCVN 11815:2017 ta xác định được điều kiện về độ chìm của sà lan do nghiêng như sau [1]:

* Theo phương dọc sà lan:

- Độ chìm thêm do nghiêng dọc: $\Delta t_d = 0,5.L.tg\varphi_d$ (m).

- Độ chìm tổng cộng mũi sà lan: $T_{1d} = T + \Delta t_d$ (m).

- Độ chìm tổng cộng đuôi sà lan: $T_{2d} = T - \Delta t_d$ (m).

Trong đó: φ_d - Góc nghiêng theo phương dọc sà lan (độ); L - Chiều dài sà lan (m); T - Độ chìm bình quân của sà lan (m).

- Điều kiện làm việc an toàn: $0 < T_{1d} < C$ và $0 < T_{2d} < C$ với C là mức nước thiết kế của sà lan.

* Theo phương ngang sà lan:

- Độ chìm thêm do nghiêng ngang: $\Delta t_n = 0,5.B.tg\varphi_n$ (m).

- Độ chìm tổng cộng mạn trái sà lan: $T_{1n} = T + \Delta t_n$ (m).

- Độ chìm tổng cộng mạn phải sà lan: $T_{2n} = T - \Delta t_n$ (m).

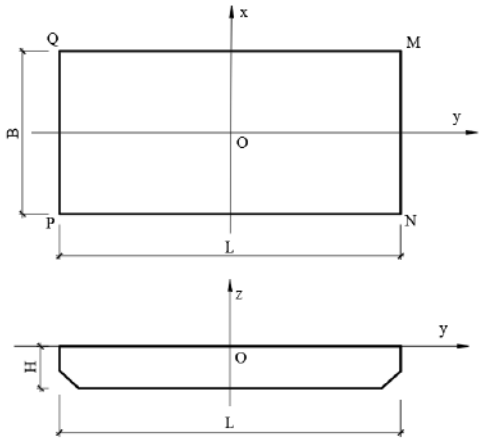
Trong đó: φ_d - Góc nghiêng theo phương ngang sà lan (độ); B - Chiều rộng sà lan (m); T - Độ chìm bình quân của sà lan (m).

- Điều kiện làm việc an toàn: $0 < T_{1n} < C$ và $0 < T_{2n} < C$ với C là mức nước thiết kế của sà lan.

3. Kết quả tính toán

3.1. Tham số đầu vào

*** Thông số sà lan 400T:** Chiều dài sà lan: L = 32m; chiều rộng sà lan: B = 12m; chiều cao sà lan: H = 2,5m (Hình 7).



Hình 7. Hệ trục tọa độ quy ước trên sà lan

Trọng lượng vỏ sà lan: P_1 = 150T; mức nước thiết kế của sà lan: C = 2,2m. Để thuận tiện cho quá trình tính toán ta gắn hệ trục tọa độ Oxyz cố định vào thân sà lan: Gốc tọa độ O trùng với tâm đối xứng của sà lan, Oy trùng với trục đối xứng theo phương dọc sà lan (chiều dương từ đuôi sà lan QP → mũi sà lan MN), Ox trùng với trục đối xứng theo phương ngang

sà lan (chiều dương từ mạn phải sà lan PN → mạn trái sà lan QM), Oz theo phương thẳng đứng (chiều dương từ đáy sà lan→ boong sà lan). Vị trí cần cẩu trên boong được mô tả bởi tọa độ (Xc, Yc) đơn vị là mét. Các tải trọng đúng tâm và lệch tâm của sà lan và các thiết bị trên sà lan là tải trọng tập trung.

- Tính toán các đặc trưng hình học của sà lan:

+ Diện tích đáy sà lan: F = L.B = 32.12 = 384 (m^2).

+ Momen quán tính theo phương dọc sà lan: $J_x = \frac{B.L^3}{12} = \frac{12.32^3}{12} = 32768\,(m^4)$.

+ Momen quán tính theo phương ngang sà lan: $J_y = \frac{B^3.L}{12} = \frac{12^3.32}{12} = 4608\,(m^4)$.

*** Thông số cần cẩu HITACHI CX-500**

- Chiều dài cẩu: l_c = 7,5m; chiều rộng cẩu: b_c = 3,3m; chiều cao cẩu: h_c = 3,2m.

- Trọng lượng cẩu: P_2 = 50T.

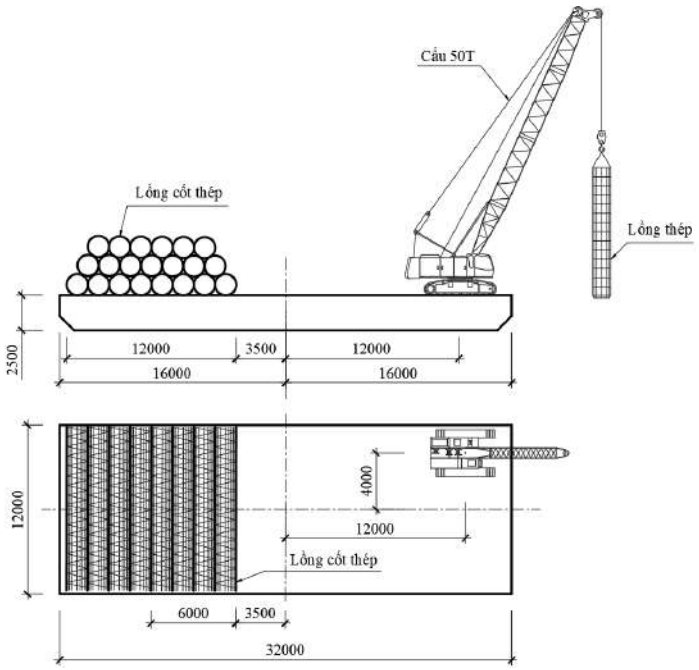
- Bán kính làm việc của cần cẩu là: 14m; chiều dài cần chính là: 25m; chiều cao nâng móc tối đa là: 22,31m; khi đó tải nâng tối đa cho phép là: 8,1T.

*** Điều kiện làm việc**

- Lồng cốt thép bố trí tại đuôi sà lan với số lượng 21 lồng và tổng trọng lượng: P_3 = 57,48T (như hình 8).

- Vị trí cần cẩu đang làm việc là X_c = 4m và Y_c = 12m tại mũi sà lan thực hiện cẩu 1 lồng cốt thép vào vị trí thi công với hệ số xung kích k = 1,2 là: P_4 = 3,72T.

+ Các điều kiện môi trường như áp lực gió và tốc độ dòng chảy cũng được giả thiết không đổi trong suốt quá trình tính toán. Với áp lực gió khi q_0 = 155kg/m^2 khi sà lan thi công ở khu vực IVB [1] và vận tốc dòng chảy là v = 2m/s.



Hình 8. Vị trí bố trí các thiết bị trên sà lan

3.2. Xác định trọng tâm hợp lực tới đáy sà lan theo phương thẳng đứng

- Các tham số tính toán được thể hiện trong bảng 1:

Bảng 1. Các tham số tính toán khoảng cách từ đáy sà lan đến vị trí hợp lực Q

Thiết bị	Kí hiệu	Trọng lượng P_i (T)	Khoảng cách từ điểm đặt P_i đến đáy sà lan z_i (m)	$\Sigma P_i z_i$ (T.m)
Sà lan	P_1	150	1,25	187,5
Cần cẩu	P_2	50	4,1	205
Lồng thép	P_3	57,48	4,75	273,03
Lồng thép cẩu	P_4	3,72	24,81	92,29
Tổng	Q	261,2		757,82

- Khoảng cách từ đáy sà lan đến điểm đặt của hợp lực Q khi cẩu lồng thép theo phương dọc sà lan:

$$Z = \frac{\Sigma P_i z_i}{Q} = \frac{757,82}{261,2} = 2,9\,(\text{m}).$$

3.3. Xác định trọng tâm hợp lực theo phương dọc và phương ngang sà lan

- Các tham số tính toán được thể hiện trong bảng 2:

Bảng 2. Bảng thống kê tải trọng và khoảng cách từ điểm đặt của tải trọng đến mũi sà lan

Thiết bị	Kí hiệu	Trọng lượng P_i (T)	Khoảng cách đến mũi sà lan y_i (m)	$P_i y_i$ (T.m)	Khoảng cách đến mạn trái sà lan x_i (m)	$P_i x_i$ (T.m)
Sà lan	P_1	150	16	2400	6	900
Cần cẩu	P_2	50	4	200	2	100
Lồng thép	P_3	57,48	25,5	1465,7	6	344,88
Lồng thép cẩu	P_4	3,72	-10	-37,2	2	7,44
Tổng		261,2		4028,54		1352,32

- Khoảng cách từ trọng tâm hợp lực tới mũi sà lan theo phương dọc sà lan:

$$y_{max} = \frac{\Sigma P_i y_i}{\Sigma P} = \frac{4028,54}{261.2} = 15,42\,(\text{m}).$$

- Khoảng cách từ trọng tâm hợp lực tới mạn trái sà lan theo phương ngang sà lan:

$$x_{max} = \frac{\sum P_i.x_i}{\sum P_i} = \frac{1352,32}{261,2} = 5,18\,(\text{m}).$$

3.4. Xác định độ chìm của sà lan

- Độ chìm bình quân của sà lan xác định theo công thức:

$$T = \frac{Q}{\gamma.F} = \frac{261,2}{384} = 0,68\,(\text{m}).$$

Trong đó : $\gamma = 1$ (T/m^3) - Tỉ trọng của nước; F - Diện tích đường nước của sà lan (m^2); Q - Hợp lực theo phương thẳng đứng tác dụng lên sà lan (T).

3.5. Xác định vị trí tâm nổi

- Vị trí tâm nổi so với đáy sà lan:

$$e = \frac{T}{3}(2,5 - \beta) = \frac{0,68}{3}(2,5 - 0,9) = 0,36\,(\text{m}).$$

Trong đó: $\beta = 0,9$ với sà lan chạy trên sông; T - Độ chìm bình quân của sà lan (m).

- Khoảng cách từ trọng tâm hợp lực đến tâm nổi theo công thức:

$$a = Z - e = 2,9 - 0,36 = 2.54\ (\text{m}).$$

3.6. Xác định bán kính ổn định

- Bán kính ổn định theo phương dọc sà lan: $\rho_x = \frac{\gamma.J_x}{Q} = \frac{32768}{261,2} = 125,45\,(\text{m}).$

- Bán kính ổn định theo phương ngang sà lan: $\rho_y = \frac{\gamma.J_y}{Q} = \frac{4608}{261,2} = 17,64$ (m).

Trong đó: J_x - Là momen quán tính của sà lan theo phương dọc sà lan (m^4); J_y - Là momen quán tính của sà lan theo phương ngang sà lan (m^4), γ - dung trọng của nước (γ = $1T/m^3$); Q - Hợp lực theo phương thẳng đứng tác dụng lên sà lan (T).

- Điều kiện để sà lan ổn định: $\rho_x - a \geq 0$ và $\rho_y - a \geq 0$ đều đạt.

3.7. Xác định góc nghiêng của sà lan

3.7.1. Xác định momen của tải trọng gió

- Áp lực gió được tính theo công thức: $q_H^c = q_0.k.c/1000 = 155.1.1,4/1000 = 0,217$ (T/m^2).

Trong đó: q_o - Áp lực gió tiêu chuẩn (q_0 = $155kg/m^2$); k - Hệ số xét đến sự thay đổi của áp suất gió động theo chiều cao (k = 1 khi chiều cao nhỏ hơn 10m; k = 1,47 khi chiều cao nhỏ hơn 50m); c - Hệ số khí động lực (c = 1,4 đối với cấu kiện chắn gió hình chữ nhật).

- Tải trọng gió tác dụng lên sà lan và thiết bị đặt trên đó: $F_i = S_i.q_H^c$ (T).

Bảng 3. Tải trọng gió tác dụng theo phương dọc và phương ngang sà lan

Thiết bị	Tải trọng gió (T)	Phương dọc sà lan		Phương ngang sà lan	
		S_i (m^2)	F_i (T)	S_i (m^2)	F_i (T)
Sà lan	F_{sl}	21,84	4,74	58,23	12,64
Cần cẩu	F_c	10,56	2,29	24	5,21
Lồng thép	F_{lt}	52,65	11,43		

- Khoảng cách từ tâm hợp lực tải trọng gió tới đáy sà lan: $h_c = \frac{\Sigma M_{Fi}}{\Sigma F_i}$ (m).

Bảng 4. Momen của tải trọng gió đối với đáy sà lan và giá trị h_c

Thiết bị	Khoảng cách từ điểm đặt F_i tới đáy sà lan (m)	Phương dọc sà lan			Phương ngang sà lan		
		F_i (T)	M_i (T.m)	h_c (m)	F_i (T)	M_i (T.m)	h_c (m)
Sà lan	1,59	4,74	7,54		12,64	20,1	
Cần cẩu	4,1	2,29	9,39		5,21	21,35	
Lồng thép	4,75	11,43	54,29				
Tổng		18,46	71,22	3,86	17,85	41,46	2,32

- Momen của gió đối với tâm nổi:

+ Theo phương dọc sà lan: $\Sigma M_{gd} = \Sigma F_{gd}(h_c - e) = 18,46.(3,86 - 0,36) = 64,5$ (T.m).

+ Theo phương dọc sà lan: $\Sigma M_{gn} = \Sigma F_{gn}(h_c - e) = 17,85.(2,32 - 0,36) = 34,97$ (T.m).

3.7.2. Xác định momen của nước tác dụng vào sà lan

- Áp lực thủy động của nước [1,2]: $R_n = \frac{(f.S + 50\varphi F).V^2}{1000}$ (T).

Trong đó: φ - Hệ số cản: Phao chữ nhật φ = 1; f - Hệ số ma sát: f = 0,17 ($kg/m^4/s^2$); S - Diện tích choán chỗ của sà lan: S = L.(2T + B) = 32.(2.0,68+12) = 427,53 (m^2).

F - Diện tích cản mặt nước:

Theo phương dọc sà lan: F = B.T = 12.0,68 = 8,16 (m^2);

Theo phương ngang sà lan: F = L.T = 32.0,68 = 21,77 (m^2).

V - Vận tốc dòng nước V = 2 (m/s).

- Áp lực thủy động của nước:

+ Theo phương dọc sà lan: $R_{nd} = \frac{(0,17.427,53 + 50.8,16).2^2}{1000} = 1,92$ (T).

+ Theo phương ngang sà lan: $R_{nn} = \frac{(0,17.427,53 + 50.21,77).2^2}{1000} = 4,64$ (T).

- Momen của nước đối với tâm nổi:

+ Theo phương dọc sà lan: $\Sigma M_{nd} = R_{nd}.e = 1,92.0,36 = 0,69$ (T.m).

+ Theo phương ngang sà lan: $\Sigma M_{nn} = R_{nn}.e = 4,64.0,36 = 1,67$ (T.m).

3.7.3. Xác định momen của các lực theo phương thẳng đứng đối với tâm nổi

- Momen của các lực theo phương thẳng đứng đối với tâm nổi:

+ Theo phương dọc sà lan: $\Sigma M_{Qd} = Q.(L/2 - y_{max}) = 261,2.(16 - 15,42) = 150,66$ (T.m).

+ Theo phương ngang sà lan: $\Sigma M_{Qn} = Q.(B/2 - x_{max}) = 261,2.(6 - 5,18) = 214,88$ (T.m).

3.7.4. Góc nghiêng của sà lan

- Góc nghiêng của sà lan được xác định theo công thức: $tg\varphi = \frac{M_{lat}}{Q(\rho - a)}$

Trong đó: φ - Góc nghiêng của sà lan (độ)

M_{lat} - Momen gây lật đối với sà lan (T.m) với: $M_{lat} = \Sigma M_g + \Sigma M_n + \Sigma M_Q$ (T.m)

Bảng 5. Tính toán góc nghiêng của sà lan

Đại lượng	Đơn vị	Phương dọc sà lan	Phương ngang sà lan
M_{lat}	T.m	85,5	251,43
Q	T	261,2	261,2
ρ - a	m	122,91	15,1
tgφ		0,0027	0,06
φ	độ	0,15	3,65

3.8. Kiểm toán độ chìm của sà lan

- Theo phương dọc sà lan:

+ Độ chìm tăng thêm theo phương dọc sà lan: $\Delta t_d = 0,5.L.tg\varphi_d = 0,5.32.0,0027 = 0,04$ (m).

+ Độ chìm tổng cộng của mũi sà lan: $T_{1d} = T + \Delta t_d = 0,68 + 0,04 = 0,72$ (m).

+ Độ chìm tổng cộng của đuôi sà lan: $T_{2d} = T - \Delta t_d = 0,68 - 0,04 = 0,64$ (m).

+ Điều kiện làm việc an toàn: $0 < T_{1d} < C$ và $0 < T_{2d} < C$ đều đạt (C =2,2 là mức nước thiết kế của sà lan).

- Theo phương ngang sà lan:

+ Độ chìm tăng thêm theo phương ngang sà lan: $\Delta t_n = 0,5.B.tg\varphi_n = 0,5.12.0,06 = 0,38$ (m).

+ Độ chìm tổng cộng của mạn trái sà lan: $T_{1n} = T + \Delta t_n = 0,68 + 0,38 = 1,06$ (m).

+ Độ chìm tổng cộng của mạn phải sà lan: $T_{2n} = T - \Delta t_n = 0,68 - 0,38 = 0,3$ (m).

+ Điều kiện làm việc an toàn: $0 < T_{1n} < C$ và $0 < T_{2n} < C$ đều đạt (C =2,2 là mức nước thiết kế của sà lan).

4. Kết luận

Từ các kết quả thu được ta có thể đưa ra nhận xét sau:

- Đã thực hiện tính toán cho một trường hợp cụ thể sà lan bố trí cần cẩu phục vụ thi công hệ móng cọc khoan nhồi trụ cầu, xét quá trình làm việc của sà lan theo cả phương dọc và phương ngang sà lan. Các thông số hình học, tải trọng và điều kiện môi trường được thiết lập theo giả thiết đầu vào nhằm phản ánh điều kiện làm việc thực tế của sà lan trong quá trình thi công.

- Kết quả phân tích cho thấy các chỉ tiêu về tính nổi và tính ổn định của sà lan theo cả 2 phương đều thỏa mãn yêu cầu kỹ thuật theo quy định hiện hành. Các giá trị độ chìm, góc nghiêng và dự trữ ổn định đều nằm trong giới hạn cho phép, đảm bảo điều kiện an toàn trong quá trình vận hành cần cẩu.

- Các kết quả tính toán trên bước đầu là tiền đề để khảo sát các kịch bản như vị trí cẩu, chiều dài tầm với cẩu, vận tốc gió…ảnh hưởng đến tính nổi, tính ổn định của sà lan.

Tài liệu tham khảo

1. Tiêu chuẩn quốc gia TCVN 11815:2017 về Thiết kế công trình phụ trợ trong thi công cầu.
2. Phạm Huy Chính. Tính toán thiết kế các công trình phụ tạm để thi công cầu. Tập 1. NXB Xây dựng 2004.
3. Phạm Huy Chính. Tính toán thiết kế các công trình phụ tạm để thi công cầu. Tập 2. NXB Xây dựng 2004.
4. Nguyễn Viết Trung. Sổ tay thi công cầu cống. 2004.
5. Đinh Sơn Hùng. Các phương tiện vượt sông. Học viện KTQS. 1998
6. Tran Van Tao & Nguyen Chi Luy (2020) – The Effect of the Change in the Position of Load on the Inclination Angle of Floating Crane.

Research to determine the stability of barges for crane placement during bridge construction

Abstract: *The selection of barges for bridge construction in Vietnam has not been adequately addressed, posing potential risks to technical and occupational safety. This study evaluates the buoyancy and stability of barges under crane loading conditions based on TCVN 11815:2017, incorporating the effects of current and wind. The results provide a preliminary basis for selecting suitable barges for bridge construction under Vietnamese conditions.*

Keywords: TCVN 11815:2017, barge stability, barge buoyancy, barge inclination angle, crane position, crane working radius.

Nghiên cứu khả năng sử dụng cát nhiễm mặn làm vật liệu đắp nền đường ô tô ven biển tại Nghệ An

Lê Thế Sang[1], Đặng Thị Thu Hiền[1], Hoàng Quốc Long[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: lesangmta@gmail.com; Tel: 035.995.6125

Tóm tắt

Nghệ An là tỉnh có sự phát triển kinh tế mạnh mẽ ở khu vực Bắc Trung Bộ trong thời gian qua. Phát triển kinh tế biển của tỉnh gắn với xây dựng các tuyến đường bộ ven biển. Việc xây dựng công trình đòi hỏi một khối lượng lớn vật liệu sử dụng trong các hạng mục san đắp nền đường trong khi nguồn tài nguyên thiên nhiên (đất, cát) của chúng ta lại ngày càng khan hiếm. Một bài toán đang được bước đầu nghiên cứu là sử dụng cát nhiễm mặn phục vụ xây dựng nền đường khu vực ven biển thay thế cát tự nhiên. Để giải được bài toán này cho địa phương là tỉnh Nghệ An cần có khảo sát, xác định và đánh giá được các tính chất cơ lý của cát nhiễm mặn cũng như tính khả thi khi sử dụng trong nền đường ven biển. Qua các nghiên cứu thực nghiệm của tác giả đối với các chỉ tiêu cơ lý của cát nhiễm mặn tại Nghệ An cho thấy có thể sử dụng vật liệu này làm vật liệu đắp nền đường ô tô.

Từ khóa: *Tỉnh Nghệ An; Cát nhiễm mặn; nền đường; đường ven biển; CBR; đầm nén proctor.*

1. Đặt vấn đề

Nghệ An là một tỉnh nằm ở khu vực Bắc Trung Bộ, tỉnh Nghệ An có sự phát triển kinh tế mạnh mẽ trong những năm vừa qua. Song song với sự phát triển là sự đột phá về hạ tầng giao thông trong đó có các tuyến đường ven biển. Các tuyến đường này không chỉ góp phần hoàn thiện mạng lưới hạ tầng giao thông mà còn mở ra một không gian phát triển mới, tạo cú hích cho kinh tế - xã hội, quốc phòng - an ninh vùng ven biển của tỉnh Nghệ An.

Đối với việc xây dựng các tuyến đường ô tô ven biển thường là sử dụng nền đường đắp do vậy cần nhiều vật liệu đắp. Một trong những nguyên tắc cơ bản trong thiết kế đường ôtô là tận dụng vật liệu địa phương để xây dựng nền đường nhằm giảm giá thành xây dựng. Trong bối cảnh nguồn cát sông tự nhiên ngày càng khan hiếm việc tìm kiếm nguồn vật liệu thay thế là cát nhiễm mặn bước đầu cho thấy có tính khả thi tại Việt Nam.

Thực tế hiện nay cho thấy, trong quyết định phê duyệt quy hoạch phát triển tỉnh Nghệ An [1] và báo cáo chiến lược phát triển vật liệu xây dựng tỉnh Nghệ An [2] việc quy hoạch mỏ cát nhiễm mặn làm vật liệu xây dựng nói chung và xây dựng đường ô tô ven biển nói riêng là khá mờ nhạt, chưa rõ nét. Điều này đặt ra vấn đề nghiên cứu sử dụng cát nhiễm mặn trong xây dựng nền đường ven biển tỉnh Nghệ An góp phần vào việc giảm giá thành của các công trình xây dựng đường ô tô ven biển.

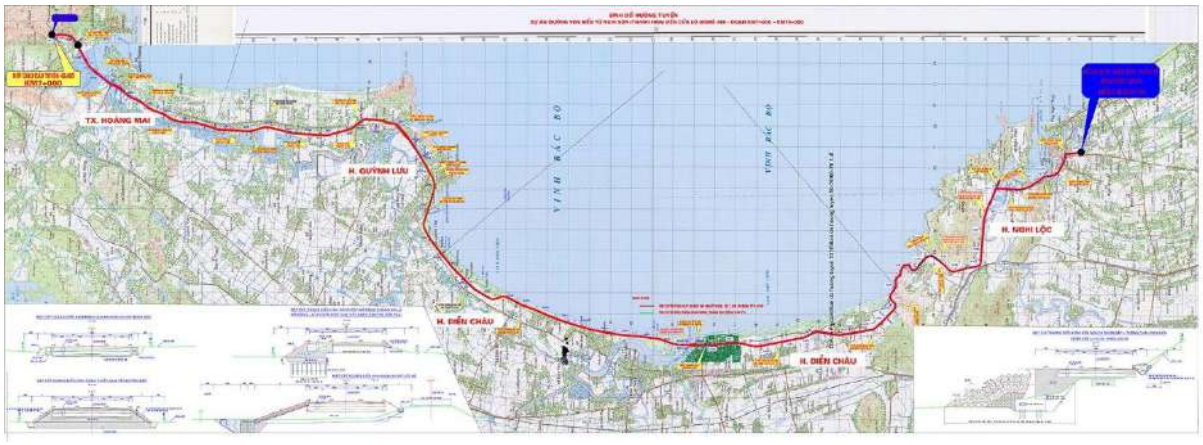
1.1. Quy hoạch tuyến đường ven biển Việt Nam

Tuyến đường ven biển là tuyến đường bộ sát biển nhằm khai thác, sử dụng có hiệu quả tài nguyên biển và vùng ven biển, phục vụ phát triển kinh tế - xã hội của các địa phương có biển, tăng cường củng cố quốc phòng, an ninh nhằm bảo vệ vững chắc chủ quyền của đất nước.

Bộ Xây dựng cho biết, tuyến đường bộ ven biển đã được định hướng trong quy hoạch mạng lưới đường bộ, có tổng chiều dài 2.838 km, quy mô tối thiểu đường cấp III, IV. Hướng tuyến của tuyến đường bộ ven biển được hình thành trên cơ sở kết hợp giữa các tuyến quốc lộ

(khoảng 623 km thuộc quy hoạch mạng lưới đường bộ) và các tuyến đường địa phương (khoảng 2.215 km thuộc quy hoạch tỉnh).

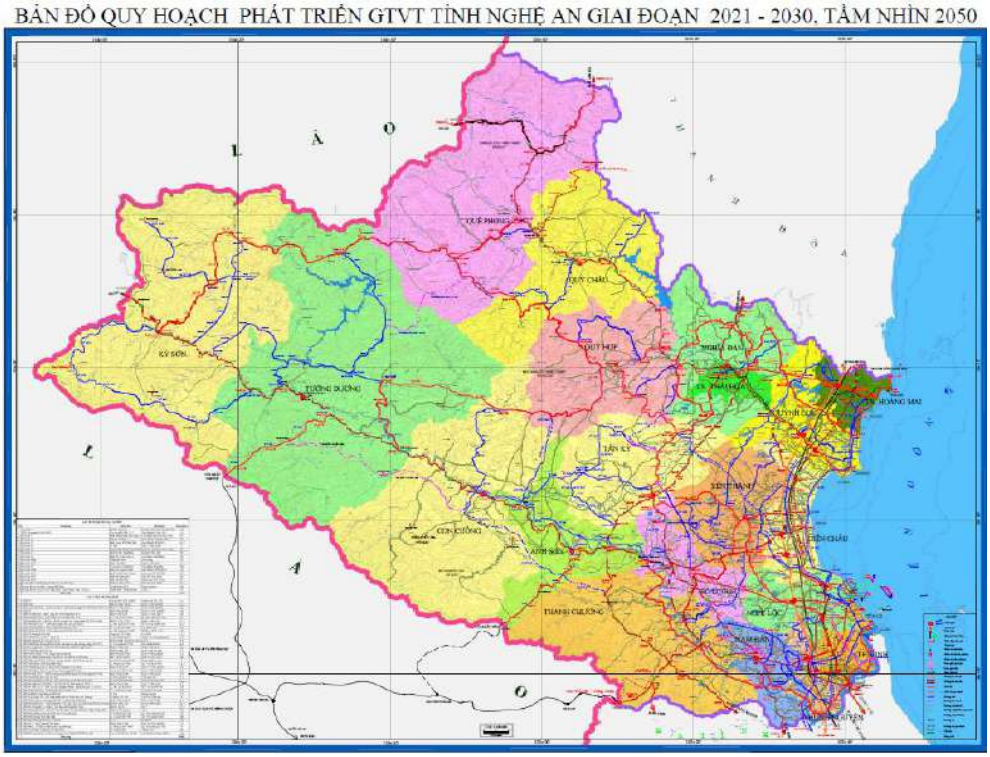
Trong giai đoạn hiện nay Thủ tướng Chính phủ đang yêu cầu các địa phương trong đó có Nghệ An tăng cường việc xây dựng các tuyến đường ven biển theo quy hoạch và kế hoạch triển khai các tuyến trong thời gian tới (hình 1).



Hình 1. Đường ven biển từ Nghi Sơn (Thanh Hóa) đến Cửa Lò (Nghệ An)

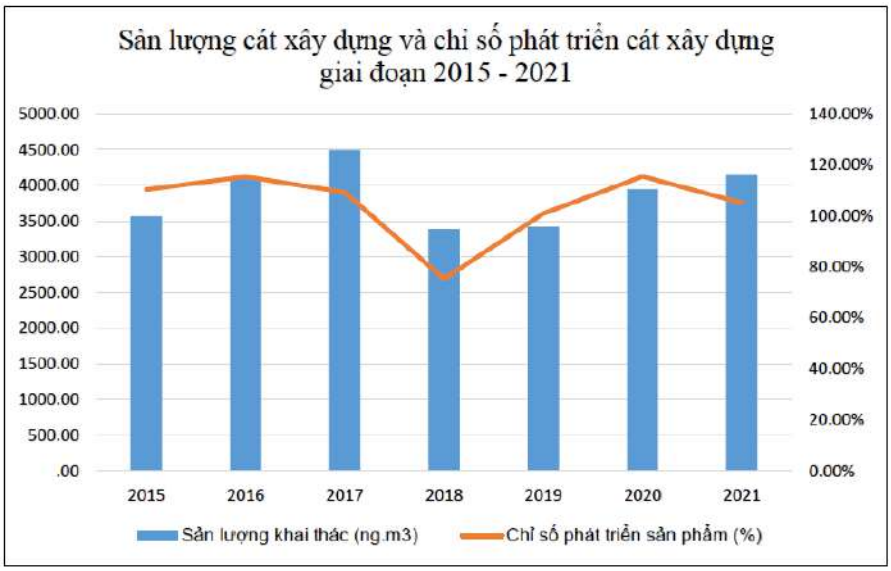
1.2. Quy hoạch giao thông và đường ven biển tỉnh Nghệ An

Tỉnh Nghệ An được phê duyệt Quy hoạch tỉnh theo Quyết định số 1059/QĐ-TTg ngày 14/9/2023 của Thủ tướng Chính phủ phê duyệt Quy hoạch tỉnh Nghệ An thời kỳ 2021-2030, tầm nhìn đến năm 2050. Trong đó có nêu rõ về quy hoạch tuyến đường ven biển của tỉnh Nghệ An. Trên cơ sở đó, tỉnh Nghệ An đã xây dựng quy hoạch GTVT trong đó có mạng lưới đường bộ của tỉnh (hình 2).



Hình 2. Bản đồ Quy hoạch phát triển GTVT tỉnh Nghệ An giai đoạn 2021-2030

Qua báo cáo [2] cho thấy hiện cát xây dựng đang dùng chủ yếu tập trung tại các bãi bồi thuộc 4 tuyến sông chính: sông Cả, sông Con, sông Hiếu và các suối lớn trong vùng (hình 3).

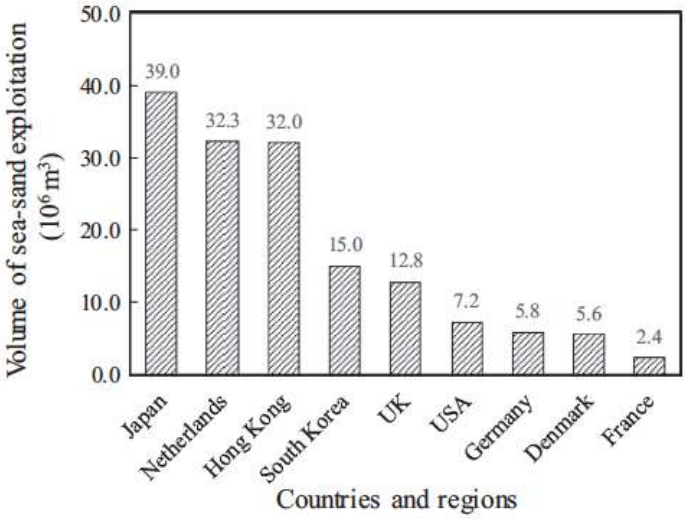


Hình 3. Sản lượng cát xây dựng tỉnh Nghệ An tính đến năm 2021 [2]

Đối với cát nhiễm mặn, trong báo cáo không có đề cập đến chỉ đề cập đến cát vùng nước lợ: Cát khai thác tại các cửa sông, gần biển thường nhiễm phèn, nên hiện thường được sử dụng làm cát san lấp. Điều này cho thấy chưa có đánh giá về mỏ vật liệu cho cát nhiễm mặn, khả năng sử dụng làm vật liệu xây dựng nói chung và vật liệu đắp nói riêng đối với nền đường ven biển riêng. Từ đó cho thấy cần thiết có khảo sát và đánh giá đối với việc sử dụng cát nhiễm mặn làm vật liệu xây dựng nói chung và vật liệu đắp nói riêng đối với nền đường ven biển nói riêng cho tỉnh Nghệ An là cần thiết và có tính thực tiễn.

2. Một số nghiên cứu cát nhiễm mặn làm vật liệu đắp nền đường

2.1. Một số nghiên cứu trên thế giới



Hình 4. Sử dụng cát biển ở các nước trên thế giới [3]

Sự thiếu hụt cát tự nhiên đã dẫn đến nhu cầu sử dụng cát nhiễm mặn tăng cao ở nhiều nước. Tại Anh khai thác hàng năm khoảng 13 triệu tấn cát và sỏi nhiễm mặn để sử dụng trong

các công trình xây dựng. Các nước Châu Âu khác cũng đã sử dụng khoảng 6-7 triệu tấn cốt liệu nhiễm mặn hàng năm [5]. Hình 4 thể hiện tình hình khai thác cát biển ở các nước và khu vực khác nhau trên thế giới [3]. Theo nghiên cứu [6], nguồn gốc địa chất của cát nhiễm mặn cũng giống như cát sông do đó có thể làm vật liệu đắp. Trong một nghiên cứu khác [7], sử dụng kỹ thuật nhiễu xạ tia X và phân tích thành phần khoáng gần đây cũng cho kết quả tương tự giữa cát nhiễm mặn và cát sông. Cát biển và cát ven biển nhiễm mặn là loại vật liệu sẵn có với trữ lượng rất lớn ở hầu khắp các vùng biển trên thế giới. Tuy nhiên, thực tế tại nhiều nước đều qui định về hàm lượng thành phần hạt và các tính chất cơ lý của hỗn hợp vật liệu, là những đặc tính ảnh hưởng chính đến chất lượng của khi làm vật liệu đắp nền đường. Ngoài ra các nước cũng rất quan tâm việc ảnh hưởng đến môi trường khi sử dụng cát nhiễm mặn làm vật liệu đắp.

2.2. Một số nghiên cứu tại Việt Nam

Do thực tế xây dựng hệ thống đường ô tô trước đây chưa nhiều nên việc nghiên cứu sử dụng cát nhiễm mặn để đắp nền đường ở Việt Nam đến nay chưa có nhiều nghiên cứu thực hiện và công bố. Năm 2014, Nguyễn Văn Thành thực hiện Luận văn cao học tại Đại học Xây dựng Hà Nội với tên đề tài "Nghiên cứu khả năng sử dụng vật liệu cát biển tự nhiên trong xây dựng nền đường ven biển Hà Tĩnh", luận văn này cũng mới bước đầu đánh giá về sử dụng cát nhiễm mặn nhưng cho đặc thù vùng biển Hà Tĩnh. Theo [3], đã công bố số liệu thu thập mẫu cát của 10 vùng biển tại Việt Nam nhưng chưa có tỉnh Nghệ An, trong báo cáo của tài liệu này cũng đã công bố việc thi công thí điểm sử dụng cát nhiễm mặn đắp nền đường ở Hà Tĩnh là có tính khả thi. Trong giai đoạn gần đây việc đường bộ cao tốc Bắc - Nam phía Đông giai đoạn 2021-2025 đặt ra nhiều nhu cầu về cát cho vùng Tây Nam Bộ. Từ đó Bộ Xây dựng đã nghiên cứu thí điểm việc sử dụng cát biển làm vật liệu đắp nền đường tại Dự án thành phần đoạn Hậu Giang - Cà Mau trên tuyến đường hoàn trả ĐT.978. Nguồn vật liệu cát biển phục vụ thi công thí điểm: Ban QLDA Mỹ Thuận đã tiến hành thí nghiệm các chỉ tiêu cơ lý của mẫu cát biển tại Trà Vinh và Sóc Trăng, các kết quả cho thấy các chỉ tiêu cơ lý, hóa của mẫu cát biển cơ bản đáp ứng các yêu cầu về vật liệu đắp nền đường theo qui định của TCVN 9436:2012 [4].

3. Khảo sát, xác định và đánh giá các tính chất cơ lý của cát nhiễm mặn tại Nghệ An

3.1. Khảo sát sử dụng cát nhiễm mặn tại Nghệ An

Nhóm tác giả đã tiến hành khảo sát thực tế khu vực bờ biển tỉnh Nghệ An vào tháng 12/2025. Phạm vi khảo sát tại các bãi biển dọc theo đường bờ biển các huyện Diễn Châu, Quỳnh Lưu và thì xã Cửa Lò theo địa danh cũ (thuộc tỉnh Nghệ An). Vị trí khảo sát cụ thể tại các cửa sông ở Diễn Châu, Quỳnh Lưu và bãi biển Cửa Lò. Qua thực tế khảo sát cho thấy, tại thời điểm khảo sát tại các vị trí bãi biển ở cửa sông có quá nhiều tạp chất và vỏ sò, vỏ ốc (hình 4). Từ đó nhóm chỉ lấy cát tại vị trí bãi biển Cửa Lò là cát tương đối đồng nhất và không lẫn tạp chất.

3.2. Xác định các chỉ tiêu cơ lý cát nhiễm mặn tại Nghệ An

Nhóm tác giả đã tiến hành lấy mẫu cát từ Cửa Lò và mang về thí nghiệm các tính chất cơ lý bao gồm: thành phần hạt, khối lượng thể tích khô lớn nhất và độ ẩm tốt nhất, thí nghiệm xác định CBR, Thí nghiệm xác định hàm lượng Ion Cl-, Thí nghiệm xác định hàm lượng hóa học.

Các thí nghiệm thành phần hạt, khối lượng thể tích khô lớn nhất và độ ẩm tốt nhất được tiến hành tại PTN VLXD của trường ĐHXDHN. Thí nghiệm xác định CBR được tiến hành tại PTN VLXD của trường ĐH GTVT. Thí nghiệm xác định hàm lượng Ion Cl- và xác định hàm

lượng hóa học được tiến hành tại PTN của ĐH Đà Nẵng. Các tiêu chuẩn thí nghiệm thực hiện theo các tiêu chuẩn hiện hành và tham khảo các thí nghiệm trong tài liệu [3].



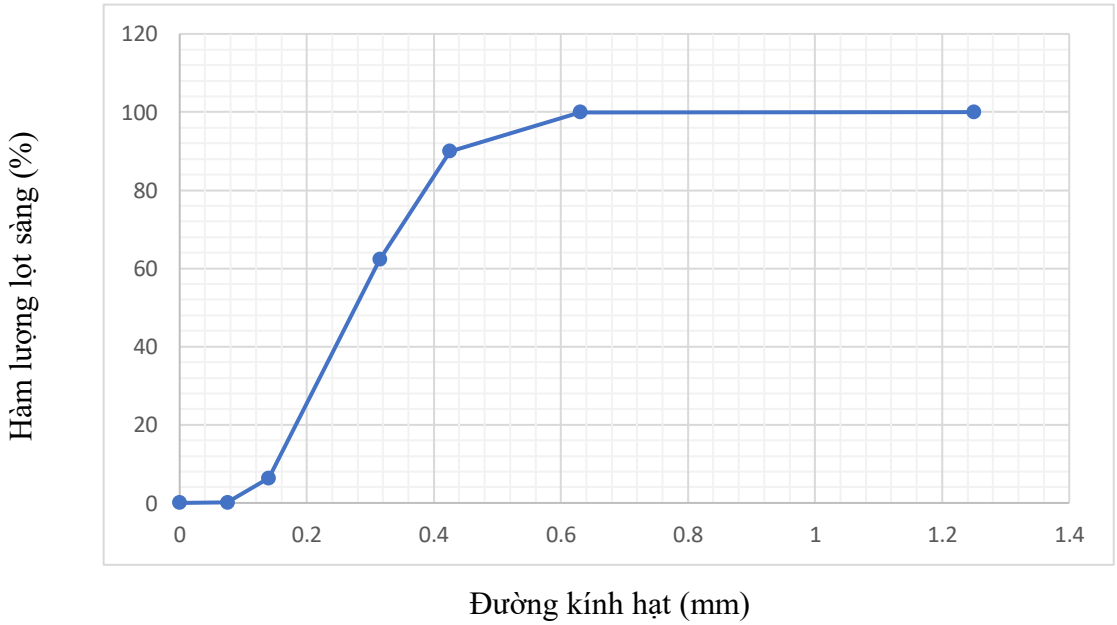
Hình 5. Hình ảnh tác giả cát nhiễm mặn khu vực cửa sông lẫn nhiều tạp chất

3.2.1. Kết quả thí nghiệm thí nghiệm thành phần hạt

Kết quả thí nghiệm thành phần hạt được thể hiện trong bảng 1, bảng 2 và hình 6.

Bảng 1. Kết quả thí nghiệm thành phần hạt

Cỡ sàng	**Trọng lượng mẫu trên sàng**		**Tỷ lệ tích lũy trên sàn**	**Tỷ lệ lọt sàng**
mm	***(g)***	***(%)***	***(%)***	***(%)***
1.25	0.00	0.00	0.00	100.00
0.63	0.5	0.05	0.05	99.95
0.425	99.5	9.95	10.00	90.00
0.315	277.4	27.74	37.74	62.26
0.14	559.2	55.92	93.66	6.34
0.075	62.8	6.28	99.94	0,06
< 0.075	0.6	0.06	100	0.00



Hình 6. Đường cong cấp phối thành phần hạt của cát nhiễm mặn Cửa Lò

Bảng 2. Thành phần hạt cát nhiễm mặn Cửa Lò theo đường kính hạt

	Cát nhiễm mặn
D_{60}	**0,305**
D_{10}	**0.147**
C_u	**2,07**

- Mô đun độ lớn M của cát nhiễm mặn: $M = \frac{\sum_{i=1}^{n} A_i}{100}$ = **1,31**

Nhận xét kết quả thí nghiệm: Từ kết quả thí nghiệm sàng khô cát nhiễm mặn, dựa trên đường cong cấp phối, hệ số không đồng nhất C_u và mô đun độ lớn, có thể đưa ra một số nhận xét tổng quát như sau:

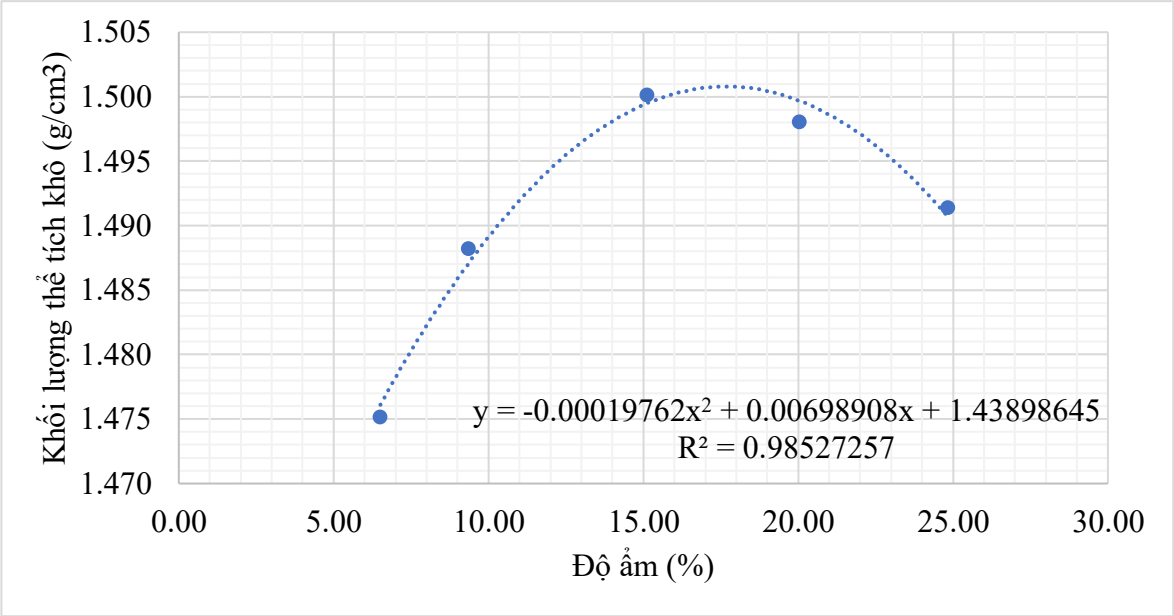
- Trước hết, cát nhiễm mặn có thành phần hạt đồng đều. Đường cong cấp phối của cát nhiễm mặn khá dốc, thể hiện sự sự thiếu hụt các hạt kích thước trung gian. Điều này được khẳng định qua hệ số không đồng` nhất C_u = 2,07 (bé hơn 3,0), cho thấy cát nhiễm mặn thuộc loại đồng nhất. Mô đun độ lớn M = 1,31, cát nhiễm mặn thuộc nhóm cát mịn.

3.2.2. Kết quả thí nghiệm thí nghiệm đầm nén Proctor

Kết quả thí nghiệm thí nghiệm đầm nén Proctor được thể hiện ở bảng 3 và hình 7

Bảng 3. Kết quả thí nghiệm đầm nén Proctor tiêu chuẩn của cát nhiễm mặn

TT	**Khối lượng mẫu cối và cát sau đầm (g)**	**Khối lượng cối (g)**	**Thể tích cối đầm (cm3)**	**Khối lượng mẫu cát sau đầm (g)**	**Ký hiệu lọ xác định độ ẩm**	**Khối lượng lọ và cát có độ ẩm (g)**	**Khối lượng lọ và cát sau khi sấy khô (g)**	**Độ ẩm trung bình (%)**	**Khối lượng mẫu cát khô trong cối (g)**	**Dung trọng khô của mẫu đất (g/cm3)**
1	7961	6479	943.21	1482	M1	90	84.5	6.51	1391.43	1.475
2	8014	6479	943.21	1535	M2	91.2	83.4	9.35	1403.43	1.488
3	8108	6479	943.21	1629	M3	72.3	62.8	15.13	1414.95	1.500
4	8175	6479	943.21	1696	M4	83.9	69.9	20.03	1413.00	1.498
5	8235	6479	943.21	1756	M5	92	73.7	24.83	1406.71	1.491



Hình 7. Mối quan hệ giữa khối lượng thể tích khô và độ ẩm của cát nhiễm mặn

Từ số liệu trên hình, khối lượng thể tích khô lớn nhất và độ ẩm tốt nhất của cát nhiễm mặn lần lượt là 1,501 g/cm^3 và 17,68 %.

Nhận xét kết quả thực nghiệm: Kết quả thí nghiệm đầm nén Proctor tiêu chuẩn được trình bày trong Bảng 3, cùng với các đường cong quan hệ giữa dung trọng khô và độ ẩm, cho thấy thông số quan trọng gồm khối lượng thể tích khô lớn nhất (γ_{kmax}) và độ ẩm tốt nhất (W_{opt}) của mẫu cát nhiễm mặn, phản ánh bản chất vật liệu trong cát nhiễm mặn. Độ ẩm tối ưu lớn nhất tương đối cao 17,68% cho thấy cát mẫu cát nhiễm mặn cần nhiều nước để bôi trơn các hạt mịn trong quá trình đầm, đồng thời thể hiện tính nhạy cảm với thay đổi độ ẩm.

3.2.3. Kết quả thí nghiệm thí nghiệm thành phần hóa và Ion Cl$^-$

Kết quả thí nghiệm xác định thành phần hóa học theo các tiêu chuẩn hiện hành và Ion Cl- theo tiêu chuẩn TCVN 7572-14: 2026 và TCVN 7572-15: 2026 được tiến hành tại phòng thí nghiệm trường Đại học Bách khoa Đà Nẵng, theo thể hiện ở bảng 4 và bảng 5.

Bảng 4. Kết quả thí nghiệm thành phần hóa học của cát nhiễm mặn Cửa Lò

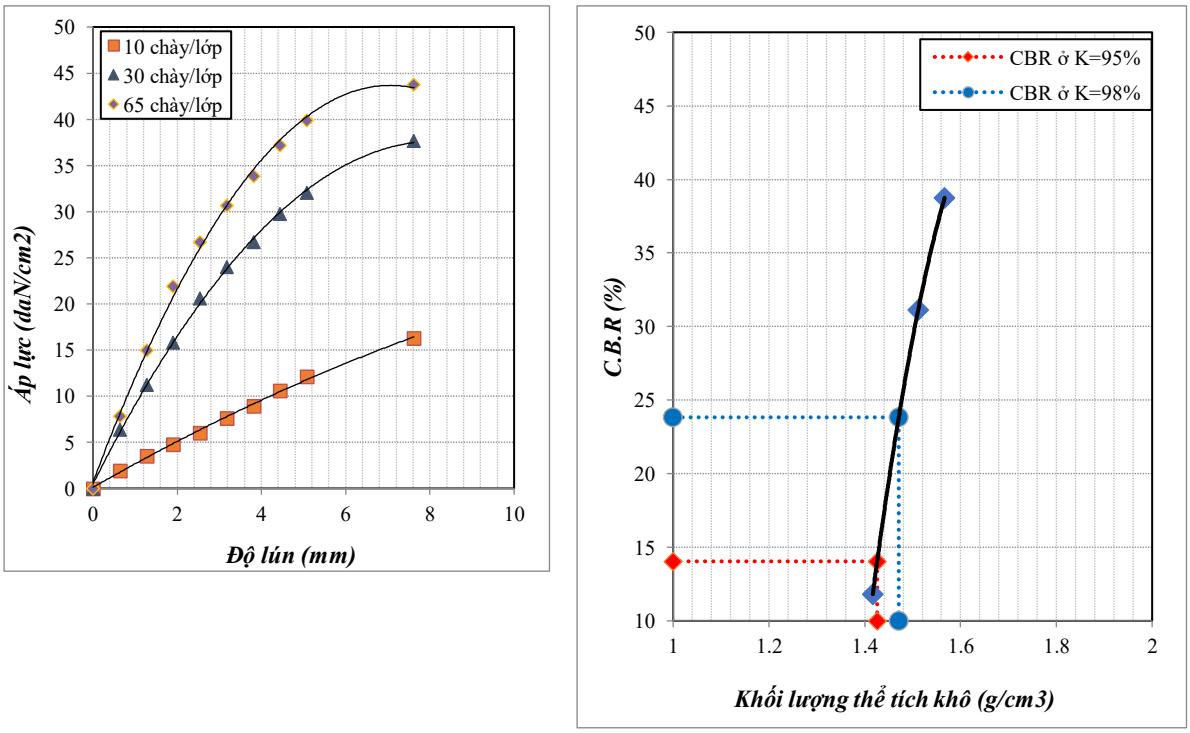
STT	Nội dung thí nghiệm	Đơn vị	Phương pháp thí nghiệm	Kết quả thí nghiệm
1	Hàm lượng Clorua hòa tan trong nước	%	TCVN 7572-15: 2026	0,147
2	Hàm lượng Clorua hòa tan trong axít	%	TCVN 7572-15: 2026	0,152
3	Khả năng phản ứng kiềm - Silic	-	TCVN 7572-14: 2026	Có hại

Bảng 5. Kết quả thí nghiệm hàm lượng Ion Cl^-

STT	Thông số phân tích	Phương pháp - Thiết bị	Đơn vị tính	Kết quả
				MC
1	Hàm lượng SiO_2	TCVN 9183:2012	%	91,06
2	Hàm lượng MgO	TCVN 141:2023	%	1,08
3	Hàm lượng Al_2O3	TCVN 9185:2012	%	2,17
4	Hàm lượng Fe_2O_3	TCVN 9184:2012	%	1,52
5	Hàm lượng CaO	TCVN 141:2023	%	1,73
6	Hàm lượng Na_2O	TCVN 141:2023	%	0,38
7	Hàm lượng K_2O	TCVN 141:2023	%	0,66
8	Hàm lượng SO_4^{2-}	TCVN 7572-16:2006	%	0,08

3.2.4. Kết quả thí nghiệm thí nghiệm CBR

Thí nghiệm chỉ số CBR cho cát nhiễm mặn tại Cửa Lò thực hiện theo thao các tiêu chuẩn TCVN 12792:2020 Vật liệu nền, móng mặt đường - phương pháp xác định tỷ số CBR trong phòng thí nghiệm. Các kết quả thí nghiệm được thể hiện trên hình 8 và bảng 6.



Hình 8. Kết quả thí nghiệm CBR của cát nhiễm mặn

Bảng 6. Kết quả đầm nén CBR cát nhiễm mặn

Kết quả đầm nén CBR			
KLTT khô lớn nhất *(g/cm3)*	1.501	KLTT khô tại K = 95%	1,426 g/cm^3
Độ ẩm tốt nhất *(%)*	17.68	Giá trị CBR tại K = 95%	14,0 *%*
		KLTT khô tại K = 98%	1,471 g/cm^3
		Giá trị CBR tại K = 98%	23,8 %

3.2.5. Kết quả thí nghiệm thí nghiệm xác định hàm lượng bụi, bùn, sét

Hàm lượng bụi, bùn, sét (s_c):

$$S_c = \frac{m - m_1}{m} \times 100\%$$

Với: m là khối lượng mẫu trước khi rửa.

m_1 là khối lượng mẫu sau khi rửa.

	m (g)	m_1 (g)	S_c (%)
Lần 1	1000	991.1	0.89
Lần 2	1000	991.2	0.88
S_c = 0.885 %			

4. Đánh giá việc sử dụng cát nhiễm mặn trong xây dựng nền đường ô tô ven biển tại Nghệ An

4.1. Các yêu cầu về vật liệu đắp nền đường

Theo TCVN 9436:2012 về Thi công và Nghiệm thu nền đường ô tô yêu cầu về vật liệu vật liệu đắp nền đường quy định như sau [4]:

+ Không được sử dụng trực tiếp các loại đất dưới đây để đắp bất cứ bộ phận nào của nền đường:

- Đất bùn, đất than mùn (nhóm A-8 theo AASHTO M245);

- Đất mùn lẫn hữu cơ có thành phần hữu cơ quá 10,0%, đất có lẫn cỏ và rễ cây, lẫn rác thải sinh hoạt (AASHTO T267-86)

- Đất lẫn các thành phần muối dễ hòa tan quá 5%

- Đất sét có độ trương nở cao vượt quá 3,0% (thí nghiệm xác định độ trương nở theo 22 TCN 332 - 06);

- Đất sét nhóm A-7-6 (theo AASHTO M145) có chỉ số nhóm từ 20 trở lên;

Khi không có các loại đất khác, phải có biện pháp cải tạo các loại đất nói trên để dùng vật liệu đắp nền đường như: loại bỏ các thành phần bất lợi, xử lý đất xấu bằng cách trộn thêm vôi, trộn thêm cát hoặc áp dụng các biện pháp tăng thêm độ chặt đầm nén, hạn chế nước thấm nhập...Các biện pháp nói trên phải được đánh giá thông qua thử nghiệm ở trong phòng, ở hiện trường và phải được phê duyệt theo quy định của các dự án.

+ Không được dùng đất bụi nhóm A-4 và A-5 (theo phân loại ở AASHTO M145) để xây dựng các bộ phận nền đường dưới mức nước ngập hoặc mức nước ngầm và không nên dùng chúng trong phạm vi khu vực tác dụng của nền đường.

+ Vật liệu đắp nền phải có sức chịu tải CBR nhỏ nhất như quy định của bảng sau:

Bảng 7. Quy định về sức chịu tải (CBR) nhỏ nhất

Phạm vi nền đường tính từ đáy áo đường xuống	**Sức chịu tải (CBR% tối thiểu)**		
	Nền đường cho đường cao tốc cấp I, cấp II	**Nền đường cho đường cấp III, cấp IV có sử dụng mặt đường cấp cao A1**	**Nền đường cho các cấp khác không sử dụng mặt đường cấp cao A1**
Nền đắp			
- 30 cm trên cùng	8	6	5
- Từ 30 cm đến 80cm	5	4	3
- Từ 80 cm đến 150cm	4	3	3
- Từ 150 cm trở xuống	3	2	2
Nền không đào, không đắp và nền đào			
- 30 cm trên cùng	8	6	5
- Từ 30cm đến 100cm với đường cao tốc, cấp I, cấp II, cấp III và đến 80 cm với đường cấp khác	5	4	3
Chú thích: Trị số CBR được xác định theo 22 TCN 332-06 tương ứng với độ chặt yêu cầu ở bảng 8			

Bảng 8: Độ chặt đầm nén yêu cầu đối với nền đường (phương pháp đầm nén tiêu chuẩn 22TCN 333-06)

Loại đường và bộ phận nền đường			**Phạm vi độ sâu tính từ đáy áo đường trở xuống (cm)**	**Độ chặt K của nền đường**		
				Đường cao tốc	**Đường cấp I đến cấp IV**	**Đường cấp V đến cấp VI**
Nền đắp	Khi áo đường dày trên 60cm		30	≥ 1.0	≥ 0.98	≥ 0.95
	Khi áo đường dày dưới 60cm		50	≥ 1.0	≥ 0.98	≥ 0.95
	Bên dưới chiều rộng nói trên	Cho đến hết thân nền đắp (trường hợp vật liệu mới đắp)		≥ 0.98	≥ 0.95	≥ 0.93
		Đất nền tự nhiên (*)	Cho đến 80		≥ 0.93	≥ 0.90
			Cho đến 100	≥ 0.95		
			30	≥ 1.0	≥ 0.98	≥ 0.95

Nền đào và không đào không đắp (nền thiên nhiên (**))	30 đến 80		≥ 0.93	≥ 0.90
	30 đến 100	≥ 0.95		
(*) Trường hợp này là trường hợp nền đắp thấp khu vực tác dụng có một phần nằm trong phạm vi đất nền thiên nhiên				
(**) Nền thiên nhiên không đạt độ chặt yêu cầu ở bảng 6 thì phải đào phạm vi không đạt rồi đầm nén lại cho đạt yêu cầu				

4.2. Đánh giá về sử dụng cát nhiễm mặn biển Cửa Lò vật liệu đắp nền đường

- Kết quả thí nghiệm CBR cho kết quả tại K=0.95 là14,0 và K=0.98 là 23,8. Kết quả này đạt yêu cầu của vật liệu đắp nền đường theo tiêu chuẩn thi công và nghiệm thu nền đường ô tô TCVN 9436:2012 với yêu cầu vật liệu đắp nền của tiêu chuẩn CBR ≥ 6. Từ đó cho thấy cát nhiễm mặn có thể sử dụng làm vật liệu đắp nền đường.

- Qua kết quả thí nghiệm cho thấy, với vật liệu đắp nền đường là cát nhiễm mặn Cửa Lò để cho kết quả lu lèn đạt độ chặt tốt nhất thì độ ẩm vật liệu tốt nhất để thi công là 17,68% và khối lượng thể tích khô lớn nhất là 1,501 g/cm3.

- Qua kết quả thí nghiệm thành phần hạt cát nhiễm mặn theo tiêu chuẩn AASHTO T27 và căn cứ vào yêu cầu của vật liệu đắp của các dự án đường cao tốc với Thành phần hạt 0,425mm (% lọt sàng): > 51% và thành phần hạt nhỏ hơn 75µm (% lọt sàng): < 10% thì kết quả thành phần hạt của cát nhiễm mặn với thành phần hạt 0,425mm (% lọt sàng) = 90,00% > 51% và thành phần hạt nhỏ hơn 75µm (% lọt sàng) = 0,06% < 10% đáp ứng được yêu cầu của vật liệu cát đắp nền đường.

- Qua kết quả thí nghiệm thu được, ta nhận thấy hàm lượng tạp chất hữu cơ chiếm trong thành phần của cát biển tự nhiên (0,885%<10%) đáp ứng được yêu cầu của tiêu chuẩn thi công và nghiệm thu nền đường TCVN 9436:2012

- Kết quả thí nghiệm hàm lượng Cl- hòa tan trong nước và axít là 0,147 và 0,152 < 5% theo TCVN 9436-2012 và các kết quả về thành phần hoá cho thấy cát nhiễm mặn Cửa Lò hoàn toàn có thể xử dụng làm vật liệu đắp nền đường.

Với các kết quả thí nghiệm nêu trên cho thấy cát nhiễm mặn tại Cửa Lò hoàn toàn có thể sử dụng làm vật liệu đắp nền đường ven biển tại Nghệ An.

5. Kết luận

Nghệ An là tỉnh có sự phát triển kinh tế mạnh mẽ trong những năm vừa qua và có sự đột phá về hạ tầng giao thông trong đó có các tuyến đường ven biển. Tuy nhiên, theo các quy hoạch phát triển, quy hoạch mạng lưới đường bộ và báo cáo chiến lược phát triển vật liệu xây dựng tỉnh Nghệ An thời kỳ 2021-2030, định hướng đến năm 2050 thì chưa có sự quy hoạch sử dụng cát nhiễm mặn làm vật liệu xây dựng và vật liệu đắp nền đường.

Qua quá trình tiến hành khảo sát, lấy mẫu cát nhiễm mặn tại Cửa Lò và tiến hành thí nghiệm xác định các chỉ tiêu cơ lý, các thành phần hóa học cho thấy vật liệu cát nhiễm mặn tại Cửa Lò hoàn toàn có thể sử dụng làm vật liệu đắp nền đường ven biển tại Nghệ An như: kết quả thí nghiệm CBR cho kết quả với K=0.95 là 14,0 và K=0.98 là 23,8. Kết quả này đạt yêu cầu của vật liệu đắp nền đường theo tiêu chuẩn thi công và nghiệm thu nền đường ô tô TCVN 9436:2012 với yêu cầu vật liệu đắp nền của tiêu chuẩn CBR ⩾ 6.

Quá trình thực hiện nhóm tác giả chưa xác định được các yếu tố có thể tác động đến môi trường trong quá trình sử dụng cát nhiễm mặn tại Cửa Lò. Vấn đề này cần tiếp tục thử nghiệm và nghiên cứu.

Tài liệu tham khảo

1. Thủ tường Chính phủ (2023), Quyết định số 1059/QĐ-TTg ngày 14/9/2023 Phê duyệt Quy hoạch tỉnh Nghệ An thời kỳ 2021-2030, tầm nhìn đến năm 2050.
2. Ủy ban nhân dân tỉnh Nghệ An (2023), Báo cáo chiến lược phát triển vật liệu xây dựng tỉnh Nghệ An thời kỳ 2021-2030, định hướng đến năm 2050.
3. Văn Viết Thiên Ân (2024), Nghiên cứu sử dụng cát nhiễm mặn làm vật liệu san, đắp nền đường, Đề tài cấp nhà nước Mã số ĐTĐL.CN 31/19, Bộ Khoa học và Công nghệ.
4. TCVN 9436:2012, Nền đường ô tô - Thi công và nghiệm thu.
5. http://www.bmapa.org/uses/construction.php.
6. W. Gutt, R.J.C., Sea-dredged aggregates in concrete. Build. Res. Establish Watford, UK, 1987: p.
7. S. Hasdemir, A.T., M. Yilmaz, The effect of natural sand composition on concrete strength. Constr. Build. Mater., 2016. 112: p. 940–948

Study on the feasibility of using saline sand as embankment material for coastal road construction in Nghe An province

Abstract: *Nghe An Province has experienced significant economic growth in the North Central region of Vietnam in recent years. The development of the province's marine economy is closely associated with the construction of coastal road networks. The implementation of such infrastructure projects requires a substantial volume of materials for road embankment works, while natural resources such as soil and sand are becoming increasingly scarce. One potential solution that has recently attracted initial research attention is the utilization of saline sand as an alternative to natural sand for embankment construction in coastal areas. To address this issue in Nghe An Province, it is necessary to conduct field investigations to determine and evaluate the physical and mechanical properties of saline sand, as well as to assess its feasibility for application in coastal road embankments. Experimental studies conducted by the author on the engineering properties of saline sand collected in Nghe An indicate that this material can be effectively used as embankment fill for road construction.*

Keywords: Nghe An Province; saline sand; road subgrade; coastal road; CBR; proctor compaction.

Ứng dụng quy hoạch thực nghiệm để xác định cường độ bê tông với hàm lượng phụ gia khác nhau

Lê Văn Hưng[1], Nguyễn Trọng Chức[1], Hoàng Quốc Long[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: levanhungsqcb@gmail.com; Tel: 0986.897.013

Tóm tắt

Hiện nay, trong đầu tư xây dựng các công trình giao thông phát triển kinh tế xã hội, bê tông khối lớn (BTKL) được áp dụng ngày càng nhiều. Khi thiết kế BTKL cần có biện pháp kiểm soát nhiệt độ để giảm nguy cơ xuất hiện vết nứt, một trong các biện pháp hiệu quả thường được áp dụng là sử dụng phụ gia trong thiết kế thành phần hỗn hợp bê tông. Tuy nhiên, hàm lượng phụ gia sử dụng cần đảm bảo sự phát triển cường độ bê tông theo yêu cầu. Trong nghiên cứu này, tác giả tiến hành nghiên cứu sự phát triển cường độ bê tông theo thời gian với hàm lượng các phụ gia tro bay (TB), xỉ lò cao nghiền mịn (XLC) và chất ức chế tăng nhiệt độ thủy hóa (TRI) khác nhau. Phương pháp phân tích toán học và quy hoạch thực nghiệm đã được sử dụng trong nghiên cứu. Các biến độc lập là hàm lượng TB, XLC, TRI với hàm lượng thay đổi tương ứng trong khoảng 15% đến 35%, 15% đến 40% và 0,3% đến 1%. Kết quả thu được là phương trình hồi quy với hàm mục tiêu là cường độ chịu nén của bê tông ở các tuổi 3 ngày (R_{n3}), 7 ngày (R_{n7}), 28 ngày (R_{n28}) và 56 ngày (R_{n56}). Từ đó, đưa ra những phân tích sự về sự ảnh hưởng của từng loại phụ gia đến sự phát triển cường độ của bê tông theo thời gian.

Từ khóa: *Quy hoạch thực nghiệm; cường độ bê tông; phụ gia; cấp phối bê tông.*

1. Đặt vấn đề

Cùng với sự phát triển của các công nghệ thi công, hiện nay bê tông khối lớn (BTKL) đang được sử dụng phổ biến trong lĩnh vực xây dựng, đặc biệt các công trình có kích thước lớn như đập, trụ cầu, từng chắn, móng khối… [1]. Trong kết cấu BTKL, tổng khối lượng vật liệu sử dụng thường rất lớn, kéo theo chi phí đầu tư xây dựng cao. Vì vậy, để đảm bảo hiệu quả về mặt kinh tế nhưng vẫn đáp ứng đầy đủ các yêu cầu kỹ thuật và độ bền của bê tông, cần lựa chọn và thiết kế thành phần cấp phối bê tông hợp lý. Đồng thời, các công đoạn trộn, vận chuyển, đổ và bảo dưỡng phải được tổ chức, kiểm soát chặt chẽ theo đúng quy trình kỹ thuật để đảm bảo chất lượng và tính ổn định của kết cấu [2]. Ngoài ra, sự gia tăng nhiệt độ bên trong BTKL do các phản ứng hóa học tỏa nhiệt của quá trình thủy hóa xi măng, làm chênh lệch nhiệt độ giữa tâm và bề mặt lớn, có thể tạo ra ứng suất kéo vượt quá khả năng chịu kéo của bê tông ở tuổi sớm, từ đó làm phát sinh vết nứt nhiệt [3]. Do đó, việc sử dụng các vật liệu thay thế một phần xi măng, điển hình là TB và XLC, trong thiết kế thành phần cấp phối bê tông được đánh giá là giải pháp hiệu quả nhằm giảm nhiệt thủy hóa và hiện đang được áp dụng phổ biến trong nhiều công trình BTKL.

Phụ gia TB giúp phần cải thiện tính công tác của hỗn hợp bê tông, đồng thời có chi phí thấp hơn xi măng và làm giảm lượng nhiệt sinh ra trong quá trình thủy hóa, nhờ đó có lợi cho việc hạn chế vết nứt nhiệt. Tuy nhiên, việc sử dụng TB thường làm chậm quá trình phát triển cường độ của bê tông ở tuổi sớm [4]. Tương tự, bê tông sử dụng XLC có khả năng duy trì tính công tác tốt hơn so với bê tông xi măng thông thường. Mặc dù tốc độ gia tăng cường độ ban đầu có xu hướng chậm hơn, nhưng ở các tuổi muộn, đặc biệt sau 28 ngày, cường độ có thể đạt tương đương hoặc vượt so với bê tông chỉ sử dụng xi măng poóc lăng [5].

Ngoài các phụ gia khoáng, phụ gia TRI cũng đang được ứng dụng rộng rãi trong BTKL. Cơ chế tác dụng chủ yếu của TRI là làm chậm động học phản ứng thủy hóa xi măng, qua đó giảm tốc độ phát nhiệt trong giai đoạn tăng tốc của quá trình thủy hóa, góp phần hạn chế nguy cơ hình thành vết nứt do ứng suất nhiệt [6]. Mặc dù đã có nhiều công trình nghiên cứu tập trung vào việc sử dụng riêng rẽ TB, XLC, TRI hoặc phối hợp từng cặp phụ gia trong BTKL, song vẫn chưa có nghiên cứu đánh giá ảnh hưởng đồng thời của tổ hợp ba loại phụ gia TB, XLC và TRI đến sự phát triển cường độ chịu nén của bê tông theo thời gian.

Chính vì vậy, nghiên cứu tiến hành thí nghiệm xác định cường độ chịu nén của bê tông tại các độ tuổi 3 ngày, 7 ngày, 28 ngày và 56 ngày, nhằm làm rõ quy luật phát triển cường độ chịu nén của bê tông theo hàm lượng các loại phụ gia khác nhau.

2. Vật liệu và phương pháp

2.1. Vật liệu

Chất kết dính (CKD): Xi măng poóc lăng (XM) PC40 Bút Sơn,**Error! Reference source not found.** tro bay (TB) Phả Lại loại F đáp ứng yêu cầu của tiêu chuẩn TCVN 10302:2014 [7] và xỉ lò cao nghiền mịn (XLC) S95 Hòa Phát đáp ứng yêu cầu của tiêu chuẩn TCVN 11586:2016 [8] được dùng trong nghiên cứu. Tính chất vật lý và thành phần hóa học của CKD đã được nhóm tác giả trình bày cụ thể trong các nghiện cứu [9].

Phụ gia hóa học: Chất ức chế nhiệt thủy hóa (TRI) được dùng có nguồn gốc Trung Quốc là loại TRI được sử dụng trong nghiên cứu của Shao (2023) và công sự [10]. Các nghiên cứu chỉ ra rằng, TRI là chất ức chế thủy hóa, hấp phụ lên bề mặt hạt xi măng và làm chậm quá trình phản ứng, từ đó giảm tốc độ phát nhiệt. Vì vậy, cường độ ở tuổi sớm giảm, nhưng ở tuổi dài có thể được cải thiện nhờ giảm vi nứt nhiệt và phát triển cấu trúc đặc chắc hơn [10]. Phụ gia siêu dẻo (SD) được sử dụng là MasterGlenium SKY 8613.

Cốt liệu: Cốt liệu lớn (đá dăm) tại mỏ đá Phủ Lý, Hà Nam được sử dụng để làm thí nghiệm có D_{max}=20mm. Cốt liệu nhỏ (cát) là cát vàng hạt thô. Các chỉ tiêu cơ lý và thành phần hạt của cốt liệu cũng đã được tác giả trình bày trong nghiện cứu [9].

2.2. Phương pháp nghiên cứu

Khi sử dụng quy hoạch toàn phần, số thí nghiệm được xác định $N = 3^n$ (với n là số yếu tố). Điều đó dẫn đến số lượng thí nghiệm tương đối lớn, gây khó khăn trong triển khai thực nghiệm. Do đó, Box và Wilson đã đề xuất quy hoạch thực nghiệm bậc hai tâm xoay (CCD), phát triển từ quy hoạch bậc một với hai mức và bổ sung các điểm sao, điểm tâm trong không gian yếu tố. Phương pháp này giúp giảm đáng kể số thí nghiệm so với quy hoạch toàn phần bậc hai [11]. Do đó, trong nghiên cứu này tác giả lựa chọn phương pháp quy hoạch thực nghiệm thực hiện theo kế hoạch thực nghiệm hỗn hợp bậc hai tâm xoay của Box và Wilson.

2.2.1. Biến số

Nghiên cứu khảo sát các hàm mục tiêu với các biến số là hàm lượng TRI và hàm lượng TB, XLC thay thế một phần xi măng. Các điểm sao, mức trên, mức dưới và khoảng biến thiên của các biến số được tổng hợp trong bảng 1:

Bảng 1. Mức trên, mức dưới và khoảng biến thiên của các biến số

Biến số thực	TB (%)	XLC (%)	TRI (%)

Biến mã hóa	X_1	X_2	X_3
Điểm sao (+α = 1,682)	41,8	48,5	1,2
Mức trên (+1)	35	40	1,0
Tâm (0)	25	27,5	0,65
Mức dưới (-1)	15	15	0,3
Điểm sao (-α = -1,682)	8,2	6,5	0,06
Khoảng biến thiên (δ)	10	12,5	0,35

Khi biết được biến mã hóa có thể xác định được hàm lượng phụ gia theo công thức ():

$$Z = Z_o + \delta.X_i \quad (1)$$

Trong đó: Z – là hàm lượng phụ gia sử dụng; Z_o - là hàm lượng phụ gia tại điểm tâm; δ - là khoảng biến thiên; X_i – là biến mã hóa ứng với phụ gia Z.

2.2.2. Hàm mục tiêu

Cường độ nén: 3 ngày (Y_{n3}), 7 ngày (Y_{n7}), 28 ngày (Y_{n28}) và 56 ngày (Y_{n56})

Theo kế hoạch thực nghiệm hỗn hợp bậc hai tâm xoay các hàm mục tiêu có dạng:

$$Y = a_o + a_1X_1 + a_2X_2 + a_3X_3 + a_{12}X_1X_2 + a_{13}X_1X_3 + a_{23}X_2X_3 + a_{11}X_1^2 + a_{22}X_2^2 + a_{33}X_3^2 \quad (2)$$

Trong đó: Y - là giá trị hàm mục tiêu; X_i - là các biến số; a_j, a_{ju}, a_{jj} - là hệ số của phương trình.

2.2.3. Kế hoạch thí nghiệm

Số thí nghiệm của kế hoạch thực nghiệm bậc hai tâm xoay là:

$$N = 2^k + 2\times k + n = 2^3 + 2\times 3 + 6 = 20 \quad (3)$$

Trong đó: N - là số thí nghiệm; k - là số biến số; n - là số thí nghiệm tại tâm.

Các thí nghiệm được thực hiện theo kế hoạch như ở bảng 2.

Bảng 2. Kế hoạch thực nghiệm hỗn hợp bậc hai tâm xoay

TN	**Biến mã hóa**			**Biến thực**		
	X_1	**X_2**	**X_3**	**TB (%)**	**XLC (%)**	**TRI (%)**
CP1	-1	-1	-1	15	15	0,3
CP2	1	-1	-1	35	15	0,3
CP3	-1	1	-1	15	40	0,3
CP4	1	1	-1	35	40	0,3
CP5	-1	-1	1	15	15	1
CP6	1	-1	1	35	15	1
CP7	-1	1	1	15	40	1
CP8	1	1	1	35	40	1
CP9	-1,682	0	0	8,18	27,5	0,65
CP10	1,682	0	0	41,82	27,5	0,65

TN	Biến mã hóa			Biến thực		
	X_1	X_2	X_3	TB (%)	XLC (%)	TRI (%)
CP11	0	-1,682	0	25	6,475	0,65
CP12	0	1,682	0	25	48,525	0,65
CP13	0	0	-1,682	25	27,5	0,061
CP14	0	0	1,682	25	27,5	1,239
CP15	0	0	0	25	27,5	0,65
CP16	0	0	0	25	27,5	0,65
CP17	0	0	0	25	27,5	0,65
CP18	0	0	0	25	27,5	0,65
CP19	0	0	0	25	27,5	0,65
CP20	0	0	0	25	27,5	0,65

2.2.4. Thiết kế thành phần cấp phối bê tông

Nghiên cứu tiến hành thiết kế thành phần cấp phối bê tông đạt cường độ chịu nén yêu cầu là 50MPa. Từ cường độ nén yêu cầu tính toán được cường độ nén thiết kế trong phòng thí nghiệm cần đạt là 60MPa [12]. Tiêu chuẩn thiết kế và thành phần các cấp phối bê tông đã được trình bày trong nghiên cứu [9] của nhóm tác giả.

3. Kết quả nghiên cứu và thảo luận

3.1. Kết quả thí nghiệm cường độ chịu nén của bê tông

Quá trình chuẩn bị vật liệu, đúc mẫu, bảo dưỡng, nén mẫu được thực hiện tại Phòng Thí nghiệm và Nghiên cứu Vật liệu Xây dựng, Khoa Vật liệu Xây dựng, Trường Đại học Xây Dựng Hà Nội. Kết quả thí nghiệm cường độ chịu nén được tổng hợp tại bảng 3.

Bảng 3. Kết quả thí nghiệm cường độ chịu nén của các cấp phối bê tông

Cấp phối	R_{n3}, (MPa)				R_{n7} (MPa)				R_{n28} (MPa)				R_{n56} (MPa)			
	Mẫu 1	Mẫu 2	Mẫu 3	TB	Mẫu 1	Mẫu 2	Mẫu 3	TB	Mẫu 1	Mẫu 2	Mẫu 3	TB	Mẫu 1	Mẫu 2	Mẫu 3	TB
CP0	45,1	43,6	41,5	43,4	57,3	56,2	50,3	54,6	67,4	66,9	69,5	67,9	68,6	70,5	72,7	70,6
CP1	38,7	40,9	39,9	39,9	51,8	52,6	49,5	51,3	60,8	58,6	61,1	60,2	67,2	65,9	65,1	66,1
CP2	21,9	20,5	23,2	21,9	34,2	36,3	34,2	34,9	54,2	54,3	53,0	53,8	61,5	63,4	64,3	63,0
CP3	17,7	18,0	17,2	17,6	40,6	40,9	42,5	41,3	60,0	58,9	58,4	59,1	66,8	69,9	69,7	68,8
CP4	7,3	7,5	7,01	7,3	28,2	27,9	27,4	27,8	43,2	42,9	43,5	43,2	55,7	57,6	54,9	56,1
CP5	34,9	35,8	37,0	35,9	50,6	52,8	52,3	51,9	65,1	64,8	64,2	64,7	69,9	70,8	71,0	70,6
CP6	21,1	20,1	19,7	20,3	32,0	33,6	33,6	33,1	57,0	55,6	56,7	56,4	60,4	62,1	62,0	61,5
CP7	16,8	17,2	15,5	16,5	40,1	41,2	39,9	40,4	65,1	66,2	64,0	65,1	71,6	74,5	73,1	73,1
CP8	6,3	7,00	6,4	6,6	19,9	20,8	22,2	21,0	39,3	40,8	42,0	40,7	51,9	51,0	52,8	51,9

Cấp phối	R_{n3}, (MPa)				R_{n7} (MPa)				R_{n28} (MPa)				R_{n56} (MPa)			
	Mẫu 1	Mẫu 2	Mẫu 3	TB	Mẫu 1	Mẫu 2	Mẫu 3	TB	Mẫu 1	Mẫu 2	Mẫu 3	TB	Mẫu 1	Mẫu 2	Mẫu 3	TB
CP9	35,9	34,5	34,0	34,8	48,9	49,9	51,1	49,9	61,9	60,9	61,2	61,3	72,7	74,5	74,8	73,9
CP10	10,2	10,0	11,1	10,4	26,9	26,1	25,5	26,2	43,9	42,1	43,1	43,0	53,6	54,4	55,2	54,4
CP11	34,2	36,6	34,8	35,2	46,3	47,8	47,7	47,3	60,3	60,8	62,2	61,1	63,3	64,9	64,6	64,2
CP12	8,0	8,10	7,4	7,8	33,1	32,7	31,0	32,3	47,1	46,7	47,4	47,0	55,8	57,8	58,2	57,3
CP13	26,4	26,1	27,4	26,6	40,9	42,6	42,2	41,9	56,7	57,6	56,4	56,9	61,9	63,1	65,8	63,6
CP14	23,8	23,2	23,3	23,4	38,1	39,1	37,4	38,2	66,1	65,3	67,4	66,3	70,8	72,5	73,2	72,2
CP15	24,6	23,7	24,9	24,4	40,9	41,7	40,6	41,1	57,9	58,1	59,1	58,3	60,0	61,6	62,8	61,5
CP16	25,9	25,0	24,2	25,0	41,6	43,0	43,5	42,7	55,9	54,4	55,2	55,1	58,5	61,8	60,8	60,4
CP17	22,6	23,0	24,5	23,4	42,9	43,7	44,0	43,5	56,8	57,9	56,9	57,2	62,3	59,9	63,2	61,8
CP18	24,9	23,9	24,2	24,3	42,7	42,9	43,6	43,0	55,9	55,9	53,2	55,0	60,4	61,5	61,4	61,1
CP19	27,6	25,0	25,9	26,2	43,7	45,4	44,4	44,5	57,9	58,9	60,1	58,9	58,8	59,0	61,6	59,8
CP20	25,9	26,4	24,8	25,7	42,9	40,8	42,2	41,9	57,7	58,8	58,4	58,3	57,6	57,0	59,5	58,1

Độ tin cậy của các kết quả thí nghiệm đã được kiểm tra theo phép kiểm nghiệm Cochran [13], và đảm bảo độ tin cậy để tiến hành phân tích, đánh giá.

3.2. Phân tích kết quả

Sử dụng phần mềm Minitab để phân tích hồi quy kết quả thí nghiệm của các hàm mục tiêu theo kế hoạch thí nghiệm bậc hai tâm xoay Box-Wilson, sau khi loại bỏ các hệ số không có ý nghĩa, phương trình hồi quy thu được là các phương trình từ (4) đến (7) và có dạng như sau:

+ Phương trình hồi quy cường độ chịu nén ở các độ tuổi:

$$Y_{n3} = 24,577 - 6,946X_1 - 8,495X_2 - 0,928X_3 - 1,208X_1^2 - 1,599X_2^2 + 1,665X_1X_2 \quad (4)$$

$$Y_{n7} = 42,836 - 7,922X_1 - 4,822X_2 - 1,118X_3 - 1,961X_1^2 - 1,358X_2^2 - 1,257X_3^2 \quad (5)$$

$$Y_{n28} = 57,17 - 6,273X_1 - 3,71X_2 + 1,929X_3 - 1,858X_1^2 - 1,189X_2^2 + 1,464X_3^2 - 3,215X_1X_2 \quad (6)$$

$$Y_{n56} = 60,438 - 5,78X_1 - 1,682X_2 + 1,277X_3 + 1,196X_1^2 + 2,504X_3^2 - 2,271X_1X_2 - 1,809X_1X_3 \quad (7)$$

Kết quả phân tích phương sai cho thấy các phương trình hồi quy là phù hợp và khớp với kết quả thí nghiệm, đồng thời các hệ số trong phương trình đều có ý nghĩa thống kê với mức ý nghĩa α=0,05.

Ở tuổi sớm 3 và 7 ngày, các yếu tố đều ảnh hưởng nghịch biến đến cường độ bê tông. Ở tuổi 3 ngày mức độ ảnh hưởng thay đổi theo thời gian $X_2 > X_1 > X_3$. Ở tuổi 7 ngày mức độ ảnh hưởng $X_1 > X_2 > X_3$. Ở tuổi 28 ngày và 56 ngày, X_1 vẫn là yếu tố chi phối lớn nhất đến cường độ của bê tông tiếp đến là X_2 và X_3. Nhận định trên chỉ dừng lại ở khía cạnh cường độ nén của bê tông, phương diện nhiệt được trình bày của các nghiên cứu tiếp theo.

4. Kết luận

Dựa vào kết quả thu được ta có thể đưa ra một số kết luận sau:

- Đã xây dựng được mô hình hồi quy bậc hai theo quy hoạch thực nghiệm bậc hai tâm xoay, đánh giá ảnh hưởng của tro bay, xỉ lò cao và chất ức chế tăng nhiệt độ thủy hóa đến cường độ chịu nén của bê tông. Kết quả cho thấy bê tông ở tuổi 3 ngày đến 7 ngày, cả ba phụ gia đều làm giảm cường độ của bê tông khi tăng hàm lượng, trong đó phụ gia TB và XLC ảnh hưởng mạnh hơn TRI. Ở tuổi 28 ngày đến 56 ngày, phụ gia TB và XLC vẫn làm giảm cường độ, trong khi phụ gia TRI chuyển sang làm tăng cường độ.

- Các phương trình thu được có ý nghĩa với mức tin cậy 95%, thể hiện rõ ảnh hưởng phi tuyến và sự tương tác giữa các thành phần.

- Mô hình có thể sử dụng để dự báo cường độ và xác định miền cấp phối tối ưu trong phạm vi khảo sát, làm cơ sở khoa học cho thiết kế bê tông sử dụng phụ gia khoáng.

Tài liệu tham khảo

1. Bofang, Z. (2013). *Thermal stresses and temperature control of mass concrete*. Butterworth-Heinemann..
2. Yin, J., Yang, J., Zhang, X., & Lv, T. (2020). Research on Application of Mass Concrete Structure in Civil Building Construction. *The Frontiers of Society, Science and Technology*, *2*(8).
3. Tiêu chuẩn quốc gia TCVN 9341:2012 "Bê tông khối lớn - Thi công và nghiệm thu".
4. Li, Z., Zhou, X., Ma, H., & Hou, D. (2022). *Advanced concrete technology*. John Wiley & Sons.
5. Viện vật liệu xây dựng, Bộ Xây dựng, (2021), Chỉ dẫn kỹ thuật "Sử dụng xỉ hạt lò cao nghiền mịn làm phụ gia khoáng cho sản xuất bê tông".
6. Major building materials standards of the People's Republic of China, (2021), JC/T 2608-2021 "Concrete hydration temperature increase inhibitor".
7. Tiêu chuẩn quốc gia TCVN 10302:2014 "Phụ gia hoạt tính tro bay dùng cho bê tông, vữa xây và xi măng".
8. Tiêu chuẩn quốc gia TCVN 11586:2016 "Xỉ hạt lò cao nghiền mịn dùng cho bê tông và vữa".
9. Lê Văn Hưng, Nguyễn Trọng Chức, Hoàng Quốc Long, & Lê Hồng Hà. (2025). Nghiên cứu thành phần cấp phối bê tông sử dụng phụ gia khoáng và chất ức chế tăng nhiệt độ cho kết cấu bê tông khối lớn của công trình giao thông. *Tạp Chí Vật liệu Và Xây dựng - Bộ Xây dựng*, *15*(05), Trang 81 – Trang 90.
10. Shao, X., Ning, J., Tang, R., Fang, Z., Zhao, B., Xu, B., ... & Wang, Z. (2023). Effect of temperature-rising inhibitor on the hydration and performance of cemented paste-filling material. *Case Studies in Construction Materials*, *19*, e02680.
11. Nguyễn Minh Tuyền. (2021). Quy hoạch thực nghiệm. *Nhà xuất bản xây dựng.*
12. Standard, A. C. I. (1996). Standard practice for selecting proportions for normal, heavyweight, and mass concrete. *ACI Man. Concr. Pract*, *1996*, 1-38.

13. Tiêu chuẩn quốc gia TCVN 6910-2:2001 "Độ chính xác (độ đúng và độ chụm) của phương pháp đo và kết quả đo – Phần 2: Phương pháp cơ bản xác định độ lặp lại và độ tái lập của phương pháp đo tiêu chuẩn".

Application of experimental design to determine concrete strength with different additive content

Abstract: *Currently, mass concrete is increasingly used in the construction of socio-economic development transportation projects. When designing mass concrete, temperature control measures are necessary to reduce the risk of cracking. One effective method commonly applied is the use of additives in the concrete mix design. However, the amount of additives used must ensure the required concrete strength development. In this study, the authors investigated the development of concrete strength over time with different amounts of fly ash (FA), ground granulated blast furnace slag (GGBFS), and temperature rise inhibitor (TRI). Mathematical analysis and experimental design methods were used in the study. The independent variables were the FA, GGBFS, and TRI content, with corresponding variations in the ranges of 15% to 35%, 15% to 40%, and 0.3% to 1%. The results obtained are regression equations with the objective function being the compressive strength of concrete at 3 days (Rn_3), 7 days (Rn_7), 28 days (Rn_{28}), and 56 days (Rn_{56}). From this, an analysis is presented of the influence of each type of additive on the development of concrete strength over time.*

Keywords: Experimental design; concrete strength; additives; concrete mix design.

Nghiên cứu hiệu quả giảm sóng nhiễu xạ trong bể cảng bằng đê mỏ hàn cửa luồng sử dụng mô hình số MIKE 21 BW

Lê Văn Tú[1], Nguyễn Quý Thành[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: levantucauduong@gmail.com; Tel: 0965228255

Tóm tắt

Sóng nhiễu xạ xâm nhập qua cửa luồng là một trong những nguyên nhân chính làm gia tăng mức độ dao động sóng trong vùng nước bể cảng, ảnh hưởng trực tiếp đến điều kiện neo đậu, an toàn khai thác và tuổi thọ công trình cảng biển.Bài báo này trình bày kết quả nghiên cứu hiệu quả giảm sóng nhiễu xạ trong bể cảng thông qua việc bố trí đê mỏ hàn tại khu vực cửa luồng. Nghiên cứu được thực hiện bằng mô hình toán MIKE 21BW, cho phép mô phỏng chi tiết các quá trình lan truyền sóng, nhiễu xạ và tương tác sóng – công trình. Trong phạm vi bài báo này, nghiên cứu tập trung phân tích các kịch bản thay đổi chiều dài tương đối của đê mỏ hàn (Lc /L) để đánh giá mức độ suy giảm chiều cao sóng; các yếu tố khác như vị trí, cao trình, hướng đê và tỉ lệ so với bề rộng cửa cảng chưa được xem xét trong nghiên cứu này. Kết quả cho thấy đê mỏ hàn cửa luồng có khả năng làm giảm đáng kể năng lượng sóng nhiễu xạ, đặc biệt đối với các thành phần sóng xiên, qua đó cải thiện rõ rệt điều kiện yên tĩnh trong bể cảng. Nghiên cứu khẳng định vai trò của đê mỏ hàn như một giải pháp công trình hiệu quả, cung cấp cơ sở định lượng quan trọng cho việc thiết kế và nâng cấp hệ thống bảo vệ cảng biển.

Từ khóa: *Sóng nhiễu xạ; Bể cảng; Đê mỏ hàn; MIKE 21 BW.*

1. Đặt vấn đề

Trong thiết kế và khai thác cảng biển hiện đại, điều kiện yên tĩnh bể cảng được xem là một trong những tiêu chí cốt lõi quyết định tính khả thi về mặt kỹ thuật và hiệu quả kinh tế của dự án[1-3]. Xu hướng phát triển của ngành vận tải biển hiện nay tập trung vào các đội tàu thế hệ mới có trọng tải siêu lớn, đòi hỏi tốc độ xếp dỡ hàng hóa nhanh để tối ưu hóa chu trình quay vòng tàu. Điều này dẫn đến việc yêu cầu các tiêu chuẩn về độ tĩnh lặng khu nước ngày càng khắt khe hơn nhằm đảm bảo hoạt động ổn định cho các thiết bị nâng hạ công suất lớn và hiện đại. Về bản chất, điều kiện yên tĩnh được định nghĩa thông qua mức độ suy giảm năng lượng sóng từ ngoài khơi vào khu vực neo đậu, thường được đánh giá bằng chiều cao sóng có nghĩa (Hs), phổ năng lượng sóng và đáp ứng động học của tàu tại bến[4]. Khi sóng xâm nhập vào bể cảng vượt quá ngưỡng cho phép (thường Hs > 0,3–0,7 m tùy loại tàu[5]), dao động sáu bậc tự do của thân tàu (dọc, ngang, đứng, lắc ngang, lắc dọc, lắc đảo) có thể bị kích thích mạnh, dẫn đến gia tăng lực neo buộc, va chạm với công trình và làm gián đoạn việc khai thác. Bên cạnh đó, tải trọng động do sóng truyền vào kết cấu cầu cảng và hệ thống neo buộc không chỉ làm tăng chu kỳ mỏi mà còn thúc đẩy quá trình suy giảm độ bền vật liệu trong điều kiện khai thác dài hạn.

Đối với các cảng có cửa luồng hẹp hoặc bố trí hình học không đối xứng, cơ chế truyền năng lượng sóng vào bên trong không còn đơn thuần là phản xạ và khúc xạ mà bị chi phối mạnh bởi hiện tượng nhiễu xạ sóng[6]. Theo lý thuyết nhiễu xạ tuyến tính, khi sóng gặp một khẩu độ hữu hạn như cửa luồng, năng lượng sóng sẽ phân bố lại theo các mặt sóng cong lan truyền vào khu vực che chắn phía sau công trình. Hệ số nhiễu xạ phụ thuộc vào tỷ lệ giữa bước sóng và bề rộng khẩu độ, cũng như góc tới của sóng. Trong trường hợp sóng xiên góc, thành phần động lượng song song với phương cửa luồng có thể làm gia tăng hiệu ứng hội tụ năng lượng tại các khu vực nhất định, tạo ra vùng tập trung sóng cục bộ và hiện tượng cộng hưởng bể cảng. Sự phân bổ lại năng lượng theo hướng bất lợi này là nguyên nhân cốt lõi khiến các khu vực cầu cảng phía trong vẫn bị xao động mạnh bất chấp sự hiện diện của hệ thống đê chắn sóng chính bên ngoài. Đây là nguyên nhân khiến nhiều cảng mặc dù được bảo

vệ bởi đê chắn sóng ngoài khơi vẫn xuất hiện tình trạng dao động mạnh tại khu vực cầu cảng phía trong[7].

Trong bối cảnh biến đổi khí hậu toàn cầu, mực nước biển dâng và xu thế gia tăng cường độ – tần suất của các sự kiện thời tiết cực đoan đã làm thay đổi đáng kể điều kiện biên sóng thiết kế. Các kịch bản khí hậu gần đây cho thấy sự gia tăng của các trường sóng dài và năng lượng cao, đặc biệt trong các đợt bão nhiệt đới mạnh. Điều này không chỉ làm tăng xác suất vượt ngưỡng an toàn khai thác mà còn làm thay đổi tương tác sóng – công trình tại cửa luồng, bao gồm gia tăng hiện tượng tràn đỉnh, phản xạ bậc cao và tương tác phi tuyến. Do đó, yêu cầu nâng cao mức độ ổn định thủy động lực trong bể cảng không còn dừng lại ở tiêu chuẩn tĩnh truyền thống mà phải được tiếp cận theo hướng mô phỏng động lực học chi tiết và xét đến các kịch bản cực đoan [8].

Trong thiết kế bể cảng, cấu hình quy hoạch hệ thống đê chắn sóng đóng vai trò quyết định trong việc kiểm soát sóng xâm nhập và suy giảm năng lượng sóng nhiễu xạ trong vùng nước kín. Cấu hình phổ biến gồm hai đê chắn sóng chính neo vào đường bờ, tạo cửa vào cảng với khẩu độ tối ưu nhằm cân bằng giữa điều kiện khai thác và mức độ truyền sóng[9, 10]. Khi yêu cầu giảm thêm biên độ sóng trong bể, giải pháp bổ sung đê phụ song song với bờ hoặc đê hướng dòng phía trong cửa cảng đã được đề cập trong các nghiên cứu về kiểm soát nhiễu xạ và phản xạ sóng[11]. Tuy nhiên, việc sử dụng hệ thống đê mỏ hàn cửa luồng như một cấu phần điều chỉnh trường sóng, kết hợp chức năng chỉnh trị dòng chảy và suy giảm nhiễu xạ, vẫn còn tương đối hạn chế trong các công bố quốc tế. Đề xuất khai thác đê mỏ hàn như một giải pháp tích hợp, vừa định hướng dòng vừa tái phân bố trường sóng trước cửa cảng, mở ra hướng tiếp cận mới trong tối ưu hóa hình thái thủy động lực khu vực cửa vào. Cách tiếp cận này được nhóm tác giả triển khai và kiểm chứng thông qua mô hình số MIKE 21 BW nhằm mô phỏng chi tiết quá trình lan truyền, khúc xạ và nhiễu xạ sóng trong khu vực cửa cảng. Thông qua các kịch bản tính toán so sánh, mô hình cho phép định lượng mức độ suy giảm chiều cao sóng trong bể cảng cũng như đánh giá sự tái phân bố trường sóng do cấu hình đê đề xuất.

MIKE 21 BW là mô-đun sóng phi tuyến trong hệ thống phần mềm MIKE 21 do DHI phát triển, được xây dựng trên hệ phương trình Boussinesq cải tiến nhằm mô phỏng đầy đủ các quá trình lan truyền, khúc xạ, phản xạ, nhiễu xạ, shoaling, tương tác sóng–dòng chảy và sóng vỡ trong vùng nước nông. MIKE 21 BW cho phép mô phỏng chi tiết trường dao động mực nước và vận tốc tức thời, đặc biệt phù hợp cho bài toán truyền sóng qua cửa cảng và đánh giá mức độ yên tĩnh của bể cảng [12-14]. Các phương trình nền tảng của mô hình dựa trên dạng Boussinesq phi tuyến mở rộng với hiệu chỉnh phân tán (improved dispersion characteristics), cho phép duy trì độ chính xác đối với dải bước sóng rộng trong điều kiện nước nông đến trung bình[12, 15]. Nhờ khả năng tái hiện hiệu ứng nhiễu xạ tại đầu đê chắn sóng, mô hình đã được ứng dụng rộng rãi trong phân tích tối ưu hóa cấu hình đê và kiểm soát sóng xâm nhập bể cảng [15]. Chính vì vậy nhóm tác giả sử dụng mô hình MIKE 21 BW là công cụ nghiên cứu chính của bài báo .

2. Thiết lập mô hình

2.1. Kịch bản nghiên cứu

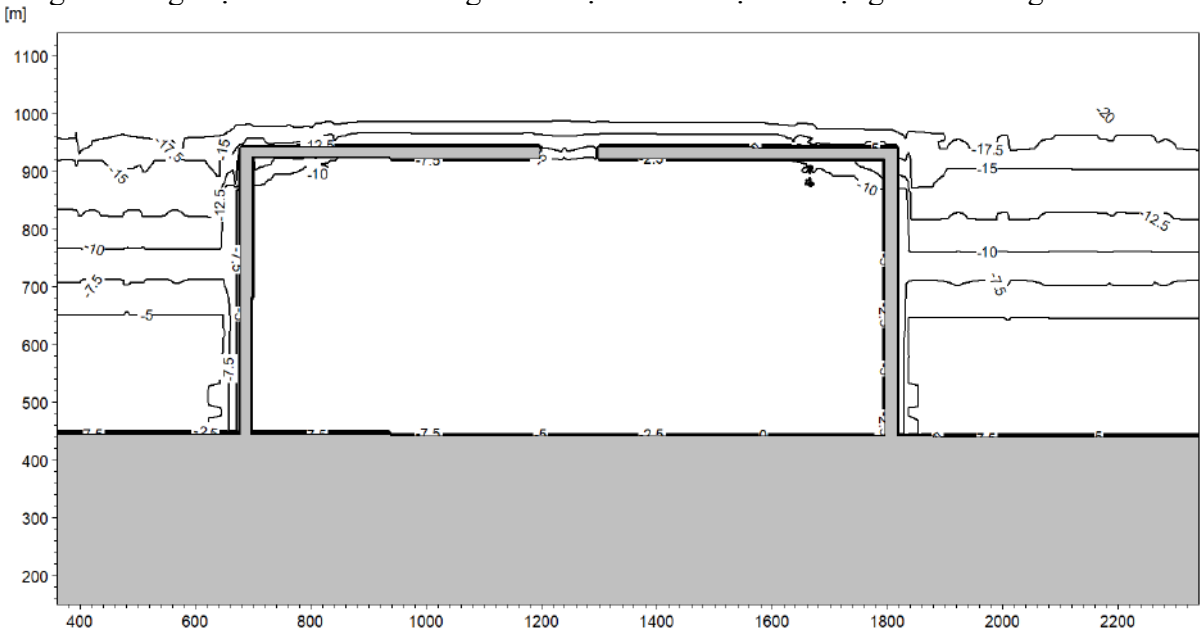
Các nghiên cứu về trường sóng và động lực bùn cát ven bờ cho thấy sóng hiếm khi tiếp cận đường bờ theo phương hoàn toàn vuông góc, mà thường truyền tới với góc xiên đáng kể so với pháp tuyến bờ. Điều này đồng nghĩa với việc sóng xiên khoảng 30°–45° là cơ chế động lực chi phối mạnh nhất đến trường sóng nhiễu xạ tại đầu đê[10, 16]. Trên cơ sở đó, trong phạm vi bài báo này, góc sóng tới 45° được lựa chọn làm kịch bản nghiên cứu điển hình. Việc xem xét trường hợp này cho phép đánh giá rõ ràng nhất hiệu quả của giải pháp công trình đề xuất trong việc kiểm soát nhiễu xạ sóng và ổn định khu vực cửa cảng.

Trong nghiên cứu này, mô hình số được thiết lập nhằm tập trung phân tích cơ chế nhiễu xạ sóng tại khu vực cửa cảng. Địa hình được giả định có độ sâu lớn và tương đối đồng nhất

(từ 15 m đến 20 m) nhằm cô lập hiện tượng nhiễu xạ bằng cách hạn chế tối đa các ảnh hưởng phức tạp từ quá trình sóng vào cạn và sóng vỡ. Điều kiện biên ngoài khơi được xác định là sóng nước sâu truyền vào cửa cảng với góc tới θ=45° so với pháp tuyến đường bờ, đây là kịch bản động lực chi phối mạnh nhất đến trường sóng nhiễu xạ tại đầu đê. Các thông số sóng đặc trưng bao gồm chiều cao sóng có nghĩa Hs=1,0 m, chu kỳ sóng T=8,0 s, tương ứng với bước sóng nước sâu L≈100 m. Việc lựa chọn giá trị Hs=1,0 m, dù tương đối nhỏ so với các trường sóng bão, là nhằm đảm bảo tính ổn định của hệ phương trình Boussinesq trong mô hình MIKE 21 BW và cho phép xác định hệ số nhiễu xạ chuẩn hóa mà không bị nhiễu bởi các tương tác phi tuyến cực đoan. Đồng thời, khẩu độ cửa cảng được thiết lập cố định B=100 m (B=L); đây là tỉ lệ cấu hình kinh điển trong lý thuyết nhiễu xạ qua cửa hẹp, tạo điều kiện thuận lợi để đối chứng độ chính xác của mô hình số với các nghiệm giải tích lý thuyết và đánh giá rõ nét hiệu quả của hệ thống đê mỏ hàn trong việc điều tiết năng lượng sóng.

Miền tính toán bao gồm bể cảng có quy mô điển hình với chiều rộng mỗi phía 500 m (≈ 5L), chiều dài từ cửa cảng vào đến đường bờ 500 m (≈ 5L) và khẩu độ cửa cảng rộng 100 m (≈ 1L). Lưới tính được xây dựng với bước lưới không gian 2 m nhằm đảm bảo độ phân giải đủ cao để mô phỏng chính xác trường sóng pha trong khu vực cửa.

Để đánh giá ảnh hưởng của cấu hình hình học đến mức độ suy giảm sóng trong bể cảng, chiều dài công trình cửa cảng được khảo sát theo các kịch bản không thứ nguyên hóa theo chiều dài sóng nước sâu, bao gồm Lc = 0L; 0.5L; 1.0L; 2.0L; 5.0L. Cách tiếp cận này cho phép phân tích một cách hệ thống vai trò của tỷ lệ hình học giữa chiều dài công trình và bước sóng tới trong việc điều chỉnh trường nhiễu xạ và điều kiện tĩnh lặng của bể cảng.



Hình 1. Sơ đồ bể cảng nghiên cứu

2.2. Phương trình cơ bản

MIKE 21 BW là mô hình sóng phi tuyến giải hệ phương trình dạng Boussinesq cải tiến nhằm mô phỏng lan truyền sóng trong vùng nước nông và trung bình, cho phép mô phỏng chi tiết các quá trình khúc xạ, phản xạ, nhiễu xạ và sóng vỡ. Hệ phương trình bao gồm: phương trình liên tục, phương trình đọng lượng và hiệu chỉnh các phân tán bậc cao [15].

2.2.1. Phương trình liên tục

$$\frac{\partial \eta}{\partial t}+\frac{\partial}{\partial x}\left[(h+\eta)u\right]+\frac{\partial}{\partial y}\left[(h+\eta)v\right]=0 \qquad (1)$$

Trong đó:

$\eta(x,y,t)$: dao động mực nước tự do

h(x,y): độ sâu nước tĩnh;
u,v: vận tốc trung bình theo chiều sâu;
t: thời gian

2.2.2. Phương trình động lượng

Theo phương x:

$$\frac{\partial u}{\partial t}+u\frac{\partial u}{\partial x}+v\frac{\partial u}{\partial y}+gu\frac{\partial \eta}{\partial x}=D_x-\frac{\tau_{bx}}{\rho} \quad (2)$$

Theo phương x:

$$\frac{\partial u}{\partial t}+u\frac{\partial u}{\partial x}+v\frac{\partial u}{\partial y}+gu\frac{\partial \eta}{\partial x}=D_x-\frac{\tau_{bx}}{\rho} \quad (3)$$

Trong đó:
g: gia tốc trọng trường;
ρ : khối lượng riêng của nước;
τ_{bx} : ứng suất ma sát đáy;
τ_{by} : thời gian;
D_x, D_y : các thành phần phân tán.

2.2.3. Thành phần phân tán

Để cải thiện quan hệ phân tán tuyến tính, hệ phương trình được bổ sung các thành phần bậc cao. Dạng tổng quát:

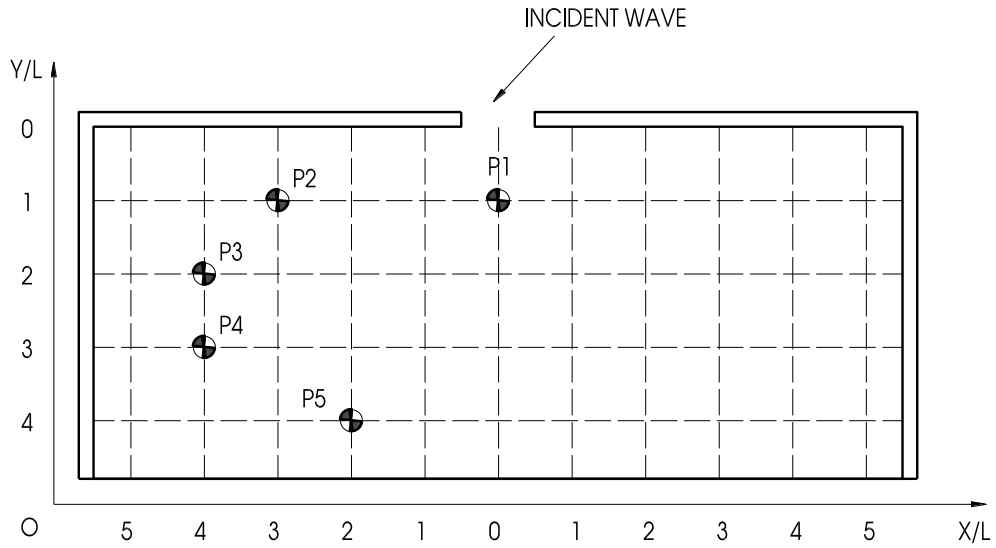
$$D_x=\frac{h^2}{6}\frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 u}{\partial y^2}\right)$$
$$D_y=\frac{h^2}{6}\frac{\partial}{\partial y}\left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 v}{\partial y^2}\right) \quad (4)$$

Các thành phần này giúp mô hình tái hiện chính xác hơn quan hệ: $\omega^2 = gktanh(kh)$ so với hệ phương trình nước nông cổ điển.

2.3. Hiệu chỉnh và kiểm định mô hình

Để đánh giá độ tin cậy và khả năng tái hiện các đặc trưng trường sóng của mô hình số, quá trình hiệu chỉnh và kiểm định được thực hiện thông qua một bài toán chuẩn có nghiệm giải tích. Cụ thể, tác giả sử dụng bài toán nhiễu xạ sóng qua cửa cảng được hình thành bởi hai đê nhô bán vô hạn, vốn là một cấu hình kinh điển trong lý thuyết sóng tuyến tính. Trong bài toán này, trường sóng phía trong bể cảng được xác định dựa trên nghiệm giải tích của bài toán nhiễu xạ, cho phép mô tả phân bố biên độ và pha sóng trong miền tính toán[6, 11].

Kết quả mô phỏng được phân tích dựa trên hệ thống 5 điểm khảo sát (P1–P5) được bố trí dọc theo hướng truyền sóng từ khu vực cửa luồng vào sâu trong bể cảng nhằm phản ánh sự biến đổi không gian của trường sóng nhiễu xạ. Đồng thời, đây cũng là các vị trí có khả năng xem xét bố trí tuyến bến neo đậu tàu, nếu điều kiện tĩnh lặng trong bể cảng bảo đảm giới hạn cho phép theo yêu cầu khai thác. Trong nghiên cứu này, hệ số nhiễu xạ (Knx) được lựa chọn làm đại lượng đánh giá duy nhất để đặc trưng cho mức độ xâm nhập và suy giảm năng lượng sóng trong bể cảng.

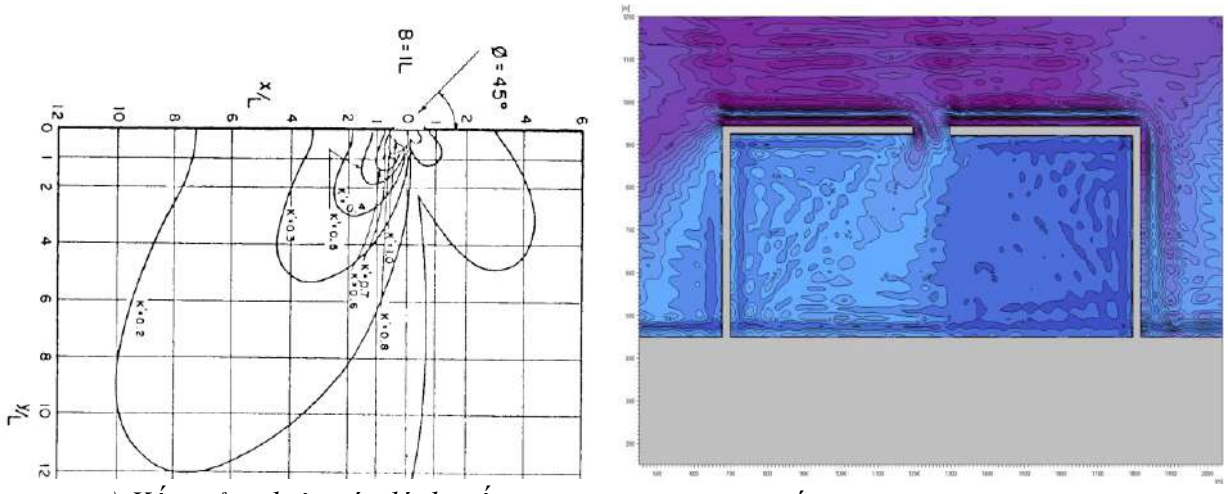


Hình 2. Vị trí điểm trích xuất

Giá trị hệ số nhiễu xạ tại các điểm khảo sát từ P1 đến P5 cho thấy mức độ tương thích cao giữa kết quả mô hình số và nghiệm lý thuyết. Cụ thể, tỷ số giữa hệ số nhiễu xạ tính toán từ mô hình (K_{mh}) và giá trị lý thuyết (K_{lt}) dao động trong khoảng 0,95 –1,13. Biên độ sai lệch tương đối nhỏ (±10%) này phản ánh khả năng tái hiện chính xác quá trình lan truyền và nhiễu xạ sóng của mô hình trong miền cửa cảng.

Bảng 1. Tọa độ các điểm khảo sát

Điểm/Knx	**P1**	**P2**	**P3**	**P4**	**P5**
X/L	*0*	*3*	*4*	*4*	*2*
Y/L	*1*	*1*	*2*	*3*	*4*



a) Kết quả nghiên cứu lý thuyết *b) Kết quả nghiên mô phỏng*

Hình 3. Trường sóng nhiễu xạ

Bảng 2. Hệ số nhiễu xạ trong bể cảng (Lc=0, $\theta = 45^0$)

Điểm/Knx	**P1**	**P2**	**P3**	**P4**	**P5**
Lý thuyết	*0.80*	*0.34*	*0.3*	*0.33*	*0.50*
Mô phỏng	*0.84*	*0.30*	*0.28*	*0.32*	*0.43*
Sai khác (%)	*5.00*	*11.76*	*6.67*	*3.03*	*14.00*

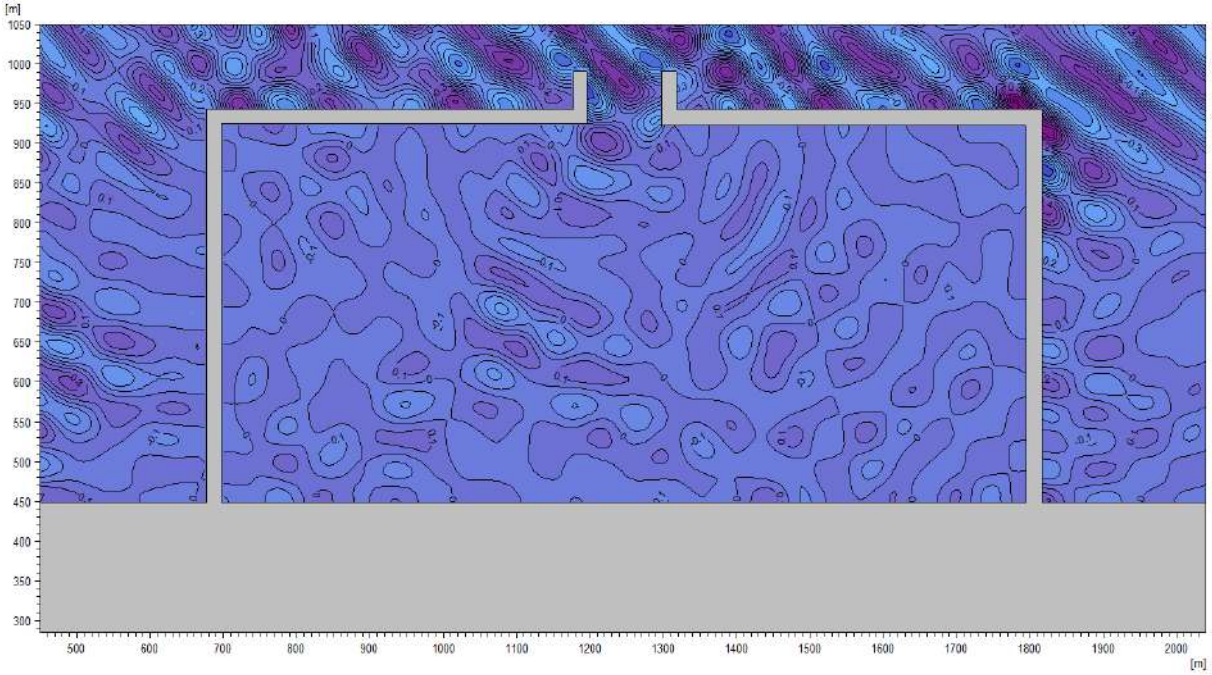
Kết quả so sánh giữa mô hình số và nghiệm lý thuyết cho thấy mức độ tương đồng cao cả về phân bố không gian của hệ số nhiễu xạ lẫn giá trị cực đại – cực tiểu của chiều cao sóng trong bể cảng. Sai số tương đối được duy trì ở mức nhỏ, không xuất hiện xu hướng lệch pha, suy giảm năng lượng bất hợp lý hay sai lệch mang tính hệ thống, cho thấy mô hình đạt mức hội tụ tốt đối với bài toán chuẩn. Những kết quả này khẳng định độ chính xác, tính ổn định và độ tin cậy của thiết lập tính toán, đồng thời chứng minh năng lực của mô hình trong việc mô phỏng quá trình lan truyền và nhiễu xạ sóng qua cửa cảng, tạo cơ sở khoa học vững chắc cho việc mở rộng áp dụng trong các cấu hình hình học và điều kiện biên phức tạp hơn ở các nghiên cứu tiếp theo.

3. Kết quả

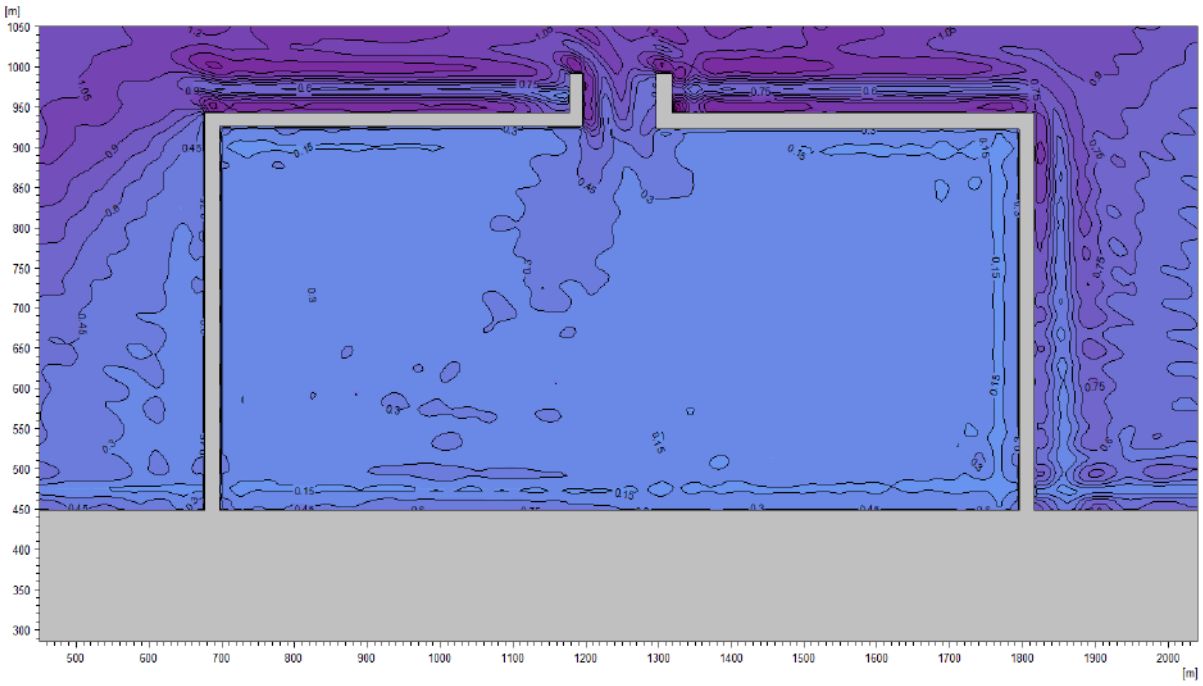
3.1. Tổng quan

Tổng cộng 4 kịch bản được xem xét, bao gồm một kịch bản cơ sở không bố trí đê mỏ hàn và bốn kịch bản có bố trí đê mỏ hàn với sự thay đổi duy nhất về chiều dài công trình, trong khi các điều kiện biên sóng và cao trình đỉnh được giữ không đổi nhằm đảm bảo khả năng so sánh trực tiếp và cô lập ảnh hưởng của tham số chiều dài đến hệ số nhiễu xạ. Giá trị hệ số nhiễu xạ được xác định tại toàn bộ 5 điểm khảo sát cho từng kịch bản và tiến hành so sánh theo cả phương diện không gian lẫn giữa các phương án. Kết quả cho thấy khi chiều dài đê mỏ hàn tăng lên, hệ số nhiễu xạ tại phần lớn các điểm trong bể cảng có xu hướng giảm rõ rệt so với kịch bản cơ sở, đặc biệt tại các vị trí nằm sâu phía trong, phản ánh vai trò chi phối của tham số chiều dài công trình đối với quá trình tái phân bố năng lượng sóng. Xu thế biến đổi này chứng tỏ chiều dài mỏ hàn là yếu tố hình học có ảnh hưởng quyết định đến mức độ kiểm soát sóng nhiễu xạ xâm nhập qua cửa luồng, đồng thời cung cấp cơ sở định lượng quan trọng cho việc lựa chọn cấu hình hợp lý trong thiết kế công trình bảo vệ cảng.

3.2.Trường hợp Lc=0,5L



Hình 4. Dao động mực nước trong bể cảng - Surface Elevation (m)

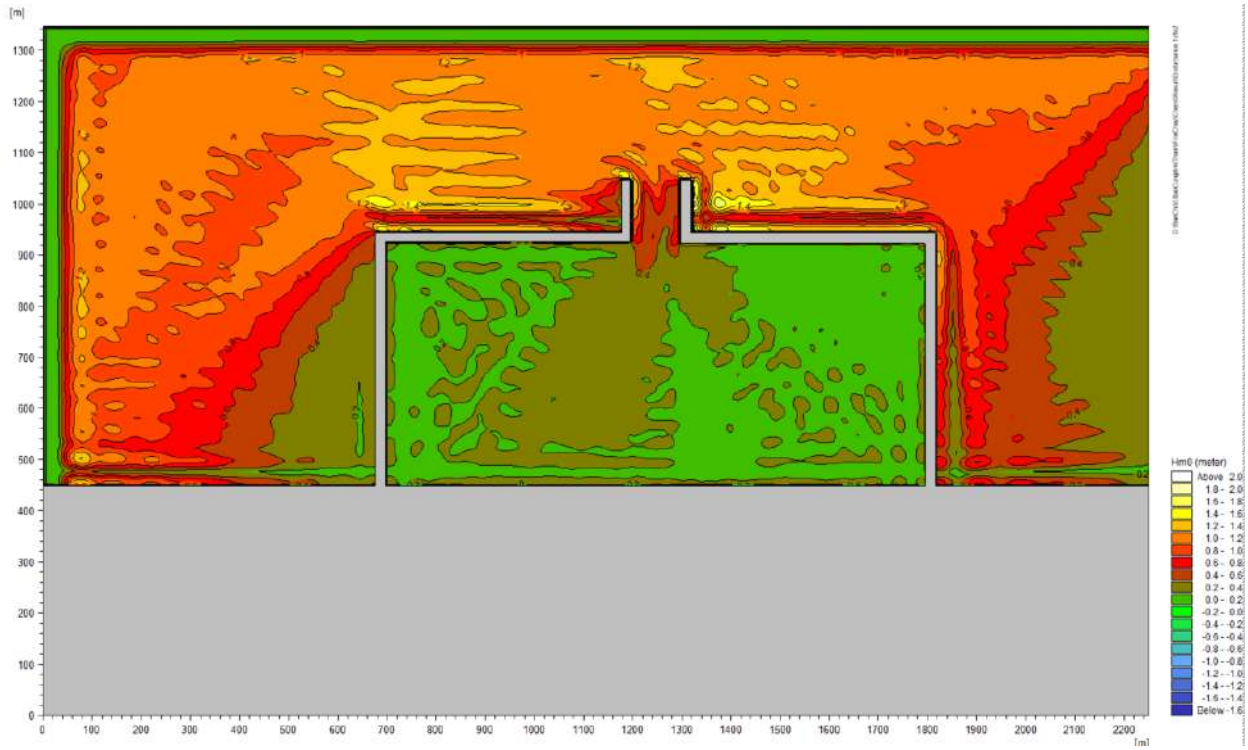


Bảng 3. Hệ số nhiễu xạ trong bể cảng (Lc=0.5L, $\theta = 45^0$)

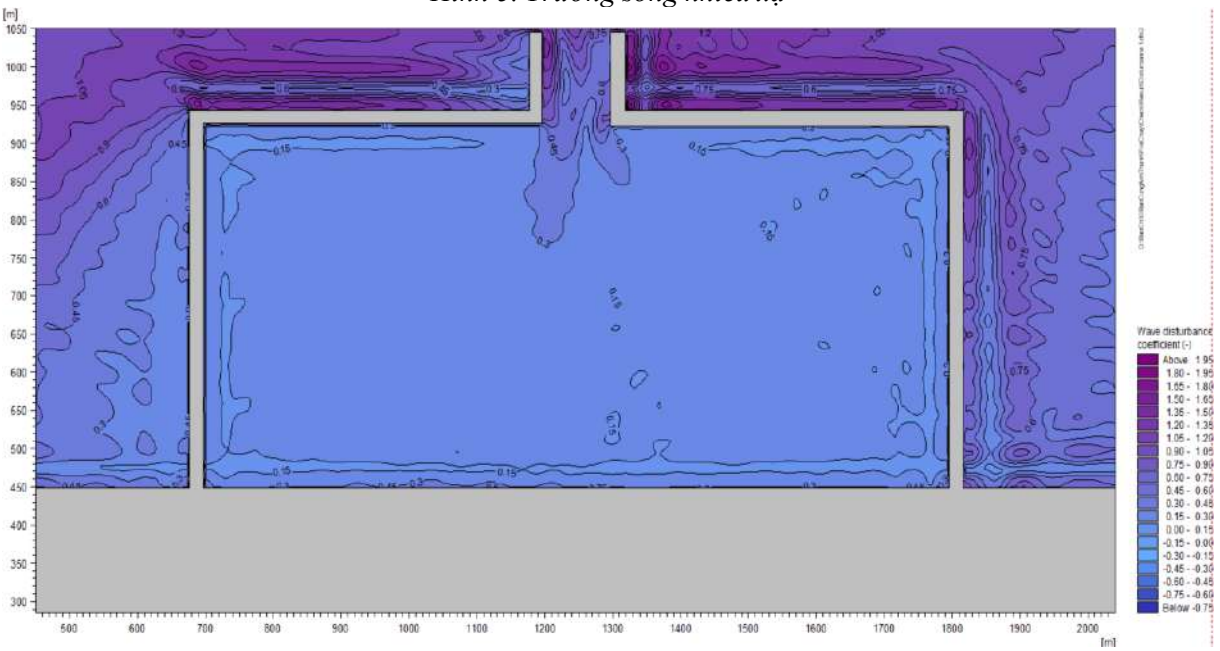
Điểm	**P1**	**P2**	**P3**	**P4**	**P5**
Knx	*0.53*	*0.216*	*0.20*	*0.218*	*0.277*

Kết quả mô phỏng hệ số nhiễu xạ Knx tại năm điểm khảo sát P1–P5 cho thấy giá trị dao động trong khoảng 0.20–0.53. Tại các điểm gần cửa luồng (P1, P2), hệ số nhiễu xạ đạt giá trị tương đối cao, lần lượt là 0.53 và 0.216, phản ánh mức độ xâm nhập sóng còn đáng kể ở khu vực lân cận cửa cảng. Khi tiến sâu vào trong bể cảng (P3–P5), Knx có xu hướng giảm và duy trì ở mức thấp, với các giá trị tương ứng 0.20 (P3), 0.218 (P4) và 0.277 (P5). Giá trị nhỏ nhất ghi nhận tại P3 (Knx = 0.20) cho thấy hiệu quả suy giảm năng lượng sóng rõ rệt trong vùng trung tâm bể. Nhìn chung, ở điều kiện Lc = 0.5L, hiện tượng nhiễu xạ và truyền sóng vào bên trong cảng đã được hạn chế đáng kể; phạm vi ảnh hưởng của sóng chủ yếu tập trung tại khu vực gần cửa luồng, trong khi vùng nước phía trong duy trì trạng thái tương đối yên tĩnh hơn, thuận lợi cho hoạt động khai thác và neo đậu tàu thuyền..

3.3. Trường hợp Lc=1L



Hình 5. Trường sóng nhiễu xạ



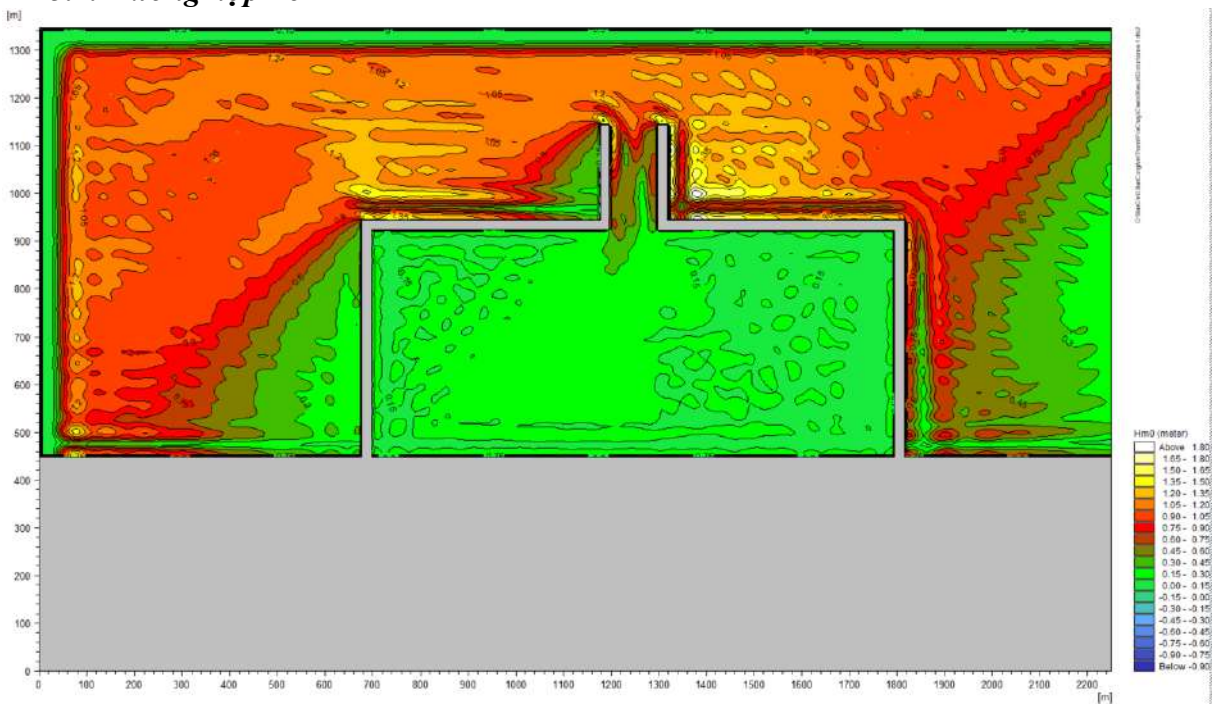
Bảng 4. Hệ số nhiễu xạ trong bể cảng (Lc=1.0L, $\theta = 45^0$)

Điểm	**P1**	**P2**	**P3**	**P4**	**P5**
Knx	*0.478*	*0.19*	*0.18*	*0.204*	*0.206*

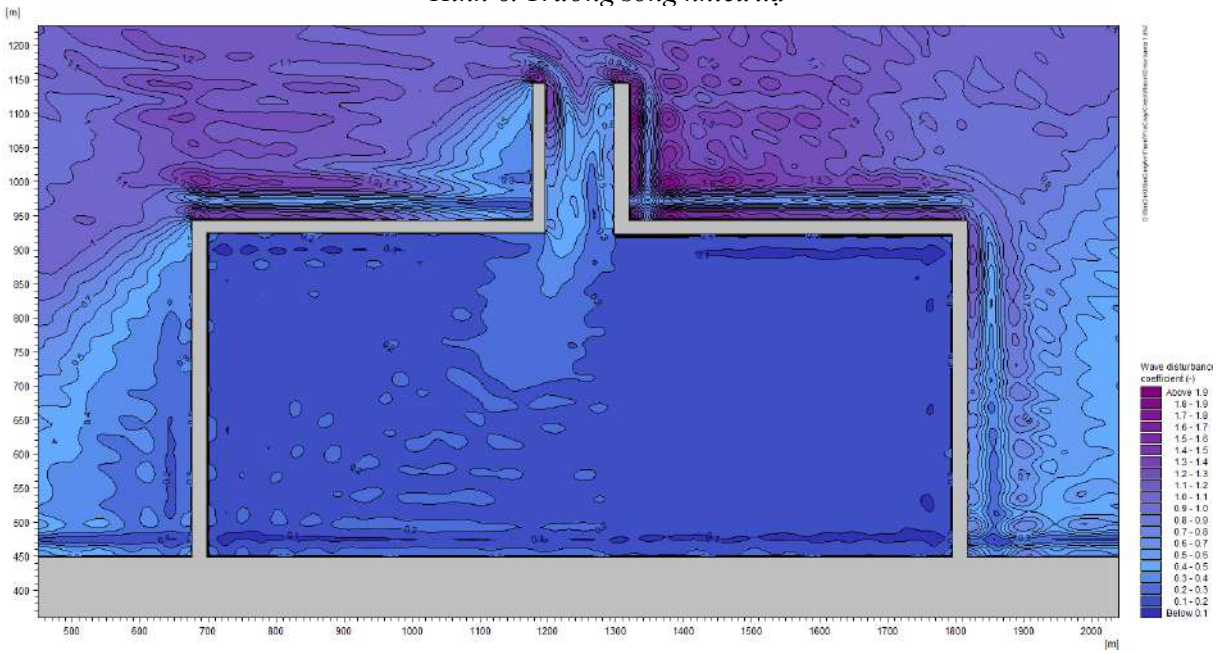
Khi chiều dài mỏ hàn tăng lên Lc = 1.0L, hệ số nhiễu xạ tại các điểm khảo sát giảm xuống còn trong khoảng 0.18–0.478. Giá trị Knx tại P1 và P2 lần lượt là 0.478 và 0.19, cho thấy mức độ giảm sóng bắt đầu rõ rệt so với trường hợp Lc = 0.5L, đặc biệt tại khu vực gần cửa luồng. Tại các điểm phía trong (P3–P5), hệ số nhiễu xạ đạt các giá trị 0.18, 0.204 và 0.206, thể hiện xu hướng suy giảm tương đối đồng đều theo chiều sâu không gian. So với kịch bản trước, mức giảm trung bình của Knx đạt khoảng 7–10%, chứng tỏ chiều dài mỏ hàn 1.0L

đã cải thiện đáng kể hiệu quả kiểm soát nhiễu xạ và hạn chế truyền sóng vào bên trong bể cảng.

3.4. Trường hợp Lc=2L



Hình 6. Trường sóng nhiễu xạ



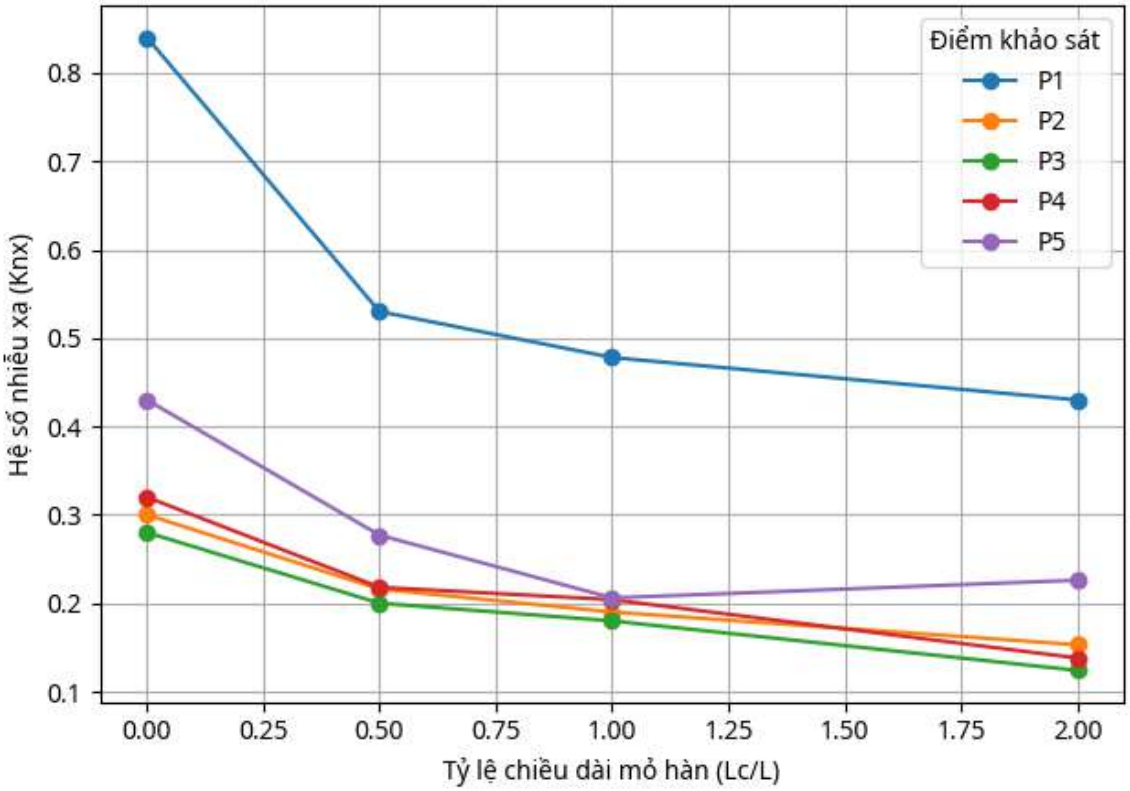
Bảng 5. Hệ số nhiễu xạ trong bể cảng (Lc=2.0L, $\theta = 45^0$)

Điểm	**P1**	**P2**	**P3**	**P4**	**P5**
Knx	*0.43*	*0.153*	*0.124*	*0.138*	*0.226*

Trong trường hợp Lc = 2.0L, hệ số nhiễu xạ tiếp tục giảm và dao động trong khoảng 0.124 đến 0.43. Các điểm khảo sát ghi nhận giá trị Knx lần lượt là P1 = 0.43, P2 = 0.153, P3 = 0.124, P4 = 0.138 và P5 = 0.226. Xu thế phân bố cho thấy mức suy giảm rõ rệt không chỉ tại khu vực gần cửa mà còn lan rộng đến các điểm phía trong bể cảng. So với trường hợp Lc = 1.0L, hệ số nhiễu xạ giảm thêm khoảng 5–15%, cho thấy tham số chiều dài mỏ hàn có ảnh

hưởng mạnh đến khả năng tái phân bố năng lượng sóng trong miền bể cảng và nâng cao hiệu quả kiểm soát nhiễu xạ.

3.5. Tổng hợp



Hình 7. Hệ số nhiễu xạ và chiều dài mỏ hàn cửa luồng

So sánh tổng thể bốn kịch bản khảo sát (Lc = 0L; 0.5L; 1.0L; 2.0L) cho thấy hệ số nhiễu xạ Knx giảm dần một cách nhất quán khi chiều dài mỏ hàn cửa luồng tăng lên, phản ánh rõ vai trò điều tiết của công trình đối với quá trình truyền và tái phân bố năng lượng sóng trong bể cảng. Ở kịch bản không bố trí mỏ hàn (Lc = 0L), Knx đạt giá trị lớn nhất, dao động trong khoảng 0.28–0.84, trong đó P1 đạt 0.84, cho thấy trạng thái truyền sóng gần như tự do và năng lượng sóng xâm nhập mạnh vào khu vực bên trong. Khi tăng chiều dài mỏ hàn lên 0.5L, Knx giảm xuống còn 0.20–0.53, thể hiện hiệu quả che chắn bước đầu, đặc biệt tại các điểm phía trong bể, tuy nhiên mức suy giảm tại khu vực gần cửa vẫn chưa thật sự rõ rệt. Đến kịch bản Lc = 1.0L, hệ số Knx tiếp tục giảm còn 0.18–0.478 và phân bố đồng đều hơn theo không gian, cho thấy khả năng làm suy yếu và tái phân bố năng lượng sóng đã được cải thiện đáng kể trên toàn miền tính toán. Với Lc = 2.0L, Knx đạt giá trị thấp nhất, dao động trong khoảng 0.124–0.43; so với trường hợp không có mỏ hàn, mức giảm tại nhiều vị trí đạt trên 40–50%, đặc biệt tại các điểm nằm sâu trong bể cảng. Như vậy, dữ liệu mô phỏng xác lập mối quan hệ nghịch biến rõ ràng giữa chiều dài mỏ hàn và hệ số nhiễu xạ Knx, trong đó việc gia tăng chiều dài công trình không chỉ làm giảm cường độ xâm nhập sóng tại cửa luồng mà còn cải thiện đáng kể điều kiện sóng trong toàn bộ bể cảng, qua đó nâng cao mức độ an toàn khai thác và ổn định thủy động lực khu vực nghiên cứu.

Biểu đồ tương quan cho thấy hệ số nhiễu xạ Knx giảm mạnh nhất trong khoảng tăng chiều dài mỏ hàn từ 0L đến 1.0L. Khi chuyển từ trạng thái không có mỏ hàn (Lc = 0L) sang Lc = 0.5L và tiếp tục đến 1.0L, giá trị Knx tại tất cả các điểm khảo sát đều suy giảm rõ rệt,

đặc biệt tại P1 và các điểm nằm sâu trong bể cảng như P3–P4, cho thấy hiệu quả che chắn và tái phân bố năng lượng sóng được cải thiện đáng kể. Ngược lại, khi tiếp tục tăng chiều dài mỏ hàn từ 1.0L lên 2.0L, hệ số Knx vẫn giảm nhưng mức giảm không còn lớn như giai đoạn trước, thể hiện xu thế giảm chậm và tiệm cận trạng thái ổn định. Điều này cho thấy phần lớn hiệu quả khống chế nhiễu xạ đã đạt được khi chiều dài công trình xấp xỉ 1.0L, trong khi việc kéo dài thêm chỉ mang lại lợi ích bổ sung hạn chế so với chi phí và quy mô xây dựng tăng lên. Do đó, xét trên cả phương diện thủy động lực và tính kinh tế kỹ thuật, phương án Lc = 1.0L được xem là giá trị hợp lý trong thiết kế công trình, đảm bảo hiệu quả giảm sóng rõ rệt đồng thời duy trì tính khả thi và tối ưu hóa đầu tư.

4. Thảo luận

Kết quả nghiên cứu cho thấy chiều dài tương đối của đê mỏ hàn cửa luồng là một tham số hình học quan trọng chi phối mức độ xâm nhập và suy giảm năng lượng sóng nhiễu xạ trong bể cảng. Trong phạm vi các kịch bản khảo sát, khi tỷ lệ Lc/L tăng từ 0 đến khoảng 1.0, hệ số nhiễu xạ Knx tại các điểm trong bể cảng giảm rõ rệt và có xu hướng phân bố đồng đều hơn theo không gian, phản ánh hiệu quả tái phân bố năng lượng sóng và cải thiện điều kiện tĩnh lặng trong vùng nước kín. Xu thế nghịch biến nhất quán giữa Knxvà Lc/L khẳng định vai trò điều tiết của chiều dài công trình đối với cơ chế hạn chế truyền sóng qua cửa cảng. Khi chiều dài đê mỏ hàn tiếp tục tăng vượt ngưỡng xấp xỉ Lc≈1.0L, hiệu quả suy giảm sóng vẫn được cải thiện nhưng với biên độ không lớn, cho thấy xu hướng tiệm cận trạng thái bão hòa. Hiện tượng này có thể liên quan đến cơ chế phân tán và truyền năng lượng sóng qua khẩu độ cửa cảng, đồng thời chịu ảnh hưởng của các quá trình phản xạ sóng từ biên công trình và bờ trong miền tính toán. Trên cơ sở đó, trong điều kiện nghiên cứu đã xét, chiều dài đê mỏ hàn xấp xỉ một lần chiều dài sóng nước sâu có thể được xem là giá trị tham chiếu hợp lý về mặt thủy động lực. Nghiên cứu đã bước đầu lượng hóa mối quan hệ giữa chiều dài tương đối của đê mỏ hàn và mức độ suy giảm hệ số nhiễu xạ thông qua hệ thống các điểm khảo sát đại diện trong bể cảng, góp phần cung cấp cơ sở định lượng phục vụ phân tích và lựa chọn phương án bố trí công trình trong giai đoạn thiết kế. Tuy nhiên, phạm vi nghiên cứu hiện mới giới hạn ở việc thay đổi chiều dài công trình trong điều kiện các tham số hình học khác của cửa cảng và điều kiện sóng được giữ cố định, đồng thời chỉ xét một hướng sóng đặc trưng. Do đó, kết quả chủ yếu phản ánh xu thế cơ bản của cơ chế kiểm soát nhiễu xạ và cần được tiếp tục kiểm chứng trong các điều kiện thủy động lực đa dạng hơn. Trong các nghiên cứu tiếp theo, cần mở rộng phân tích đồng thời ảnh hưởng của các yếu tố như bề rộng cửa cảng, vị trí và cao trình đỉnh đê mỏ hàn, hướng và phổ sóng tới cũng như tương tác tổng hợp giữa sóng, dòng chảy và địa hình đáy. Việc xem xét phân bố trường vận tốc tại khu vực cửa luồng và trong bể cảng cũng là cần thiết nhằm đánh giá đầy đủ hơn tác động của giải pháp đến điều kiện dẫn tàu và khai thác công trình. Đồng thời, việc kết hợp mô hình số với thí nghiệm mô hình vật lý hoặc số liệu đo đạc thực tế sẽ góp phần nâng cao độ tin cậy của kết quả và cho phép xác định chiều dài công trình tối ưu trên cơ sở cân bằng giữa hiệu quả thủy động lực và yêu cầu kinh tế – kỹ thuật.

Tài liệu tham khảo

1. N. Violante-Carvalho, R. B. Paes-Leme, D. A. Accetta, and F. J. A. d. A. B. d. C. Ostritz, "Diffraction and reflection of irregular waves in a harbor employing a spectral model," vol. 81, no. 4, pp. 837-848, 2009.
2. Đ. V. Tuấn, "TÍNH TOÁN THÔNG SÓNG NHIỄU XẠ TRONG BỂ CẢNG," *Khoa học Công nghệ Hàng hải,* 2009.
3. V. G. Phạm, H. Đ. Nguyễn, and N. H. Nguyễn, *Công trình bến cảng*. Xây dựng, 2010.

4. K. H. Ryu, W. M. Jeong, J.-E. Oh, W.-D. Baek, Y. S. J. J. o. M. S. Chang, and Engineering, "Wave height reduction inside Pohang New Port, Korea, due to the construction of a detached breakwater," vol. 10, no. 10, p. 1537, 2022.
5. *TCVN 11820-2:2017*, 2017.
6. N. N. H. Phạm Văn Giáp, Đinh Đình Trường, *Sóng biển đối với bể cảng*. Nhà xuất bản xây dựng, 2004.
7. Y.-X. Yu, S.-X. Liu, Y. S. Li, and O. W. J. O. E. Wai, "Refraction and diffraction of random waves through breakwater," vol. 27, no. 5, pp. 489-509, 2000.
8. W.-P. Huang, C.-R. Chou, and J. Z. J. O. e. Yim, "On reflection and diffraction due to a detached breakwater," vol. 32, no. 14-15, pp. 1762-1779, 2005.
9. Y. Goda, *Random seas and design of maritime structures*. World Scientific Publishing Company, 2010.
10. F. J. M. R. g. d. p. m. J. o. M. g. Sabatier, "US Army Corps of Engineers, Coastal Engineering Manual (CEM), Engineer Manual 1110-2-1100. US Army Corps of Engineers, Washington, DC (6 volumes)," no. 108, p. 146, 2007.
11. R. M. Sorensen, *Basic coastal engineering*. Springer, 2006.
12. P. A. Madsen, R. Murray, and O. R. J. C. e. Sørensen, "A new form of the Boussinesq equations with improved linear dispersion characteristics," vol. 15, no. 4, pp. 371-388, 1991.
13. P. A. Madsen and O. R. J. C. e. Sørensen, "A new form of the Boussinesq equations with improved linear dispersion characteristics. Part 2. A slowly-varying bathymetry," vol. 18, no. 3-4, pp. 183-204, 1992.
14. O. R. Sørensen, H. A. Schäffer, and L. S. J. C. E. Sørensen, "Boussinesq-type modelling using an unstructured finite element technique," vol. 50, no. 4, pp. 181-198, 2004.
15. D. J. D. H. Mike, Denmark, "& MIKE 3 Flow Model FM Hydrodynamic and Transport Module Scientific Documentation," 2017.
16. P. D. Komar, "Beach processes and sedimentation," 1977.

Study on the effectiveness of diffracted wave reduction in harbor basins using entrance groynes based on the MIKE 21 BW numerical model

Abstract: *Wave diffraction penetrating through harbor entrances is one of the primary causes of hydrodynamic instability within harbor basins, directly affecting mooring conditions, operational safety, and the structural durability of port facilities. This paper presents a study on the effectiveness of reducing diffracted waves inside a harbor basin through the installation of entrance groynes.The research was conducted using the MIKE 21 BW numerical model, in which wave propagation, diffraction processes, and wave–structure interactions were comprehensively simulated under representative offshore and in-port wave conditions. Multiple groyne configurations with varying lengths, crest elevations, and spatial arrangements were analyzed to evaluate their influence on wave height attenuation within the harbor basin. The results indicate that entrance groynes significantly reduce diffracted wave energy, particularly for obliquely incident wave components, thereby substantially improving hydrodynamic conditions inside the harbor basin. The findings confirm the role of entrance groynes as an effective structural solution with high practical applicability in the design and upgrading of port protection systems, especially for harbors characterized by narrow entrances and strong exposure to wave diffraction effects.*

Keywords: Wave diffraction; Harbor basin; Entrance groyne; MIKE 21 BW

Đánh giá đặc tính kỹ thuật và an toàn môi trường của tro đáy lò đốt rác thải sinh hoạt tại Hải Phòng nhằm sử dụng làm vật liệu san lấp, đắp nền

Phùng Đại Bình[1], Vũ Anh Tuấn[1], Phạm Đức Phong[1]
[1]Học viện Kỹ thuật quân sự
Email: binhduongbok51@gmail.com; Tel: 0979586628

Tóm tắt

Trong bối cảnh gia tăng lượng chất thải rắn sinh hoạt và nhu cầu vật liệu san lấp, đắp nền phục vụ phát triển hạ tầng, tro đáy lò đốt rác thải sinh hoạt được xem là nguồn vật liệu thứ cấp có tiềm năng tái sử dụng trong xây dựng, đặc biệt là vật liệu đắp nền và san lấp. Tuy nhiên, việc sử dụng vật liệu này tại Việt Nam vẫn còn hạn chế do thiếu các nghiên cứu đánh giá đồng thời về an toàn môi trường và đặc tính địa kỹ thuật theo các tiêu chuẩn hiện hành. Nghiên cứu này trình bày kết quả đánh giá đặc tính hóa học, vật lý và cơ học của tro đáy thu thập từ nhà máy đốt rác thải sinh hoạt của Công ty APT tại Hải Phòng nhằm xem xét khả năng sử dụng làm vật liệu san lấp và vật liệu đắp nền đường. Kết quả thí nghiệm chiết TCLP cho thấy nồng độ kim loại nặng đều thấp hơn nhiều so với ngưỡng chất thải nguy hại theo QCVN 07:2025/BNNMT. Về đặc tính địa kỹ thuật, vật liệu có tỷ trọng hạt trung bình 2,33; hệ số rỗng lớn (1,519 ÷ 1,923) và được phân loại là đất cát cấp phối tốt (SW). Thí nghiệm đầm nén cho thấy khối lượng thể tích khô lớn nhất đạt 1,266 g/cm³ tại độ ẩm tối ưu 24,37%. Các thí nghiệm cắt phẳng cho thấy thông số kháng cắt tăng theo độ chặt, với lực dính tăng từ 20,73 kPa lên 34,52 kPa và góc ma sát trong tăng từ 41,69° lên 42,46° khi độ chặt tăng từ K = 0,80 lên K = 0,90. So sánh với yêu cầu vật liệu đắp nền đường theo TCVN 9436:2012 cho thấy tro đáy có thể sử dụng làm vật liệu đắp nền khi được kiểm soát độ chặt và độ ẩm thi công. Kết quả nghiên cứu cung cấp cơ sở khoa học cho việc tái sử dụng tro đáy trong xây dựng, góp phần giảm khai thác vật liệu tự nhiên và xử lý chất thải rắn theo hướng bền vững.

***Từ khóa**: tro đáy lò đốt rác, chất thải rắn sinh hoạt, vật liệu đắp, APT, Hải Phòng.*

1. Đặt vấn đề

Công nghệ đốt chất thải rắn sinh hoạt phát sinh tro đáy với khối lượng chiếm khoảng 15–25% khối lượng rác đầu vào (World Bank, 2018). Nhiều nghiên cứu trên thế giới đã chỉ ra rằng tro đáy sau xử lý có thể tái sử dụng làm vật liệu xây dựng, đặc biệt là vật liệu san lấp và đắp nền đường do có các đặc tính địa kỹ thuật tương tự vật liệu hạt rời tự nhiên. Trong bối cảnh nguồn vật liệu tự nhiên ngày càng khan hiếm và nhu cầu xây dựng hạ tầng ngày càng tăng, việc nghiên cứu tái sử dụng tro đáy có ý nghĩa cả về môi trường và kinh tế.

Các nghiên cứu trước đây đã đánh giá đặc tính hóa học và khả năng tái sử dụng của tro đáy. Chen và Lin (2006), Lynn và nnk (2017), Gupta và nnk (2021), Wang và nnk (2024) cho thấy tro đáy có thành phần chủ yếu là SiO_2 và các khoáng silicat. Le và nnk (2018) chỉ ra tro đáy là vật liệu không nguy hại đối với môi trường. Tại Việt Nam, Ngô Trà Mai và Bùi Quốc Lập (2015) cho thấy hàm lượng các chất độc hại trong tro xỉ của nhà máy xử lý rác Đan Phượng, Hà Nội đều nằm dưới ngưỡng cho phép theo QCVN 07:2025/BNNMT và có thể xem xét sử dụng trong xây dựng.

Một số nghiên cứu trong nước cũng đã đánh giá đặc tính cơ học của tro đáy. Nguyễn Anh Tuấn và Nguyễn Châu Lân (2020), Nguyễn Châu Lân và nnk (2021) cho thấy tro đáy có góc ma sát trong và lực dính biểu kiến tương đối lớn, có tiềm năng sử dụng làm vật liệu đắp. Hoàng Văn Mạnh và nnk (2021) thông qua thí nghiệm cắt phẳng cũng cho thấy đặc tính chống cắt của tro xỉ phụ thuộc vào độ chặt và điều kiện tải trọng, tương tự đất hạt rời.

Tuy nhiên, các nghiên cứu hiện nay tại Việt Nam chủ yếu tập trung vào một số nguồn tro đáy cụ thể, chưa đánh giá đồng thời và đầy đủ các đặc tính môi trường, vật lý và cơ học trên

cùng một nguồn vật liệu, và đặc biệt chưa có nghiên cứu nào được thực hiện đối với tro đáy phát sinh tại Hải Phòng. Trong khi đó, Hải Phòng có nhu cầu rất lớn về vật liệu san lấp và đắp nền phục vụ phát triển hạ tầng, trong bối cảnh nguồn cát tự nhiên ngày càng hạn chế. Tro đáy từ nhà máy đốt rác của Công ty APT phát sinh với khối lượng lớn nhưng hiện chưa được đánh giá để tái sử dụng.

Do đó, nghiên cứu này được thực hiện nhằm: (1) đánh giá đặc tính an toàn môi trường của tro đáy thông qua thí nghiệm chiết TCLP theo QCVN 07:2025/BNNMT; (2) xác định các đặc tính vật lý và cơ học cơ bản của vật liệu; và (3) đánh giá khả năng sử dụng tro đáy làm vật liệu san lấp và vật liệu đắp nền đường theo các tiêu chuẩn kỹ thuật hiện hành.

Mẫu vật liệu sử dụng trong nghiên cứu này là các mẫu tro đáy được lấy riêng biệt, không trộn lẫn, từ Nhà máy đốt rác của Công ty APT để tiến hành các thí nghiệm. Các mẫu tro đáy thu thập được vận chuyển đến phòng thí nghiệm Địa kỹ thuật - Học viện Kỹ thuật quân sự. Tại phòng thí nghiệm, mẫu được phơi khô tự nhiên và loại bỏ các tạp chất như thủy tinh, mảnh sành (Hình 1).



Hình 1. Thu thập và xử lý mẫu vật liệu thí nghiệm

2. Cơ sở khoa học và tiêu chuẩn đánh giá

Vật liệu sử dụng làm vật liệu san lấp và đắp nền đường cần đáp ứng các yêu cầu về ổn định, biến dạng và điều kiện thi công. Theo TCVN 9436:2012 về nền đường ô tô – thi công và nghiệm thu, vật liệu đắp nền cần đảm bảo các yêu cầu về thành phần hạt, khả năng đầm chặt, cường độ kháng cắt và độ ổn định trong quá trình khai thác. Đối với các vật liệu thay thế như tro xỉ, ngoài các yêu cầu về cơ học còn cần đánh giá thêm các chỉ tiêu môi trường nhằm đảm bảo vật liệu không gây ô nhiễm trong quá trình sử dụng.

Các đặc trưng cơ lý quan trọng của vật liệu đắp nền bao gồm thành phần hạt, tỷ trọng hạt, đặc tính đầm chặt, góc ma sát trong và lực dính. Thành phần hạt ảnh hưởng đến khả năng đầm chặt và tính thấm của vật liệu; đặc tính đầm chặt quyết định khối lượng thể tích và độ ổn định của nền đắp; trong khi các thông số kháng cắt như góc ma sát trong và lực dính quyết định khả năng chịu tải và ổn định trượt của nền đường.

Đối với vật liệu có nguồn gốc từ chất thải như tro đáy lò đốt rác thải sinh hoạt, ngoài các chỉ tiêu cơ học, cần đánh giá thêm đặc tính môi trường thông qua thí nghiệm chiết tách để xác định khả năng phát thải kim loại nặng. Nếu vật liệu không phải là chất thải nguy hại theo quy

chuẩn môi trường thì có thể xem xét tái sử dụng làm vật liệu san lấp hoặc vật liệu đắp nền trong xây dựng.

Trên cơ sở đó, trong nghiên cứu này các thí nghiệm về thành phần hạt, tỷ trọng, đầm chặt, cắt phẳng và thí nghiệm chiết TCLP được thực hiện nhằm đánh giá khả năng sử dụng tro đáy làm vật liệu san lấp và vật liệu đắp nền đường.

3. Đặc tính hóa học của tro đáy

Các thí nghiệm chiết tách kim loại nặng từ mẫu tro đáy đã được thực hiện tại Phòng thử nghiệm VIMCERTS 269 (VILAS 1349). Quy trình thí nghiệm tuân thủ các phương pháp tiêu chuẩn của Cơ quan Bảo vệ Môi trường Hoa Kỳ (US EPA), trong đó phương pháp chiết chính là TCLP (Toxicity Characteristic Leaching Procedure - EPA Method 1311). Kết quả nồng độ kim loại nặng trong dung dịch chiết được so sánh với ngưỡng nồng độ ngâm chiết quy định trong Quy chuẩn kỹ thuật quốc gia về ngưỡng chất thải nguy hại QCVN 07:2025/BNNMT), cụ thể trình bày trong Bảng 1.

Kết quả cho thấy nồng độ của tất cả các kim loại nặng được kiểm tra trong dung dịch chiết đều thấp hơn nhiều lần, thậm chí phần lớn ở mức không phát hiện thấy, so với giới hạn cho phép của QCVN 07:2025/BNNMT. Ví dụ, nồng độ Niken (Ni) chỉ bằng khoảng 0,6-0,7% so với giới hạn cho phép, trong khi các kim loại độc hại khác như Chì (Pb), Cadmi (Cd) và Thủy ngân (Hg) đều không phát hiện thấy.

Bảng 1. Kết quả phân tích nồng độ ngâm chiết các kim loại nặng từ mẫu tro đáy

TT	Chỉ tiêu	Đơn vị	Phương pháp thử	Kết quả	QCVN 07: 2025/BTNMT
				TĐ7	Nồng độ ngâm chiết (mg/l)
1	pH (Tính axit)[(b)]	-	US EPA Method 9045 + US EPA Method 9040C	5,82	**pH ≥ 12,5: Tính kiềm pH ≤ 2,0: Tính axit**
2	Antimon (Sb) [(b)]	mg/L	US EPA Method 1311 + US EPA method 7010	KPH (MDL=0,003)	***15***
3	Asen (As)[(b)]	mg/L	US EPA Method 1311+ US EPA Method 7062	KPH (MDL=0,001)	***5***
4	Bari[(b)]	mg/l	US EPA Method 1311+ US EPA Method 7000B	KPH (MDL=0,06)	***100***
5	Bạc[(b)]	mg/L	US EPA Method 1311+ US EPA Method 7000B	KPH (MDL=0,03)	***5***
6	Beryn[(b)]	mg/L	US EPA Method 1311+ US EPA Method 7000B	KPH (MDL=0,015)	***0,1***
7	Cadmi[(b)]	mg/L	US EPA Method 1311 + US EPA Method 7010	KPH (MDL=0,0006)	***1***
8	Chì[(b)]	mg/L	US EPA Method 1311 + US EPA Method 7010	KPH (MDL=0,0014)	***5***
9	Coban[(b)]	mg/L	US EPA Method 1311+ US EPA Method 7000B	KPH (MDL=0,29)	***80***

TT	Chỉ tiêu	Đơn vị	Phương pháp thử	Kết quả	QCVN 07: 2025/BTNMT
				TĐ7	Nồng độ ngâm chiết (mg/l)
10	Kẽm[(b)]	mg/L	US EPA Method 1311+ US EPA Method 7000B	0,213	***250***
11	Molybden [(b)]	mg/L	US EPA Method 1311+ US EPA Method 7000B	KPH (MDL=0,12)	***350***
12	Niken[(b)]	mg/L	US EPA Method 1311+ US EPA Method 7000B	0,451	***70***
13	Selen[(b)]	mg/L	US EPA Method 1311+ US EPA Method 7062	KPH (MDL=0,0015)	***1***
14	Tali (Thallium) [(b)]	mg/L	US EPA Method 1311+ US EPA Method 7000B	KPH (MDL=0,14)	***7***
15	Thủy ngân[(b)]	mg/L	US EPA Method 1311+ US EPA Method 7471B	KPH (MDL=0,0002)	***0,2***

Ghi chú: KPH – không phát hiện thấy.

Kết quả này khẳng định rằng mẫu tro đáy từ nhà máy đốt rác thải sinh hoạt không phải là chất thải nguy hại. Đây là cơ sở vững chắc để đề xuất khả năng tái sử dụng loại vật liệu này một cách an toàn và bền vững. Vì vậy, nghiên cứu này đã tiến hành thí nghiệm xác định đặc trưng cơ lý của nó để xem xét khả năng ứng dụng trong xây dựng.

4. Đặc tính vật lý của tro đáy

4.1. Thành phần hạt

Thí nghiệm rây sàng được tiến hành theo TCVN 4198:2014 về đất xây dựng để xác định đường cong cấp phối của vật liệu tro đáy lò đốt rác thải sinh hoạt. Bộ rây sàng được sử dụng trong thí nghiệm này có kích thước các mắt sàng 5 mm; 2 mm; 1 mm; 0,5 mm; 0,25 mm; 0,1 mm (Hình 2).



Hình 2. Thí nghiệm xác định thành phần hạt

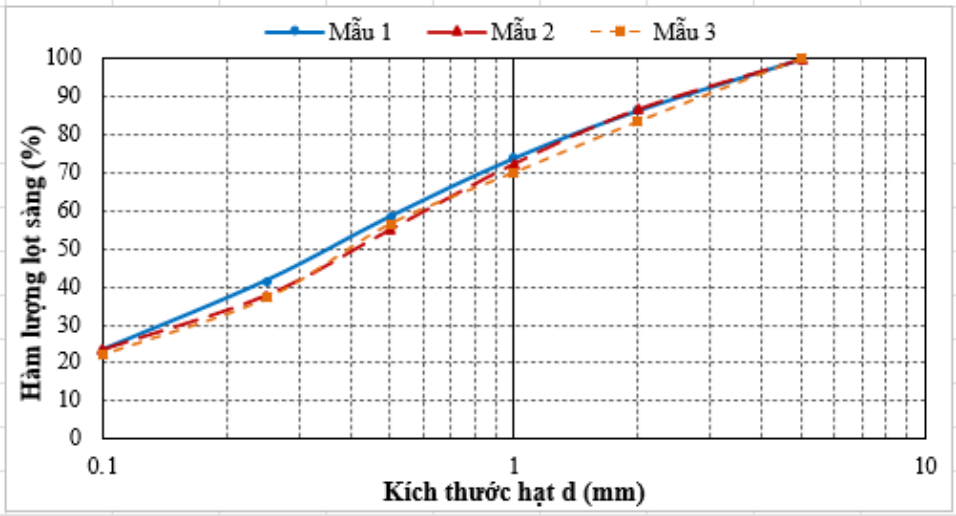
Đường cong phân bố thành phần hạt của ba mẫu tro đáy được trình bày trên Hình 3. Từ biểu đồ này nhận thấy kết quả của ba thí nghiệm gần như đồng nhất, chứng tỏ sự giống nhau về thành phần hạt của ba mẫu thí nghiệm.

Kết quả phân tích thành phần hạt cho thấy ba mẫu vật liệu có đường cong cấp phối gần như tương đồng, chứng tỏ vật liệu có tính đồng nhất cao giữa các lần lấy mẫu. Đường cong cấp phối tăng đều theo chiều giảm kích thước hạt, không xuất hiện đoạn gãy hoặc thiếu hụt cấp hạt

trung gian. Tại cỡ sàng 2 mm, hàm lượng lọt sàng của các mẫu đạt khoảng 83% – 87%, cho thấy vật liệu chủ yếu nằm trong khoảng kích thước cát thô đến cát trung. Ở vùng kích thước nhỏ hơn 1 mm, đường cong tiếp tục tăng đều, thể hiện sự tồn tại của thành phần hạt mịn nhưng không chiếm ưu thế, tạo nên cấp phối liên tục từ hạt thô đến hạt mịn.

Từ đường cong cấp phối hạt, xác định được hệ số không đồng đều và hệ số độ cong của vật liệu với giá trị trung bình Cu = 12,78 và Cc = 1,02. Theo tiêu chuẩn phân loại đất xây dựng, vật liệu được coi là có cấp phối tốt khi Cu > 6 và 1 ≤ Cc ≤ 3. Các giá trị thu được đều thỏa mãn điều kiện này, cho thấy vật liệu có cấp phối rộng và đường cong cấp phối liên tục, không bị thiếu cấp hạt.

Theo phân loại trong TCVN 5746:2024, với các giá trị Cu và Cc như trên, vật liệu có thể được xếp vào nhóm đất cát cấp phối tốt (SW). Đặc điểm cấp phối này cho thấy vật liệu có khả năng sắp xếp chặt khi đầm nén, giảm độ rỗng và tăng khả năng liên kết giữa các hạt. Đây là đặc trưng thuận lợi đối với vật liệu tro đáy, giúp cải thiện độ chặt, độ cứng và sức kháng cắt, từ đó cho thấy tiềm năng sử dụng làm vật liệu san lấp, đắp nền hoặc lớp móng trong các công trình xây dựng.



Hình 3. Đường cong cấp phối tro đáy của nhà máy đốt rác Công ty APT – Hải Phòng

4.2. Tỷ trọng hạt

Thí nghiệm xác định tỷ trọng hạt được thực hiện theo tiêu chuẩn quốc gia TCVN 4195:1995 về đất xây dựng - Phương pháp xác định khối lượng riêng trong phòng thí nghiệm. Qua thí nghiệm, ta xác định được tỷ trọng hạt của tro đáy dao động trong khoảng từ 2,25 đến 2,47, trung bình là 2,33 (Bảng 2), thấp hơn cát tự nhiên (≈2,65). Điều này cho thấy tro đáy có khối lượng thể tích nhỏ hơn vật liệu cát thông thường, góp phần làm giảm tải trọng bản thân khi sử dụng làm vật liệu đắp trên nền đất yếu.



a) b)

Hình 4. Thực hiện thí nghiệm xác định tỷ trọng hạt:
a) Quá trình đun để đẩy khí ra khỏi mẫu; b) Cân mẫu sau khi đun để nguội ở nhiệt độ phòng

Bảng 2. Kết quả thí nghiệm xác định tỉ trọng hạt của tro đáy của Nhà máy đốt rác Công ty APT

Mẫu	**Tỷ trọng hạt, Δ**
1	2,29
2	2,33
3	2,47
4	2,25
Giá trị trung bình	**2,33**

4.3. Hệ số rỗng lớn nhất và nhỏ nhất

Thí nghiệm xác định hệ số rỗng lớn nhất và nhỏ nhất được thực hiện theo tiêu chuẩn quốc gia TCVN 8721:2012 về đất xây dựng công trình thuỷ lợi - Phương pháp xác định khối lượng thể tích khô lớn nhất và nhỏ nhất của đất rời trong phòng thí nghiệm.



a) b) c) d)

Hình 5. Thực hiện thí nghiệm xác định hệ số rỗng:
a) Vật liệu, dụng cụ phục vụ thí nghiệm xác định hệ số rỗng; b) Cân cối khi chưa có mẫu; c,d) Cân cối và mẫu

Kết quả 03 lần thí nghiệm xác định khối lượng thể tích khô nhỏ nhất được trình bày trong Bảng 3.

Bảng 3. Kết quả thí nghiệm xác định khối lượng thể tích khô nhỏ nhất, γ_{kmin} của tro đáy tại Nhà máy đốt rác Công ty APT

Lần thí nghiệm	**Khối lượng thể tích tro đáy của nhà máy đốt rác (g/cm^3)**
1	0,786
2	0,794
3	0,812
Giá trị trung bình, γ_{kmin} (g/cm^3)	**0,797**

Kết quả ba lần thí nghiệm xác định khối lượng thể tích khô lớn nhất được trình bày trong

Bảng 4.

Bảng 4. Kết quả thí nghiệm xác định khối lượng thể tích khô lớn nhất, γ_{kmax} của tro đáy tại Nhà máy đốt rác Công ty APT

Lần thí nghiệm	**Khối lượng thể tích tro đáy của nhà máy đốt rác (g/cm^3)**
1	0,921
2	0,919
3	0,935
Giá trị trung bình, γ_{kmax} (g/cm^3)	**0,925**

Kết quả tính toán hệ số rỗng của tro đáy được thể hiện trong Bảng 5.

Bảng 5. Kết quả thí nghiệm xác định hệ số rỗng lớn nhất và nhỏ nhất

STT	**Hệ số rỗng**	**Mẫu tro đáy tại công ty APT**
1	e_{max}	1,923
2	e_{min}	1,519

Từ số liệu thu được, nhận thấy hệ số rỗng của tro đáy rất lớn nằm trong khoảng ($1,519 \leq e_{tro\ đáy} \leq 1,923$) , chứng tỏ tro đáy là vật liệu nhẹ, có cấu trúc rỗng hình thành trong quá trình đốt rác thải ở nhiệt độ cao khi các thành phần hữu cơ bị phân hủy và nước bay hơi tạo nên nhiều lỗ rỗng trong hạt. So với cát tự nhiên ($0,55 < e < 0,80$), tro đáy có cấp phối hạt rộng hơn với sự tồn tại đồng thời của hạt thô và hạt mịn, giúp các hạt nhỏ có thể chèn lấp vào khoảng trống giữa các hạt lớn, làm tăng khả năng sắp xếp lại khi đầm chặt. Nhờ đặc điểm này, mặc dù có độ rỗng ban đầu lớn, tro đáy vẫn có khả năng đạt độ chặt tốt sau khi đầm nén và được đánh giá là vật liệu nhẹ có tiềm năng sử dụng trong công tác san lấp, đắp nền và gia cố nền đất.

5. Đặc tính cơ học của tro đáy

5.1. Đặc tính đầm chặt

Thí nghiệm xác định độ ẩm tối ưu được thực hiện theo tiêu chuẩn quốc gia TCVN 4201:2012 về đất xây dựng – Phương pháp xác định độ chặt tiêu chuẩn trong phòng thí nghiệm.



a) b) c)

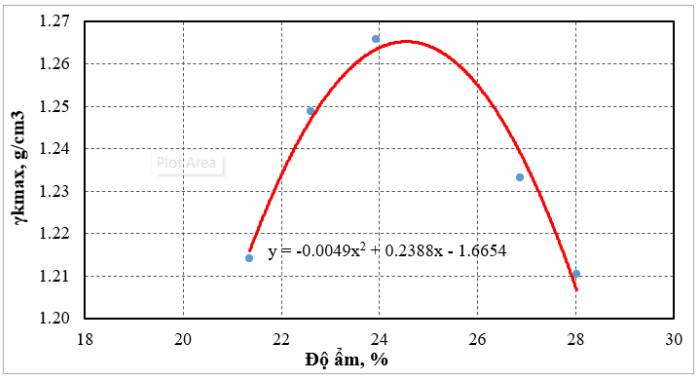
Hình 6. Thực hiện thí nghiệm xác định độ ẩm tối ưu:
a) Dụng cụ thí nghiệm xác định độ ẩm tối ưu; b) Cân phần thân cối khi chưa có mẫu; c) Cân phần thân cối và tro đáy sau khi đầm

Tiến hành thí nghiệm đầm nén tro đáy nhà máy đốt rác với các độ ẩm khác nhau, các kết quả được thể hiện trong Bảng 6.

Bảng 6. Kết quả xác định độ ẩm tối ưu của tro đáy tại Nhà máy đốt rác Công ty APT

TT	Độ ẩm trung bình (%)	Khối lượng thể tích khô của mẫu (g/cm^3)
1	21,361	1,214
2	22,607	1,249
3	23,928	1,266
4	26,863	1,233
5	28,011	1,210

Kết quả nghiên cứu đặc tính đầm chặt (Hình 7) cho thấy, mẫu tro đáy tại công ty APT đạt khối lượng thể tích khô lớn nhất, γkmax= 1,266 g/cm3 tại độ ẩm tối ưu Wotp = 24,37%;



Hình 7. Tương quan độ ẩm và khối lượng thể tích khô của tro đáy tại Nhà máy đốt rác Công ty APT

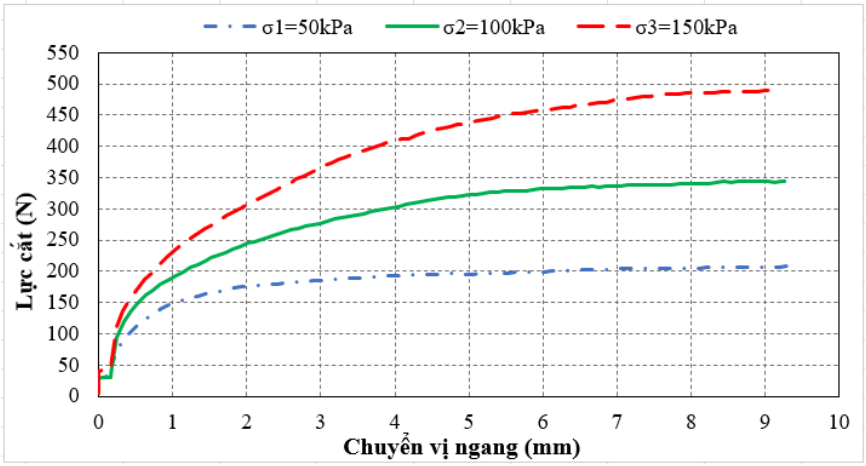
5.2. Đặc tính kháng cắt

Thí nghiệm xác định xác đặc trưng kháng cắt được thực hiện theo Tiêu chuẩn quốc gia TCVN 4199:1995 về đất xây dựng - Phương pháp xác định sức chống cắt trong phòng thí nghiệm ở máy cắt phẳng.

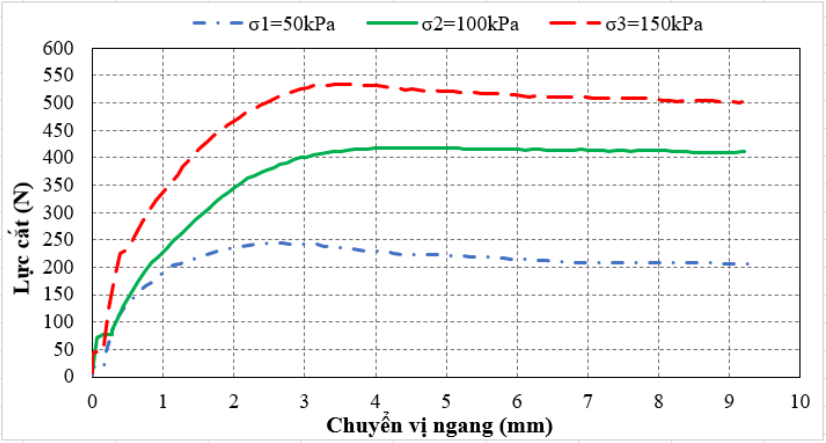


Hình 8. Thực hiện thí nghiệm cắt phẳng

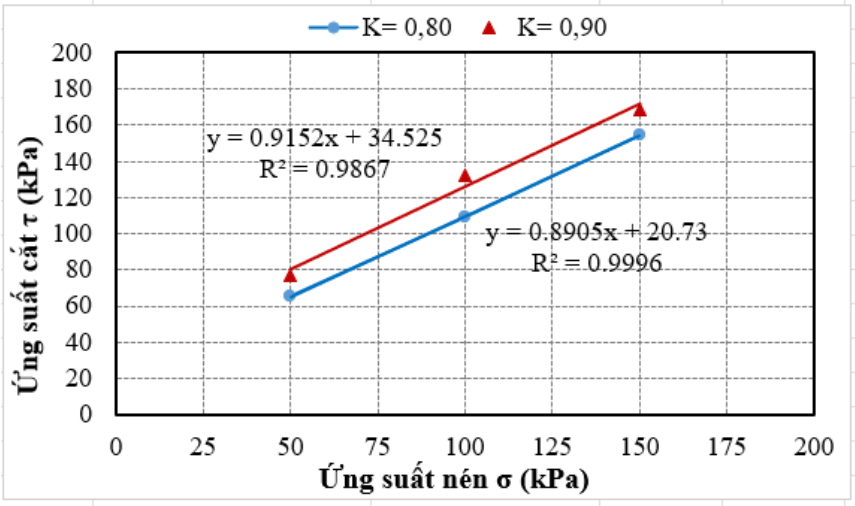
Biểu đồ quan hệ giữa lực cắt Q và độ dịch chuyển ngang Δ được thể hiện theo các hình 9 đến 11:



Hình 9. Biểu đồ quan hệ giữa lực cắt Q và chuyển vị Δ với độ chặt K=0,80



Hình 10. Biểu đồ quan hệ giữa lực cắt Q và chuyển vị Δ với độ chặt K=0,90



Hình 11. Biểu đồ quan hệ giữa ứng suất nén σ và ứng suất cắt τ

Bảng 7. Kết quả thí nghiệm cắt phẳng của tro đáy của Nhà máy đốt rác Công ty APT theo độ chặt khác nhau

Độ chặt K	Cường độ lực dính, c (kPa)	Góc ma sát trong φ (°)
0,80	20,73	41,69
0,90	34,52	42,46

Kết quả nghiên cứu tính chống cắt (Bảng 7) cho thấy mẫu tro đáy tại công ty APT có các thông số kháng cắt tăng theo độ chặt. Khi độ chặt tăng từ K = 0,80 lên K = 0,90, cường độ lực dính c tăng từ 20,73 kPa lên 34,52 kPa, trong khi góc ma sát trong φ tăng nhẹ từ 41,69° lên 42,46°. Giá trị cường độ lực dính và góc ma sát trong tương đối lớn, đồng thời tăng khi độ chặt tăng, chứng tỏ vật liệu có khả năng chịu lực và chống trượt cao. Kết quả này cho thấy tro đáy có thể sử dụng làm vật liệu đắp khi được đầm chặt đạt độ chặt yêu cầu.

5.3. Đánh giá khả năng sử dụng theo TCVN 9436:2012

Dựa trên các kết quả thí nghiệm và so sánh với yêu cầu vật liệu đắp nền theo TCVN 9436:2012, tro đáy lò đốt rác thải sinh hoạt trong nghiên cứu này phù hợp sử dụng làm vật liệu san lấp và vật liệu đắp nền đường giao thông. Vật liệu không phải là chất thải nguy hại, có thể đầm chặt đạt độ chặt yêu cầu, có góc ma sát trong lớn và có khả năng chịu lực tốt. Ngoài ra, do có khối lượng thể tích nhỏ, vật liệu có thể được xem là vật liệu nhẹ, phù hợp sử dụng làm vật liệu đắp trên nền đất yếu hoặc khu vực san lấp. Tuy nhiên, khi sử dụng cần kiểm soát độ ẩm và độ chặt thi công, đồng thời nên sử dụng vật liệu cho các lớp đắp và san lấp, không sử dụng trực tiếp làm lớp móng hoặc lớp mặt đường.

6. Kết luận

Từ những kết quả trên, có thể đưa ra một số kết luận chính như sau:

Tro đáy lò đốt rác thải sinh hoạt tại nhà máy APT Hải Phòng có nồng độ kim loại nặng nằm dưới ngưỡng chất thải nguy hại theo QCVN 07:2025/BNNMT, đáp ứng yêu cầu an toàn môi trường.

Vật liệu được xếp vào nhóm đất cát cấp phối tốt (SW) theo tiêu chuẩn TCVN 5746:2024. Với đặc tính nhẹ (tỷ trọng 2,33), hệ số rỗng cao (1,519 - 1,923) nhưng khả năng đầm nén tốt (γ_{kmax} = 1,266 g/cm^3), tro đáy là giải pháp tiềm năng để thay thế cát san lấp, giúp giảm tải trọng bản thân công trình trên các khu vực địa chất yếu tại Hải Phòng.

Các thông số kháng cắt (góc ma sát trong hơn 41° và lực dính biểu kiến hơn 20 kPa) tăng tỷ lệ thuận với độ chặt đầm nén. Điều này cho phép vật liệu hình thành khối đắp ổn định, chịu lực tốt nếu được kiểm soát độ chặt chặt chẽ trong quá trình thi công hiện trường.

Các kết quả ban đầu khẳng định tro đáy có tiềm năng lớn để sử dụng làm vật liệu san lấp và đắp nền đường giao thông, góp phần giải quyết đồng thời bài toán xử lý chất thải rắn và bảo vệ tài nguyên thiên nhiên.

Nghiên cứu này vẫn chưa xét đến đặc tính biến dạng của tro đáy, đặc biệt khi chịu tác dụng của tải trọng lặp. Đây là cơ sở cho các nghiên cứu tiếp theo nhằm đánh giá toàn diện và đầy đủ hơn về đặc tính kỹ thuật của tro đáy lò đốt rác thải sinh hoạt.

Lời cảm ơn

Đây là sản phẩm của Đề tài cấp thành phố Hải Phòng, mã số KTCN.28.VKTCTDB.25-26. Nhóm tác giả xin chân thành cảm ơn Sở KH&CN Hải Phòng, Phòng Thí nghiệm Địa Kỹ thuật/Viện Kỹ thuật công trình đặc biệt đã hỗ trợ, giúp đỡ trong quá trình tiến hành nghiên cứu.

Tài liệu tham khảo

1. Chen B. Y. and Lin K. L., 2006. Biotoxicity assessment on reusability of municipal solid waste incinerator (MSWI) ash. *Journal of hazardous materials*, 136(3), pp. 741-746.
2. Lynn C., Ghataora G. and Ravindra K., 2017. Municipal incinerated bottom ash (MIBA) characteristics and potential for use in road pavements. *International Journal of Pavement Research and Technology*, 10, pp. 185-201.
3. Gupta G., Datta M., Ramana G.A.B.J. and Bishnoi S., 2021. Contaminants of concern (CoCs) pivotal in assessing the fate of MSW incineration bottom ash (MIBA): First results from India and analogy between several countries. *Waste Management*, 135, pp. 167-181.
4. Wang C.H, F. L., C. D.T, H. C.J and H. Y.T, 2024. Evaluating the strength characteristics of mixtures of municipal solid waste incineration bottom ash and reddish laterite clay for sustainable construction. *Heliyon*, 10, pp. 1-23.
5. Le N., Razakamanantsoa A., Nguyen M., Phan V., Đào P. and Nguyen D., 2018. Evaluation of physicochemical and hydromechanical properties of MSWI bottom ash for road construction. *Waste Management*, 80, pp. 168-174.
6. Ngô Trà Mai and Bùi Quốc Lập, 2015. Nghiên cứu thành phần và đề xuất cách thức sử dụng tro xỉ từ lò đốt rác sinh hoạt phát điện. *Tạp chí Khoa học kỹ thuật thuỷ lợi và môi trường*, 48, 2015.
7. Cao Tiến Phú và Trương Đức Tiệp, 2021. Nghiên cứu sử dụng tro, xỉ lò đốt chất thải rắn sinh hoạt làm nguyên liệu sản xuất vật liệu xây dựng. *Tạp chí Vật liệu và Xây dựng*, 11(6), pp. 95-102.
8. Nguyễn Anh Tuấn, Nguyễn Hải Hà và Nguyễn Châu Lân, 2020. Sức chống cắt của vật liệu tro xỉ từ nhà máy đốt rác bằng thí nghiệm cắt trực tiếp đường kính lớn. *Tạp chí Địa kỹ thuật*, 02, pp. 30-33.
9. Nguyễn Châu Lân, 2021. Nghiên cứu tro đáy từ nhà máy đốt rác thải sinh hoạt làm vật liệu xây dựng. *Đề tài Bộ GD&ĐT mã số B2019-GHA-10*.
10. Hoàng Văn Mạnh, Vũ Anh Tuấn, Phạm Đức Phong và Nguyễn Châu Lân, 2021. Nghiên cứu đặc tính chống cắt của tro xỉ lò đốt rác thải sinh hoạt bằng. *Hội nghị khoa học các nhà nghiên cứu trẻ Học viện KTQS năm 2021*, NXB QĐND ISBN: 978-604-51-7246-9, Hà Nội.

Technical Properties and Environmental Safety Assessment of MSWI Bottom Ash as Embankment Fill: A Case Study in Hai Phong, Vietnam

Abstract: *In the context of increasing municipal solid waste generation and the growing demand for fill and embankment materials for infrastructure development, municipal solid waste incineration bottom ash has significant potential as a secondary construction material, particularly for embankment and fill applications. However, its use in Vietnam remains limited due to the lack of comprehensive studies evaluating both environmental safety and geotechnical properties in accordance with current standards. This study presents the results of chemical, physical, and mechanical property evaluations of bottom ash collected from the municipal solid waste incineration plant of APT Company in Hai Phong, Vietnam, to assess its suitability for use as fill and road embankment material. TCLP leaching test results indicate that heavy metal concentrations are significantly lower than the hazardous waste*

thresholds specified in QCVN 07:2025/BNNMT. Geotechnical testing results show that the material has an average specific gravity of 2.33, a high void ratio (1.519–1.923), and is classified as well-graded sand (SW). Compaction tests indicate a maximum dry density of 1.266 g/cm³ at an optimum moisture content of 24.37%. Direct shear tests show that shear strength parameters increase with compaction degree, with cohesion increasing from 20.73 kPa to 34.52 kPa and the internal friction angle increasing from 41.69° to 42.46° as the compaction degree increases from K = 0.80 to K = 0.90. Comparison with the requirements for road embankment materials according to TCVN 9436:2012 indicates that bottom ash can be used as embankment material when compaction and construction moisture are properly controlled. These findings provide a scientific basis for the reuse of bottom ash in construction, contributing to reduced natural resource exploitation and sustainable solid waste management.

Keywords: municipal solid waste incineration bottom ash, municipal solid waste, embankment fill material, APT, Haiphong.

Ảnh hưởng của tốc độ máy bay đến điều kiện chuyển vị tấm bê tông xi măng mặt đường sân bay

Nguyễn Trung Thái [1], Nguyễn Quốc Văn[1], Nguyễn Thị Minh Hằng[1]

[1]*Học viện Kỹ thuật quân sự*

Email: nguyentrungthai971@gmail.com; Tel: 0396884245

Tóm tắt

Bài báo này tập trung nghiên cứu bản chất cơ học ảnh hưởng của tốc độ máy bay đến độ võng của hệ thống mặt đường bê tông xi măng (mặt đường cứng) có sử dụng thanh truyền lực tại các khe co giãn. Mặt đường cứng được mô hình hóa dưới dạng các tấm bê tông đặt trên nền đàn hồi hoặc nền bán không gian đa lớp. Tải trọng máy bay được mô phỏng là tải trọng một càng sau hai bánh của máy bay A321NeoWV071 di động với nhiều tốc độ không đổi để đánh giá độ võng và ứng xử động lực học. Kết quả nghiên cứu chỉ ra rằng tốc độ di chuyển của máy bay có tác động đáng kể đến độ võng của tấm cụ thể là độ lớn và vị trí đạt độ võng cực đại.

Từ khóa: *Tốc độ máy bay; Mặt đường cứng; Độ võng; Thanh truyền lực; tải trọng máy bay.*

1. Giới thiệu

Trong kết cấu mặt đường cứng sân bay, tấm bê tông xi măng làm việc trực tiếp dưới tác dụng của tải trọng bánh máy bay có cường độ rất lớn, áp suất cao và đặc biệt là tải trọng di động với vận tốc lớn trong quá trình cất hạ cánh và lăn bánh. Tại các khe nối giữa các tấm bê tông, thanh truyền lực được bố trí nhằm đảm bảo khả năng truyền tải trọng giữa hai tấm, giảm chênh lệch độ võng, hạn chế phá hoại mép tấm và nâng cao tuổi thọ khai thác. Tuy nhiên, phần lớn các phương pháp thiết kế truyền thống hiện nay (theo lý thuyết Westergaard và các tiêu chuẩn thiết kế hiện hành) thường giả thiết tải trọng là tĩnh, chưa phản ánh đầy đủ bản chất làm việc thực tế khi máy bay di chuyển với vận tốc cao.

Trong điều kiện khai thác thực tế, vận tốc máy bay biến thiên rất nhanh theo từng giai đoạn hoạt động: ở giai đoạn lăn, vận tốc chỉ khoảng 10–40 km/h; trong khi đó, ở giai đoạn tăng tốc cất cánh, vận tốc có thể đạt 150–300 km/h và tiếp tục thay đổi mạnh trong quá trình hạ cánh. Do đó, về bản chất vật lý, ứng xử của hệ kết cấu áo đường dưới tác dụng của dạng tải trọng di động này có sự khác biệt rõ rệt so với trường hợp chịu tải trọng tĩnh đặt cố định trên tấm, đặc biệt thể hiện ở đặc trưng truyền tải, phân bố ứng suất và biến dạng theo thời gian và không gian.

Để hiểu sâu sắc hơn về bản chất hoạt động của kết cấu mặt đường nhằm nâng cao chất lượng thiết kế, cần tiến hành các nghiên cứu chuyên sâu hơn về quá trình hoạt động dưới tải trọng máy bay di chuyển.

Trong nghiên cứu này, chúng tôi đã khảo sát độ võng của một hệ thống gồm ba tấm bê tông xi măng, mỗi tấm có kích thước 5 m × 5 m × 0,36 m, được đặt trên móng và nền đất có kích thước 15 m × 5 m × 3.5 m của khu B sân bay Quảng Trị. Phân tích phần tử hữu hạn bằng phần mềm ABAQUS đã được sử dụng để tính đến tương tác giữa đất và kết cấu khi các tấm chịu tải trọng di chuyển trên bề mặt. Tải trọng di chuyển này được biểu diễn bằng hai bánh xe trên một càng chính,

có diện tích tiếp xúc là hai hình elip và tạo ra áp suất 1.57 MPa, với các vận tốc không đổi chạy qua tâm của cả ba tấm bê tông có giá trị lần lượt là 10, 80, 150, 220 và 290 km/h trong toàn bộ mô hình. Kết quả mô hình hóa số được trình bày dưới dạng độ võng của mặt đường trên các tấm, cũng như sự phân bố ứng suất trong thanh truyền lực và khu vực bê tông xung quanh.

2. Tổng quan tài liệu

Trong thiết kế mặt đường bê tông xi măng, kích thước tấm bê tông được khống chế nhằm hạn chế hư hỏng do ứng suất nhiệt. Vì vậy, việc bố trí hợp lý các khe co, khe giãn và thanh truyền lực đóng vai trò quan trọng trong việc bảo đảm truyền tải hiệu quả tải trọng bánh máy bay giữa các tấm, thông qua cơ chế truyền lực cắt và mômen uốn. Từ góc độ số học, mặt đường cứng có thể được mô hình hóa như các dầm dài vô hạn [1-3] hoặc như các tấm đàn hồi vô hạn [4-6] trên móng và nền đường. Móng và nền đường có thể được biểu diễn như một hệ thống lò xo đàn hồi và bộ giảm chấn [7, 8] hoặc được mô hình hóa như đất vô hạn đồng nhất [3], nhiều lớp [9] hoặc bán không gian vô hạn nhiều lớp [10, 11]. Các đặc tính vật liệu của mặt đường có thể thay đổi, là đàn hồi, nhớt đàn hồi hoặc đàn hồi dẻo, trong khi các lớp nền có thể thể hiện hành vi đàn hồi, nhớt đàn hồi hoặc thậm chí phi đàn hồi.

Việc bố trí thanh truyền lực trong tấm bê tông giữ vai trò rất quan trọng, không chỉ giúp cải thiện khả năng truyền tải trọng giữa các tấm mà còn góp phần giảm ứng suất tập trung tại khe nối. Nhờ đó, kết cấu áo đường làm việc đồng đều hơn, hạn chế hư hỏng sớm và nâng cao đáng kể hiệu suất cũng như tuổi thọ khai thác của công trình. Theo [12], thanh truyền lực có vai trò cải thiện khả năng truyền tải trọng qua khe nối, từ đó giảm sự chênh lệch chuyển vị giữa các tấm bê tông. Nhờ vậy, nguy cơ phát sinh nứt được hạn chế, góp phần duy trì độ bằng phẳng của bề mặt và nâng cao độ bền của kết cấu áo đường. Mặc dù nghiên cứu sâu rộng đã tập trung vào tác động của tải trọng tĩnh lên các mối nối và thanh truyền lực, nhưng các nghiên cứu về độ võng của hệ thống mặt đường dưới tải trọng di động còn hạn chế. Hiểu được cơ chế thanh truyền lực hoạt động trong điều kiện tải trọng di động là rất quan trọng để dự đoán hiệu suất trong các tình huống thực tế. Trong ứng suất và biến dạng tại tiết diện thép - bê tông, cần có sự hiểu biết toàn diện về ứng suất và biến dạng tại tiết diện thép - bê tông để đánh giá sự phân bố của chúng xung quanh các thanh truyền lực chịu tải. Sự phân bố ứng suất này đóng vai trò quan trọng trong hiệu suất tổng thể của mối nối và có thể ảnh hưởng đến hiệu quả truyền tải trọng (LTE). Như Mackiewicz [13] đã nhấn mạnh , ứng suất tại tiết diện thép - bê tông rất quan trọng đối với hiệu quả truyền tải trọng tại các mối nối. Sự suy giảm LTE có thể dẫn đến tăng hư hỏng mối nối, góp phần gây ra hư hỏng mặt đường theo thời gian. Nghiên cứu sâu hơn về ứng xử động học của các thanh truyền lực và sự phân bố ứng suất liên quan là rất cần thiết để tối ưu hóa thiết kế mối nối và đảm bảo độ bền của hệ thống mặt đường. Việc tiếp tục nghiên cứu trong lĩnh vực này sẽ giúp phát triển các chiến lược tốt hơn để nâng cao hiệu quả truyền tải trọng, cuối cùng dẫn đến cơ sở hạ tầng bền vững hơn.

Sự phát triển lịch sử của thiết kế thanh truyền lực và khe co giãn đã có những tiến bộ đáng kể qua nhiều năm, bắt đầu từ công trình nền tảng của các nhà nghiên cứu chủ chốt. Dưới đây là tóm tắt những đóng góp chính cho thiết kế thanh truyền lực. Westergaard [8] đã phát triển một phương pháp cơ học để phân tích các thanh truyền lực trong mối nối, sau đó phân tích trường hợp

tải trọng được áp dụng ở một phía của khe co giãn, nằm ở giữa các thanh truyền lực được bố trí đều nhau. Tuy nhiên, Westergaard [8] giả định các thanh truyền lực có độ cứng vô hạn, dẫn đến kết luận rằng hai đầu tấm tiếp giáp sẽ bị biến dạng bằng nhau, sau đó cung cấp một phương pháp để tính toán sự giảm ứng suất tải trọng ở mép của tấm chịu tải, cho thấy sự giảm ứng suất cao hơn do giả định độ cứng vô hạn. Teller [7] đã xây dựng dựa trên lý thuyết của Westergaard bằng cách kết hợp thêm các yếu tố như độ cứng của tấm và độ cứng của nền đất. Phân tích này cho phép đánh giá thực tế hơn về sự truyền tải tải trọng trong hệ thống thanh truyền lực.

Friberg *et al.* [14] đề xuất rằng chỉ những thanh truyền lực nằm trong một khoảng cách nhất định so với tải trọng mới có thể truyền tải trọng một cách hiệu quả. Mô hình hóa một thanh truyền lực hiệu quả như một dầm đàn hồi được nhúng trong môi trường đàn hồi [15]. Friberg *et al.* [14] đề xuất rằng ứng suất cắt trong mỗi thanh truyền lực giảm tuyến tính theo khoảng cách từ tải trọng tác dụng, dẫn đến kết luận rằng áp suất nén trong bê tông có thanh truyền lực có thể được mô tả bằng một phương trình cụ thể (1):

$$\sigma_b = \frac{K \cdot e^{-\beta x}}{2 \cdot \beta^3 \cdot E \cdot I} \cdot [P_t \cdot \cos\beta x - \beta \cdot M_0(\cos\beta x - sin\,\beta\, x)] \quad (1)$$

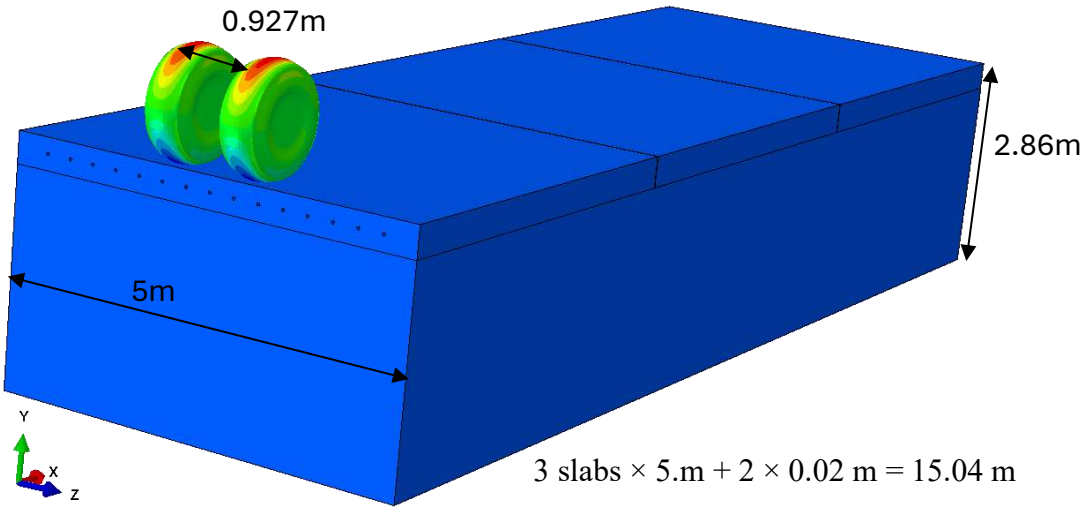
Trong đó P_t, là tải trọng truyền từ thanh truyền lực đến tấm liền kề, M_0là mômen do thanh thép tác dụng lên khe hở mối nối, K là môđun chịu lực của thanh thép, x là khoảng cách dọc theo thanh truyền lực đo từ mặt mối nối, βlà độ cứng tương đối của thanh đàn hồi được nhúng trong môi trường đàn hồi, E và I lần lượt là môđun đàn hồi và mômen quán tính của thanh truyền lực. Ứng suất phải nhỏ hơn ứng suất cho phép của bê tông để đảm bảo bê tông không bị nứt hoặc vỡ.

Ma sát giữa các thanh truyền lực và tấm bê tông đóng vai trò quan trọng trong việc giảm bớt ứng suất cục bộ trên bê tông xung quanh các thanh truyền lực. Nếu hệ số ma sát quá cao, nó có thể cản trở sự chuyển động trơn tru của các tấm và thanh truyền lực, dẫn đến sự hình thành và phát triển các vết nứt trong bê tông, cuối cùng có thể làm hỏng tấm [16].

Các phương pháp số đóng vai trò là công cụ hiệu quả để mô phỏng các mô hình với nhiều biến số khác nhau, vốn rất khó kiểm chứng bằng thực nghiệm. Nhiều nhà nghiên cứu đã giả định rằng các thanh truyền lực hoạt động như các dầm được cố định chắc chắn vào bê tông tại hai tấm bê tông. Tuy nhiên, giả định này không chính xác, vì các thanh phải có khả năng di chuyển dọc theo trục của chúng và có thể bị uốn cong khi các tấm bê tông trải qua các chuyển vị khác nhau.

3. Phân tích phần tử hữu hạn

Trong nghiên cứu này, ứng xử động của hệ thống gồm 3 tấm bê tông liên kết với nhau bằng một hàng thanh truyền lực trên nền đất chịu tải trọng di động được mô phỏng bằng phần mềm thương mại ABAQUS trong Hình 1 như bên dưới:



Hình 1. Mô hình bài toán

3.1. Tấm bê tông

Có ba tấm bê tông kích thước 5m × 5m × 0,36m, cách nhau 20 mm theo hướng chuyển động. Để mô phỏng hệ thống mặt đường một cách chính xác và động học, các đặc tính vật liệu và kích thước của tấm bê tông phải tương ứng chặt chẽ với các đặc tính và kích thước của tấm thực tế, như được thể hiện trong Bảng 1.

Các lỗ để nắp đặt thanh truyền lực ở hai phía đối diện của tấm bê tông có hình trụ với chiều sâu 250 mm và đường kính 36 mm. Các lỗ được bố trí trên mặt phẳng trung bình của tấm bê tông với khoảng cách 300 mm.

Bảng 1. Tóm tắt các thông số vật liệu

		Vật liệu	**Ký hiệu**	**Đơn vị**	**Giá trị**
Tấm bê tông	1	Độ dày tấm	h_s	m	0,36
	2	Chiều dài tấm	l_s	m	5,0
	3	Chiều rộng tấm	b_s	m	5,0
	4	Tỉ trọng	ρ	Kg/ m^3	2400
	5	Mô đun đàn hồi	E	GPa	30.4
	6	Hệ số Poisson	μ	-	0,2
Thanh truyền lực	1	Đường kính	R	mm	36
	2	Chiều dài	L_b	mm	500
	3	Tỉ trọng	ρ	Kg/ m^3	7800
	4	Mô đun đàn hồi	E	GPa	200
	5	Hệ số Poisson	μ	-	0,2
	1	Tỉ trọng	ρ	Kg/ m^3	1470

Móng đường và Nền đất	2	Mô đun Young	E	kPa	60242
	3	Hệ số Poisson	μ	-	0,35
Bánh xe cao su	1	Tỉ trọng	ρ	Kg/ m^3	2200
	2	Mô đun đàn hồi	E	GPa	28,6
	3	Hệ số Poisson	μ	-	0,4

3.2. Thanh truyền lực

Các thanh truyền lực giữa các tấm bê tông là thanh thép tròn nhẵn có đường kính 36 mm và chiều dài 500 mm. Nghiên cứu trường hợp này giả định rằng các thanh truyền lực có đường kính nhỏ hơn 1 mm so với đường kính lỗ trên tấm bê tông vì có một lớp nhựa đường cho phép thanh truyền tải trọng di chuyển dễ dàng bên trong lỗ của tấm bê tông. Các đặc tính vật liệu của thép được sử dụng cho thanh truyền tải trọng được trình bày trong Bảng 1. Về mặt số học, P. Mackiewicz [13] và K. Kim *et al.* [17] đã nghiên cứu ảnh hưởng của kích thước và cách bố trí thanh truyền lực đến hiệu suất của mặt đường bê tông dưới tải trọng tĩnh ở các vị trí khác nhau. Trong nghiên cứu trường hợp của chúng tôi, chỉ có một cấu hình thanh truyền lực được xem xét nhưng hiệu suất của cấu trúc mặt đường được nghiên cứu bằng số học dưới tác động của việc di chuyển một chiếc xe tải có hai bánh xe nặng trên một trục.

3.3. Móng đường và Nền đất

Móng đường và Nền đất được giả định là một lớp đất dày đồng nhất với các đặc tính được nêu trong Bảng 1. Móng đường và Nền đất được mô tả là vật liệu có cường độ được tính toán theo tiêu chí phá hoại Mohr - Coulomb, với các đặc tính về độ kết dính c = 30 kPa và góc ma sát trong $\phi = 43°$. Đây là những đặc tính quan trọng của vật liệu dạng hạt đối với mô hình hóa số theo [13].

3.4. Đặc tính giảm chấn (Damping)

Vì đây là bài toán động lực học, cả tấm bê tông và nền đường cần có đặc tính giảm chấn Rayleigh. Giảm chấn Rayleigh cổ điển là giảm chấn nhớt tỷ lệ thuận với tổ hợp tuyến tính của khối lượng và độ cứng. Trong giảm chấn Rayleigh, ma trận giảm chấn C được cho bởi $C = \mu M + \lambda K$công thức trong đó M và K lần lượt là ma trận khối lượng và ma trận độ cứng, và μvà λ là các hằng số tỷ lệ. Sử dụng công cụ để xác định các tần số dao động riêng của hệ thống, ta có thể tìm ra các hệ số $\mu = 0.477$ và $\lambda = 0.0047$.

3.5. Tương tác

Trong bài toán mô phỏng, có sự tương tác giữa bánh xe và mặt đường bê tông; mặt đường bê tông và nền móng; và mặt đường bê tông với các thanh truyền lực. Các đặc tính tương tác được biểu diễn bằng hai đặc tuyến theo hướng tiếp tuyến và hướng pháp tuyến.

- Sự tương tác giữa bánh máy bay và mặt đường bê tông, giữa thanh truyền lực và mặt đường bê tông.

Trong điều kiện bình thường, hai tương tác này đảm bảo các phần tử của hai bề mặt không xuyên qua nhau. Khoảng cách giữa các bề mặt bằng không khi có áp suất giữa chúng và khác không khi không có áp suất. Trong điều kiện tiếp tuyến, hệ số ma sát lần lượt là 0,2 và 0,1 theo [13].

- *Sự tương tác giữa mặt đường bê tông và móng đường.*

Cường độ cắt của các giao diện giữa mặt đường bê tông *và móng đường* được xác định bằng tiêu chí phá hoại Mohr - Coulomb (dựa trên hai đặc tính của đất, cụ thể là góc ma sát, φ, và độ kết dính, *cu* và cường độ kéo của các giao diện được đặt bằng không để cho phép có khe hở giữa nền và mặt đường. Chương trình con người dùng (user subroutine) viết bằng FORTRAN, mang tên fric_coef và được phát triển bởi Nguyen et al. [18], đã được sử dụng trong nghiên cứu này để mô phỏng các phần tử giao diện giữa các bộ phận của kết cấu áo đường.

3.6. Tải trọng bánh máy bay

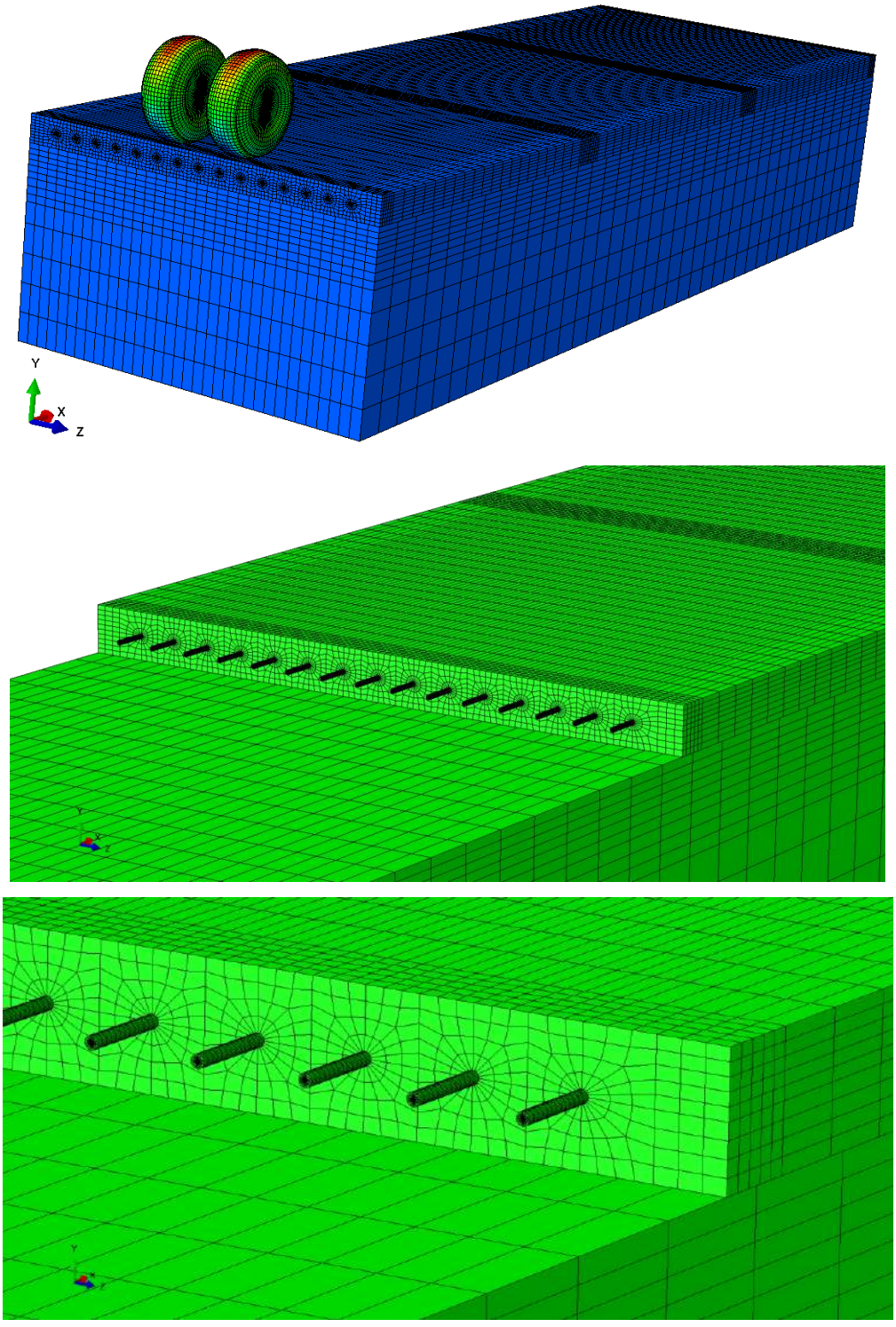
Tác động của bánh máy bay lên mặt đường thường được mô tả như một tải trọng tĩnh trên một diện tích hình tròn hoặc hình chữ nhật được đặt ở nhiều vị trí khác nhau [13, 19, 20]. Trong bài toán này, tải trọng bánh máy bay A321Neo/WV071 được mô phỏng bằng một cặp bánh xe cao su có mã 1270 × 455 R22, với các đặc tính vật liệu được liệt kê trong Bảng 1 và áp suất tác dụng lên bánh xe cao su là 1,57 MPa [21]. Cặp bánh xe cao su chịu tốc độ không đổi là 10, 80, 150, 220 và 290km/h từ đầu tấm lđầu tiên đến cuối tấm thứ ba trong thời gian lần lượt là 5,184; 0,648; 0,346; 0,236; và 0,179 giây. Bài toán chỉ xem xét trường hợp 1 trục với 2 bánh xe, với khoảng cách giữa tâm các bánh xe là 0,927m.

3.7. Trọng lượng bản thân

Trong bài toán hệ kết cấu mặt đường bê tông chịu tải trọng di động, trọng lượng bản thân của tấm bê tông cũng như kết cấu áo đường đóng vai trò quan trọng trong việc phân bố tải trọng từ bánh xe. Dựa trên các thông số vật liệu về trọng lượng riêng của bê tông, cốt thép và móng, bước tác động của trọng lượng bản thân được thực hiện trước và duy trì liên tục trong suốt quá trình chịu tải trọng di động. Quá trình bánh xe chạy trên mặt đường sẽ làm cho tấm bê tông biến dạng và dịch chuyển. Những hiện tượng này được truyền qua các thanh truyền lực, gây ra sự biến dạng và dịch chuyển ở các tấm bê tông liền kề. Nếu không có tải trọng bản thân, hiện tượng này không thể được mô phỏng chính xác. Khi có tải trọng bản thân, sự biến dạng và dịch chuyển sẽ được phân bố lại bởi trọng lượng của tấm bê tông.

3.8. Chia lưới

Bài toán động lực học với hệ thống phức tạp bao gồm 4 phần, đặc biệt là tải trọng di chuyển của bánh máy bay, cần được chia thành các phần tử để bài toán hội tụ. Qua nhiều lần thử nghiệm, kích thước phần tử được chọn đảm bảo độ chính xác của quá trình hoạt động cơ học giữa các thành phần. Mô hình được chia lưới như thể hiện trong Hình 2.



Hình 2. Chia lưới các bộ phận của bài toán

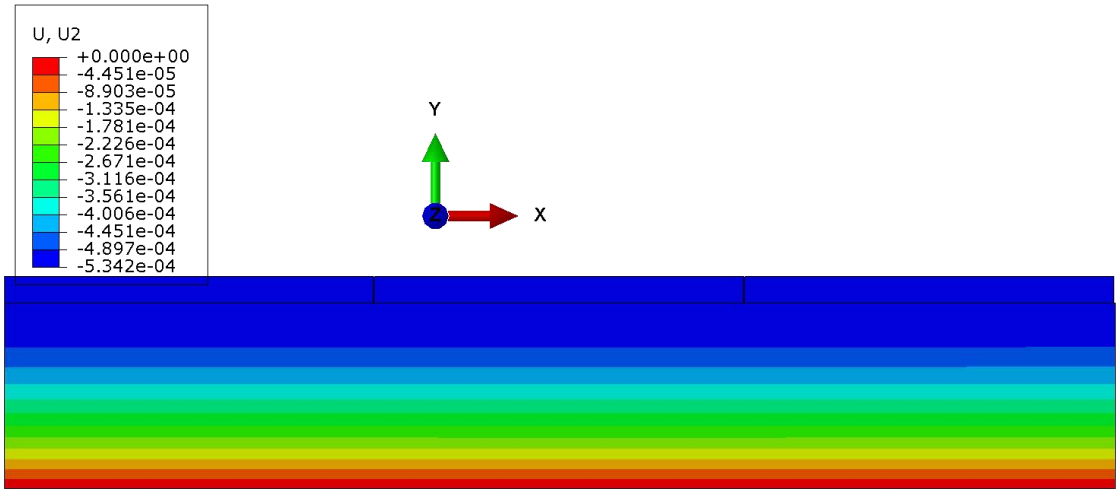
Lớp nền đất và các tấm bê tông được biểu diễn bằng các phần tử C3D8R, là các phần tử khối tuyến tính 8 nút ba chiều có tính năng tích hợp giảm và kiểm soát hiệu ứng đồng hồ cát, như minh họa trong Hình 2, trong khi các thanh truyền lực được mô hình hóa bằng các phần tử C3D6 (lăng trụ tam giác tuyến tính 6 nút). Tính năng tích hợp giảm này ngăn ngừa hiện tượng khóa, mặc dù nó

có thể dẫn đến độ cứng uốn không đủ; tuy nhiên, đây không phải là vấn đề đáng kể khi mô hình hóa kết cấu mặt đường. Ngoài ra, vì điểm tích hợp được đặt ở tâm của phần tử, nên cần các phần tử nhỏ hơn để nắm bắt chính xác sự tập trung ứng suất tại các ranh giới.

4. Kết quả và thảo luận

Mô hình hóa số học trường hợp nghiên cứu cung cấp nhiều kết quả để thảo luận, bao gồm độ võng của mặt đường, so sánh biến dạng của các thanh truyền lực và biểu đồ ứng suất của bê tông mặt đường và các thanh neo theo vị trí của các phương tiện.

4.1. Ảnh hưởng của trọng lực lên kết cấu mặt đường



Hình 3. Ảnh hưởng của trọng lực lên kết cấu mặt đường

Ban đầu, trọng lượng bản thân của kết cấu mặt đường bắt đầu gây ra hiện tượng lún nền, với các điểm dịch chuyển phân bố đều dọc theo trục y. Các điểm trên bề mặt có độ dịch chuyển lớn nhất, và càng xuống sâu thì độ dịch chuyển càng nhỏ. Hình 3 cho thấy, vì kết cấu mặt đường giống nhau nên các điểm ở cùng độ sâu đều chịu cùng một độ dịch chuyển thẳng đứng dưới tác động của trọng lực.

Như có thể thấy rõ trong Hình 3, Hình 5 và Hình 6, nghiên cứu này đã tính đến trọng lượng bản thân của toàn bộ hệ thống, bao gồm cả mặt đường và móng. Dưới tác động ban đầu của trọng lực, trước khi xe di chuyển, bề mặt trên cùng của các tấm bê tông chịu một sự dịch chuyển thẳng đứng khoảng 0,5 mm.

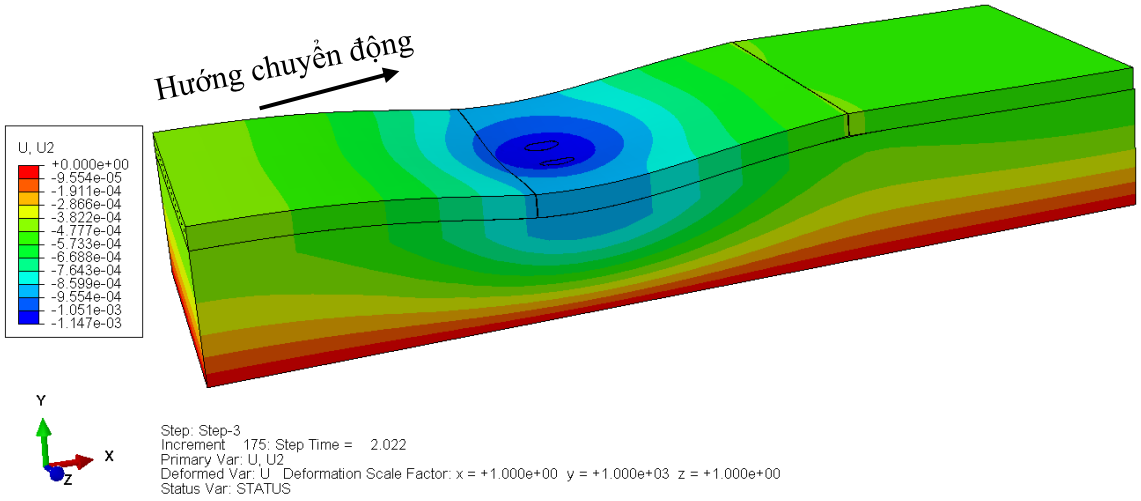
Khi quá trình thi công kết cấu mặt đường hoàn tất, hiện tượng lún do trọng lượng bản thân sẽ không còn xảy ra nữa, nhưng trọng lượng của tấm bê tông vẫn sẽ góp phần gây ra biến dạng và chuyển vị của các tấm bê tông và thanh truyền lực trong suốt quá trình chịu tải của bánh xe.

4.2. Chuyển vị thẳng đứng của kết cấu áo đường dưới tải trọng di động tức thời tại cùng một vị trí

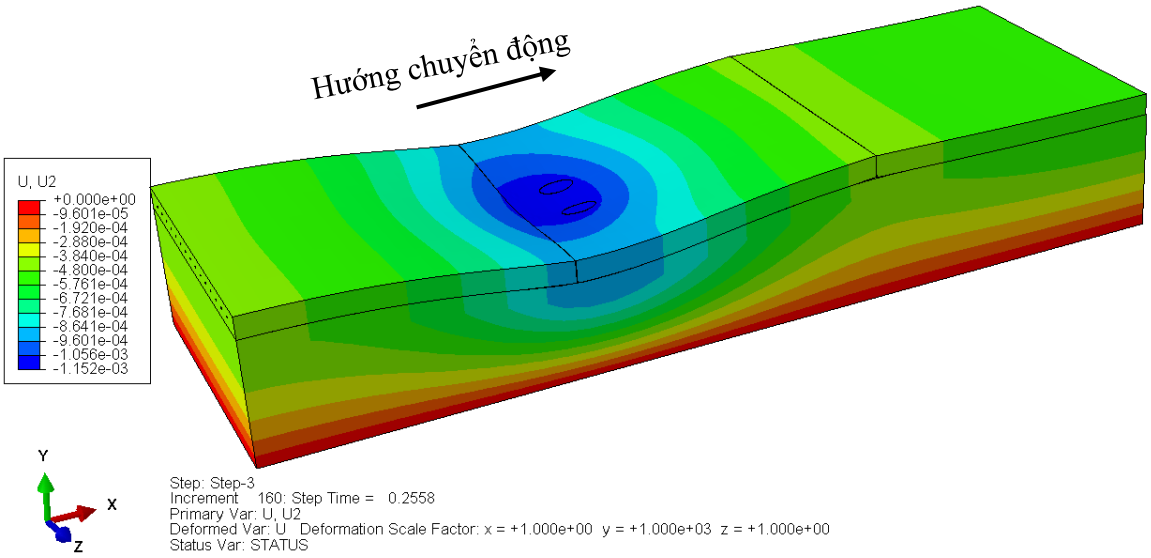
Hình 4 thể hiện sự phân bố chuyển vị thẳng đứng của kết cấu áo đường tại cùng một thời điểm khi tải trọng đã di chuyển đến một vị trí xác định trên mặt đường, nhưng với các vận tốc khác

nhau. Kết quả cho thấy vị trí đạt độ võng cực đại của mặt đường không trùng hoàn toàn với vị trí đặt tải tức thời, và độ lệch này thay đổi rõ rệt theo vận tốc di chuyển.

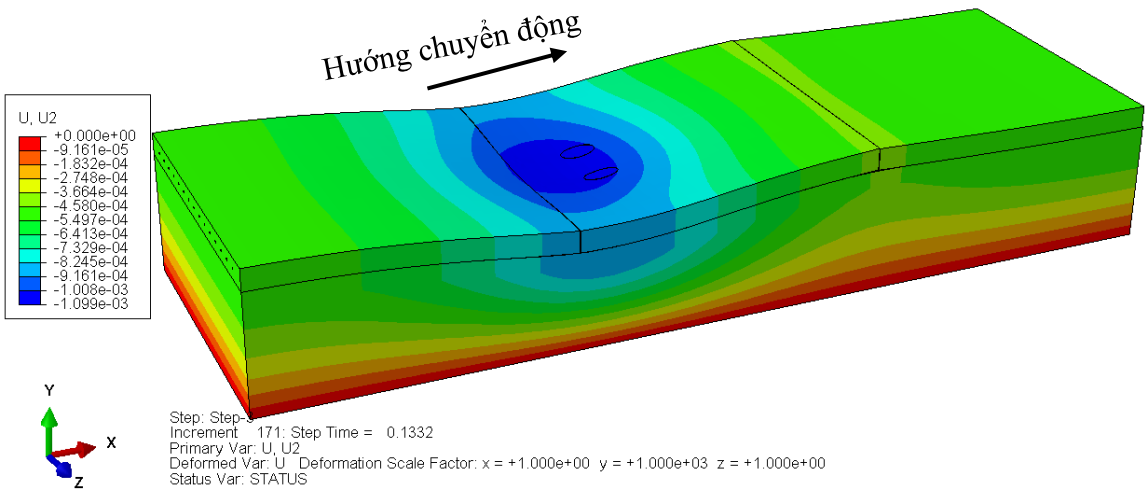
(a)



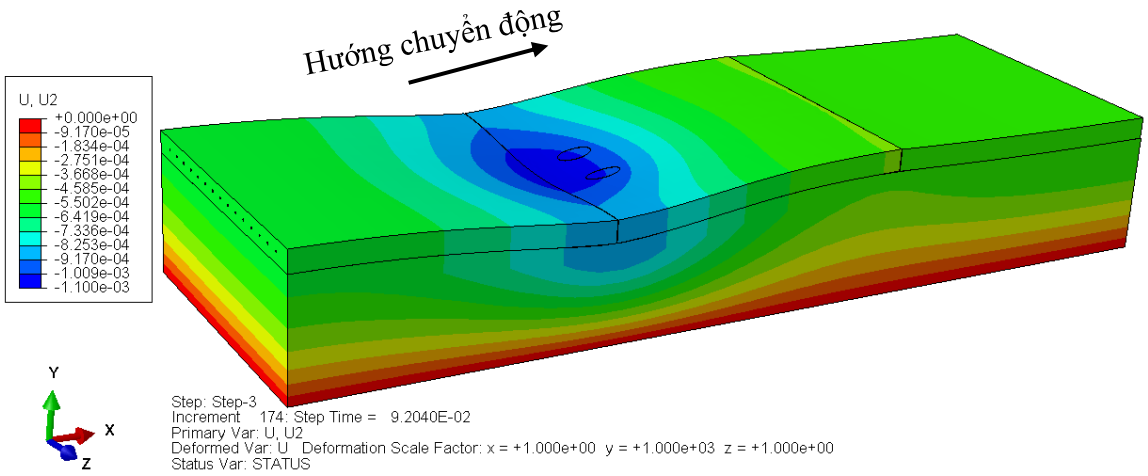
(b)



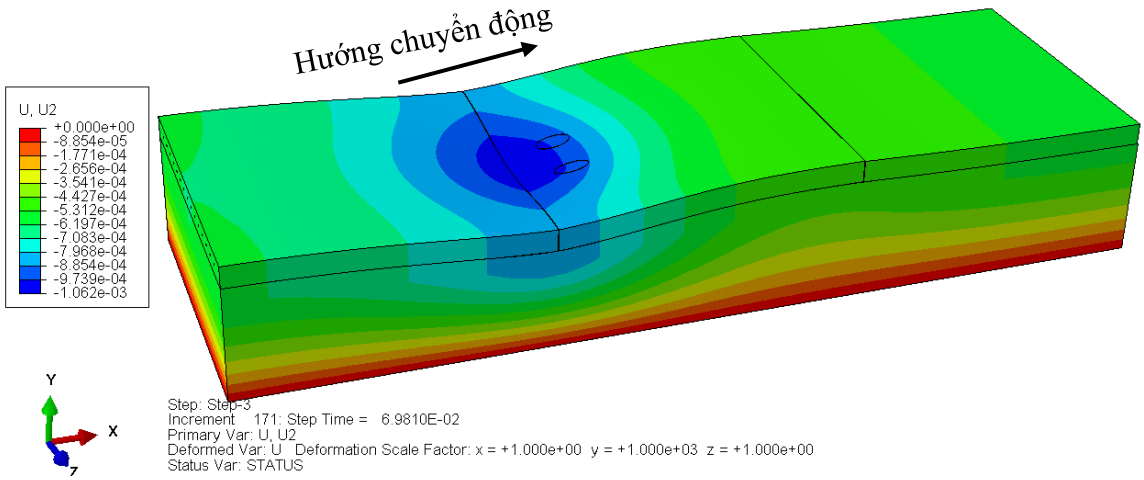
(c)



(d)



(e)



Hình 4. Chuyển vị thẳng đứng của kết cấu áo đường với khi tải trọng đến cùng một vị trí trên mặt đường nhưng với các tốc độ V khác nhau

(a) V=10km/h; (b) V=80km/h; (c) V=150km/h; (d) V=220km/h; (e) V=290km/h;

Ở vận tốc thấp (V = 10 km/h), đáp ứng của kết cấu gần với trạng thái tĩnh, do đó điểm võng cực đại xuất hiện gần như ngay bên dưới vị trí đặt tải. Sự sai lệch giữa điểm võng lớn nhất và vị trí tác dụng lực là rất nhỏ, phản ánh khả năng truyền ứng suất và biến dạng tương đối cân bằng trong hệ kết cấu.

Khi vận tốc tăng lên 80 km/h và 150 km/h, điểm đạt độ võng cực đại bắt đầu dịch chuyển về phía sau hướng chuyển động của tải trọng. Nguyên nhân là do kết cấu cần một khoảng thời gian nhất định để phát triển đầy đủ biến dạng, trong khi tải trọng đã tiếp tục di chuyển về phía trước. Sự trễ này làm cho đỉnh võng không còn nằm đúng dưới bánh xe mà lệch về phía sau một khoảng nhất định.

Tại các vận tốc cao hơn (220 km/h và 290 km/h), độ lệch vị trí võng cực đại trở nên rõ ràng hơn. Khi tốc độ tăng, thời gian tác dụng của tải lên một điểm trên mặt đường giảm đáng kể, khiến quá trình phát triển biến dạng bị "chậm pha" so với vị trí tức thời của tải. Kết quả là điểm võng lớn nhất xuất hiện ở phía sau tải với khoảng cách lớn hơn so với các trường hợp vận tốc thấp. Điều này chứng tỏ ảnh hưởng của vận tốc không chỉ làm thay đổi giá trị chuyển vị mà còn làm thay đổi phân bố không gian của trường biến dạng trong kết cấu.

Như vậy, Hình 4 cho thấy vận tốc di chuyển của tải trọng có ảnh hưởng trực tiếp đến sự dịch chuyển vị trí độ võng cực đại trên mặt đường. Khi vận tốc càng lớn, điểm võng cực đại càng lệch xa vị trí đặt tải tức thời, điều này cần được xem xét trong các phân tích động và trong thiết kế kết cấu áo đường cho các tuyến có tốc độ khai thác cao.

4.3 Độ võng tại một số điểm cơ bản trên mặt đường

Để nghiên cứu độ võng của hệ kết cấu áo đường cứng có thanh truyền lực dưới tác dụng tải trọng từ càng bánh sau máy bay, tiến hành phân tích và so sánh độ võng tại các điểm đặc trưng tương ứng với các vận tốc chuyển động khác nhau.

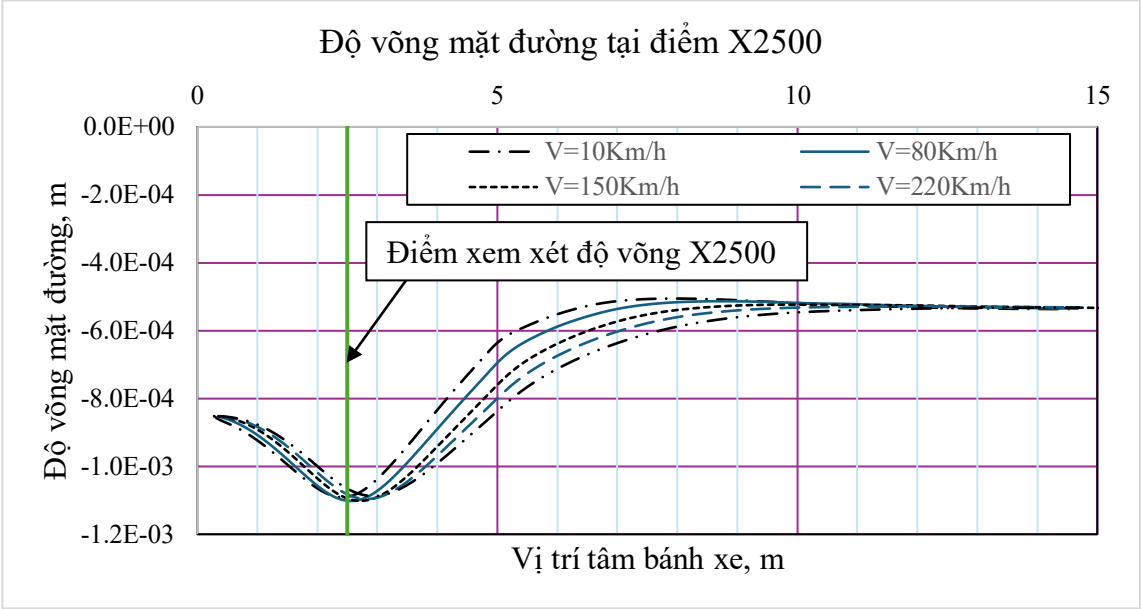
Trong mô hình tính toán, bốn điểm được bố trí trên trục giữa hai bánh xe và được ký hiệu lần lượt là X2500, X4950, X7500 và X10050, tương ứng với các khoảng cách tính từ mép đầu tấm bê tông đầu tiên là 2,5 m; 4,95 m; 7,5 m và 10,05 m. Kết quả mô phỏng được thể hiện trên Hình 5.

Qua Hình 5 có thể nhận thấy hai điểm X2500 và X7500 nằm tại vị trí tâm của các tấm bê tông, do đó giá trị độ võng thu được tại hai điểm này khi bánh xe di chuyển lần lượt qua cả ba tấm luôn nhỏ hơn so với hai điểm bố trí ở mép tấm là X4950 và X10050. Kết quả này cho thấy khu vực mép tấm là vị trí chịu ảnh hưởng bất lợi hơn về mặt chuyển vị thẳng đứng so với vùng trung tâm tấm trong cùng điều kiện tải trọng.

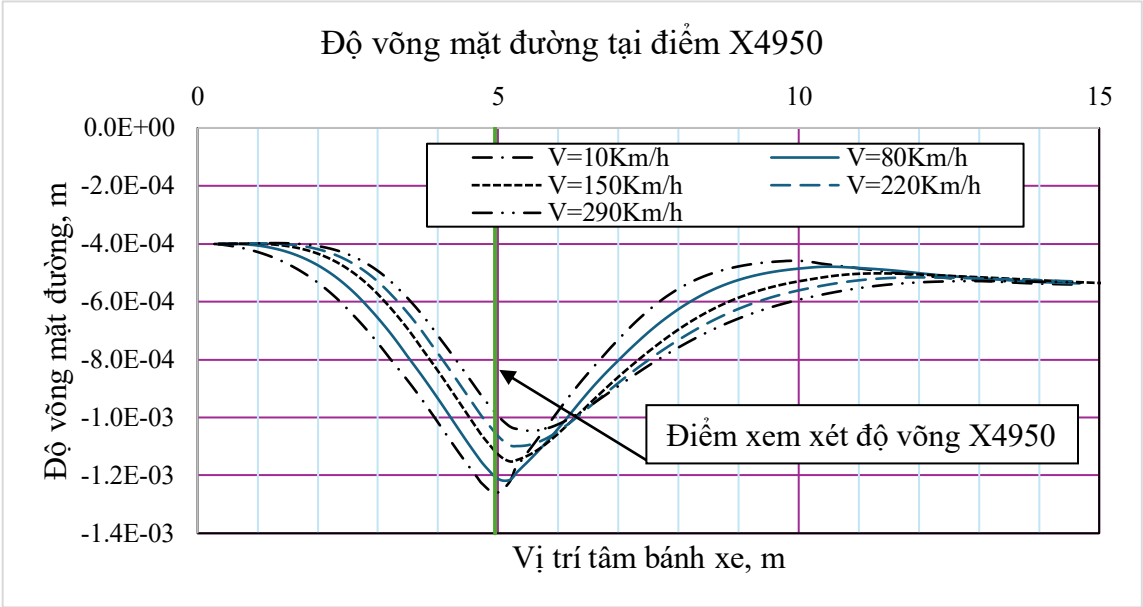
Sự khác biệt này có thể lý giải bởi đặc điểm làm việc của kết cấu tấm bê tông xi măng khi chịu tải di động. Tại mép tấm, điều kiện liên kết và khả năng truyền lực giữa các tấm thông qua khe nối làm xuất hiện trạng thái làm việc phức tạp hơn, đồng thời độ cứng tổng thể tại khu vực này giảm so với phần giữa tấm. Vì vậy, khi tải trọng bánh xe tiến gần hoặc đi qua vị trí mép, chuyển vị có xu hướng tăng lên rõ rệt. Trong khi đó, vùng tâm tấm có sự phân bố nội lực tương đối đều hơn và ít chịu ảnh hưởng trực tiếp của điều kiện biên, dẫn đến giá trị độ võng nhỏ hơn.

Xu hướng này được duy trì ổn định trong toàn bộ 5 kịch bản vận tốc khảo sát, cho thấy sự khác biệt giữa tâm và mép tấm không chỉ xuất hiện ở một trường hợp riêng lẻ mà mang tính nhất quán. Điều này khẳng định rằng vị trí mép tấm là khu vực nhạy cảm hơn về mặt biến dạng, cần được đặc biệt quan tâm khi đánh giá khả năng làm việc và độ bền lâu của kết cấu áo đường bê tông xi măng dưới tác dụng của tải trọng di động.

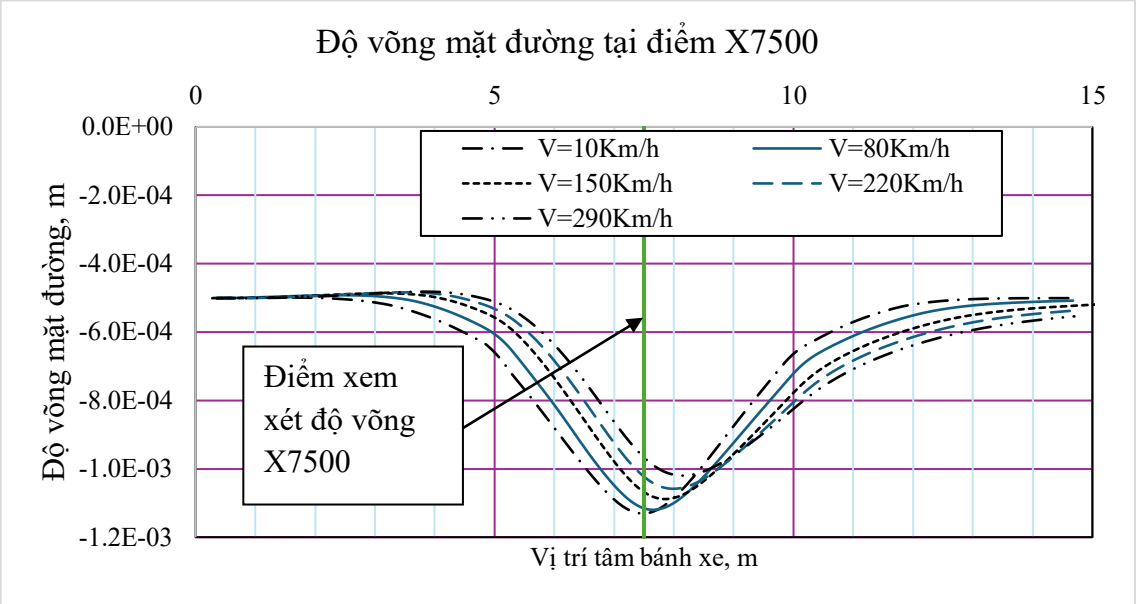
(a)


Độ võng mặt đường tại điểm X2500
0
5
10
15
0.0E+00
-2.0E-04
-4.0E-04
-6.0E-04
-8.0E-04
-1.0E-03
-1.2E-03
Độ võng mặt đường, m
V=10Km/h
V=80Km/h
V=150Km/h
V=220Km/h
Điểm xem xét độ võng X2500
Vị trí tâm bánh xe, m

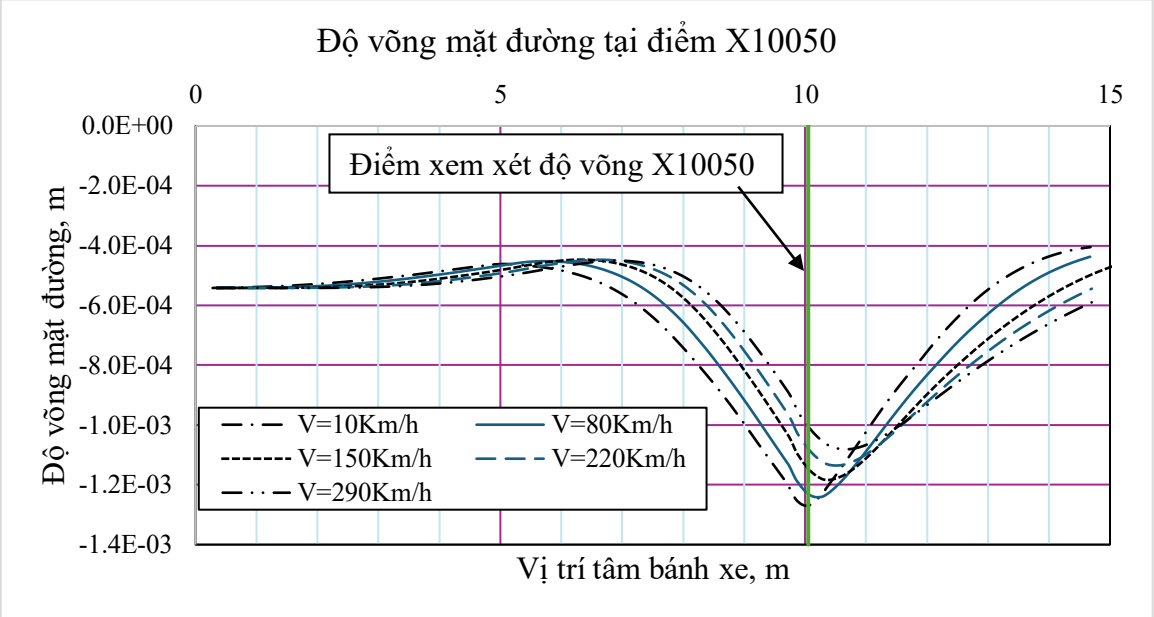
(b)


Độ võng mặt đường tại điểm X4950
0
5
10
15
0.0E+00
-2.0E-04
-4.0E-04
-6.0E-04
-8.0E-04
-1.0E-03
-1.2E-03
-1.4E-03
Độ võng mặt đường, m
V=10Km/h
V=80Km/h
V=150Km/h
V=220Km/h
V=290Km/h
Điểm xem xét độ võng X4950
Vị trí tâm bánh xe, m

(c)



(d)



Hình 5. Độ võng mặt đường tại 4 điểm khảo sát khi tâm bánh xe cách mép đầu tấm thứ nhất lần lượt: (a) 2,5 m; (b) 4,95 m; (c) 7,5 m; (d) 10,05 m.

Tại cả bốn điểm khảo sát, khi vận tốc tải trọng tăng lên không chỉ làm giảm giá trị độ võng lớn nhất mà còn làm thay đổi đáng kể vị trí tương đối của tâm bánh xe tại thời điểm xuất hiện độ võng cực đại. Nói cách khác, độ võng lớn nhất tại một điểm khảo sát không nhất thiết xảy ra khi tâm bánh xe nằm đúng ngay phía trên điểm đó, mà phụ thuộc chặt chẽ vào vận tốc di chuyển của tải trọng.

Ở vận tốc thấp, điển hình như V = 10 km/h, độ võng lớn nhất tại điểm khảo sát hầu như xuất hiện khi tâm bánh xe nằm rất gần vị trí điểm đo, với khoảng cách nhỏ hơn 0,05 m. Điều này cho thấy trong điều kiện vận tốc nhỏ, ứng xử của kết cấu gần như đồng bộ với vị trí tác dụng tải, tức là biến dạng đạt cực đại gần như ngay tại thời điểm tải trọng nằm trực tiếp phía trên điểm khảo sát.

Tuy nhiên, khi vận tốc tăng lên, vị trí của tâm bánh xe gây ra độ võng lớn nhất tại điểm khảo sát lại dịch chuyển rõ rệt theo hướng chuyển động. Cụ thể, ở các trường hợp vận tốc cao hơn, độ võng cực đại không còn xuất hiện khi tâm bánh xe ở ngay gần điểm đo, mà xảy ra khi tâm bánh xe vẫn còn cách điểm khảo sát một khoảng tương đối lớn, khoảng 0,8–0,9 m. Điều này cho thấy tồn tại một độ trễ giữa vị trí tác dụng tải và biến dạng lớn nhất của kết cấu mặt đường. Khi vận tốc càng cao, độ trễ này càng rõ ràng, khiến cho vị trí tâm bánh xe gây ra độ võng lớn nhất ngày càng nằm xa điểm khảo sát hơn.

Như vậy, có thể khẳng định rằng vận tốc tải trọng không chỉ ảnh hưởng đến giá trị độ võng mà còn quyết định trực tiếp vị trí của tâm bánh xe tại thời điểm độ võng đạt cực đại. Đây là đặc điểm quan trọng khi phân tích ứng xử động của kết cấu áo đường, bởi việc xác định đúng vị trí tâm bánh xe gây ra độ võng lớn nhất sẽ giúp đánh giá chính xác trạng thái bất lợi nhất của kết cấu dưới tác dụng của tải trọng di động.

5. Kết luận

Từ các kết quả mô hình hóa và phân tích, có thể rút ra một số kết luận chính như sau:

(1) Trọng lượng bản thân của hệ kết cấu áo đường tạo ra trạng thái ứng suất - biến dạng ban đầu đáng kể, với chuyển vị thẳng đứng khoảng 0,5 mm tại bề mặt. Trạng thái này là nền tảng để kết cấu tiếp tục làm việc dưới tác dụng của tải trọng bánh xe.

(2) Vận tốc di chuyển của tải trọng ảnh hưởng rõ rệt đến phân bố chuyển vị. Khi vận tốc tăng, vị trí độ võng cực đại không còn trùng với vị trí đặt tải tức thời mà dịch chuyển về phía sau hướng chuyển động, và độ lệch này tăng dần theo vận tốc.

(3) So sánh các điểm đặc trưng cho thấy khu vực mép tấm luôn xuất hiện độ võng lớn hơn khu vực tâm tấm trong cùng điều kiện tải trọng. Điều này khẳng định mép tấm là vị trí bất lợi hơn về mặt biến dạng và cần được quan tâm trong thiết kế.

(4) Vận tốc không chỉ làm thay đổi giá trị độ võng lớn nhất mà còn quyết định vị trí tâm bánh xe gây ra trạng thái bất lợi nhất. Ở vận tốc thấp, độ võng cực đại xuất hiện khi tâm bánh xe gần như trùng với điểm khảo sát; trong khi ở vận tốc cao, độ võng lớn nhất xảy ra khi tâm bánh xe còn cách điểm khảo sát một khoảng đáng kể.

Nhìn chung, nghiên cứu đã làm rõ ảnh hưởng của vận tốc và vị trí tải trọng đến ứng xử động của kết cấu áo đường cứng, góp phần nâng cao độ tin cậy trong phân tích và thiết kế kết cấu mặt đường sân bay.

Tài liệu tham khảo

1. Y. Cai, H. Sun, and C. Xu, “Three-dimensional analyses of dynamic responses of track–ground system subjected to a moving train load”, *Computers & Structures*, Vol. 86(7-8), pp. 816-824, 2008. DOI: 10.1016/j.compstruc.2007.07.001

2. P. Galvín, S. François, M. Schevenels *et al.*, “A 2.5 D coupled FE-BE model for the prediction of railway induced vibrations”, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, Vol. 30, Iss. 12, pp. 1500-1512, 2010. DOI: 10.1016/j.soildyn.2010.07.001

3. L. Shi and A. P. S. Selvadurai, "Dynamic response of an infinite beam supported by a saturated poroelastic halfspace and subjected to a concentrated load moving at a constant velocity", *International Journal of Solids and Structures*, Vols. 88-89, pp. 35-55, 2016. DOI: 10.1016/j.ijsolstr.2016.03.027

4. Y. Cai, Y. Chen, Z. Cao, H. Sun, and Lin Guo, "Dynamic responses of a saturated poroelastic half-space generated by a moving truck on the uneven pavement", *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, Vol. 69, pp. 172-181, 2015. DOI: 10.1016/j.soildyn.2014.10.014

5. K. Seong-Min and J. M. Roesset, "Moving loads on a plate on elastic foundation", *Journal of Engineering Mechanics*, Vol. 124, Iss. 9, pp. 1010-1017, 1998. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9399(1998)124:9(1010)

6. T. Senjuntichai, S. Keawsawasvong, and R. K. N. D. Rajapakse, "Vertical vibration of a circular foundation in a transversely isotropic poroelastic soil", *Computers and Geotechnics*, Vol. 122, 2020, 103550. DOI: 10.1016/j.compgeo.2020.103550

7. L. W. Teller, "Spacing of dowels", in *Proceedings of Highway Research Board*, Vol. 25, pp. 81-84, 1946. https://onlinepubs.trb.org/Onlinepubs/hrbproceedings/18/18Part1-010.pdf

8. H. M. Westergaard and W. G. Kellermann, *Public Roads: A Journal of Highway Research*, Vol. 10, No. 4. United States. Government Printing Office {1103}, 1929. DOI: 10.21949/1523586

9. Z. Y. Ai, J. M. Ye, and Z. Ye, "Axis-symmetric analysis of layered transversely isotropic saturated elastic soils containing a monopile under time-harmonic vibration", *Journal of Sound and Vibration*, Vol. 530, 2022, 116983. DOI: 10.1016/j.jsv.2022.116983

10. G. Eason, "The stresses produced in a semi-infinite solid by a moving surface force", *International Journal of Engineering Science*, Vol. 2, Iss. 6, pp. 581-609, 1965. DOI: 10.1016/0020-7225(65)90038-8

11. R. G. Payton, "An application of the dynamic Betti-Rayleigh reciprocal theorem to moving-point loads in elastic media", *Quarterly of Applied Mathematics*, Vol. 21, No. 4, pp. 299-313, 1964. DOI: 10.1090/QAM/155477

12. Y. H. Huang, *Pavement analysis and design*, Prentice Hall, Upper Saddle River, NJ, 1993.

13. P. Mackiewicz, "Finite-element analysis of stress concentration around dowel bars in jointed plain concrete pavement", *Journal of Transportation Engineering*, Vol. 141, Iss. 6, 2015, 06015001. DOI: 10.1061/(ASCE)TE.1943-5436.0000768

14. F. Bengt, F. E. Richart, and R. D. Bradbury, "Load and deflection characteristics of dowels in transverse joints of concrete pavements", *Highway Research Board Proceedings*, Vol. 18, 1939.

15. S. Timoshenko and J. M. Lessels, *Applied Elasticity*, Westinghouse Technology, Night School Press, East Pittsburgh, PA, 1925.

16. P. Saxena, K. Hoegh, L. Khazanovich, and A. Gotlif, "Laboratory and finite element evaluation of joint lockup", *Transportation Research Record*, Vol. 2095, No. 1, pp. 34-42, 2009. DOI: 10.3141/2095-04

17. K. Kim, S. Chun, S. Han, and M. Tia, "Effect of dowel bar arrangements on performance of jointed plain concrete pavement (JPCP)", *International Journal of Concrete Structures and Materials*, Vol. 12, pp. 1-11, 2018. DOI: 10.1186/s40069-018-0276-1

18. V. Nguyen, B. Fatahi, and H. Khabbaz, "Three dimensional numerical simulation to predict performance of laterally loaded piles on clay-sand layered slope", *GeoMontreal 2013*, Montreal, Canada, 2013.

19. L. Luoke, T. Yiqiu, G. Xiangbing, and L. Yunliang, "Characterization of contact stresses between characterization of contact stresses between dowels and surrounding concrete in jointed concrete pavement", *International Journal of Civil and Environmental Engineering*, Vol. 12, No. 5, pp. 23-27, 2012.

20. M. Y. Riad, S. N. Shoukry, G. W. William, and M. R. Fahmy, "Effect of skewed joints on the performance of jointed concrete pavement through 3D dynamic finite element analysis", *International Journal of Pavement Engineering*, Vol. 10, No. 4, pp. 251-263, 2009. DOI: 10.1080/10298430701771783

21. *22TCN-223-95 Áo đường cứng đường ô tô - Tiêu chuẩn thiết kế*, Bộ Giao thông vận tải, 1995.

Influence of aircraft speed on the dynamic behavior of concrete slabs with dowel bars

Abstract: *This paper focuses on investigating the influence of aircraft speed on the dynamic behavior of a jointed cement concrete pavement system incorporating dowel bars at the joints. The rigid pavement is modeled as concrete slabs resting on an elastic foundation or a multilayered half-space foundation. The aircraft load is simulated as a moving dual - wheel rear landing gear load of the A321Neo - WV017 aircraft, traveling at varying speeds to evaluate dynamic deflection and stress responses. The research results indicate that the traveling speed has a significant effect on the amplitude of the slab's dynamic response, particularly when the aircraft speed approaches the critical speed* V_{cr}*. A comprehensive consideration of inertia and damping effects in the dynamic analysis provides results that more realistically reflect actual behavior compared to conventional static analysis methods.*

Keywords: Aircraft speed; Rigid pavement; Dynamic behavior; Dowel bars; Critical speed.

Nghiên cứu trạng thái ứng suất trong lớp mặt bê tông nhựa của mặt đường hỗn hợp khi có sự thay đổi nhiệt độ theo mùa trong lớp bê tông xi măng

Trần Thanh Phong[1] , Trần Nam Hưng[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: tranthanhphong1210@gmail.com; Tel: 0386838537

Tóm tắt

Mặt đường hỗn hợp thường gặp nhược điểm lớn là hiện tượng nứt phản ánh trên lớp mặt bê tông nhựa (BTN) khi ứng suất kéo tại đáy lớp vượt quá độ bền vật liệu. Nhằm tìm kiếm giải pháp gia cường phù hợp, bài báo này trình bày phương pháp xác định trường ứng suất trong lớp BTN dưới tác động của sự thay đổi nhiệt độ theo mùa. Dữ liệu nhiệt độ môi trường được thu thập từ Cục Quản lý đường bộ Hoa Kỳ và bài toán được mô phỏng bằng phương pháp phần tử hữu hạn với mô hình 3D. Kết quả phân tích cho thấy, sự giảm nhiệt độ từ mùa nóng sang mùa lạnh làm lớp bê tông xi măng co ngót, sinh ra ứng suất kéo rất lớn tại đáy lớp BTN. Giá trị ứng suất này vượt qua sức chịu kéo của các loại BTN thông thường, từ đó trực tiếp hình thành vết nứt và lan truyền lên bề mặt đường.

Từ khóa: *Mặt đường hỗn hợp, Nhiệt độ, Trạng thái ứng suất, Nứt phản ánh.*

1. Đặt vấn đề

Mặt đường hỗn hợp là loại mặt đường dạng nửa cứng trong đó có lớp mặt dưới bằng bê tông xi măng (BTXM) và lớp mặt trên bằng bê tông nhựa (BTN). Lớp BTXM ở dưới có tác dụng cải thiện độ cứng, phân phối tải trọng xe chạy trên một phạm vi rộng xuống các lớp móng và nền, tăng sức chịu tải cho mặt đường [1]. Lớp BTN được phủ ở trên cùng tạo ra sự bằng phẳng và có tác dụng tạo sự êm thuận cao cho mặt đường; công tác bảo trì mặt đường cũng thuận lợi đối với lớp mặt này. Tuy vậy, nhược điểm chính của mặt đường hỗn hợp là có thể xuất hiện vết nứt phản ánh do các tấm BTXM bị biến dạng lớn khi có sự thay đổi nhiệt độ [1]; đặc biệt là nhiệt độ môi trường miền Bắc nước ta có sự thay đổi lớn theo mùa. Biến dạng này truyền vào lớp bê tông nhựa và có thể hình thành vết nứt trong BTN từ đáy lớp và lan dần lên trên bề mặt đường.

Việc xác định ứng suất trong lớp BTN do biến dạng nhiệt của tấm BTXM gây ra là cần thiết để đánh giá khả năng hình thành và phát triển của vết nứt phản ánh, từ đó chọn giải pháp phù hợp để tăng cường cho lớp BTN. Để đánh giá biến dạng nhiệt của tấm BTXM, cần thiết phải xác định được phân bố nhiệt độ trong kết cấu mặt đường dưới tác động của nhiệt độ môi trường. Trước hết, cần xác định được điều kiện biên nhiệt độ trên bề mặt của mặt đường. Nhiệt độ bề mặt đường có thể được xác định bằng các phép đo hiện trường bằng các cảm biến nhiệt độ và được ghi lại theo từng thời điểm. Việc làm này khá phức tạp vì cần phải khảo sát ở nhiều địa điểm tương ứng với những nơi xây dựng mặt đường và phải thực hiện trong thời gian dài để có đủ cơ sở dữ liệu đủ lớn phản ánh đầy đủ sự biến thiên của nhiệt độ. Hiện nay ở nước ta, những nghiên cứu thực nghiệm đo nhiệt độ bề mặt đường một cách quy mô, toàn diện vẫn chưa thực hiện được [2]. Trong điều kiện như vậy nhiệt độ bề mặt đường có thể được tính toán xác định thông qua một phương pháp bán thực nghiệm. Theo đó, các dữ liệu về nhiệt độ môi trường được lấy từ cơ sở dữ liệu được công bố rộng rãi và miễn phí bởi Cục Quản lý đường bộ Hoa Kỳ [3, 4]. Sau đó, nhiệt độ bề mặt đường được tính toán thông qua các công thức bán thực nghiệm [5]. Trên cơ sở

đó xác định được phân bố nhiệt độ trong kết cấu cũng như chọn được nhiệt độ trung bình trong lớp BTXM tương ứng với thời điểm tính toán thông qua phương pháp phần tử hữu hạn. Một khi xác định được sự thay đổi của nhiệt độ trung bình trong lớp BTXM theo mùa, biến dạng nhiệt của nó và ứng suất phát sinh trong lớp BTN được xác định. Các mô hình bài toán nhiệt và nhiệt-cơ của bài toán được xây dựng với mô hình 3D để phản ánh chính xác nhất sự làm việc thực tế của mặt đường.

2. Xác định phân bố nhiệt độ trong kết cấu mặt đường hỗn hợp theo mùa

Miền Bắc Việt Nam nằm trong vùng khí hậu Nhiệt đới-Gió mùa. Đặc trưng khí hậu này làm cho khu vực này có 4 mùa rõ rệt trong năm [5, 6]. Nhiệt độ môi trường cũng thay đổi theo đặc điểm từng mùa. Vào mùa nóng, khoảng thời gian từ tháng 6 đến tháng 8 nền nhiệt độ không khí cũng như bức xạ mặt trời là lớn nhất, trong khi vào mùa lạnh, khoảng từ tháng 11 đến tháng 1 năm sau, các giá trì này là nhỏ nhất. Sự thay đổi nhiệt độ khi chuyển từ mùa nóng đến mùa lạnh trong năm khá lớn. Đối với khu vực Hà Nội sự thay đổi nhiệt đố có thể lên đến trên 30^{o}C [5, 6]. Do đó, làm cho kết cấu mặt đường biến dạng nhiệt lớn. Đối với kết cấu mặt đường hỗn hợp, lớp BTXM ngay dưới lớp BTN có biến dạng nhiệt lớn nhất. Biến dạng co ngắn của lớp BTXM làm phát sinh đáy lớp BTN ứng suất kéo, và giá trị này có thể lớn hớn độ bền chịu kéo của vật liệu.

Để xác định được sự thay đổi nhiệt độ trung bình trong lớp BTXM theo mùa, đầu tiên cần xác định sự phân bố nhiệt độ trong kết cấu dưới tác động của nhiệt độ môi trường. Do đó, điều kiện biên về nhiệt độ bề mặt tấm cần được tính toán.

2.1. Xác định nhiệt độ bề mặt của mặt đường

Nhiệt độ bề mặt (T_{bm}) của mặt đường hỗn hợp với lớp mặt BTN được xác định theo công thức sau [3]:

$$T_{bm}=T_{kk}+T_{bx} \quad (1)$$

trong đó, T_{kk} - nhiệt độ không khí, T_{bx} - nhiệt độ tương đương do bức xạ mặt trời đốt nóng thêm bề mặt của mặt đường BTN. T_{bx} được xác định như sau [3]:

$$T_{bx} = \alpha \frac{I}{a} k \quad (2)$$

Trong công thức (2) các đại lượng như sau [6]:

α là hệ số hấp thụ nhiệt độ của mặt đường BTN và nó được xác định bằng thực nghiệm, giá trị thay đổi trong khoảng $\alpha = 0{,}82 \div 0{,}89$, trong nghiên cứu này chọn $\alpha = 0{,}86$.

I - cường độ tia bức xạ, phụ thuộc vĩ độ Bắc, tính bằng kcal/m^{2}giờ, là tổng lượng bức xạ trực tiếp của mặt trời đến 1m^2 mặt đường trong một đơn vị thời gian, khi tính lấy theo giá trị trực xạ trên mặt bằng tại thời điểm và địa điểm tính toán;

k - hệ số giảm cường độ bức xạ mặt trời do có nhiều bụi trong không khí. Đối với mặt đường BTN k = 0,5 - 0,7, và trong nghiên cứu này tác giả chọn bằng 0,6.

a - hệ số khuếch tán nhiệt, với mặt đường BTN a = 16 - 20 kcal/m^2.độ.giờ. Giá trị trung bình a = 18 kcal/m^2.độ.giờ được chọn trong phân tích.

Nhiệt độ bề mặt lớp BTN tính theo công thức (1) phụ thuộc vào nhiệt độ không khí, cường độ tia bức xạ mặt trời, tính chất vật liệu làm mặt đường và độ trong suốt của bầu khí quyển. Nhiệt độ bề mặt của lớp mặt BTN tại mỗi khu vực khác nhau sẽ có giá trị khác nhau. Vì vậy để

nghiên cứu về nhiệt độ bề mặt mặt đường hỗn hợp cũng như để xác định trường nhiệt độ trong kết cấu mặt đường, ta tiến hành nghiên cứu sự biến đổi của nhiệt độ môi trường trong năm. Địa điểm nghiên cứu là khu vực Thành phố Hà Nội.

Trong nghiên cứu này, số liệu nhiệt độ không khí trung bình khu vực Hà Nội được thu thập từ cơ sở dữ liệu của Cục Quản lý đường bộ Hoa Kỳ. Sự dao động của nhiệt độ không khí trung bình ngày trong vòng 20 năm từ 2005 đến 2024.

Bảng 1. Nhiệt độ ngày tính toán nóng nhất

TT	Thời điểm (giờ)	I_τ^{tb} (kcal/ m^2.h)	T_{kk}^{tb} (^{o}C)	T_{bx}^{tb} (^{o}C)	T_{bm}^{tb} (^{o}C)	TT	Thời điểm (giờ)	I_τ^{tb} (kcal/ m^2.h)	T_{kk}^{tb} (^{o}C)	T_{bx}^{tb} (^{o}C)	T_{bm}^{tb} (^{o}C)
1	0 h	0,00	26,1	0,00	26,11	13	12 h	804,09	40,8	25,84	66,27
2	1 h	0,00	25,7	0,00	25,70	14	13 h	738,10	40,7	23,72	64,54
3	2 h	0,00	25,4	0,00	25,36	15	14 h	609,65	40,0	19,59	60,32
4	3 h	0,00	25,1	0,00	25,07	16	15 h	405,83	38,6	13,04	53,01
5	4 h	0,00	24,8	0,00	24,77	17	16 h	219,47	36,0	7,05	45,68
6	5 h	8,03	24,6	0,26	24,87	18	17 h	71,64	32,8	2,30	38,27
7	6 h	118,86	26,5	3,82	30,28	19	18 h	3,58	30,9	0,11	32,96
8	7 h	305,51	29,2	9,82	39,00	20	19 h	0,00	29,5	0,00	30,91
9	8 h	489,83	32,9	15,74	48,60	21	20 h	0,00	28,5	0,00	29,53
10	9 h	651,54	36,1	20,94	57,01	22	21 h	0,00	27,8	0,00	28,54
11	10 h	767,81	38,2	24,68	62,85	23	22 h	0,00	27,3	0,00	27,83
12	11 h	819,95	39,6	26,35	65,94	24	23 h	0,00	40,8	0,00	27,26

Bảng 2. Nhiệt độ ngày tính toán lạnh nhất

TT	Thời điểm (giờ)	I_τ (kcal/ m^2.h)	T_{kk} (^{o}C)	T_{bx} (^{o}C)	T_{bm} (^{o}C)	TT	Thời điểm (giờ)	I_τ (kcal/ m^2.h)	T_{kk} (^{o}C)	T_{bx} (^{o}C)	T_{bm} (^{o}C)
1	0 h	0,00	4,8	0,00	4,80	13	12 h	639,15	14,0	20,54	34,54
2	1 h	0,00	4,1	0,00	4,10	14	13 h	562,61	14,4	18,08	32,48
3	2 h	0,00	3,5	0,00	3,50	15	14 h	441,61	14,4	14,19	28,59
4	3 h	0,00	3,0	0,00	3,00	16	15 h	281,31	13,9	9,04	22,94
5	4 h	0,00	2,5	0,00	2,50	17	16 h	106,98	12,5	3,44	15,94
6	5 h	0,00	2,2	0,00	2,20	18	17 h	4,04	10,1	0,13	10,23
7	6 h	7,48	2,1	0,24	2,34	19	18 h	0,00	9,4	0,00	9,40
8	7 h	127,62	4,9	4,10	9,00	20	19 h	0,00	8,7	0,00	8,70
9	8 h	307,97	8,0	9,90	17,90	21	20 h	0,00	7,9	0,00	7,90
10	9 h	469,56	10,5	15,09	25,59	22	21 h	0,00	7,1	0,00	7,10
11	10 h	582,91	12,1	18,73	30,83	23	22 h	0,00	6,8	0,00	6,80
12	11 h	641,73	13,2	20,62	33,82	24	23 h	0,00	5,9	0,00	5,90

Theo hướng dẫn của [7], để tính xác định được phân bố nhiệt trong kết cấu mặt đường trong những trường hợp cực hạn, nhiệt độ bề mặt đường cao nhất là nhiệt độ trung bình của 7 ngày nóng nhất trong năm tính toán, trong khi nhiệt độ thấp nhất của bề mặt đường là của 1 ngày lạnh nhất trong năm tính toán. Năm tính toán là năm trong chuỗi 20 năm khảo sát ở trên, tính riêng cho trường hợp nhiệt độ mặt đường cao nhất và nhiệt độ mặt đường thấp nhất. Kết quả tính toán cho thấy, năm có những ngày nhiệt độ cao nhất là 2005 (sau đây gọi là trường hợp ngày tính toán nóng nhất) và năm có ngày nhiệt độ thấp nhất là năm 2013 (sau đây gọi là trường hợp ngày tính toán lạnh nhất). Các giá trị nhiệt độ bề mặt đường trong ngày nóng nhất và lạnh nhất được trình bày lần lượt tại Bảng 1 và Bảng 2.

2.2. Xác định phân bố nhiệt độ trong kết cấu mặt đường

Các khảo sát được thực hiện cho các hệ kết cấu bao gồm lớp bê tông nhựa chặt dày 7 cm và 12 cm đặt trên lớp BTXM dày 22cm, kích thước tấm BTXM 3,5m × 4,5m, khe giãn 2cm, giữa các tấm BTXM đặt các thanh truyền lực có đường kính 30mm dài 42cm, khoảng cách giữa các thanh là 30cm, bên dưới là lớp phân cách bằng BTN dày 3cm và lớp móng cấp phối đá dăm dày 20cm, dưới cùng là nền đất.

Các tham số tính toán được cho trong Bảng 3.

Bảng 3. Các tham số tính toán của nền mặt đường

Lớp kết cấu	**Chiều dày (cm)**	**Mô đun đàn hồi (MPa)**	**Hệ số Poisson**	**Hệ giãn nở nhiệt (1/^{o}C)**	**Hệ số truyền dẫn nhiệt λ (J/m.giờ.^{o}C)**	**Nhiệt dung riêng C_p (J/kg.^{o}C)**	**Khối lượng riêng (kg/m^3)**
Bê tông nhựa	7 cm, 12 cm	2000	0,15	-	1.8	1000	2350
Bê tông xi măng	22 cm	31000	0,15	10^{-5}	2,33	872	2400
Lớp phân cách BTN	3 cm	2000	0,15	-	1.8	1000	2350
Lớp móng CPĐD	20 cm	600	0,25	-	1.7	850	1900
Nền đất đầm chặt		42	0,3	-	1.5	850	1700

Trong mô hình phần tử hữu hạn, chiều sâu mô hình được lấy đến độ sâu 2,5m dựa trên giả thiết rằng tại độ sâu này tải trọng nhiệt không còn tác động đến kết cấu nền nữa [3].

Các điều kiện biên và điều kiện ban đầu được áp đặt như sau:

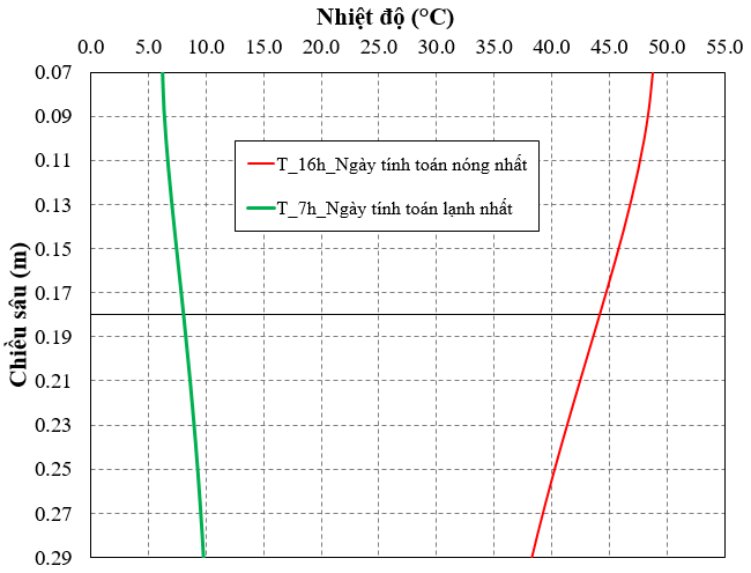
Bề mặt mặt đường đường nhiệt độ thay đổi theo thời gian trong ngày và có giá trị cho trong các bảng ở Mục 2.1; Các mặt bên và mặt bên dưới của mô hình hình học dòng nhiệt vuông góc qua đó bằng 0 tức là không có sự truyền nhiệt qua các mặt này [3].

Bài toán phân tích nhiệt được thực hiện trên phần mềm phần tử hữu hạn Abaqus. Các phần tử khối hình hộp tám điểm nút C3D8R được lựa chọn.

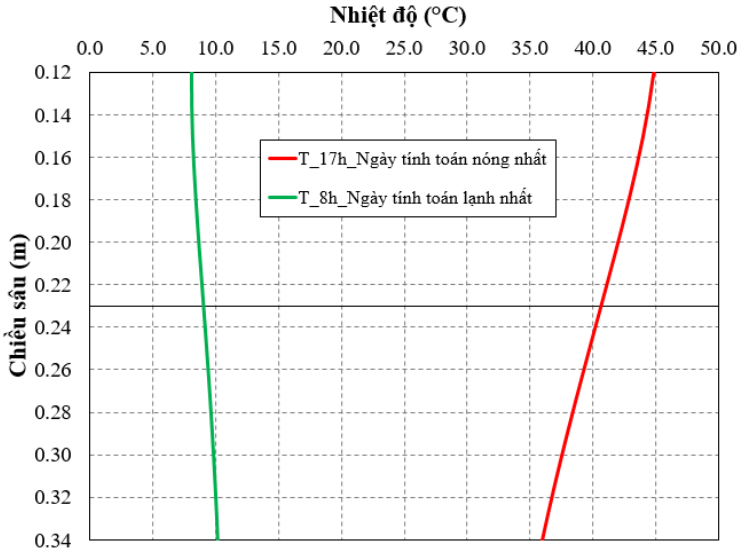
Hình 1 và Hình 2 trình bày phân bố nhiệt độ theo chiều sâu trong kết cấu mặt đường cho hai trường hợp lớp bê tông nhựa dày 7cm và 12 cm.

Kết quả cho thấy, đối với lớp phủ BTN dày 7 cm, nhiệt độ trung bình của lớp BTXM (ở giữa tấm) của ngày nóng nhất là 44°C trong khi nhiệt trung bình của nó vào ngày lạnh nhất là 8°C. Như vậy, sự giảm nhiệt độ trong tấm khi chuyển từ mùa nóng sang mùa lạnh là rất lớn, 36°C. Đối với lớp phủ BTN dày 12cm, nhiệt độ trung bình của lớp BTXM của ngày nóng nhất là 41°C và nhiệt trung bình của nó vào ngày lạnh nhất là 9°C. Sự thay đổi nhiệt độ giữa ngày nóng nhất và lạnh nhất lúc này là 32^{o}C.

Với sự thay đổi nhiệt độ từ ngày tính toán nóng nhất đến ngày tính toán lạnh nhất, tấm BTXM bị co lại với tâm co là tâm tấm. Tuy nhiên, sự co lại của tấm bị ràng buộc bởi liên kết giữa tấm và lớp phủ BTN cũng như với lớp phân cách. Do đó, nó làm phát sinh ứng suất trong tấm BTXM và lớp phủ BTN. Phần dưới đây sẽ khảo sát ứng suất trong lớp BTN.



Hình 1. Phân bố nhiệt độ trong tấm BTXM ngày nóng nhất và lạnh nhất tính toán khi lớp BTN dày 7 cm.



Hình 2. Phân bố nhiệt độ trong tấm BTXM ngày nóng nhất và lạnh nhất tính toán khi lớp BTN dày 12 cm.

3. Trạng thái ứng suất trong lớp bê tông nhựa khi có biến dạng nhiệt của tấm BTXM theo mùa

3.1. Mô hình kết cấu

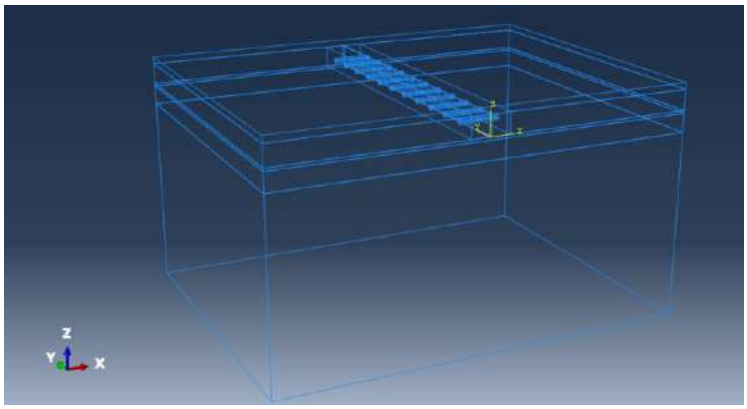
Mô hình kết cấu như đã được trình bày ở trên. Tuy nhiên, để tính toán được ứng suất trong lớp BTN, cần thiết phải mô hình hoá được điều kiện liên kết giữa lớp BTXM và lớp BTN và giữa lớp BTXM và lớp phân cách. Như đã được chứng minh, việc mô hình hoá mặt tiếp xúc giữa các lớp kết cấu có thể thông qua phần tử tiếp xúc trong Phương pháp phần tử hữu hạn [8]. Có nghĩa là, sự làm việc của các mặt tiếp xúc giữa lớp BTXM và lớp phủ BTN bên trên nó và lớp phân cách bên dưới nó được mô hình hoá bằng phần tử tiếp xúc. Dưới đây trình bày thông số các phần tử tiếp xúc được lựa chọn để mô hinh hoá mặt tiếp xúc giữa lớp mặt BTXM và lớp BTN [8].

Bảng 4. Các tham số mặt tiếp xúc

Bộ phận kết cấu	Hệ số ma sát f=tgφ	Lực dính đơn vị C (MPa)	Độ cứng pháp tuyến Kn (MPa)	Độ cứng tiếp tuyến Kt (MPa)
Mặt tiếp xúc	0,7	0,05	378	225

Quá trình tính toán được tác giả thực hiện trên phần mềm phần tử hữu hạn ABAQUS.

Mô hình hình học ba chiều cho bài toán cơ - nhiệt được cho như trong Hình 3.



Hình 3. Mô hình hình học 3D kết cấu mặt đường.

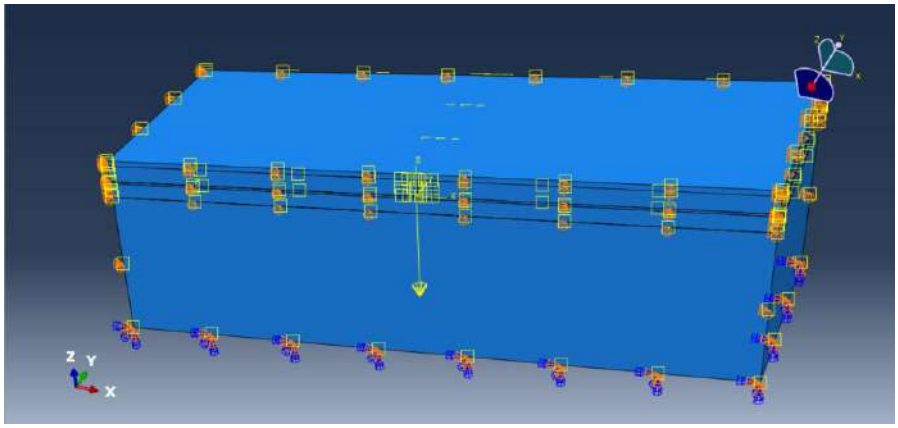
3.2. Điều kiện ban đầu và điều kiện biên

Các điều kiện biên và ban đầu được áp đặt như sau:

- Đối với trường hợp lớp BTN dày 7 cm, nhiệt độ ban đầu của hệ có thể lấy bằng nhiệt độ cao nhất của bề mặt tấm 44ºC lúc 16h ngày tính toán nóng nhất. Nhiệt độ sau đó giảm xuống bằng 8ºC lúc 7h ngày tính toán lạnh nhất. Đối với trường hợp lớp BTN dày 12 cm, nhiệt độ ban đầu của hệ có thể lấy bằng nhiệt độ cao nhất của bề mặt tấm 41ºC lúc 17h ngày tính toán nóng nhất. Nhiệt độ sau đó giảm xuống bằng 9ºC lúc 8h ngày tính toán lạnh nhất.

- Tại mặt bên dưới của mô hình hình học chuyển vị theo 3 phương bằng không ($U_x=U_y=U_z=0$), tức là ở một chiều sâu đủ lớn ảnh hưởng cơ học của tấm đến nền đất không còn nữa.

- Tại các mặt bên của hệ, chuyển vị pháp tuyến bằng không.



Hình 4. Điều kiện biên của bài toán.

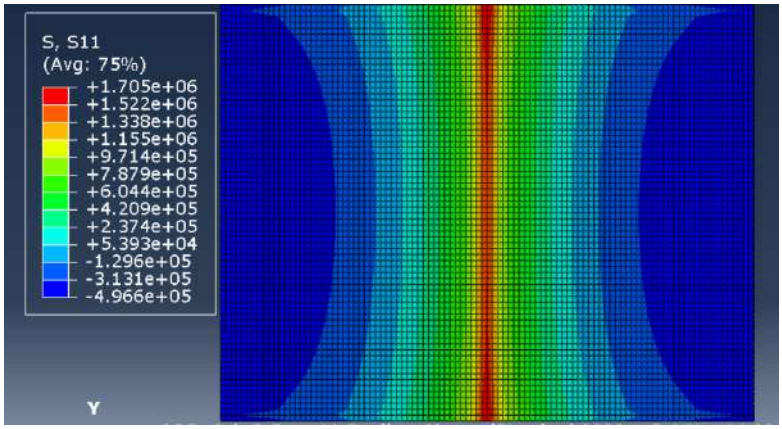
3.3. Kết quả phân tích số

Kết quả mô phỏng trường ứng suất tại đáy lớp BTN dưới tác động của sự thay đổi nhiệt độ cho hai trường hợp chiều dày 7 cm và 12 cm được thể hiện lần lượt qua các Hình 5, Hình 6 và Hình 7, Hình 8.

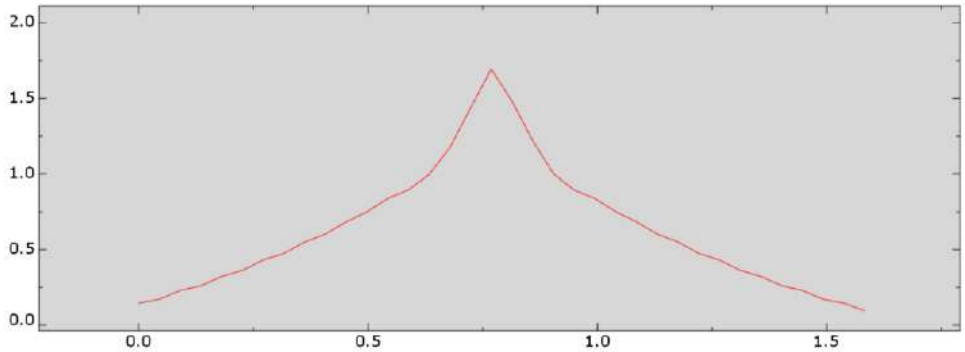
Các biểu đồ này cho thấy, ứng suất và biến dạng có xu hướng diễn biến giống nhau, lớn nhất tại khu vực tim khe và giảm dần về hai đầu.

Có thể thấy rằng, ứng suất kéo đáy lớp BTN lớn nhất xuất hiện ở khu vực giữa khe giãn và đạt đến 1,7 MPa cho trường hợp BTN dày 7 cm (Hình 5, Hình 6) và xấp xỉ 1,25 MPa cho trường hợp BTN dày 12 cm (Hình 7, Hình 8). Các giá trị này vượt quá khả năng kháng kéo của một số loại BTN thông thường, ví dụ BTN 4,75 mm hoặc BTN chặt có hàm lượng đá dăm lớn hơn 20% (R_{ku}=1,2 -1,6 MPa) [9]. Trong trường hợp lớp BTN dày 7 cm, ứng suất vượt cận dưới của độ bền kéo của bê tông nhựa chặt có hàm lượng đá dăm lớn hơn 35% (R_{ku}=1,6-2,0 MPa) [9]. Như vậy, lớp phủ BTN có thể bị nứt chỉ do sự co tấm BTXM khi thay đổi nhiệt độ từ mùa nóng sang mùa lạnh mà chưa cần có sự tác dụng của tải trọng bánh xe.

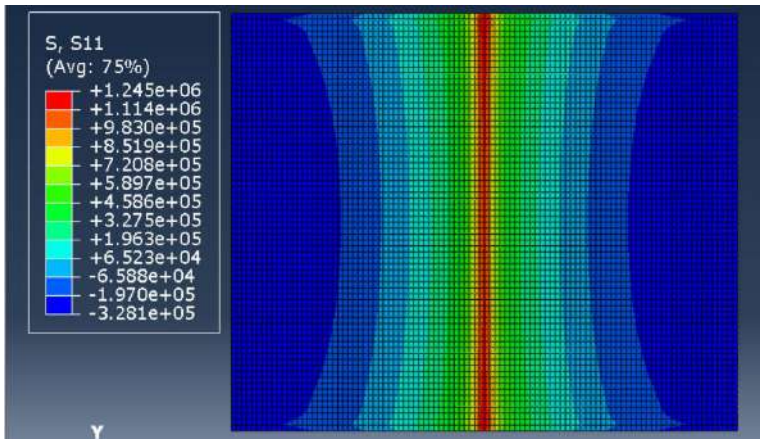
Khi tăng chiều dày lớp BTN từ 7 cm lên 12 cm, mức tăng là khoảng 71%, ứng suất kéo đáy lớp BTN giảm từ 1,7 MPa về 1,25 MPa, tức là giảm khoảng 26,5%. Tuy vậy vẫn chưa làm mất nguy cơ nứt lớp BTN nếu sử dụng các loại BTN thông thường.



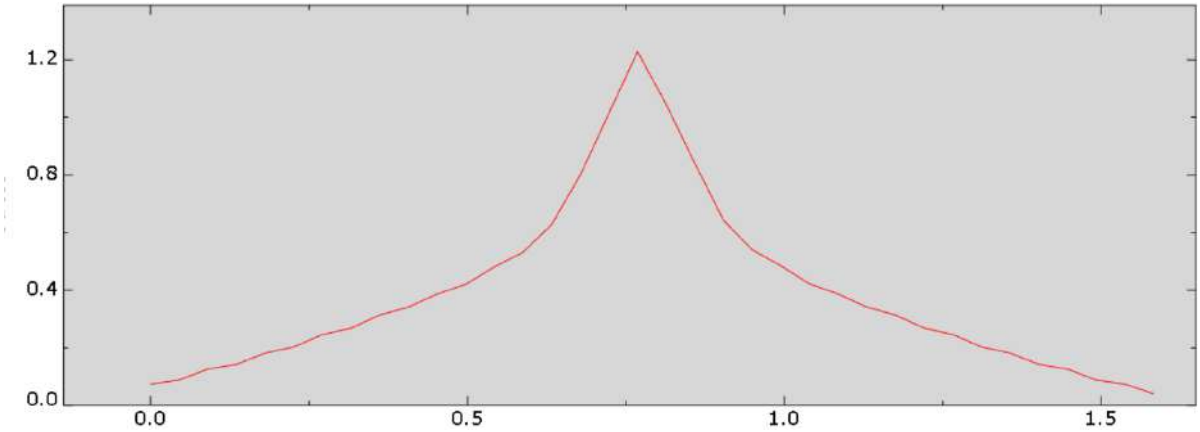
Hình 5. Trường ứng suất tại vị trí đáy lớp BTN dày 7 cm



Hình 6. Biểu đồ thay đổi ứng suất đáy lớp BTN 2 bên khe tấm BTXM khi lớp BTN dày 7 cm



Hình 7. Trường ứng suất tại vị trí đáy lớp BTN dày 12 cm



Hình 8. Biểu đồ thay đổi ứng suất đáy lớp BTN 2 bên khe tấm BTXM khi lớp BTN dày 12 cm

4. Kết luận, kiến nghị

Bài báo đã trình bày phương pháp xác định ứng suất trong lớp BTN trong mặt đường hỗn hợp dưới tác động của biến dạng nhiệt lớp BTXM khi thay đổi từ mùa nóng về mùa lạnh. Kết quả cho thấy, ứng suất kéo đáy lớp BTN lớn nhất xuất hiện ở khu vực giữa khe nối giữa các tấm BTXM lớp dưới và có thể đạt và vượt độ bền kéo của BTN thông thường. Do đó, lớp BTN có thể bị nứt chỉ do biến dạng nhiệt của BTXM khi nhiệt độ thay đổi từ mùa nóng sang mùa lạnh mà chưa cần có sự tác dụng của tải trọng bánh xe. Hiện tượng này đòi hỏi phải tăng cường lớp BTN để nhằm hạn chế nứt phản ánh trong mặt đường hỗn hợp, như sử dụng lưới địa kỹ thuật tổng hợp để gia cường đáy lớp BTN.

Tài liệu tham khảo

1. Nguyễn Quang Phúc, Phạm Thanh Hà, Trần Nam Hưng, "Nghiên cứu nứt phản ánh trong kết cấu mặt đường hỗn hợp". Tạp chí Giao thông vận tải, 2/2011.

2. Vũ Đức Chính và các cộng sự, "Đề tài NCKH cấp Bộ GTVT mã số DT154015: Nghiên cứu phân loại nhựa đường theo Superpave (nhựa đường PG) và đề xuất áp dụng trong xây dựng đường bộ tại Việt Nam", Viện Khoa học Công nghệ Giao thông vận tải, 2015.

3. Tran Nam Hung, Pham Duc Tiep, "Predicting temperature distribution in Hanoi region's asphalt pavement through numerical simulation". Journal of Science and Technique, Vol. 06, No. 1, 2023.

4. *https://infopave.fhwa.dot.gov/Data/ClimateTool?mode=country*

5. Phạm Cao Thăng, *Tính toán thiết kế các kết cấu mặt đường*, Nhà xuất bản Xây dựng, Hà Nội, 2014.

6. Trần Nam Hưng, Lê Văn Phương, "Phân tích sự truyền nhiệt trong mặt đường BTXM theo mô hình truyền nhiệt ba chiều", Chuyên san Công trình đặc biệt – Số 1/Tạp chí Khoa học và Kỹ thuật.

7. Kennedy, T. W. et al., "Superior Performing Asphalt Pavements (Superpave): The product of the SHRP Asphalt Research Program", National Academy of Sciences, 1994.

8. Phạm Đức Thọ, Trần Nam Hưng, "Sử dụng phần tử hữu hạn tiếp xúc mô phỏng sự làm việc của lớp cách ly mặt đường bê tông xi măng". Tạp chí Khoa học Giao thông vận tải, tập 74, số 2, 2022.

9. Tổng cục Đường bộ Việt Nam (2022). "TCCS 38 :2022/TCĐBVN, Áo đường mềm – Các yêu cầu và chỉ dẫn thiết kế".

Study on the stress state of the asphalt surface layer of composite pavements under seasonal temperature changes in the cement concrete layer

Abstract: *A major drawback of composite pavements is the phenomenon of reflection cracking in the asphalt concrete (AC) overlay, which occurs when the tensile stress at the bottom of the layer exceeds the material's tensile strength. To identify appropriate reinforcement solutions, this paper presents a methodology for determining the stress field within the AC overlay under the influence of seasonal temperature fluctuations. Environmental temperature data are sourced from the Federal Highway Administration (FHWA), and the problem is simulated using a 3D finite element method. The analytical results indicate that the temperature transition from the hot to the cold season induces thermal contraction in the cement concrete base layer, generating substantial tensile stresses at the bottom of the AC overlay. These stress magnitudes exceed the tensile strength of conventional asphalt mixtures, thereby initiating bottom-up cracking that progressively propagates to the pavement surface.*

Keywords: Composite pavement, Temperature, Stress state, Reflection cracking.

❑

Nghiên cứu ứng dụng công nghệ địa không gian trong quản lý hệ thống bản đồ quân sự tại Nhà máy in bản đồ Quân đội Lào

Outthachack Dalavy [1] , Nguyễn Thị Hoài Thu [2], Lê Văn Mạnh [3], Mai Đình Sinh [4]

[1]*Lớp Cao học ĐTHL K37;* [2]*Khoa Ngoại ngữ;* [4]*Viện Kỹ thuật công trình đặc biệt*

Trường Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn

[3]*Khoa Khoa học cơ bản*

Trường Sĩ quan chính trị

Email: dalavy99@gmail.com ; Tel: 0396 084 509

Tóm tắt

Trong bối cảnh khối lượng bản đồ quân sự ngày càng lớn, đa dạng về tỷ lệ, thời kỳ và hình thức lưu trữ, phương thức quản lý truyền thống dựa nhiều vào bản đồ giấy và hồ sơ rời rạc đang bộc lộ những hạn chế về khả năng bảo quản lâu dài, truy xuất thông tin và cập nhật kịp thời. Bài báo "Nghiên cứu ứng dụng công nghệ địa không gian trong quản lý hệ thống bản đồ quân sự tại Nhà máy in bản đồ Quân đội Lào" đề cập đến một vấn đề có ý nghĩa thực tiễn và chiến lược trong công tác tham mưu địa hình. Bài báo hướng tới việc nghiên cứu khả năng ứng dụng các công nghệ địa không gian hiện đại, bao gồm hệ thống thông tin địa lý (GIS), cơ sở dữ liệu không gian, công nghệ số hóa bản đồ, nhằm xây dựng một mô hình quản lý bản đồ quân sự thống nhất, tập trung và an toàn. Trọng tâm của nghiên cứu là đề xuất giải pháp quản lý toàn diện vòng đời bản đồ, từ lưu trữ, bảo quản, khai thác đến chỉnh lý và cập nhật, phù hợp với đặc thù nghiệp vụ và yêu cầu bảo mật của quân đội.

Từ khóa: *Công nghệ địa không gian, GIS, bản đồ quân sự, quản lý dữ liệu không gian, WebGIS.*

1. Đặt vấn đề

Bản đồ quân sự đóng vai trò đặc biệt quan trọng trong công tác bảo đảm quốc phòng, hỗ trợ chỉ huy tác chiến, quản lý lãnh thổ và lập kế hoạch chiến lược. Trong nhiều thập kỷ qua, bản đồ quân sự đã được sử dụng như một công cụ nền tảng trong việc cung cấp thông tin địa lý chính xác phục vụ cho các hoạt động quân sự và quản lý nhà nước. Tuy nhiên, với sự phát triển nhanh chóng của khoa học công nghệ và nhu cầu ngày càng cao về thông tin không gian, việc quản lý bản đồ theo phương pháp truyền thống đang bộc lộ nhiều hạn chế, đặc biệt trong việc lưu trữ, cập nhật và khai thác dữ liệu.

Sự ra đời và phát triển của công nghệ địa không gian đã mở ra những cơ hội mới trong việc quản lý và khai thác dữ liệu bản đồ. Công nghệ địa không gian bao gồm nhiều thành phần như hệ thống thông tin địa lý (GIS), viễn thám, hệ thống định vị toàn cầu (GNSS), cơ sở dữ liệu không gian và các nền tảng bản đồ trực tuyến [1]. Các công nghệ này cho phép thu thập, xử lý, lưu trữ và phân tích dữ liệu không gian một cách hiệu quả, từ đó hỗ trợ quá trình ra quyết định trong nhiều lĩnh vực khác nhau, bao gồm quốc phòng và an ninh [2].

Trong những năm gần đây, nhiều quốc gia trên thế giới đã triển khai các hệ thống quản lý bản đồ quân sự hiện đại dựa trên nền tảng GIS và cơ sở dữ liệu không gian [3]. Các hệ thống này không chỉ giúp quản lý dữ liệu bản đồ một cách tập trung mà còn cho phép chia sẻ thông tin giữa các đơn vị khác nhau trong quân đội. Tuy nhiên, tại một số quốc gia đang phát triển, trong đó có Lào, hệ thống quản lý bản đồ quân sự vẫn còn tồn tại nhiều hạn chế do cơ sở hạ tầng công nghệ

thông tin chưa đồng bộ và việc ứng dụng công nghệ địa không gian chưa được triển khai rộng rãi [4].

Trong những năm gần đây, nhiều nghiên cứu đã tập trung vào việc ứng dụng GIS và công nghệ địa không gian trong quản lý dữ liệu bản đồ và thông tin địa lý. Theo Longley và cộng sự, GIS cho phép tích hợp dữ liệu không gian với các công cụ phân tích mạnh mẽ nhằm hỗ trợ ra quyết định [5]. Goodchild nhấn mạnh vai trò của dữ liệu không gian trong việc xây dựng các hệ thống thông tin địa lý hiện đại [6].

Trong lĩnh vực quân sự, việc ứng dụng GIS giúp nâng cao khả năng phân tích địa hình, mô phỏng chiến thuật và quản lý cơ sở dữ liệu địa lý [7]. Ngoài ra, sự phát triển của WebGIS đã tạo điều kiện cho việc chia sẻ dữ liệu bản đồ theo thời gian thực và hỗ trợ nhiều người dùng truy cập đồng thời [8]. Các nghiên cứu gần đây cũng đề cập đến việc tích hợp trí tuệ nhân tạo vào GIS, tạo nên khái niệm GeoAI nhằm tự động hóa việc trích xuất thông tin từ ảnh viễn thám và cập nhật dữ liệu bản đồ [9].

Nhà máy in bản đồ Quân đội Lào là đơn vị có vai trò quan trọng trong việc sản xuất, lưu trữ và cung cấp bản đồ phục vụ cho các hoạt động quân sự. Tuy nhiên, hệ thống quản lý bản đồ hiện nay của đơn vị vẫn chủ yếu dựa trên các phương pháp truyền thống, chưa tích hợp đầy đủ các công nghệ địa không gian hiện đại. Điều này dẫn đến một số khó khăn trong việc quản lý dữ liệu bản đồ, cập nhật thông tin và chia sẻ dữ liệu giữa các đơn vị.

Xuất phát từ thực tiễn đó, bài báo này tập trung nghiên cứu ứng dụng công nghệ địa không gian trong quản lý hệ thống bản đồ quân sự tại Nhà máy in bản đồ Quân đội Lào. Mục tiêu của nghiên cứu là đề xuất giải pháp công nghệ xây dựng một mô hình quản lý bản đồ quân sự dựa trên nền tảng công nghệ GIS và cơ sở dữ liệu không gian nhằm nâng cao hiệu quả quản lý và khai thác dữ liệu bản đồ.

3. Khu vực nghiên cứu và dữ liệu

3.1 Nhà máy in bản đồ Quân đội Lào

Nhà máy in bản đồ Quân đội Lào là đơn vị chịu trách nhiệm chính trong việc sản xuất và quản lý bản đồ phục vụ cho các hoạt động quân sự [10]. Đơn vị này quản lý một khối lượng lớn dữ liệu bản đồ bao gồm bản đồ địa hình, bản đồ chuyên đề và các loại bản đồ quân sự khác.

3.2 Dữ liệu nghiên cứu

Các loại dữ liệu được sử dụng trong nghiên cứu bao gồm:

- Bản đồ địa hình tỷ lệ khác nhau
- Dữ liệu DEM
- Dữ liệu GIS hiện có
- Cơ sở dữ liệu bản đồ quân sự

4. Phương pháp nghiên cứu

4.1 Khung mô hình hệ thống

Nghiên cứu đề xuất khung mô hình hệ thống quản lý bản đồ quân sự dựa trên công nghệ địa không gian theo kiến trúc nhiều tầng, nhằm bảo đảm quản lý dữ liệu tập trung, xử lý hiệu quả và chia sẻ thông tin nhanh chóng, an toàn. Hệ thống gồm ba thành phần chính: cơ sở dữ liệu không gian, hệ thống xử lý GIS và hệ thống khai thác – chia sẻ dữ liệu (Hình 1).



Hình 1. Khung mô hình tổng quát của hệ thống quản lý bản đồ

Cơ sở dữ liệu không gian là nền tảng trung tâm, lưu trữ và quản lý dữ liệu bản đồ quân sự dạng số như bản đồ nền, DEM, dữ liệu thuộc tính và siêu dữ liệu. Dữ liệu được tổ chức tập trung để tối ưu truy vấn, bảo đảm tính nhất quán, an toàn và hỗ trợ tích hợp từ nhiều nguồn như trắc địa, viễn thám và các hệ thống thông tin quân sự.

Hệ thống xử lý GIS đóng vai trò trung gian, thực hiện chuẩn hóa, tích hợp và phân tích dữ liệu không gian (chồng lớp, phân tích địa hình, vùng nhìn, mạng lưới), đồng thời cập nhật và đồng bộ dữ liệu thông qua các dịch vụ GIS.

Hệ thống khai thác – chia sẻ dữ liệu cung cấp môi trường truy cập và sử dụng bản đồ thông qua các ứng dụng GIS và hệ thống quản lý bản đồ chuyên dụng, hỗ trợ tra cứu, hiển thị, phân tích và chia sẻ dữ liệu theo cơ chế phân quyền, tích hợp đa hệ thống và bảo đảm an toàn thông tin.

4.2 Kiến trúc hệ thống

Hệ thống quản lý bản đồ quân sự được thiết kế theo kiến trúc ba lớp (Hình 2) nhằm bảo đảm khả năng mở rộng, tăng cường bảo mật và nâng cao hiệu quả quản lý, xử lý và khai thác dữ liệu địa không gian. Kiến trúc này phân tách hệ thống thành ba lớp chức năng chính gồm: lớp dữ liệu, lớp xử lý và lớp ứng dụng, được liên kết thông qua các dịch vụ và giao thức trao đổi dữ liệu.

Lớp dữ liệu (Data Layer) là nền tảng của hệ thống, có nhiệm vụ lưu trữ và quản lý toàn bộ dữ liệu địa không gian. Thành phần chính bao gồm cơ sở dữ liệu không gian lưu trữ bản đồ nền,

dữ liệu chuyên đề quân sự, dữ liệu raster và ảnh viễn thám, dữ liệu thuộc tính và hệ thống siêu dữ liệu. Việc tổ chức dữ liệu theo mô hình tập trung giúp đảm bảo tính nhất quán, hỗ trợ truy vấn nhanh và tăng cường bảo mật thông tin.



Hình 2. Kiến trúc 3 lớp của hệ thống

Lớp xử lý (Processing Layer) đóng vai trò trung gian giữa dữ liệu và các ứng dụng khai thác. Lớp này thực hiện các chức năng xử lý và phân tích không gian như chồng lớp bản đồ, phân tích địa hình, phân tích tầm nhìn và mạng lưới giao thông; đồng thời cung cấp các dịch vụ bản đồ và dịch vụ xử lý địa không gian. Ngoài ra, lớp xử lý còn hỗ trợ tích hợp và đồng bộ dữ liệu với các hệ thống liên quan, bảo đảm khả năng xử lý hiệu quả và phục vụ nhiều người dùng.

Lớp ứng dụng (Application Layer) là lớp tương tác trực tiếp với người dùng, cung cấp các công cụ truy cập và khai thác dữ liệu bản đồ thông qua các ứng dụng phân tích bản đồ chuyên sâu và ứng dụng di động. Bên cạnh đó, lớp này còn tích hợp chức năng quản trị hệ thống và phân quyền truy cập.

Kiến trúc ba lớp cho phép hệ thống vận hành linh hoạt, dễ dàng mở rộng và nâng cấp từng thành phần, đồng thời đảm bảo an toàn thông tin và khả năng tích hợp với các hệ thống thông tin quân sự khác.

4.3 Quy trình quản lý dữ liệu bản đồ



Hình 3. Quy trình quản lý dữ liệu bản đồ

Hình 3 thể hiện **sơ đồ quy trình quản lý dữ liệu bản đồ** theo dạng vòng tròn, gồm **5 bước chính** liên kết tuần hoàn, minh họa bằng các biểu tượng công nghệ địa không gian:

Thu thập dữ liệu: Nguồn dữ liệu gồm đo đạc thực địa, vệ tinh, UAV và bản đồ. Đây là bước đầu để thu nhận dữ liệu không gian và thuộc tính.

Chuẩn hóa dữ liệu: Dữ liệu được xử lý, kiểm tra và chuyển đổi về cùng chuẩn (định dạng, hệ tọa độ, cấu trúc dữ liệu). Mục tiêu là bảo đảm tính thống nhất và chất lượng dữ liệu.

Tích hợp dữ liệu: Kết hợp dữ liệu từ nhiều nguồn khác nhau vào hệ thống cơ sở dữ liệu.

Cập nhật dữ liệu: Dữ liệu được bổ sung, chỉnh sửa và đồng bộ theo thời gian. Thể hiện việc quản lý và cập nhật thông tin địa lý mới.

Chia sẻ dữ liệu: Dữ liệu sau khi xử lý được cung cấp cho người dùng hoặc các hệ thống khác. Hỗ trợ khai thác và sử dụng trong các ứng dụng GIS.

Ngoài ra, hình còn thể hiện một khối "Ứng dụng" (Application) liên quan đến việc sử dụng và khai thác dữ liệu bản đồ, cho thấy dữ liệu sau khi chia sẻ sẽ được đưa vào các hệ thống ứng dụng GIS để phục vụ phân tích và ra quyết định.

Nhìn chung, sơ đồ đề xuất nhấn mạnh rằng quy trình quản lý dữ liệu bản đồ là một chu trình liên tục, trong đó dữ liệu được thu thập, xử lý, tích hợp, cập nhật và chia sẻ để phục vụ các ứng dụng bản đồ và hệ thống GIS.

4.4 Nền tảng công nghệ mã nguồn mở

Để xây dựng hệ thống quản lý dữ liệu địa không gian hiện đại, việc lựa chọn các công nghệ mã nguồn mở đóng vai trò quan trọng nhằm đảm bảo tính linh hoạt, khả năng mở rộng và giảm chi phí triển khai. Trong nghiên cứu này, nền tảng công nghệ được đề xuất dựa trên sự kết hợp của ba thành phần chính gồm: hệ quản trị cơ sở dữ liệu không gian, máy chủ dịch vụ bản đồ và thư viện phát triển ứng dụng GIS. Cụ thể, hệ thống sử dụng PostgreSQL / PostGIS, GeoServer, và MapWinGIS nhằm tạo thành một kiến trúc công nghệ hoàn chỉnh phục vụ quản lý, khai thác và chia sẻ dữ liệu địa không gian.

Trong đó, PostgreSQL kết hợp với PostGIS được sử dụng làm hệ quản trị cơ sở dữ liệu không gian (Spatial Database Management System) của hệ thống. PostgreSQL là một hệ quản trị cơ sở dữ liệu quan hệ mã nguồn mở mạnh mẽ, hỗ trợ lưu trữ dữ liệu quy mô lớn, đảm bảo tính toàn vẹn dữ liệu và khả năng quản lý giao dịch hiệu quả. Khi tích hợp PostGIS, hệ thống được mở rộng thêm các kiểu dữ liệu không gian và các phép toán địa lý nâng cao, cho phép lưu trữ trực tiếp dữ liệu bản đồ vector và raster, thực hiện các truy vấn không gian như giao cắt, chồng lớp, phân tích vùng lân cận và xây dựng chỉ mục không gian nhằm tối ưu hiệu năng truy xuất dữ liệu. Nhờ đó, PostgreSQL/PostGIS đóng vai trò là lớp lưu trữ và quản lý dữ liệu trung tâm, đảm bảo khả năng quản lý tập trung và nhất quán đối với toàn bộ dữ liệu địa không gian của hệ thống.

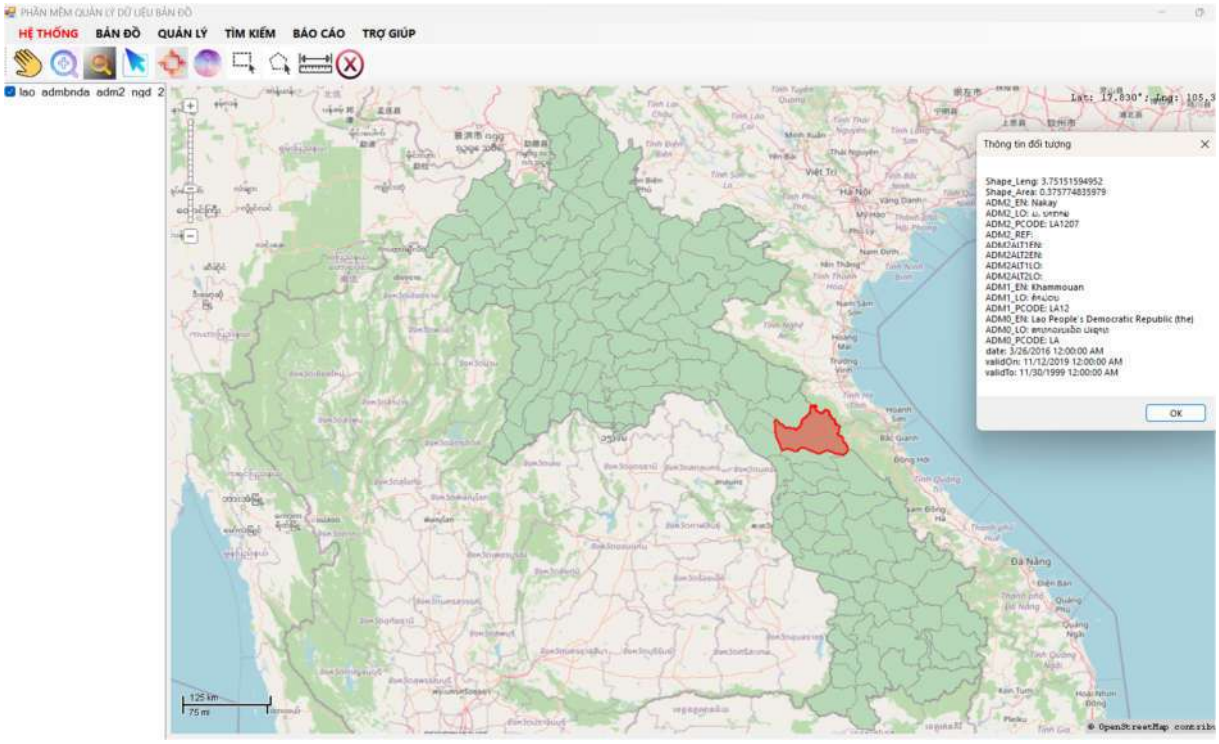
Trên nền tảng cơ sở dữ liệu này, GeoServer được triển khai như một máy chủ dịch vụ bản đồ (GIS Server) nhằm công bố và chia sẻ dữ liệu địa không gian thông qua mạng. GeoServer hỗ trợ các tiêu chuẩn dịch vụ của OGC như WMS, WFS, WCS và WMTS, cho phép các ứng dụng GIS khác nhau có thể truy cập và khai thác dữ liệu bản đồ một cách đồng bộ. Bên cạnh đó, GeoServer cho phép cấu hình hiển thị bản đồ thông qua các quy tắc ký hiệu hóa (SLD), quản lý các lớp dữ liệu, và thiết lập cơ chế phân quyền truy cập. Trong kiến trúc tổng thể của hệ thống, GeoServer đóng vai trò là lớp trung gian giữa cơ sở dữ liệu và các ứng dụng người dùng, giúp chuẩn hóa việc chia sẻ dữ liệu địa không gian và hỗ trợ triển khai các hệ thống WebGIS hoặc hệ thống thông tin bản đồ trên quy mô lớn.

Ở lớp ứng dụng, thư viện MapWinGIS được sử dụng để phát triển các ứng dụng GIS trên nền tảng máy trạm phục vụ công tác quản lý và khai thác dữ liệu bản đồ. MapWinGIS cung cấp các thành phần hiển thị bản đồ, hỗ trợ xử lý dữ liệu vector và raster, cũng như tích hợp các chức năng GIS cơ bản như truy vấn thuộc tính, nhận dạng đối tượng, và quản lý các lớp dữ liệu bản đồ. Thư viện này đặc biệt phù hợp cho việc phát triển các ứng dụng GIS trên nền tảng .NET, cho phép xây dựng các phần mềm quản lý bản đồ chuyên dụng có khả năng kết nối trực tiếp với cơ sở dữ liệu không gian và khai thác các dịch vụ bản đồ từ GeoServer. Nhờ đó, MapWinGIS đóng vai trò là lớp giao diện và tương tác người dùng, giúp người sử dụng có thể trực quan hóa, tìm kiếm và phân tích dữ liệu địa không gian một cách hiệu quả.

Như vậy, sự kết hợp giữa PostgreSQL/PostGIS, GeoServer và MapWinGIS tạo thành một nền tảng công nghệ mã nguồn mở hoàn chỉnh cho hệ thống quản lý dữ liệu địa không gian. Kiến trúc này đảm bảo khả năng lưu trữ tập trung, chia sẻ dữ liệu theo chuẩn quốc tế, hỗ trợ phát triển ứng dụng GIS chuyên dụng, đồng thời đáp ứng tốt các yêu cầu về hiệu năng, khả năng mở rộng và tính linh hoạt trong triển khai các hệ thống quản lý bản đồ số.

5. Kết quả nghiên cứu

Thực nghiệm trên cấu hình máy tính desktop CPU Intel Core i7, RAM 16GB, SSD 512GB; Windows 10 64-bit. Nền tảng phần mềm cơ sở dữ liệu là hệ quản trị cơ sở dữ liệu không gian PostgreSQL/PostGIS để lưu trữ và quản lý dữ liệu bản đồ. Ứng dụng được phát triển bằng C# .NET và sử dụng thư viện MapWinGIS để hiển thị, khai thác và phân tích dữ liệu bản đồ trong hệ thống quản lý bản đồ quân sự.



Hình 4. Giao diện hệ thống quản lý bản đồ

Kết quả nghiên cứu đã xây dựng được một hệ thống quản lý bản đồ dựa trên nền tảng GIS. Hình 4 thể hiện giao diện phần mềm quản lý dữ liệu bản đồ với thanh menu gồm các chức năng như Hệ thống, Bản đồ, Quản lý, Tìm kiếm, Báo cáo và Trợ giúp. Bản đồ nền sử dụng dữ liệu OpenStreetMap, hiển thị khu vực Lào và các vùng lân cận; lớp ranh giới hành chính của Lào được chồng lên dưới dạng đa giác. Một tỉnh được tô màu nổi bật và cửa sổ "Thông tin đối tượng" đang hiển thị các thuộc tính như diện tích, mã hành chính, dân số và thời gian hiệu lực. Điều này cho thấy hệ thống hỗ trợ chức năng truy vấn và hiển thị thông tin không gian – thuộc tính trong môi trường GIS desktop.Một cơ sở dữ liệu không gian đã được xây dựng nhằm lưu trữ các dữ liệu bản đồ quân sự. Cơ sở dữ liệu này được thiết kế theo mô hình chuẩn nhằm bảo đảm tính toàn vẹn và khả năng mở rộng.

Kết quả nghiên cứu cho thấy việc ứng dụng công nghệ địa không gian trong quản lý bản đồ quân sự mang lại nhiều lợi ích đáng kể. Trước hết, hệ thống giúp nâng cao hiệu quả quản lý dữ liệu bản đồ thông qua việc lưu trữ dữ liệu một cách tập trung. Ngoài ra, hệ thống còn giúp giảm thời gian truy xuất dữ liệu và hỗ trợ quá trình cập nhật dữ liệu một cách nhanh chóng. So với phương pháp quản lý truyền thống, hệ thống mới có khả năng tích hợp dữ liệu tốt hơn và hỗ trợ

nhiều chức năng phân tích không gian. Tuy nhiên, việc triển khai hệ thống cũng gặp một số thách thức như yêu cầu về hạ tầng công nghệ thông tin và nguồn nhân lực.

6. Kết luận

Bài báo đã nghiên cứu và đề xuất một mô hình ứng dụng công nghệ địa không gian trong quản lý hệ thống bản đồ quân sự tại Nhà máy in bản đồ Quân đội Lào. Kết quả nghiên cứu đã đề xuất giải pháp và quy trình quản lý bản đồ dựa trên mô hình 3 lớp, kết quả thực nghiệm cho thấy việc áp dụng công nghệ GIS và cơ sở dữ liệu không gian giúp nâng cao hiệu quả quản lý và khai thác dữ liệu bản đồ.

Nghiên cứu cũng mở ra hướng phát triển mới trong việc xây dựng hệ thống bản đồ quân sự số tại Lào. Trong tương lai, cần tiếp tục nghiên cứu và phát triển các hệ thống bản đồ thông minh tích hợp trí tuệ nhân tạo và dữ liệu vệ tinh nhằm nâng cao hơn nữa hiệu quả quản lý thông tin địa lý quân sự.

Tài liệu tham khảo

1. Fleming, S., Jordan, T., Madden, M., Usery, E., & Welch, R. (2009). GIS Applications for Military Operations in Coastal Zones. *ISPRS Journal of Photogrammetry and Remote Sensing*, Elsevier.
2. Ding, J., Wu, K. H., & Ding, Z. B. (2010). Study on the Military Environmental Information Management with GIS. *Advanced Materials Research*, Trans Tech Publications.
3. Al-Hamami, A. H., Tawfik, Z. S., & Ali, A. H. (2023). Spatial Information Systems for the Security and Military Aspects. *Journal of Port Science Research*.
4. R. Stupen, Z. Ryzhok, N. Stupen and O. Stupen, "Methodology for creating geoportals of local self-government bodies using geoinformation systems," *2023 IEEE 18th International Conference on Computer Science and Information Technologies (CSIT)*, Lviv, Ukraine, 2023, pp. 1-4
5. Zhu Yi, Liu Xiao Dong, Wang Liang and Zhang Yu, "The management and applications of statistical data basing on geographic information system," *2010 3rd International Conference on Computer Science and Information Technology*, Chengdu, China, 2010, pp. 138-141
6. Z. Ren, Y. Hou and X. Lu, "A case of GIS application in agricultural project management," *2013 Second International Conference on Agro-Geoinformatics (Agro-Geoinformatics)*, Fairfax, VA, USA, 2013, pp. 18-21
7. J. Huang, P. Li, W. Zhu and Q. Sun, "Research on geospatial data visualization based on GIS and reverse proxy," *2022 3rd International Conference on Geology, Mapping and Remote Sensing (ICGMRS)*, Zhoushan, China, 2022, pp. 489-494
8. Y. B. Gritsenko, P. V. Senchenko and K. A. Kalentiev, "Development of a geographic information system for managing university campus," *2020 IEEE 14th International Conference on Application of Information and Communication Technologies (AICT)*, Tashkent, Uzbekistan, 2020, pp. 1-6
9. Inbar Schwartz-Belkin, Michelle E. Portman (2023). A review of geospatial technologies for improving Marine Spatial Planning: Challenges and opportunities. *Ocean & Coastal Management* Volume 231, 1 January 2023, 106280.

10. Ivan Henrico (2025). Modern approaches in military geoscience: leveraging advanced geospatial technologies for strategic advantage. *Geology Today*, Volume 41, Issue 4,166-175.

Research on the Application of Geospatial Technology in the Management of the Military Mapping System at the Map Printing Factory of Laos

Abstract: *In the context of an increasingly large volume of military maps that vary in scale, production period, and storage formats, traditional management approaches—largely reliant on paper maps and fragmented records—have revealed significant limitations in terms of long-term preservation, information retrieval, and timely updating. The article entitled "Research on the Application of Geospatial Technology in the Management of the Military Mapping System at the Laos Military Map Printing Factory" addresses an issue of practical and strategic importance in military topographic support. The study aims to investigate the potential application of modern geospatial technologies, including Geographic Information Systems (GIS), spatial databases, and map digitization technologies, in order to develop a unified, centralized, and secure model for managing military map systems. The focus of the research is to propose a comprehensive lifecycle management solution for military maps, covering storage, preservation, utilization, revision, and updating, while ensuring compatibility with the operational characteristics and security requirements of the military sector.*

Keywords: Geospatial technology, GIS, military mapping, spatial data management, WebGIS.

Nghiên cứu giải pháp phân tích địa hình trên nền tảng GIS phục vụ bảo đảm địa hình quân sự cấp chiến dịch tại Quân đội nhân dân Lào

Soulinthone Siliphokham[1], Vũ Văn Trường[1], Nguyễn Thị Hoài Thu[2]
[1]Viện Kỹ thuật công trình đặc biệt, Học viện KTQS; [2]Khoa ngoại ngữ, Học viện KTQS
Email: truongvv@lqdtu.edu.vn; Tel: 0985827143

Tóm tắt

Địa hình giữ vai trò đặc biệt quan trọng trong công tác chỉ huy, tham mưu và tổ chức cơ động lực lượng ở cấp chiến dịch. Trong điều kiện thực tế của Quân đội nhân dân Lào, công tác bảo đảm địa hình quân sự còn gặp nhiều khó khăn do địa hình phức tạp, dữ liệu địa lý chưa được cập nhật đầy đủ và khả năng phụ thuộc vào các hệ thống định vị vệ tinh trong một số tình huống đặc thù. Trước yêu cầu hiện đại hóa công tác chỉ huy – tham mưu, việc nghiên cứu các giải pháp phân tích địa hình trên nền tảng hệ thống thông tin địa lý (GIS) có ý nghĩa khoa học và thực tiễn cao. Bài báo này đề xuất một số giải pháp phân tích địa hình dựa trên GIS nhằm phục vụ bảo đảm địa hình quân sự cấp chiến dịch. Nội dung nghiên cứu tập trung vào các bài toán phân tích địa hình chủ yếu, bao gồm xây dựng mô hình bề mặt chi phí từ các yếu tố địa hình (như DEM, giao thông, thủy hệ, …), lựa chọn tuyến cơ động tối ưu và phân tích đặc trưng địa hình trên tuyến đường được chọn. Các thuật toán phân tích được triển khai trên cơ sở tích hợp mô hình số độ cao và các lớp dữ liệu địa lý liên quan. Kết quả nghiên cứu cho thấy các giải pháp đề xuất có khả năng cung cấp thông tin địa hình trực quan, chính xác, hỗ trợ hiệu quả cho công tác chỉ huy – tham mưu ở cấp chiến dịch, đồng thời là cơ sở khoa học cho việc xây dựng và triển khai các hệ thống GIS quân sự trong điều kiện hạn chế về hạ tầng kỹ thuật.

Từ khóa: *GIS, Tuyến hành quân tối ưu, Bảo đảm địa hình quân sự, Phân tích đa chỉ tiêu, Chỉ số địa hình.*

1. Giới thiệu

Trong hoạt động quân sự, địa hình luôn được xem là một trong những yếu tố cơ bản quyết định đến hiệu quả của các hoạt động tác chiến. Từ thời cổ đại đến chiến tranh hiện đại, khả năng nắm bắt và khai thác địa hình đã đóng vai trò quan trọng trong việc tổ chức lực lượng, triển khai chiến thuật và đảm bảo hậu cần. Trong khoa học quân sự, công tác bảo đảm địa hình quân sự bao gồm các hoạt động thu thập, xử lý, phân tích và cung cấp thông tin địa hình nhằm phục vụ công tác chỉ huy, tham mưu và tổ chức tác chiến. Ở cấp chiến dịch, phạm vi hoạt động thường trải rộng trên một khu vực địa lý lớn, có thể bao gồm nhiều tỉnh hoặc nhiều vùng địa hình khác nhau. Trong phạm vi này, địa hình không chỉ ảnh hưởng đến khả năng cơ động của lực lượng mà còn tác động trực tiếp đến việc bố trí trận địa, triển khai hệ thống phòng thủ, lựa chọn tuyến hành quân và tổ chức bảo đảm hậu cần. Vì vậy, việc phân tích và đánh giá địa hình một cách toàn diện là yêu cầu bắt buộc trong quá trình lập kế hoạch và tổ chức chiến dịch. Đối với Quân đội nhân dân Lào, địa hình lãnh thổ mang nhiều đặc điểm đặc thù. Phần lớn diện tích đất nước là địa hình đồi núi, với nhiều dãy núi cao, thung lũng hẹp và hệ thống sông suối dày đặc. Địa hình bị chia cắt mạnh, mạng lưới giao thông còn hạn chế và phân bố không đồng đều giữa các khu vực. Những yếu tố này làm cho việc tổ chức cơ động lực lượng và bảo đảm hậu cần trở nên phức tạp hơn so với các khu vực đồng bằng. Trong thực tế hiện nay, công tác bảo đảm địa hình quân sự tại nhiều đơn vị vẫn chủ yếu dựa vào bản đồ địa hình truyền thống và phương pháp phân tích thủ công. Các cán bộ tham mưu thường phải thực hiện việc đánh giá địa hình thông qua việc đọc bản đồ, phân tích bằng kinh nghiệm và tính toán thủ công các yếu tố như khoảng cách, độ dốc hoặc khả năng cơ động. Phương pháp này có thể đáp ứng ở quy mô nhỏ hoặc trong các nhiệm vụ chiến thuật, tuy nhiên khi áp dụng ở quy mô chiến dịch với phạm vi không gian lớn, việc phân tích thủ công sẽ gặp nhiều hạn chế. Thứ nhất, việc xử lý và tổng hợp thông tin địa hình trên phạm vi

rộng đòi hỏi thời gian và nguồn lực lớn. Thứ hai, khả năng tích hợp nhiều nguồn dữ liệu địa lý khác nhau như mô hình số độ cao, mạng lưới giao thông, thủy hệ hoặc lớp phủ bề mặt còn hạn chế khi chỉ sử dụng bản đồ giấy. Thứ ba, phương pháp phân tích thủ công khó có thể thực hiện các bài toán phức tạp như lựa chọn tuyến cơ động tối ưu hoặc đánh giá đồng thời nhiều yếu tố địa hình.

Trong bối cảnh đó, hệ thống thông tin địa lý (GIS) đã trở thành một công cụ quan trọng trong việc quản lý và phân tích dữ liệu không gian. GIS cho phép tích hợp nhiều loại dữ liệu địa lý khác nhau. Trên cơ sở đó, các phương pháp phân tích không gian có thể được áp dụng để đánh giá các đặc trưng địa hình và hỗ trợ quá trình ra quyết định. Việc ứng dụng GIS trong phân tích địa hình quân sự có thể mang lại nhiều lợi ích quan trọng. Thứ nhất, GIS cho phép tự động hóa quá trình phân tích địa hình, giúp giảm đáng kể thời gian xử lý dữ liệu. Thứ hai, hệ thống có khả năng phân tích đồng thời nhiều yếu tố địa hình, từ đó cung cấp cái nhìn toàn diện hơn về đặc điểm địa hình khu vực nghiên cứu. Thứ ba, kết quả phân tích có thể được trực quan hóa dưới dạng bản đồ số hoặc mô hình không gian, giúp các nhà chỉ huy dễ dàng đánh giá và lựa chọn phương án phù hợp.

Xuất phát từ những yêu cầu thực tiễn đó, việc nghiên cứu các giải pháp phân tích địa hình trên nền tảng GIS phục vụ công tác bảo đảm địa hình quân sự cấp chiến dịch có ý nghĩa quan trọng cả về mặt khoa học và thực tiễn. Các giải pháp này không chỉ giúp nâng cao hiệu quả của công tác tham mưu – chỉ huy mà còn góp phần hiện đại hóa hệ thống thông tin địa lý quân sự trong điều kiện hạ tầng kỹ thuật còn hạn chế. Trong nghiên cứu này, các phương pháp phân tích địa hình dựa trên GIS được đề xuất nhằm hỗ trợ lựa chọn tuyến cơ động tối ưu và đánh giá các đặc trưng địa hình quan trọng trên phạm vi chiến dịch. Kết quả nghiên cứu được kỳ vọng sẽ góp phần cung cấp cơ sở khoa học cho việc xây dựng các hệ thống hỗ trợ ra quyết định trong công tác bảo đảm địa hình quân sự..

2. Tổng quan nghiên cứu

2.1. Phân tích địa hình dựa trên mô hình số độ cao

Sự phát triển của mô hình số độ cao (Digital Elevation Model – DEM) đã tạo điều kiện thuận lợi cho việc phân tích địa hình trong môi trường GIS. DEM cho phép biểu diễn bề mặt địa hình dưới dạng dữ liệu raster, từ đó có thể tính toán nhiều chỉ số địa hình quan trọng như độ dốc (slope), hướng dốc (aspect), độ cong địa hình (curvature) và độ cao tương đối [1]. Những thông tin này được sử dụng rộng rãi trong nhiều lĩnh vực như quy hoạch lãnh thổ, quản lý tài nguyên và phân tích địa hình quân sự. Từ DEM, nhiều chỉ số địa hình nâng cao đã được phát triển để mô tả đặc điểm hình thái của bề mặt địa hình. Một trong những chỉ số phổ biến là Topographic Position Index (TPI), được đề xuất nhằm xác định vị trí tương đối của một điểm so với khu vực xung quanh. TPI được tính bằng cách so sánh độ cao của một ô raster với giá trị trung bình độ cao của các ô lân cận. Chỉ số này cho phép phân loại địa hình thành các dạng như đỉnh núi, sườn dốc hoặc thung lũng, từ đó hỗ trợ việc phân tích hình thái địa hình và đánh giá cấu trúc địa mạo của khu vực nghiên cứu [2]. Bên cạnh TPI, Terrain Ruggedness Index (TRI) được Riley và cộng sự đề xuất nhằm đo lường mức độ gồ ghề của địa hình thông qua sự khác biệt độ cao giữa một ô raster và các ô lân cận. Chỉ số TRI đặc biệt hữu ích trong việc đánh giá mức độ phức tạp của địa hình và khả năng di chuyển của phương tiện trên bề mặt địa hình [3]. Những chỉ số địa hình này cung cấp thông tin quan trọng về cấu trúc địa hình và có thể được tích hợp trong các mô hình phân tích không gian nhằm đánh giá đặc điểm địa hình trên phạm vi rộng.

2.2. Phân tích tuyến cơ động tối ưu

Một trong những bài toán quan trọng trong phân tích địa hình là xác định tuyến di chuyển tối ưu giữa hai vị trí trong không gian. Trong môi trường GIS, bài toán này thường được giải quyết bằng phương pháp Least-Cost Path (LCP). Phương pháp này dựa trên việc xây dựng bề mặt chi phí (cost surface), trong đó mỗi ô raster được gán một giá trị chi phí thể hiện mức độ khó khăn khi di chuyển qua khu vực đó. Giá trị chi phí có thể được xác định dựa trên nhiều yếu tố địa hình như độ dốc, lớp phủ bề mặt, mạng lưới giao thông hoặc các chướng ngại vật tự nhiên [4]. Sau khi xây dựng bề mặt chi phí, các thuật toán tìm đường tối ưu có thể được sử dụng để xác định tuyến đường có tổng chi phí di chuyển nhỏ nhất. Một trong những thuật toán phổ biến nhất là Dijkstra, được đề xuất bởi Dijkstra năm 1959, cho phép tìm đường đi ngắn nhất từ một nút nguồn đến tất cả các nút khác trong một đồ thị có trọng số [5]. Ngoài ra, thuật toán A* (A-star) cũng được sử dụng rộng rãi trong các bài toán tìm đường trong môi trường GIS. Thuật toán này kết hợp giữa chi phí thực tế từ điểm xuất phát và hàm ước lượng khoảng cách đến mục tiêu, nhờ đó có thể giảm đáng kể thời gian tìm kiếm so với các phương pháp tìm đường truyền thống [6]. Các phương pháp tìm đường tối ưu này đã được áp dụng rộng rãi trong nhiều lĩnh vực như quy hoạch giao thông, định tuyến robot, quản lý thiên tai và lập kế hoạch hành quân trong môi trường quân sự.

2.3. Phân tích đa tiêu chí trong GIS.

Trong nhiều bài toán phân tích địa hình, việc đánh giá khu vực nghiên cứu không thể dựa trên một tiêu chí đơn lẻ mà cần xem xét đồng thời nhiều yếu tố khác nhau. Để giải quyết vấn đề này, các phương pháp phân tích đa tiêu chí (Multi-Criteria Decision Analysis – MCDA) đã được phát triển và ứng dụng rộng rãi trong GIS [7]. MCDA cho phép kết hợp nhiều lớp dữ liệu không gian khác nhau nhằm đánh giá mức độ phù hợp của từng khu vực đối với một mục tiêu cụ thể. Trong lĩnh vực phân tích địa hình, các tiêu chí thường được sử dụng bao gồm độ dốc địa hình, độ cao, lớp phủ bề mặt, khoảng cách đến đường giao thông và khoảng cách đến nguồn nước. Một trong những phương pháp phổ biến nhất trong MCDA là Analytic Hierarchy Process (AHP), được đề xuất bởi Saaty. Phương pháp này cho phép xác định trọng số của các tiêu chí thông qua việc so sánh cặp giữa các yếu tố trong một ma trận so sánh. Từ đó, các trọng số được tính toán để phản ánh mức độ quan trọng tương đối của từng tiêu chí trong quá trình ra quyết định [8]. Khi kết hợp với GIS, phương pháp AHP cho phép xây dựng bản đồ đánh giá tổng hợp, trong đó mỗi ô raster được gán một giá trị thể hiện mức độ phù hợp của khu vực đó đối với mục tiêu phân tích. Phương pháp này đã được sử dụng rộng rãi trong các nghiên cứu về quy hoạch lãnh thổ, lựa chọn vị trí công trình và phân tích tuyến đường tối ưu.

3. Phương pháp nghiên cứu

3.1 Khu vực nghiên cứu

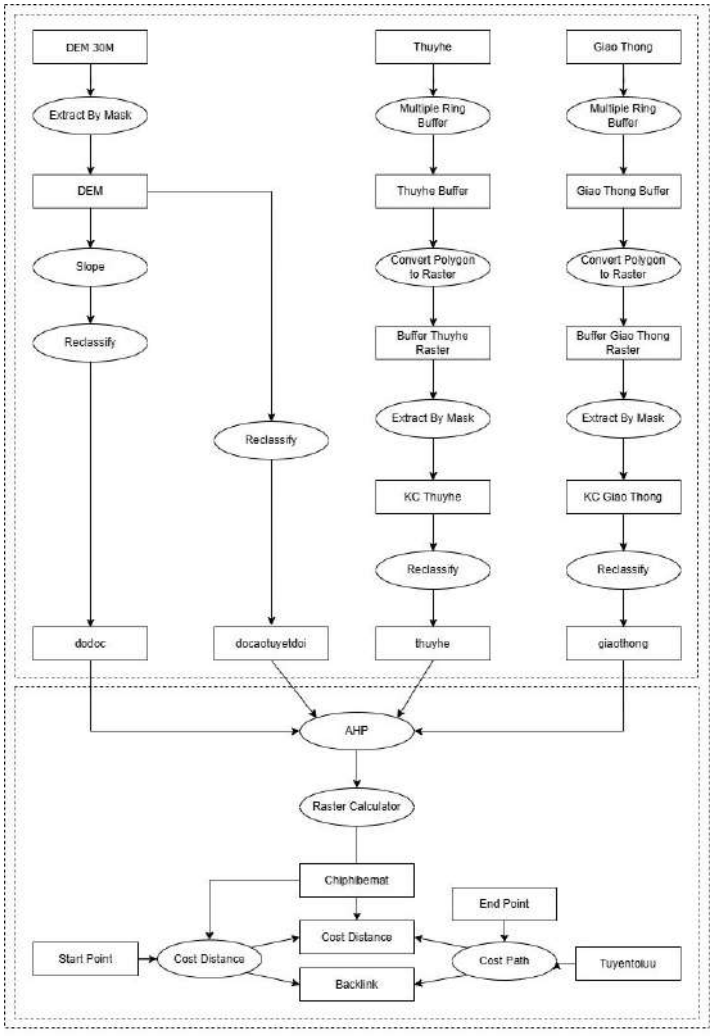
Khu vực nghiên cứu được lựa chọn là hai tỉnh phía Nam của Cộng hòa Dân chủ Nhân dân Lào gồm Champasak Province và Attapeu Province (Hình 1). Khu vực này nằm trong khoảng tọa độ xấp xỉ từ 13°30′ đến 15°10′ vĩ độ Bắc và 105°00′ đến 107°10′ kinh độ Đông, thuộc vùng Nam Lào. Tỉnh Champasak nằm ở khu vực hạ lưu Mekong River, phía Tây giáp Thailand và phía Nam giáp Cambodia, trong khi tỉnh Attapeu nằm ở khu vực Đông Nam Lào và có đường biên giới với Vietnam. Vị trí địa lý này tạo nên một khu vực nghiên cứu có ý nghĩa trong phân tích địa hình phục vụ bảo đảm địa hình cấp chiến dịch, với phạm vi không gian đủ lớn và điều kiện địa hình đa dạng. Việc lựa chọn hai tỉnh này làm khu vực thử nghiệm

nhằm đánh giá khả năng áp dụng quy trình phân tích địa hình trong phạm vi không gian rộng, phù hợp với đặc trưng của công tác bảo đảm địa hình ở quy mô chiến dịch.



Hình 1. Khu vực nghiên cứu thực nghiệm

3.2 Quy trình lựa chọn tuyến cơ động tối ưu

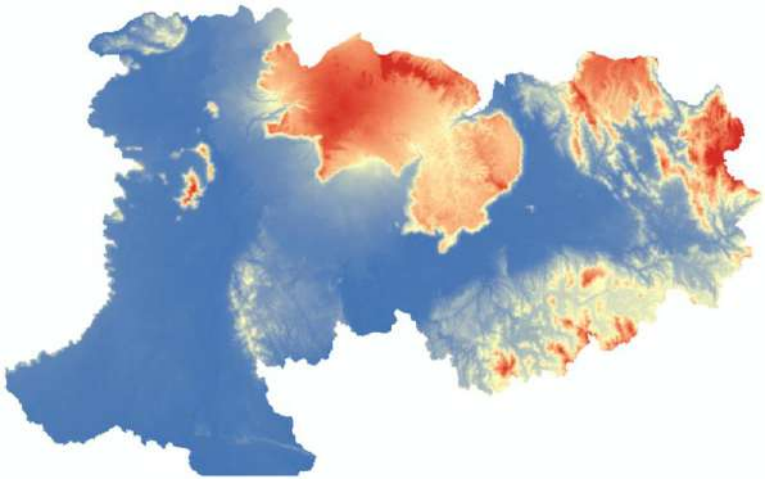


Hình 2. Quy trình lựa chọn tuyến hành quân tối ưu

Trong nghiên cứu này, một quy trình phân tích không gian đa tiêu chí được đề xuất nhằm xác định tuyến hành quân tối ưu trên cơ sở tích hợp nhiều lớp thông tin địa lý (Hình 2). Quy trình được xây dựng dựa trên sự kết hợp giữa các phương pháp phân tích địa hình, phân tích đa tiêu chí và thuật toán tìm đường tối ưu trong môi trường hệ thống thông tin địa lý (GIS). Toàn bộ quá trình xử lý và thực nghiệm được triển khai trên phần mềm ArcGIS nhằm kiểm chứng tính khả thi của phương pháp đề xuất trong việc tổng hợp các lớp dữ liệu không gian và xác định tuyến di chuyển có chi phí thấp nhất. Quy trình đề xuất bao gồm các bước chính: (1) xây dựng các lớp tiêu chí không gian từ dữ liệu địa lý; (2) chuẩn hóa và gán giá trị chi phí cho từng lớp tiêu chí; (3) xác định trọng số của các tiêu chí bằng phương pháp phân tích thứ bậc (AHP); và (4) thực hiện phân tích đường đi tối ưu dựa trên bề mặt chi phí tổng hợp.

3.2.1. Xây dựng các lớp thông tin địa hình từ DEM

Mô hình số độ cao (Digital Elevation Model – DEM) (Hình 3) với độ phân giải không gian 30 m được thu thập từ nền tảng Google Earth Engine (GEE). Tương tự như dữ liệu ảnh vệ tinh, DEM được cắt theo ranh giới khu vực nghiên cứu trước khi tiến hành các bước xử lý tiếp theo. Từ dữ liệu DEM, lớp độ dốc địa hình (slope) được tính toán nhằm xác định mức độ dốc của bề mặt địa hình tại từng vị trí. Lớp độ dốc sau đó được tái phân loại theo các khoảng giá trị khác nhau nhằm phản ánh mức độ khó khăn khi cơ động trên địa hình.



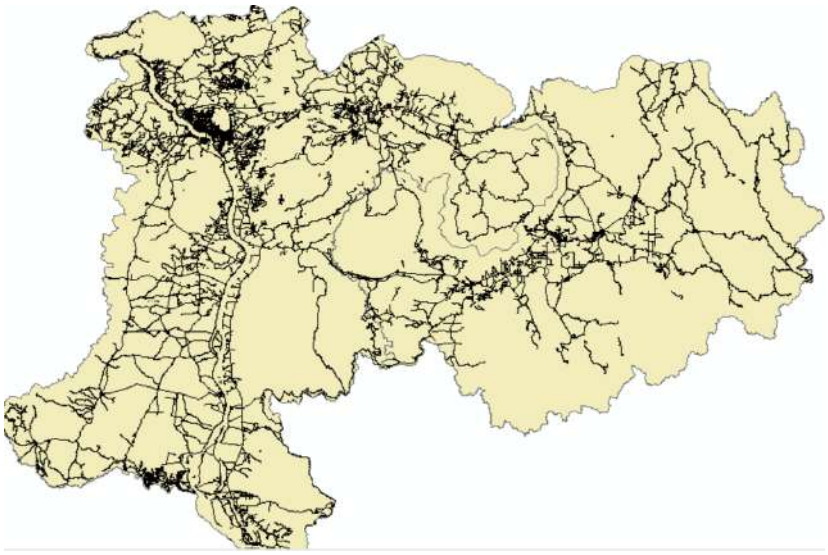
Hình 3. Mô hình số độ cao khu vực nghiên cứu thử nghiệm

Theo nguyên tắc chung, các khu vực có độ dốc nhỏ được gán giá trị chi phí thấp hơn so với các khu vực có độ dốc lớn. Bên cạnh đó, lớp độ cao địa hình cũng được phân loại theo các khoảng giá trị nhất định để đánh giá ảnh hưởng của yếu tố địa hình đối với việc lựa chọn tuyến hành quân. Sau quá trình tái phân loại, hai lớp dữ liệu địa hình gồm độ dốc và độ cao được chuẩn hóa về cùng một thang đo chi phí nhằm phục vụ cho quá trình tổng hợp các tiêu chí.

3.2.2. Xây dựng lớp tiêu chí khoảng cách đến mạng lưới giao thông

Dữ liệu mạng lưới giao thông được thu thập từ nguồn dữ liệu OpenStreetMap (OSM). Lớp dữ liệu này (Hình 4) được sử dụng nhằm đánh giá mức độ thuận lợi của việc tiếp cận các tuyến đường hiện có trong khu vực nghiên cứu. Để lượng hóa ảnh hưởng của yếu tố khoảng cách đến mạng lưới giao thông, phương pháp tạo vùng đệm đa khoảng cách (multiple ring buffer) được áp dụng nhằm xác định các vùng ảnh hưởng theo khoảng cách khác nhau từ các

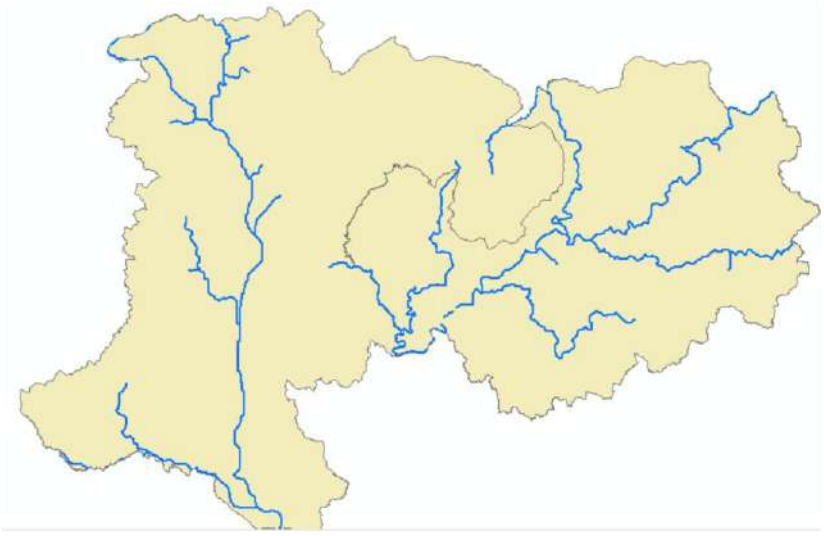
tuyến đường. Sau đó, lớp vùng đệm được chuyển đổi sang định dạng raster và cắt theo ranh giới khu vực nghiên cứu. Tiếp theo, lớp raster này được tái phân loại để gán giá trị chi phí tương ứng cho từng khoảng cách đến đường giao thông. Các khu vực nằm gần mạng lưới giao thông được gán giá trị chi phí thấp hơn do có điều kiện thuận lợi cho việc cơ động lực lượng, trong khi các khu vực nằm xa đường giao thông sẽ có giá trị chi phí cao hơn.



Hình 4. Bản đồ mạng lưới giao thông khu vực thử nghiệm

3.2.3. Xây dựng lớp tiêu chí khoảng cách đến thủy hệ

Dữ liệu thủy hệ cũng được thu thập từ nguồn OpenStreetMap nhằm phản ánh ảnh hưởng của các yếu tố tự nhiên như sông, suối và hồ nước đối với quá trình lựa chọn tuyến hành quân (Hình 5). Tương tự như lớp giao thông, phương pháp vùng đệm đa khoảng cách được sử dụng để xác định mức độ ảnh hưởng của khoảng cách đến hệ thống thủy hệ. Các vùng đệm sau đó được chuyển đổi sang dạng raster và cắt theo phạm vi khu vực nghiên cứu. Trong bước tái phân loại, các khu vực nằm gần các đối tượng thủy hệ được gán giá trị chi phí cao hơn do khả năng gây cản trở đối với hoạt động cơ động lực lượng, trong khi các khu vực nằm xa nguồn nước được gán chi phí thấp hơn.



Hình 5. Bản đồ hệ thống thủy hệ khu vực nghiên cứu

3.2.4. Xác định trọng số tiêu chí bằng phương pháp AHP

Sau khi xây dựng và chuẩn hóa các lớp dữ liệu tiêu chí bao gồm lớp phủ bề mặt, độ cao, độ dốc, giao thông và thủy hệ, các lớp này được đưa vào quá trình phân tích đa tiêu chí bằng phương pháp phân tích thứ bậc (Analytic Hierarchy Process – AHP). Trong phương pháp này, trước hết một ma trận so sánh cặp được xây dựng nhằm đánh giá mức độ quan trọng tương đối giữa các tiêu chí dựa trên ý kiến chuyên gia. Bảng 1 thể hiện phân tích mối tương quan theo thứ tự ưu tiên giảm dần.

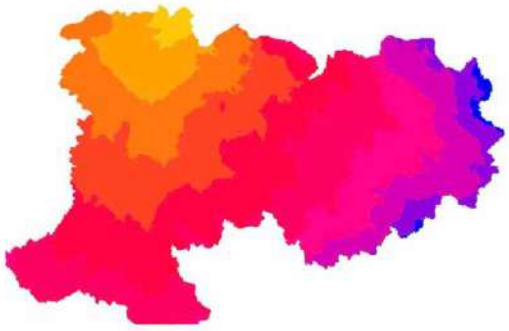
Bảng 1. Bảng xác định mối tương quan mức độ quan trọng của các lớp bản đồ thành phần

Tiêu chí	**Mức độ ưu tiên**	**Luận giải**
Đường giao thông	Cao nhất	Ưu tiên tận dụng mạng đường hiện có nhằm giảm chi phí mở mới và nâng cao tính khả thi tuyến.
Độ dốc	Cao	Ảnh hưởng trực tiếp đến khả năng cơ động và an toàn; địa hình dốc lớn làm tăng chi phí và rủi ro.
Độ cao tuyệt đối	Trung bình	Tác động đến điều kiện thi công và vận hành, đặc biệt ở khu vực địa hình cao.
Thủy hệ	Thấp	Tuyến được ưu tiên tránh sông, suối nên tiêu chí này có ảnh hưởng thấp hơn.

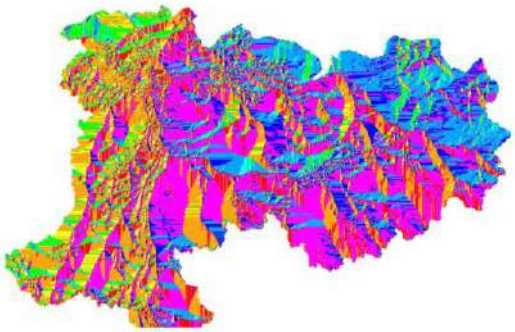
Sau khi tính trọng số cho các lớp bản đồ thành phần, sử dụng công cụ Raster Calculator để xây dựng bản đồ giá trị bề mặt. Kết quả thu được một Raster thể hiện chi phí bề mặt, mỗi pixel của raster mang một giá trị thể hiện mức độ khó khăn khi di chuyển qua pixel đó, pixel có giá trị càng lớn thì mức độ ưu tiên khi mở tuyến càng thấp.

3.2.5. Phân tích tuyến hành quân tối ưu

Bản đồ chi phí bề mặt được sử dụng làm dữ liệu đầu vào cho quá trình phân tích đường đi tối ưu (Least-Cost Path Analysis). Phương pháp này cho phép xác định tuyến di chuyển giữa hai điểm sao cho tổng chi phí di chuyển là nhỏ nhất.



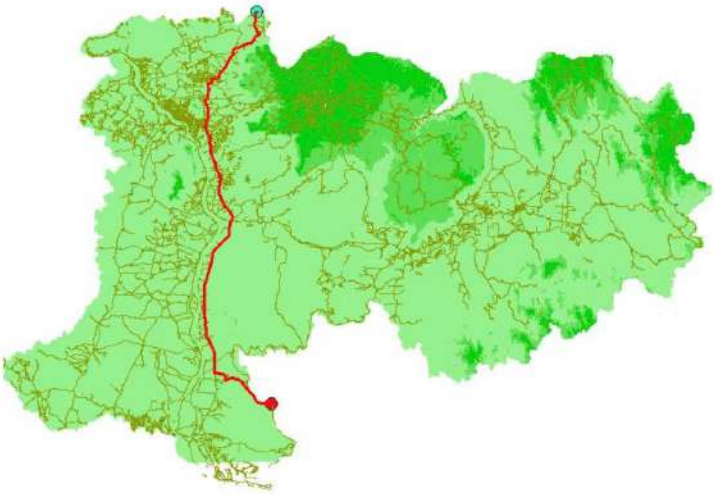
(a) Raster khoảng cách chi phí tích lũy (Cost distance)



(b) Raster hướng truy vết (Backlink)



(c) Minh họa đường đi tối ưu (theo tuyến ngang)



(d) Minh họa đường đi theo tuyến dọc

Hình 6. Kết quả vạch tuyến tối ưu trên bản đồ

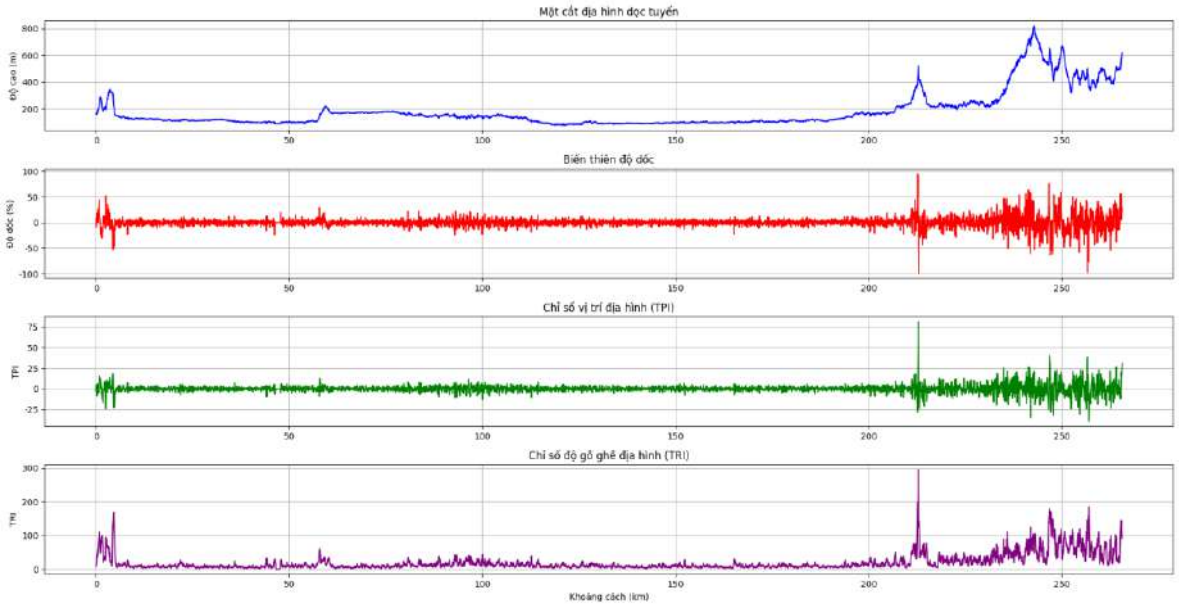
Đầu vào của quá trình phân tích bao gồm bản đồ chi phí bề mặt, tọa độ điểm xuất phát (Start Point) và tọa độ điểm kết thúc (End Point). Trước hết, công cụ Cost Distance được sử dụng để tính toán chi phí tích lũy từ điểm xuất phát đến toàn bộ khu vực nghiên cứu. Đồng thời, một lớp Backlink cũng được tạo ra nhằm lưu trữ thông tin về hướng di chuyển tối ưu từ mỗi ô raster trở về điểm xuất phát. Trên cơ sở hai lớp dữ liệu này, công cụ Cost Path được sử dụng để truy vết tuyến đường từ điểm kết thúc về điểm xuất phát sao cho tổng chi phí di chuyển là nhỏ nhất. Kết quả cuối cùng của quá trình phân tích là tuyến hành quân tối ưu được đề xuất, đáp ứng các tiêu chí đã xác định và đảm bảo tối thiểu hóa chi phí di chuyển trên toàn bộ khu vực nghiên cứu.

Phân tích kết quả trên Hình 6 cho thấy tuyến hành quân tối ưu có xu hướng ưu tiên bám theo các tuyến giao thông hiện có trong khu vực nghiên cứu. Điều này phản ánh đúng vai trò chi phối của tiêu chí giao thông trong mô hình chi phí, đồng thời phù hợp với yêu cầu thực tiễn là tận dụng hạ tầng sẵn có nhằm giảm thiểu khối lượng mở mới và tăng khả năng cơ

động. Bên cạnh đó, tại các khu vực không có đường giao thông hoặc điều kiện địa hình phức tạp, tuyến tối ưu có xu hướng lựa chọn các hành lang địa hình thuận lợi hơn, như khu vực có độ dốc nhỏ, địa hình ít bị chia cắt và khoảng cách hợp lý tới hệ thống thủy hệ. Kết quả này cho thấy phương pháp đề xuất không chỉ đảm bảo tính tối ưu về mặt toán học mà còn phản ánh hợp lý các quy luật thực tế trong tổ chức hành quân. Tuyến đường được đề xuất có sự cân bằng giữa việc tận dụng hạ tầng giao thông hiện có và thích ứng với điều kiện địa hình, qua đó nâng cao tính khả thi trong triển khai thực tế ở cấp chiến dịch.

3.3 Phân tích đặc trưng địa hình trên tuyến

Sau khi xác định được tuyến hành quân tối ưu, việc phân tích đặc trưng địa hình dọc theo tuyến có ý nghĩa quan trọng trong hỗ trợ người chỉ huy đánh giá khả năng cơ động và tính khả thi của phương án. Trong nghiên cứu này, ba nhóm biểu đồ chính được sử dụng (Hình 7), bao gồm: (i) biểu đồ mặt cắt địa hình (độ cao theo khoảng cách), (ii) biểu đồ độ dốc và (iii) biểu đồ các chỉ số địa hình nâng cao TPI và TRI.



Hình 7. Minh họa các biểu đồ phân tích địa hình dọc theo tuyến đường tối ưu

Biểu đồ mặt cắt địa hình cho thấy sự biến thiên độ cao dọc tuyến, qua đó có thể nhận diện các đoạn địa hình bằng phẳng, khu vực chuyển tiếp và các vùng núi cao có biến đổi độ cao lớn. Biểu đồ độ dốc phản ánh mức độ thay đổi độ cao theo từng đoạn, giúp xác định các khu vực có độ dốc lớn – những vị trí tiềm ẩn khó khăn cho cơ động lực lượng. Trong khi đó, các chỉ số TPI và TRI cung cấp thông tin bổ sung về vị trí tương đối (đỉnh, sườn, thung lũng) và mức độ gồ ghề của địa hình, cho phép đánh giá chi tiết hơn về vi địa hình dọc tuyến. Trên cơ sở tổng hợp các biểu đồ trong Hình 7, tuyến hành quân có thể được phân chia thành các đoạn đặc trưng với mức độ thuận lợi khác nhau, như thể hiện trong Bảng 2.

Kết quả phân tích cho thấy phần lớn chiều dài tuyến (khoảng 0–200 km) đi qua khu vực địa hình tương đối bằng phẳng hoặc đồi thấp, với độ dốc nhỏ và chỉ số TRI thấp, thuận lợi cho cơ động. Tuy nhiên, đoạn từ khoảng 200 km trở đi xuất hiện sự gia tăng rõ rệt về độ cao, độ dốc và mức độ gồ ghề địa hình, thể hiện qua các đỉnh nhọn trên biểu đồ TPI và TRI. Đây là khu vực địa hình phức tạp, tiềm ẩn nhiều khó khăn trong tổ chức hành quân, cần được đặc biệt lưu ý trong quá trình lập kế hoạch.

Bảng 2. Đánh giá đặc trưng địa hình theo từng đoạn tuyến đường được lựa chọn

Đoạn tuyến (km)	Đặc điểm độ cao	Độ dốc	TPI	TRI	Đánh giá địa hình	Khả năng cơ động
0 – 50	Thấp, ổn định	Nhỏ	Gần 0	Thấp	Địa hình tương đối bằng phẳng	Thuận lợi
50 – 120	Tăng nhẹ	Trung bình	Dao động nhỏ	Trung bình	Địa hình chuyển tiếp, đồi thấp	Tương đối thuận lợi
120 – 200	Ổn định	Nhỏ	Gần 0	Thấp	Địa hình bằng phẳng kéo dài	Thuận lợi
200 – 230	Biến thiên mạnh	Lớn	Dao động mạnh	Cao	Địa hình phức tạp, bắt đầu vùng núi	Khó khăn
230 – 270	Cao, biến động lớn	Rất lớn	Biến động mạnh	Rất cao	Địa hình núi cao, gồ ghề	Rất khó khăn

Sự kết hợp đồng thời ba nhóm biểu đồ cho phép người chỉ huy không chỉ quan sát trực quan mà còn đánh giá định lượng đặc trưng địa hình theo từng đoạn tuyến, từ đó đưa ra quyết định điều chỉnh phương án cơ động một cách hợp lý. Tuy nhiên, cần lưu ý rằng kết quả phân tích phụ thuộc vào chất lượng dữ liệu đầu vào. Với DEM độ phân giải 30 m, nghiên cứu phù hợp cho đánh giá ở quy mô chiến dịch, song các bài toán chi tiết hơn đòi hỏi dữ liệu có độ phân giải cao hơn để nâng cao độ chính xác.

4. Kết luận

Bài báo đã đề xuất một số giải pháp phân tích địa hình trên nền tảng hệ thống thông tin địa lý (GIS) nhằm phục vụ công tác bảo đảm địa hình quân sự cấp chiến dịch trong điều kiện thực tế của Quân đội nhân dân Lào. Các nội dung nghiên cứu tập trung vào việc xây dựng mô hình bề mặt chi phí từ các yếu tố địa hình chủ yếu, xác định tuyến cơ động tối ưu và phân tích đặc trưng địa hình dọc theo tuyến thông qua các tham số địa hình cơ bản kết hợp với các chỉ số địa hình như TPI và TRI. Kết quả nghiên cứu cho thấy các giải pháp phân tích đề xuất có khả năng cung cấp thông tin địa hình trực quan và hỗ trợ đánh giá điều kiện cơ động trên địa hình một cách hiệu quả. Phương pháp này góp phần nâng cao khả năng khai thác dữ liệu địa hình phục vụ công tác chỉ huy, tham mưu và tổ chức cơ động lực lượng ở cấp chiến dịch, đồng thời tạo cơ sở khoa học cho việc xây dựng và phát triển các hệ thống GIS quân sự trong điều kiện hạ tầng kỹ thuật còn hạn chế. Trong các nghiên cứu tiếp theo, nhóm nghiên cứu sẽ tiếp tục mở rộng mô hình theo hướng tích hợp thêm các yếu tố ảnh hưởng khác (như lớp phủ bề mặt, điều kiện tác chiến) và khả năng cập nhật dữ liệu động nhằm nâng cao độ chính xác và tính ứng dụng thực tiễn của hệ thống.

Tài liệu tham khảo

1. Wilson, J. P., & Gallant, J. C. (2000). Terrain Analysis: Principles and Applications. Wiley. DOI: https://doi.org/10.1002/9780470011618

2. Weiss, A. (2001). Topographic Position and Landforms Analysis. DOI: https://doi.org/10.13140/RG.2.2.27121.86888

3. Riley, S. J., DeGloria, S. D., & Elliot, R. (1999). A Terrain Ruggedness Index that Quantifies Topographic Heterogeneity. Intermountain Journal of Sciences, 5(1–4), 23–27.

4. Eastman, J. R. (2012). IDRISI Selva Manual. Clark Labs.

5. Dijkstra, E. W. (1959). A note on two problems in connexion with graphs. Numerische Mathematik. DOI: https://doi.org/10.1007/BF01386390

6. Hart, P., Nilsson, N., & Raphael, B. (1968). A formal basis for the heuristic determination of minimum cost paths. IEEE Transactions on Systems Science and Cybernetics. DOI: https://doi.org/10.1109/TSSC.1968.300136

7. Malczewski, J. (2006). GIS-based multicriteria decision analysis: a survey of the literature. International Journal of Geographical Information Science. DOI: https://doi.org/10.1080/13658810600661508

8. Saaty, T. L. (1980). The Analytic Hierarchy Process. McGraw-Hill. DOI: https://doi.org/10.1007/978-3-642-50244-6

Research on GIS-based Terrain Analysis Solutions for Operational-Level Military Terrain Support in the Lao's Army

Abstract: *Terrain plays a crucial role in command, staff planning, and force maneuvering at the operational level. In the practical context of the Lao's Army, military terrain support still faces significant challenges due to complex terrain conditions, insufficiently updated geospatial data, and dependence on satellite positioning systems in certain specific scenarios. In response to the requirements for modernizing command and staff operations, the study of terrain analysis solutions based on Geographic Information Systems (GIS) is of high scientific and practical significance. This paper proposes several GIS-based terrain analysis solutions to support operational-level military terrain assurance. The research focuses on key terrain analysis problems, including the construction of a cost surface model derived from terrain factors (such as DEM, transportation, and hydrology networks), optimal route selection for maneuvering, and analysis of terrain characteristics along the selected route. The analytical methods are implemented through the integration of digital elevation models and relevant geospatial data layers. The results demonstrate that the proposed solutions can provide intuitive and accurate terrain information, effectively supporting command and staff decision-making at the operational level. Furthermore, the study provides a scientific basis for the development and deployment of military GIS systems under conditions of limited technical infrastructure.*

Keywords: GIS, Optimal route planning, Military terrain support, Multi-criteria analysis, Terrain indices.

Nghiên cứu đánh giá ảnh hưởng của lỗ mở đến khả năng chịu lực của kết cấu sàn bê tông cốt thép

Lê Tất Minh Đức[1], Đào Công Bình[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: aphorism138@gmail.com; Tel: 0392233658

Tóm tắt

Nghiên cứu tính toán theo lý thuyết đường chảy và mô phỏng số bằng phần mềm ABAQUS để đánh giá ảnh hưởng của kích thước lỗ mở đến khả năng chịu lực của sàn bê tông cốt thép. Nghiên cứu tập trung phân tích sự thay đổi về tải trọng cực hạn giữa bản sàn đặc không có lỗ mở và bản sàn có lỗ mở tại vị trí giữa sàn với tỷ lệ diện tích lỗ mở lần lượt là 1,56% và 6,25%. Các thông số về hình học và vật liệu dựa theo điều kiện thực tế tại Việt Nam và TCVN 5574:2018. Kết quả kiểm chứng so với thực nghiệm cho thấy độ chính xác khá tốt của lý thuyết đường chảy và phân tích số trong dự đoán khả năng chịu lực, mô tả cơ chế và dạng phá hoại của bản sàn. Tải trọng cực hạn giảm 6% và 11% , chuyển vị tại điểm tải trọng cực hạn tăng 28% và 38% tương ứng đối với tỷ lệ diện tích lỗ mở 1,56% và 6,25% so với trường hợp bản sàn không có lỗ mở.

***Từ khóa**: Sàn bê tông cốt thép có lỗ mở; ảnh hưởng của lỗ mở; khả năng chịu lực của sàn bê tông cốt thép.*

1. Đặt vấn đề

Trong xây dựng dân dụng và công nghiệp hiện đại, sàn bê tông cốt thép (BTCT) là giải pháp kết cấu được sử dụng rộng rãi nhờ khả năng chịu lực tốt và tính linh hoạt trong bố trí không gian. Thông thường trong hầu hết các công trình xây dựng, hệ thống sàn đều bao gồm các lỗ mở. Các lỗ mở này phục vụ lắp đặt hệ thống kỹ thuật (thông gió, điều hòa, điện nước, phòng cháy chữa cháy) hoặc đáp ứng các ý đồ kiến trúc như giếng trời, cầu thang. Sự xuất hiện của các lỗ mở này làm gián đoạn tính liên tục của bê tông và cốt thép, gây ra sự tập trung ứng suất cục bộ lớn, đồng thời làm giảm đáng kể độ cứng và khả năng chịu lực của sàn, đặc biệt là khả năng chịu cắt và uốn. đáng kể độ cứng và khả năng chịu lực của sàn, đặc biệt là khả năng chịu cắt và uốn. Các tiêu chuẩn thiết kế hiện nay như ACI 318-19 [1], EC2 [2], BS 8110 [3] đều đưa ra các quy định về giới hạn kích thước lỗ mở trong bản sàn và các quy định về gia cường cốt thép có liên quan. Tuy nhiên, chưa có quy định cụ thể đối với các trường hợp không gia cường cốt thép như với các công trình cải tạo, nâng cấp có yêu cầu hình thành lỗ mở trên bản sàn sẵn có. Việc nghiên cứu một cách hệ thống ảnh hưởng của lỗ mở đến khả năng chịu lực của sàn BTCT là cần thiết, nhằm hỗ trợ cho công tác thiết kế và đảm bảo an toàn kết cấu.

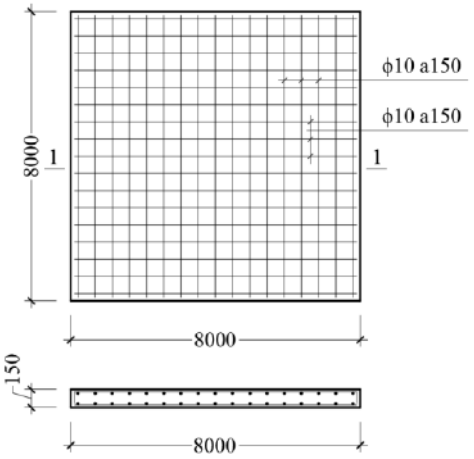
Liên quan đến chủ đề này, một số nghiên cứu thực nghiệm đã được thực hiện, có thể kể đến như của Koh Heng Boon và cộng sự [4], Oukaili và Salman [5], Enochsson và cộng sự [6], Abd EL-Mottaleb và cộng sự [7]. Mặc dù cách tiếp cận bằng thực nghiệm đóng vai trò rất quan trọng để nghiên cứu khả năng chịu lực của sàn BTCT có lỗ mở. Tuy nhiên phương pháp này có nhược điểm là tốn kém chi phí, việc thiết lập các điều kiện chịu lực thực tế khó triển khai do hạn chế về mặt trang thiết bị trong phòng thí nghiệm. Cùng với sự phát triển của công nghệ hiện đại, các nghiên cứu sử dụng mô phỏng số kết hợp với so sánh kết quả thực nghiệm như của Ashish S. Bora và cộng sự [8], Ashraf Mohamed Mahmoud [9] đã cho thấy sự ưu việt của các phần mềm phân tích số trong việc mô phỏng ứng xử của sàn BTCT có lỗ mở. Việc đánh giá ảnh hưởng của kích thước, hình dạng và vị trí lỗ mở bằng các phần mềm mô phỏng số có thể kể đến như của Roshini và Sankaranarayanan [10], Rajabhau Ghogare và cộng sự [11], Hussein và David A.M. Jawad [12]. Gần đây, Hussain và cộng sự [13], Mahlis và cộng sự [14],

Elnagar và cộng sự [15] đã nghiên cứu việc sử dụng cốt sợi để tăng cường khả năng chịu lực của bản sàn có lỗ mở.

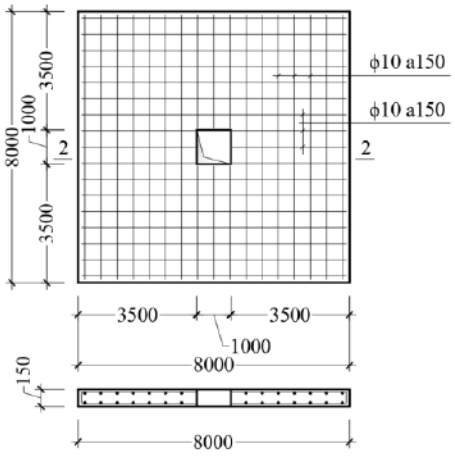
Vẫn còn một số hạn chế trong các nghiên cứu này, chẳng hạn như mô hình hóa bản sàn còn ở dạng thu nhỏ để khớp với thực nghiệm, các điều kiện tải trọng được đơn giản hóa, chưa xem xét nhiều đến tính phá hoại của vật liệu. Nghiên cứu hiện tại nhằm mục đích đánh giá sâu thêm ảnh hưởng của kích thước lỗ mở đến tải trọng cực hạn của bản sàn BTCT thông qua phương pháp đường chảy và so sánh với phân tích mô phỏng số bằng phần mềm ABAQUS.

2. Các bài toán nghiên cứu

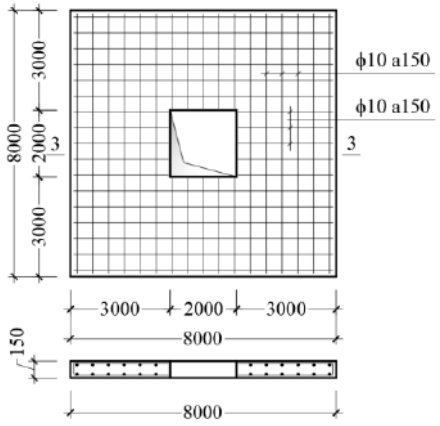
Trong nghiên cứu này, mô hình một ô sàn bê tông cốt thép điển hình của công trình nhà ở dân dụng được xét đến. Sàn có kích thước mặt bằng 8,0 m × 8,0 m, chiều dày h = 150 mm, được đỡ bởi hệ dầm chạy theo cả 2 phương. Các cạnh sàn được giả thiết liên kết khớp với hệ kết cấu xung quanh, đảm bảo điều kiện làm việc liên tục của bản sàn trong công trình thực tế. Vị trí trung tâm được chọn để tạo lỗ mở (vị trí nguy hiểm nhất với cấu kiện chịu uốn). Ba mô hình được xem xét gồm bản sàn đặc không có lỗ mở, bản sàn có lỗ mở kích thước 1 m × 1m và bản sàn có lỗ mở kích thước 2 m × 2 m được bố trí tại giữa sàn, tương ứng tỷ lệ diện tích lỗ mở 1,56% và 6,25%. Cốt thép trong sàn được bố trí hai lớp ϕ10 a150 mm. Chi tiết cấu tạo bản sàn được thể hiện trên hình 1.



a) Bản sàn đặc không có lỗ mở



b) Bản sàn có lỗ mở kích thước 1 m × 1 m



c) Bản sàn có lỗ mở kích thước 2 m × 2 m

Hình 1. Mô hình hình học của bản sàn

Vật liệu bê tông của sàn được giả thiết là bê tông thường với cấp độ bền B30, có cường độ chịu nén R_b = 17 MPa, cường độ kéo R_{bt} = 1,15 MPa và mô đun đàn hồi E_b = 32500 MPa, phù hợp với các quy định trong tiêu chuẩn thiết kế bê tông cốt thép hiện hành TCVN 5574:2018 [16]. Cốt thép sử dụng trong sàn là thép vằn CB400-V, với cường độ chảy tiêu chuẩn R_s = 350 MPa và mô đun đàn hồi E_s = 200000 MPa. Các bài toán nghiên cứu được xây dựng nhằm đánh giá ảnh hưởng của kích thước lỗ mở đến khả năng chịu lực của bản sàn BTCT như trong bảng 1.

Bảng 1. Các bài toán nghiên cứu

Loại bản sàn	Kích thước	Lỗ mở	Vật liệu
TH1	8 m × 8 m × 0,15 m	-	Bê tông: B30 Cốt thép: CB400-V
TH2		1 m × 1 m (1,56%)	
TH3		2 m × 2 m (6,25%)	

3. Tính toán theo phương pháp đường chảy

Khi xảy ra chảy dẻo, độ cong của bản sàn tại tiết diện chảy tăng mạnh, và độ võng tăng lên một cách không cân xứng. Các độ cong đàn hồi dọc theo nhịp bản là rất nhỏ so với độ cong do biến dạng dẻo tại đường chảy, do đó có thể chấp nhận giả thiết rằng các phân tố bản sàn nằm giữa đường chảy và các gối đỡ vẫn cứng tuyệt đối, với toàn bộ độ cong chỉ tập trung xảy ra tại đường chảy. Khớp hình thành tại đường chảy sẽ xoay với lực kháng gần như không đổi, khả năng kháng uốn trên mỗi đơn vị bề rộng của bản chính là cường độ kháng uốn danh nghĩa của bản.

Cùng với sự xuất hiện của các dải khớp dẻo, bất kỳ mặt cắt nào cắt qua tiết diện sàn đều hình thành cơ cấu biến hình dẫn đến sự phá hoại hoàn toàn, tải trọng bản sàn đạt được tại thời điểm này được coi là tải trọng cực hạn của bản sàn. Vì các mô men và tải trọng ở trạng thái cân bằng khi sơ đồ đường chảy đã hình thành, nên một sự gia tăng vô cùng nhỏ của tải trọng sẽ làm kết cấu võng thêm. Công ngoại lực thực hiện bởi các tải trọng để gây ra một độ võng ảo nhỏ tùy ý phải bằng công nội lực thực hiện khi bản xoay tại các đường chảy để thích ứng với độ võng này. Do đó, bản được gán cho một chuyển vị ảo, và các góc xoay tương ứng tại các đường chảy khác nhau có thể được tính toán. Bằng cách cân bằng công nội lực và công ngoại lực, ta thu được mối quan hệ giữa tải trọng tác dụng và mô men kháng uốn của bản.

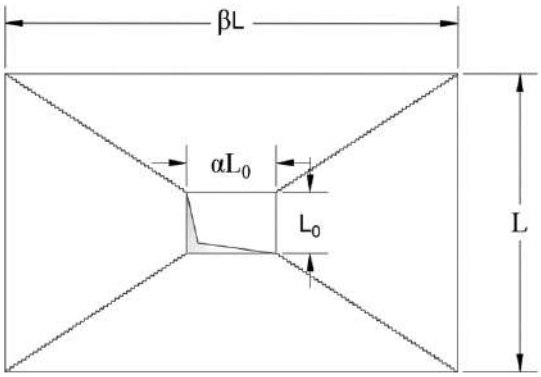
Xét một bản sàn dạng chữ nhật chịu tải trọng phân bố đều q, cốt thép đẳng hướng, lỗ mở dạng chữ nhật đặt chính giữa bản sàn. Tỷ số giữa kích thước cạnh dài và ngắn của sàn được ký hiệu bằng biến số β, tỷ số giữa kích thước cạnh dài và ngắn của lỗ mở được ký hiệu bằng biến số α. Sơ đồ hình thành đường chảy được thể hiện trong hình 2.

Công do ngoại lực gây ra:

$$\sum P\Delta = \sum \int\int q.dx.dy.\delta = q.\frac{\delta}{6}\left[\left(L-L_0\right)\left(\beta L+2\alpha L_0\right)+\left(\beta L-\alpha L_0\right)\left(L+2L_0\right)\right] \quad (1)$$

Công do nội lực gây ra:

$$\sum m\theta l = 4m\delta\left(\frac{\beta L-\alpha L_0}{L-L_0}+\frac{L-L_0}{\beta L-\alpha L_0}\right) \quad (2)$$



Hình 2. Sơ đồ hình thành đường chảy

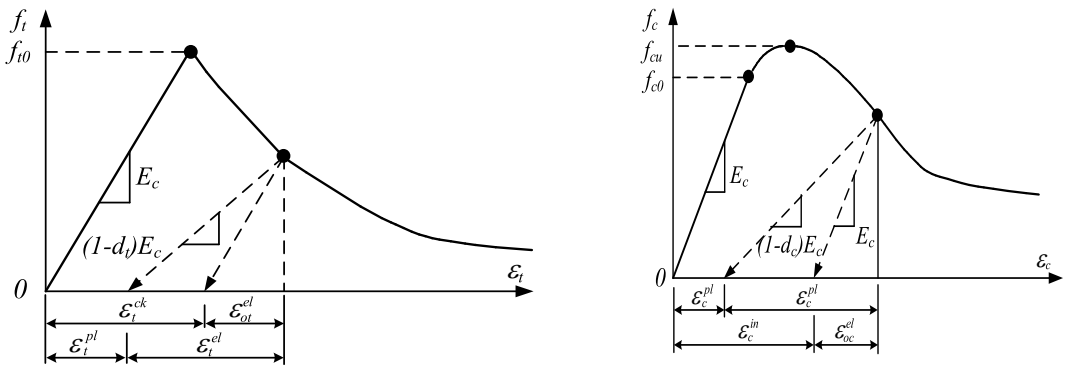
Thông qua cân bằng giữa công nội lực và công ngoại lực ta thu được mối quan hệ giữa tải trọng cực hạn q (phân bố đều) hoặc P (tập trung) và mô men kháng uốn m của bản sàn.

$$q = \frac{24m\delta\left(\dfrac{\beta L-\alpha L_0}{L-L_0}+\dfrac{L-L_0}{\beta L-\alpha L_0}\right)}{\left[\left(L-L_0\right)\left(\beta L+2\alpha L_0\right)+\left(\beta L-\alpha L_0\right)\left(L+2L_0\right)\right]} \tag{3}$$

$$P = 4m\delta\left(\frac{\beta L-\alpha L_0}{L-L_0}+\frac{L-L_0}{\beta L-\alpha L_0}\right) \tag{4}$$

4. Xây dựng mô hình mô phỏng số

Bê tông là vật liệu dòn, không đồng nhất và thể hiện ứng xử phức tạp phi tuyến tính dưới các trạng thái ứng suất đa trục [17]. Trong số các mô hình vật liệu được phát triển để mô tả ứng xử của bê tông, mô hình phá hoại dẻo của bê tông (Concrete Damaged Plasticity – CDP) là một trong những mô hình được sử dụng rộng rãi nhờ khả năng phản ánh đồng thời tính liên tục, đặc trưng dẻo và cơ chế hư hỏng của vật liệu bê tông. Mô hình này đã được tích hợp trong phần mềm ABAQUS và chứng minh hiệu quả trong mô phỏng số các kết cấu bê tông cốt thép chịu tải trọng phức tạp. Mô hình CDP được đề xuất lần đầu bởi Lubliner và cộng sự [18], sau đó được phát triển bởi Lee và Fenves [19] dựa trên việc kết hợp lý thuyết dẻo với cơ chế suy giảm độ cứng do nứt và nghiền vỡ bê tông. Với khả năng mô tả tương đối chính xác ứng xử phi tuyến của bê tông trong cả trạng thái chịu kéo và chịu nén, mô hình CDP được lựa chọn trong nghiên cứu này để mô phỏng hành vi cơ học của bê tông thường.



a) b)

Hình 3. Đường cong ứng suất khi kéo (a) và nén (b) trong mô hình CDP

Trong phần mềm ABAQUS, mô hình CDP được xác định thông qua một tập hợp các tham số đặc trưng cho trạng thái phá hoại và biến dạng của vật liệu. Các tham số chính bao gồm: tỷ số giữa cường độ chịu nén trong trạng thái hai trục và một trục σ_{bo}/σ_{co}, tham số mô tả hình dạng bề mặt phá hoại k_c, góc giãn nở ϕ, hệ số lệch tâm ϵ, hệ số nhớt μ, cùng với các đường cong quan hệ ứng suất - biến dạng của bê tông khi chịu kéo và chịu nén. Các giá trị cụ thể của những tham số này được lựa chọn theo tài liệu tham khảo và được trình bày chi tiết trong Bảng 2.

Bảng 2. Các tham số của mô hình CDP trong ABAQUS [20]

Thông số	Giá trị
σ_{bo}/σ_{co}	1,16
k_c	0,67
ϕ	31^0
ϵ	0,1
μ	0

Trong mô hình phần tử hữu hạn, phần tử bê tông cốt thép được xác định bằng phần tử Shell 3D với cốt thép nằm trong Rebar Layers, chia lưới dạng S4R. Các điều kiện biên được thiết kế phản ánh đúng trạng thái làm việc của sàn trong công trình thực tế. Theo chu vi, bản sàn liên kết với dầm để khống chế chuyển vị theo phương thẳng đứng, trong khi cho phép sàn biến dạng trong mặt phẳng.

5. Kiểm chứng phương pháp đường chảy và mô phỏng số bằng thực nghiệm

Để đánh giá độ tin cậy của phương pháp đường chảy và mô hình mô phỏng số, nghiên cứu sử dụng kết quả thí nghiệm của Abd-EL-Mottaleb [7] và cộng sự làm cơ sở đối chứng. Trong thí nghiệm này, các bản sàn bê tông cốt sợi polymer gia cường carbon (CFRP) làm việc hai phương được chế tạo với kích thước mặt bằng 1100 mm × 1100 mm, tại tâm sàn bố trí một lỗ mở hình vuông kích thước 250 mm × 250 mm (Hình 4a). Các mẫu sàn được đặt trên gối tựa đơn giản và chịu tác dụng của bốn lực tập trung đối xứng, được bố trí tại các vị trí đặc trưng nhằm tạo trạng thái làm việc hai phương cho bản sàn (Hình 4b). Vật liệu bê tông sử dụng trong thí nghiệm là bê tông thường với cường độ chịu nén trung bình đạt 32,2 MPa. Cốt chịu lực là thanh CFRP đường kính 4 mm khoảng cách 150 mm, có cường độ kéo danh định 1600 MPa.



a) Bản sàn có lỗ mở



b) Mô hình thí nghiệm

Hình 4. Bản sàn có lỗ mở (a) và mô hình thí nghiệm của Abd-EL-Mottaleb và cộng sự (b)

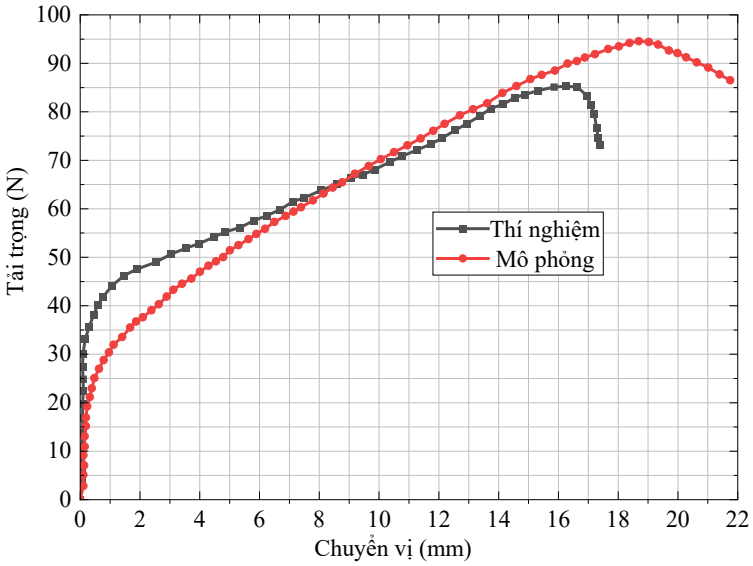
Kết quả so sánh giữa mô phỏng số và thực nghiệm về khả năng chịu lực của bản sàn bê tông cốt thép có lỗ mở được thể hiện thông qua đường cong quan hệ tải trọng - chuyển vị trên hình 5, các chỉ tiêu đặc trưng của cả ba phương pháp tổng hợp trong Bảng 3. Tải trọng cực hạn được xác định là đỉnh của đường cong quan hệ tải trọng - chuyển vị, đại diện cho sức kháng lớn nhất mà bản sàn có thể sinh ra để chống lại ngoại lực, sau điểm này đường cong có xu hướng đi xuống chứng tỏ bản sàn đã bị phá hủy không còn khả năng nhận thêm tải. Nhìn chung, phương pháp đường chảy và mô hình mô phỏng số tái hiện tương đối tốt xu hướng làm việc và khả năng chịu lực của bản sàn quan sát được trong thí nghiệm. Giá trị tải trọng lớn nhất P_{max} thu được từ phương pháp đường chảy đạt 86,7 kN, cao hơn so với giá trị thực nghiệm 85,5 kN với tỷ lệ chênh lệch (2)/(1) bằng 1,01. Trong khi đó mô phỏng số đạt 94,6 kN, cao hơn so với giá trị thực nghiệm với tỷ lệ chênh lệch (3)/(1) bằng 1,11, tương ứng sai khác khoảng 1% và 11%. Về chuyển vị tại tải trọng cực đại, mô hình mô phỏng số cho giá trị 18,7 mm, trong khi giá trị đo được từ thí nghiệm là 16,4 mm, với tỷ lệ chênh lệch đạt 1,14. Về chuyển vị tại tải trọng cực đại theo lý thuyết dẻo, phương pháp dải được sử dụng để tính toán nội lực lớn nhất của bản sàn tại thời điểm chịu tại trọng lớn nhất tương ứng, từ đó tính toán chuyển vị theo TCVN 5574:2018 [16]. Do thời lượng của bài báo có giới hạn, tác giả chỉ đưa ra kết quả, phương pháp tính toán sẽ được đề cập trong các nghiên cứu sau.

Mặc dù tồn tại sự chênh lệch nhất định về giá trị cực hạn, phương pháp đường chảy và mô hình mô phỏng số đã tái hiện tốt xu thế làm việc tổng thể, khả năng chịu lực và mức độ biến dạng của bản sàn có lỗ mở, thể hiện qua sự tương đồng về dạng đường cong và mức sai khác tương đối nhỏ của các chỉ tiêu đặc trưng. Sự sai khác có thể được lý giải bởi việc phương pháp đường chảy chỉ tính toán dựa trên khả năng chịu uốn thuần túy mà bỏ qua hiệu ứng màng cũng như khả năng sự làm việc đồng thời giữa bê tông và cốt thép, trong khi mô hình số chưa xét đầy đủ các yếu tố suy giảm độ cứng cục bộ do nứt lan truyền không đều, bong tróc bê tông hoặc các điều kiện biên không hoàn toàn lý tưởng trong thí nghiệm.

Bảng 3. So sánh kết quả mô phỏng số so với thực nghiệm

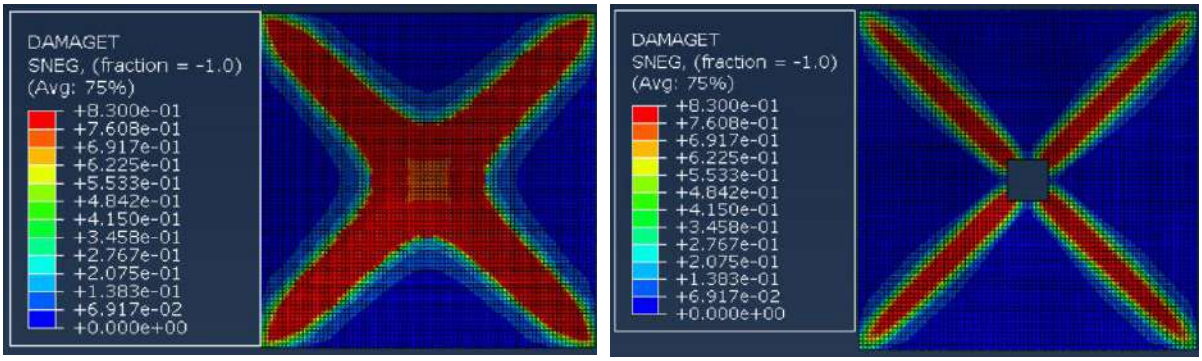
Trường hợp nghiên cứu	**Tải trọng lớn nhất P_{max} (kN)**	**Chuyển vị tại P_{max} (mm)**
Thực nghiệm (1)	85,5	16,4
Phương pháp đường chảy (2)	86,7	28,2
Mô phỏng số (3)	94,6	18,7
Chênh lệch (2)/(1)	1,01	1,72
Chênh lệch (3)/(1)	1,11	1,14

Từ các kết quả đạt được về tải trọng và chuyển vị trên, có thể kết luận rằng phương pháp đường chảy và mô hình mô phỏng số không chỉ dự đoán tương đối chính xác khả năng chịu lực mà còn mô tả hợp lý cơ chế và dạng phá hoại của bản sàn có lỗ mở so với thực nghiệm. Phương pháp đường chảy và mô hình mô phỏng số đảm bảo độ tin cậy để thực hiện các nghiên cứu tiếp theo.

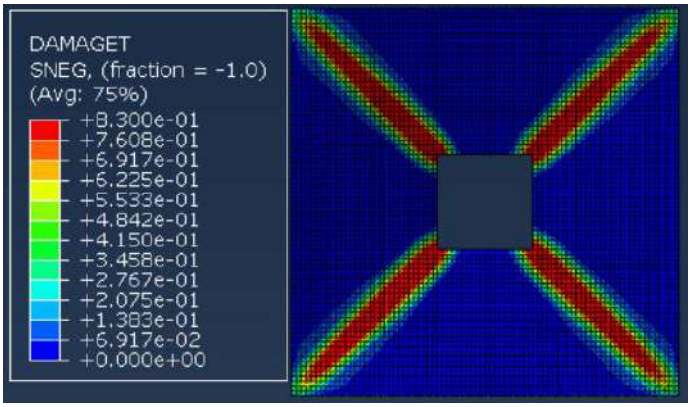


Hình 5. Kết quả mô phỏng – thực nghiệm

6. Kết quả và thảo luận



a) Sàn đặc không có lỗ mở b) Sàn có mức lỗ mở 1,56%

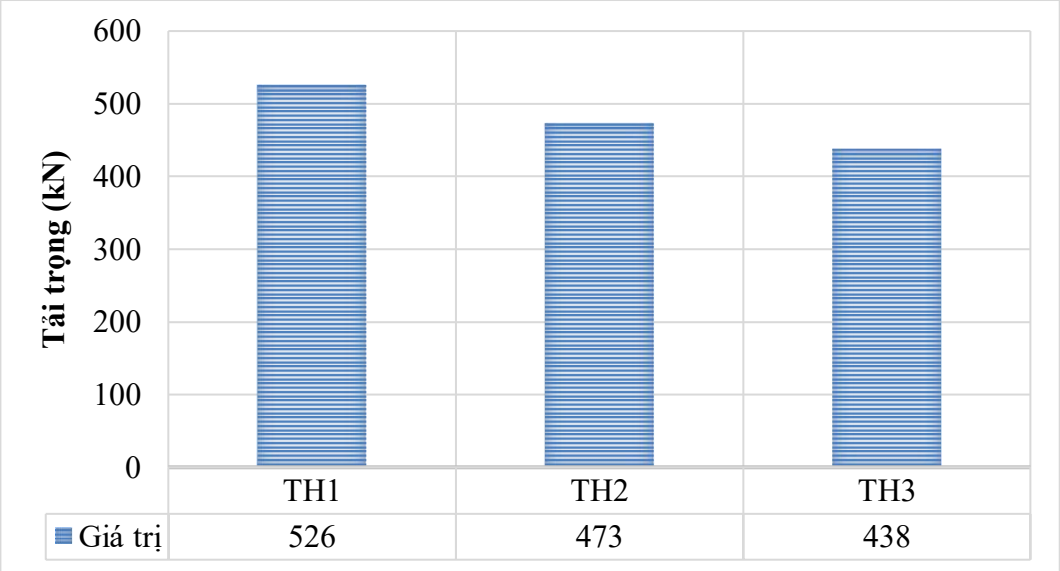


c) Sàn có mức lỗ mở 6,25%

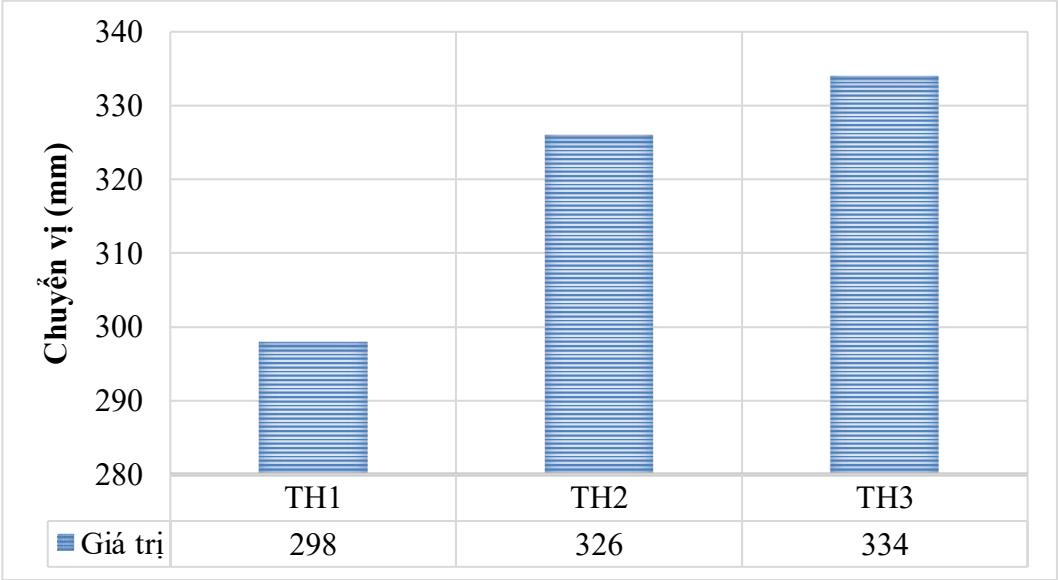
Hình 6. Kết quả phân tích vết nứt của bản sàn bê tông

Hình 6 trình bày kết quả phân tích sự phát triển vết nứt của bản sàn BTCT thông qua chỉ số hư hỏng kéo (DAMAGET) đối với các bài toán nghiên cứu tương ứng với việc hình thành các đường chảy gây mất ổn định bản sàn, cho thấy sự phù hợp nhất định trong cơ chế hình thành phá hoại dẻo giữa phương pháp đường chảy và phương pháp mô phỏng số.

Dựa trên việc tính toán mô men kháng uốn theo TCVN 5574:2018 [16] và công thức (3), tải trọng cực hạn và chuyển vị tại điểm tải trọng cực hạn của bản sàn BTCT theo các bài toán nghiên cứu như trong dưới đây.



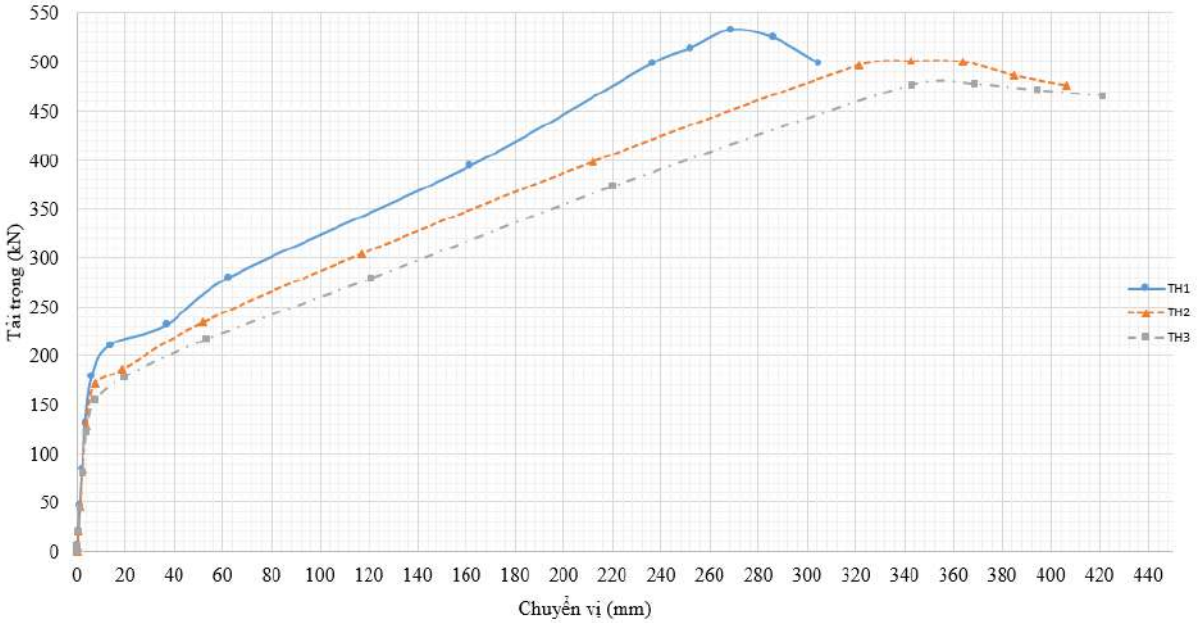
Hình 7. Tải trọng cực hạn phương pháp đường chảy



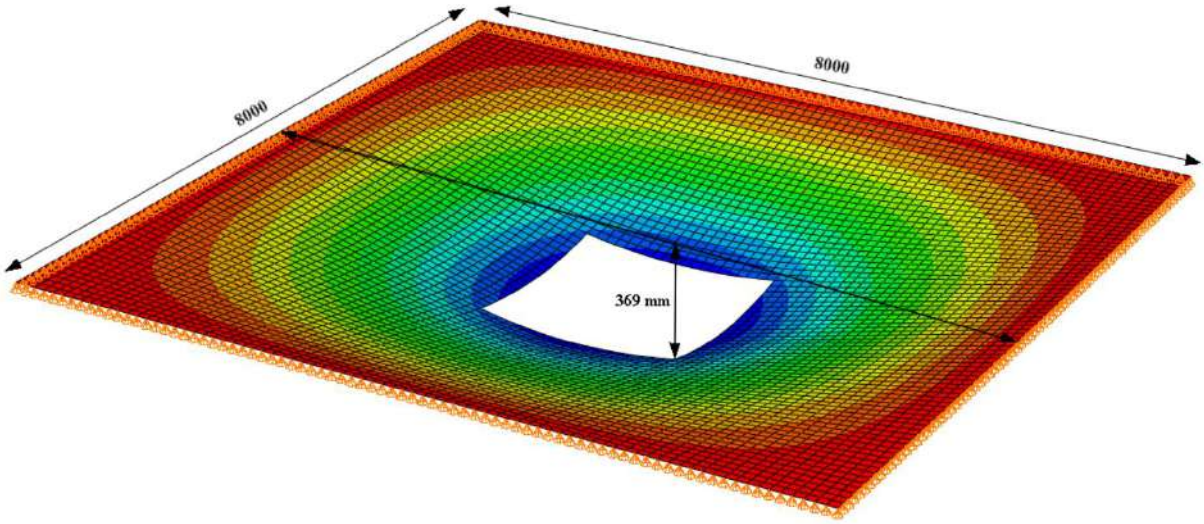
Hình 8. Chuyển vị tại điểm tải trọng cực hạn phương pháp đường chảy

Bảng 4. Kết quả tính toán theo phương pháp đường chảy

Loại bản sàn	**Tải trọng cực hạn P_{max}**		**Chuyển vị tại P_{max}**	
	Giá trị (kN)	**Chênh lệch (%)**	**Giá trị (mm)**	**Chênh lệch (%)**
TH1	526	-	298	-
TH2	473	10	326	9
TH3	438	17	334	12



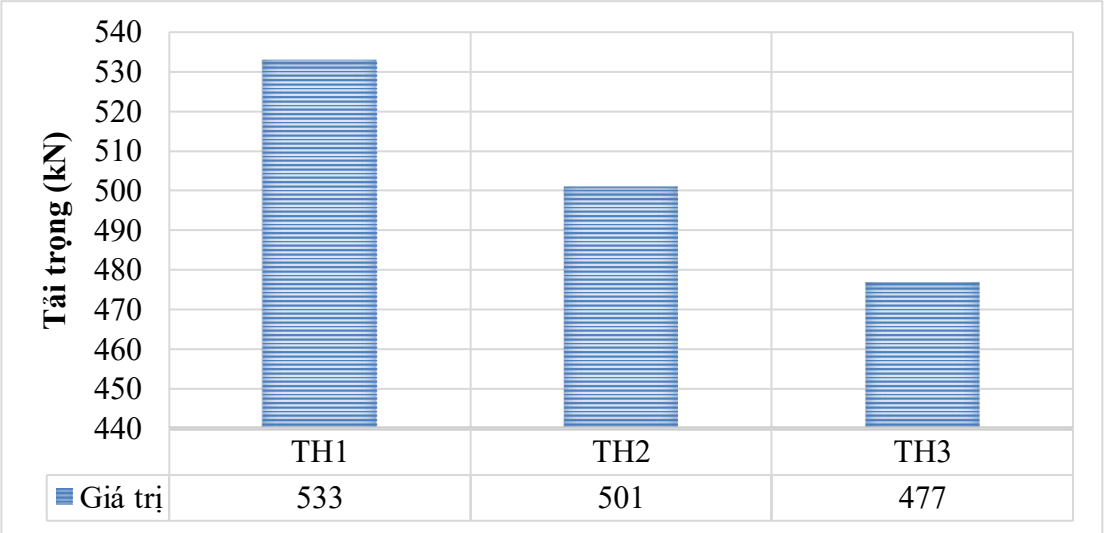
Hình 9. Đường cong tải trọng - chuyển vị phương pháp mô phỏng số



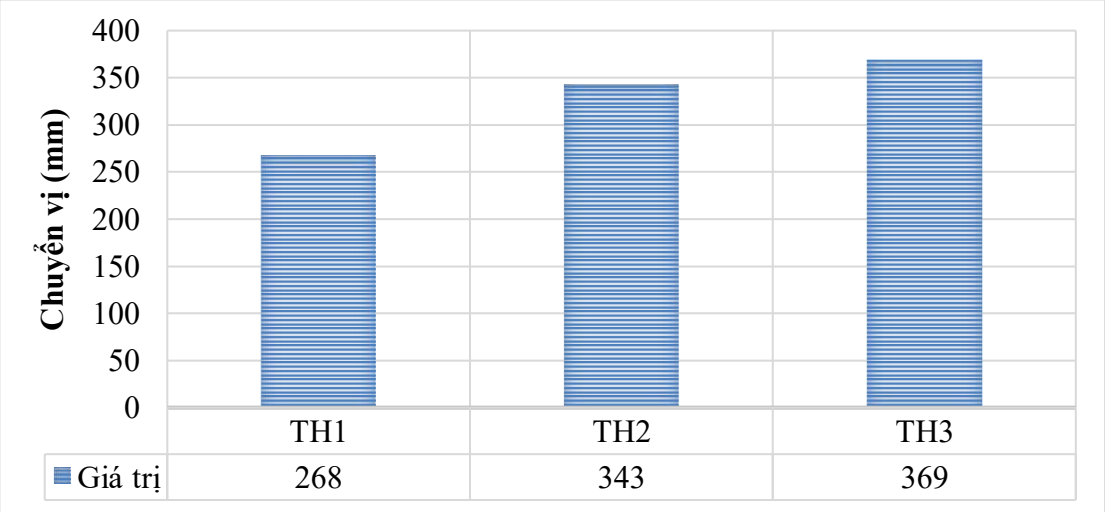
Hình 10. Biểu đồ biến dạng tại điểm tải trọng cực hạn

Bảng 5. Kết quả tính toán theo phương pháp mô phỏng số

Loại bản sàn	**Tải trọng cực hạn P_{max}**		**Chuyển vị tại P_{max}**	
	Giá trị (kN)	**Chênh lệch (%)**	**Giá trị (mm)**	**Chênh lệch (%)**
TH1	533	-	268	-
TH2	501	6	343	28
TH3	477	11	369	38



Hình 11: Tải trọng cực hạn phương pháp mô phỏng số



Hình 12. Chuyển vị tại điểm tải trọng cực hạn phương pháp mô phỏng số

Bảng 6. Kết quả so sánh tải trọng cực hạn giữa hai phương pháp

Loại bản sàn	Phương pháp đường chảy	Phương pháp mô phỏng số	Chênh lệch (%)
TH1	526	533	1
TH2	473	501	6
TH3	438	477	8

Bảng 7. Kết quả so sánh chuyển vị giữa hai phương pháp

Loại bản sàn	Phương pháp đường chảy	Phương pháp mô phỏng số	Chênh lệch (%)
TH1	298	268	10
TH2	326	343	5
TH3	334	369	9

Nhìn chung, cả hai phương pháp đường chảy và mô phỏng số đều cho thấy sự sụt giảm khả năng chịu lực cực hạn và gia tăng chuyển vị của bản sàn BTCT có và không có lỗ mở cũng như tăng kích thước lỗ mở trong sàn, với tỷ lệ diện tích lỗ mở tăng từ 1,56% (TH2) lên 6,25% (TH3). Đối với phương pháp đường chảy, bản sàn không có lỗ mở (TH1) ghi nhận mức tải cực hạn 526 kN. Khi xuất hiện mức lỗ mở 1,56% (TH2), giá trị tải trọng cực hạn giảm xuống còn 473 kN tương ứng mức giảm 10%, khi kích thước lỗ mở tăng lên 6,25% (TH3), giá trị tải trọng cực hạn giảm còn 438 kN, mức giảm 17%. Trong khi đó, phương pháp mô phỏng số cũng ghi nhận giá trị tải trọng cực hạn giảm từ 533 kN (TH1) xuống còn 501kN (TH2) và 477 kN (TH3), tương ứng tỷ lệ 6% và 11%. Về chuyển vị tại điểm tải trọng cực hạn, phương pháp đường chảy cho thấy sự gia tăng từ 298 mm (TH1) lên 326 mm (TH2) và 334 mm (TH3), tỷ lệ gia tăng là 9% và 12%. Phương pháp mô phỏng số cũng cho thấy sự gia tăng về chuyển vị, lần lượt là 268 mm (TH1), 343 mm (TH2) và 369 mm (TH3) ứng với tỷ lệ 28% và 38%. Giữa hai phương pháp cũng tồn tại sự chênh lệch, mức chênh lệch ghi nhận là 1% (TH1), 6% (TH2), 8% (TH3) đối với tải trọng cực hạn và 10% (TH1), 5% (TH2), 9% (TH3) đối với chuyển vị của bản sàn . Sự sai khác có thể được lý giải bởi việc phương pháp đường chảy chỉ tính toán dựa trên khả năng chịu uốn thuần túy mà bỏ qua khả năng sự làm việc đồng thời giữa bê tông và cốt thép. Về hình thành cơ chế phá hoại, cả hai phương pháp có sự tương đồng nhất định khi các đường chảy hình thành từ góc lỗ mở và kéo dài đến các vị trí góc của bản sàn.

7. Kết luận

Nghiên cứu làm rõ ảnh hưởng của kích thước lỗ mở đến khả năng chịu lực và ứng xử làm việc của kết cấu sàn bê tông cốt thép. Từ các kết quả đạt được, có thể rút ra một số kết luận chính sau:

- Phân tích bằng phương pháp đường chảy cho thấy độ tin cậy cao khi tính toán tải trọng cực hạn của bản sàn thông qua sự phù hợp tốt với kết quả thực nghiệm. Phương pháp đường chảy cho thấy việc dự báo sự sụt giảm của tải trọng cực hạn trong các trường hợp xuất hiện lỗ mở trên sàn cũng như quá trình tăng kích thước lỗ mở tương đối chính xác, quá trình tính toán nhanh và đơn giản. Tuy nhiên, kết quả tính toán không đánh giá được hết các yếu tố làm việc thực tế của bản sàn mà chỉ thuần túy xét về khả năng chịu uốn, phù hợp cho việc khảo sát sơ bộ khả năng chịu lực của bản sàn có và không có lỗ mở.

- Phân tích mô phỏng số bằng phần mềm ABAQUS cho thấy độ tin cậy cao, thể hiện qua sự phù hợp tốt với kết quả thực nghiệm về quan hệ tải trọng - chuyển vị của sàn BTCT có lỗ mở. Điều này cho phép sử dụng mô hình số như một công cụ hiệu quả để đánh giá ảnh hưởng của lỗ mở đến khả năng chịu lực và ứng xử làm việc của sàn.

- Sự xuất hiện của lỗ mở làm giảm rõ rệt khả năng chịu tải của bản sàn. Tải trọng cực hạn giảm 6% ở mức lỗ mở 1,56% và khoảng 11% đối với mức lỗ mở 6,25% so với bản sàn không có lỗ mở. Các vùng tập trung hư hỏng chủ yếu xuất hiện tại góc các lỗ mở, chi phối cơ chế phá hoại cục bộ của sàn.

- Ảnh hưởng của kích thước lỗ mở đến khả năng chịu lực của bản sàn cũng thay đổi do sự tái phân phối nội lực và giảm tiết diện làm việc hữu hiệu của bản sàn. Kích thước lỗ mở càng lớn, khả năng chịu lực của bản sàn càng giảm.

Tài liệu tham khảo

1. American Concrete Institute. (2019). Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-19) and Commentary (ACI 318R-19). In. Farmington Hills, MI: American Concrete Institute.
2. British Standards Institution. (2004). Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings. In. London: British Standards Institution.
3. British Standards Institution. (1997). *BS 8110-1:1997 Structural use for concrete*. London: British Standards Institution
4. Koh, H. B., Bakar, A., Diah, M., & Lee, Y. L. (2009). Flexural behaviour of reinforced concrete slab with opening. *Malaysian Technical Universities Conference On Engineering And Technology*.
5. Oukaili, N. K., & Salman, T. S. (2014). Punching shear strength of reinforced concrete flat plates with openings. *Journal of Engineering, 20*(01), 1–20.
6. Enochsson, O., Olofsson, T., & Täljsten, B. (2004). *CFRP strengthened openings in two-way concrete slabs.* Paper presented at the FRP Composites in Civil Engineering-CICE 2004: Proceedings of the 2nd International Conference on FRP Composites in Civil Engineering-CICE 2004, 8-10 December 2004, Adelaide, Australia.
7. Abd El-Mottaleb, H., Abdel-Razek, L., Zaghlal, M., & EL-daly, R. (2022). Effect of Openings on Multi-Panel Flat Slab with CFRP Bars: A Numerical Analysis. *The Egyptian International Journal of Engineering Sciences and Technology, 40*(1), 44–52.
8. Bora, A. S., Gaidhankar, D. G., & Kulkarni, M. S. (2019). Analysis Of Flat Slab With And Without Opening. *Int. J. Sci. Technol. Res, 8*(09).
9. Mahmoud, A. M. (2015). Finite element implementation of punching shear behaviors in shear-reinforced flat slabs. *Ain Shams Engineering Journal, 6*(3), 735–754. Doi:10.1016/j.asej.2014.12.015
10. Mohan, R. T., & Sankaranarayanan, K. (2016). Analysis of Two-way Slabs with and Without Opening for Different Boundary Conditions. *International Journal of Scientific and Research Publications, 6*(7), 151–156.
11. Ghogare, S. R., Kasnale, A., & Viswajeet, K. (2020). Finite Element Analysis Of Flat Slab With And Without Opening. In: IRJET.
12. Shiyal, H. W., & Jawad, D. A. (2022). Strengthening of flat slab with openings under punching shear load. *University of Thi-Qar Journal for Engineering Sciences, 12*(1), 174–183.
13. Hussain, H. K., Abbas, A. M., & Ojaimi, M. F. (2022). Fiber-type influence on the flexural behavior of RC two-way slabs with an opening. *Buildings, 12*(3), 279.
14. Mahlis, M., Shoeib, A., Elnaby, S., & Sherif, A. The effect of cutting openings on the behavior of Two-way solid loaded slabs. Structures. 2018; 16: 137–49. In.
15. Elnagar, M. E., Makhlouf, M. H., El-Sayed, K. M., & Khaleel, G. I. (2024). *An experimental and numerical study on two-way RC slabs with openings strengthened by ferrocement technique.* Paper presented at the Structures.
16. Bộ Khoa học và Công nghệ. (2018). TCVN 5574:2018 Thiết kế kết cấu bê tông và bê tông cốt thép. In. Hà Nội: Nhà xuất bản Xây dựng.
17. Raveendra, B. R., Benipal, G. S., & Singh, A. K. (2005). Constitutive modelling of concrete: an overview.
18. Lubliner, J., Oliver, J., Oller, S., & Onate, E. (1989). A plastic-damage model for concrete. *International Journal of solids and structures, 25*(3), 299–326.
19. Lee, J., & Fenves, G. L. (1998). Plastic-damage model for cyclic loading of concrete structures. *Journal of engineering mechanics, 124*(8), 892–900.
20. Hafezolghorani, M., Hejazi, F., Vaghei, R., Jaafar, M. S. B., & Karimzade, K. (2017). Simplified damage plasticity model for concrete. *Structural engineering international, 27*(1), 68–78.

Investigation of the effect of opening on the loading capacity of reinforced concrete slabs

Abstract: *Analytical study using yield line theory and numerical simulation with ABAQUS software to evaluate the influence of opening sizes on the load-bearing capacity of reinforced concrete slabs. The study focuses on analyzing the variations in in ultimate load between a solid slab without openings and slabs with central openings corresponding to opening area ratios of 1.56% and 6.25%. Geometric and material parameters were established based on practical conditions in Vietnam and TCVN 5574:2018. Verification results against experimental data demonstrate the relatively high accuracy of the yield line theory and numerical analysis in predicting the load-bearing capacity, as well as in describing the mechanisms and failure modes of the slabs. Compared to the slab without openings, the ultimate load decreased by 6% and 11%, while the displacement at the ultimate load increased by 28% and 38% for the opening area ratios of 1.56% and 6.25%.*

Keyword: Reinforced concrete slabs with openings; influence of openings; load-bearing capacity of reinforced concrete slabs.

Ứng dụng mô phỏng EZStrobe để định lượng phát thải CO_2 cho hoạt động thi công đất trong điều kiện giao thông đô thị tại Việt Nam

Nguyễn Quang Nam[1], Bùi Nguyễn Dũng Nhân[2]

[1]*Đại học Kỹ thuật Lê Quý Đôn;* [2] *Trường Đại học Công nghệ Giao thông vận tải*

Email: quangnam@lqdtu.edu.vn; Tel: 0373085458

Tóm tắt

Nghiên cứu này đề xuất một khung mô hình tích hợp giữa mô phỏng sự kiện rời rạc (DES) và mô hình tính toán phát thải theo trạng thái vận hành của thiết bị nhằm định lượng phát thải CO_2 trong hoạt động thi công đất dưới ảnh hưởng của điều kiện giao thông đô thị tại Việt Nam. Dựa trên phần mềm mô phỏng EZStrobe, một mô hình chu trình thi công đất được xây dựng với việc xem xét các yếu tố ngẫu nhiên như thời gian chờ đèn tín hiệu và mật độ giao thông. Dữ liệu về các trạng thái vận hành của thiết bị được trích xuất để tính phát thải theo thời gian dựa trên các hệ số phát thải tiêu chuẩn. Kết quả nghiên cứu cho thấy phát thải CO_2 trong trạng thái hoạt động của thiết bị tương đối ổn định khi điều kiện giao thông thay đổi, trong khi phát thải ở trạng thái dừng chờ gia tăng đáng kể, đặc biệt đối với xe tải. Nghiên cứu đóng góp về mặt phương pháp khi cho phép định lượng phát thải theo từng trạng thái vận hành và đánh giá tác động của các kịch bản giao thông ngay từ giai đoạn lập kế hoạch, qua đó hỗ trợ ra quyết định nhằm nâng cao hiệu quả thi công và giảm thiểu tác động môi trường trong bối cảnh đô thị.

Từ khóa*: Định lượng phát thải CO_2; Mô phỏng sự kiện rời rạc; EZStrobe; Thi công đất.*

1. Đặt vấn đề

Phát thải CO_2 từ ngành xây dựng là một trong những nguồn chính làm gia tăng khí nhà kính toàn cầu. Báo cáo tình hình toàn cầu về xây dựng và công trình giai đoạn 2024–2025 [1] cho thấy lĩnh vực này tiêu thụ 32% năng lượng và phát sinh 34% tổng lượng CO_2 toàn cầu, bao gồm cả thi công và vận hành, trong đó máy móc và các thiết bị hạng nặng giữ vai trò chủ yếu. Tại Việt Nam, ngành xây dựng chiếm khoảng 24% tổng phát thải khí nhà kính, lượng phát thải tăng từ 59,91 triệu tấn carbon năm 2014 lên 101,89 triệu tấn năm 2022 [2]. Đặc biệt, thi công đất là nguồn phát thải đáng kể do sử dụng nhiều máy xúc, máy ủi, xe ben tiêu thụ nhiên liệu hóa thạch [3-5]. Trong đó, hoạt động vận chuyển đất được xem là một khâu phát thải quan trọng, Hong và Lü (2022) [6], đã ghi nhận quá trình vận chuyển đất có thể chiếm hơn 40% tổng phát thải tại công trường.

Trong bối cảnh đó, ảnh hưởng của điều kiện giao thông đô thị trở thành một yếu tố cần được xem xét khi đánh giá phát thải từ hoạt động thi công đất. Tại Việt Nam, hệ thống giao thông đô thị có một số đặc trưng nổi bật như dòng xe hỗn hợp với tỷ lệ xe máy rất cao, mật độ phương tiện lớn trên các trục giao thông chính và sự xuất hiện dày đặc của các nút giao điều khiển bằng đèn tín hiệu. Bên cạnh đó, tình trạng đỗ xe ven đường, xung đột dòng xe tại các nút giao, giờ cao điểm kéo dài và hiện tượng ùn tắc cục bộ diễn ra khá phổ biến, làm cho tốc độ lưu thông không ổn định và thời gian hành trình biến động mạnh. Đối với hoạt động vận chuyển đất, những đặc điểm này làm gia tăng thời gian dừng chờ tại nút giao và thời gian không tải của phương tiện, qua đó không chỉ kéo dài chu kỳ vận chuyển mà còn làm mất cân bằng phối hợp giữa các thiết bị trên công trường, dẫn đến gia tăng phát thải CO_2.

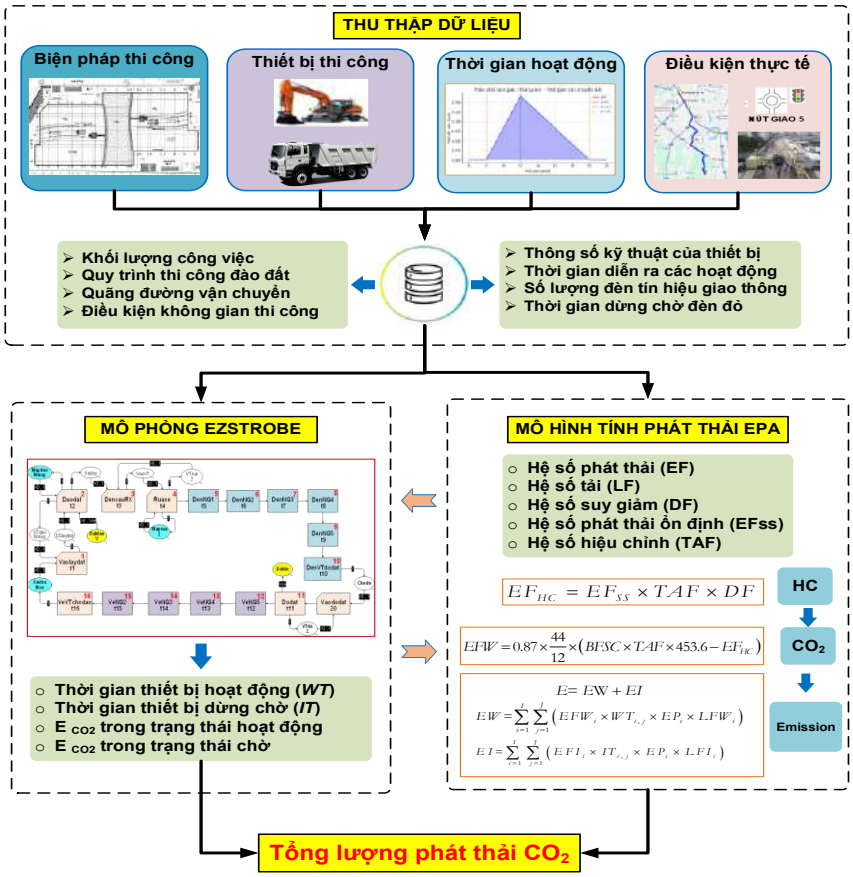
Nhiều phương pháp định lượng phát thải đã được phát triển như đo trực tiếp bằng hệ thống PEMS [7,8], thử nghiệm động cơ trong phòng thí nghiệm hoặc đo trên phương tiện [9], và các mô hình ước tính dựa trên hệ số phát thải như NONROAD và OFFROAD [10,11]. Tuy nhiên, các

phương pháp này cũng còn khá nhiều hạn chế. Mặc dù việc đo lường trực tiếp tại chỗ được coi là phương pháp chính xác nhất để xác định lượng phát thải, nhưng lại khá tốn kém và phức tạp, trong khi các mô hình ước tính tuy đơn giản dễ thực hiện nhưng lại khó phản ánh đầy đủ các điều kiện thực tế và trạng thái vận hành cụ thể của thiết bị. Tại Việt Nam, các hạn chế về khung pháp lý và tiêu chuẩn phát thải cho thiết bị xây dựng khiến việc tính toán chủ yếu mang tính ước lượng. Đồng thời, yếu tố môi trường thường chưa được ưu tiên so với tiến độ, chi phí và chất lượng. Điều này đặt ra nhu cầu về một công cụ có thể áp dụng ngay từ giai đoạn lập kế hoạch để đánh giá phát thải một cách chủ động và hỗ trợ lựa chọn phương án thi công tối ưu.

Trong bối cảnh đó, mô phỏng sự kiện rời rạc (DES) nổi lên như một hướng tiếp cận tiềm năng nhờ khả năng mô tả chi tiết chu trình hoạt động của thiết bị theo từng trạng thái, qua đó ước tính thời gian vận hành và tính toán phát thải tương ứng. Các nghiên cứu gần đây [12-15] đã tích hợp chỉ số môi trường vào mô hình DES để đánh giá phát thải CO_2 từ thiết bị xây dựng. Trên cơ sở đó, nghiên cứu này đề xuất khung mô hình tích hợp DES và tính toán phát thải theo trạng thái vận hành thiết bị cho công tác thi công đất trong điều kiện giao thông đô thị Việt Nam, nhằm hỗ trợ định lượng phát thải, ra quyết định và thúc đẩy xây dựng bền vững.

2. Phương pháp nghiên cứu

Hình 1 minh hoạ toàn bộ về quy trình thực hiện nghiên cứu.



Hình 1. Sơ đồ quy trình nghiên cứu

Quy trình nghiên cứu được thực hiện qua ba bước chính: thu thập dữ liệu, xây dựng mô hình mô phỏng EZStrobe và xác định hệ số phát thải theo hướng dẫn của Cơ quan bảo vệ môi

trường Hoa Kỳ (EPA). Dữ liệu đầu vào được tổng hợp từ hồ sơ biện pháp thi công và điều kiện thi công thực tế nhằm phản ánh đặc thù của môi trường đô thị. Trên cơ sở đó, mô hình EZStrobe được thiết lập để mô tả toàn bộ chu trình thi công, bao gồm các trạng thái hoạt động và thời gian chờ của thiết bị do tác động từ điều kiện giao thông. Các hệ số phát thải được xác định theo đặc tính thiết bị và được tích hợp vào mô hình mô phỏng. Kết quả mô phỏng cho phép xác định thời gian thiết bị ở từng trạng thái, làm cơ sở tính toán phát thải CO_2 theo trạng thái và ước tính tổng phát thải của toàn bộ quá trình thi công.

3. Giới thiệu ngôn ngữ mô phỏng TROBOSCOPE và chương trình EZStrobe

STROBOSCOPE là một ngôn ngữ lập trình và hệ thống mô phỏng sự kiện rời rạc đa năng, dùng để mô hình hóa nhiều quy trình phức tạp, được Martinez phát triển năm 1996 để mô phỏng các quá trình xây dựng dựa trên trạng thái hoạt động và tài nguyên [16]. Công cụ này sử dụng phương pháp quét hoạt động ba giai đoạn, kết hợp với các hàm ràng buộc và hệ biến mô hình, cho phép biểu diễn các hoạt động xây dựng từ đơn giản đến phức tạp. STROBOSCOPE có khả năng mô tả đồng thời trạng thái của hệ thống và sự tương tác giữa các nguồn lực như thiết bị, phương tiện, nhân công và hàng đợi, nhờ đó phản ánh tốt hơn bản chất động của quá trình thi công.

EZStrobe là một chương trình mô phỏng sự kiện rời rạc, sử dụng STROBOSCOPE làm công cụ mô phỏng. Nó có khả năng mô hình hóa nhiều hoạt động phức tạp trong các lĩnh vực khác nhau. Chương trình được phát triển trong Microsoft Visio, với một mạng lưới đồ họa ban đầu, EZStrobe tự động tạo một mô hình tương đương bằng cách sử dụng các câu lệnh STROBOSCOPE và chuyển nó sang STROBOSCOPE để thực hiện mô phỏng [16]. Các thành phần mô hình hóa chính trong EZStrobe được trình bày trong Bảng 1.

Bảng 1. Các thành phần mô hình hóa chính của mô phỏng EZStrobe [17]

Thành phần	Mô tả
	Combi biểu thị một hoạt động bị hạn chế bởi các điều kiện về tài nguyên. Hoạt động này sẽ bắt đầu khi có đủ các nguồn lực cần thiết
	Normal biểu thị một hoạt động không có ràng buộc, nó sẽ bắt đầu tùy thuộc vào việc hoàn thành các hoạt động trước đó.
	Queue đại diện cho hàng đợi, nơi lưu giữ các tài nguyên cho hoạt động Combi.
	Fork là thành phần có chức năng định tuyến xác suất, nó sẽ chọn hướng đi cho tài nguyên di chuyển đến các hàng đợi hoặc thực hiện hoạt động tiếp theo.
	Draw Link biểu thị liên kết kéo, kết nối giữa hàng đợi với một hoạt động Combi.
	Release Link biểu thị liên kết thoát, kết nối giữa mọi hoạt động với các thành phần khác ngoại trừ hoạt động Combi.
	Branch Link biểu thị liên kết nhánh, kết nối một Fork với thành phần bất kỳ ngoại trừ hoạt động Combi.

4. Giới thiệu mô hình tính toán phát thải CO_2

4.1. Công thức tính toán phát thải CO_2

Tổng quan các nghiên cứu về ước tính phát thải trong hoạt động xây dựng cho thấy phần lớn đều dựa trên mô hình NONROAD do Cơ quan Bảo vệ Môi trường Hoa Kỳ (EPA) phát triển. Tại Việt Nam hiện nay chưa có quy chuẩn hoặc tiêu chuẩn quy định hệ số phát thải cho máy móc, thiết bị xây dựng. Do đó, Nghiên cứu này đề xuất sử dụng mô hình NONROAD của EPA

[18], để tính toán các hệ số phát thải theo điều kiện tại Việt Nam. Phát thải CO_2 từ hoạt động xây dựng được định lượng thông qua các công thức sau:

$$E = EW + EI \quad (1)$$

$$EW = \sum_{i=1}^{I}\sum_{j=1}^{J}\left(EFW_i \times WT_{i,j} \times EP_i \times LFW_i\right) \quad (2)$$

$$EI = \sum_{i=1}^{I}\sum_{j=1}^{J}\left(EFI_i \times IT_{i,j} \times EP_i \times LFI_i\right) \quad (3)$$

Trong đó, *i* là loại thiết bị; *j* là loại hoạt động; *E* là tổng phát thải CO_2 (g); *EW* và *EI* lần lượt là lượng phát thải ở chế độ làm việc và chế độ chờ (g); *EFW* và *EFI* là hệ số phát thải CO_2 tương ứng với chế độ hoạt động và chờ (g/hp·h); *WT* và *IT* là thời gian hoạt động và thời gian chờ của thiết bị (giờ), được xác định từ mô phỏng EZStrobe; *EP* là công suất động cơ (hp); *LFW* và *LFI* là hệ số tải của thiết bị ở chế độ hoạt động và chế độ dừng chờ.

4.2. Xác định hệ số phát thải CO_2

Hệ số phát thải CO_2 được xác định dựa trên mức tiêu thụ nhiên liệu theo công suất phanh (BSFC) và tỷ lệ phát thải hydrocarbon (HC) [18]. Công thức xác định hệ số phát thải CO_2 được tính toán theo các Công thức (4) và (5):

$$EFW = 0.87 \times \frac{44}{12} \times \left(BFSC \times TAF \times 453.6 - EF_{HC}\right) \quad (4)$$

$$EFI = \beta \times EFW \quad (5)$$

Trong đó, *BSFC* là mức tiêu thụ nhiên liệu theo công suất phanh (lb/hp.h), xác định theo Bảng 3; *TAF* là tỷ lệ giữa hệ số phát thải tạm thời và hệ số ở trạng thái ổn định, giá trị này lấy bằng 1 đối với các động cơ Tier 4 [18]; 453,6 là hệ số chuyển đổi đơn vị từ pound sang gram; EF_{HC} là hệ số phát thải HC đã hiệu chỉnh (g/hp.h), xác định theo Bảng 3; 0,87 là tỷ lệ khối lượng carbon trong dầu diesel; (44/12) là tỷ lệ khối lượng phân tử của CO_2 so với carbon; β là hệ số phát thải CO_2 ở chế độ không tải. Dựa trên kết quả nghiên cứu của Lewis [19], tham số này nằm trong khoảng từ 0,2 đến 0,3. Do đó, nghiên cứu này lựa chọn giá trị $\beta = 0{,}25$ để tính toán hệ số phát thải CO_2 trong chế độ không tải.

Bảng 3. Hệ số BSFC và EFss dựa trên loại động cơ [18]

Công suất (hp)	Công nghệ	BSFC (lb/hp-h)	Hệ số EF_{ss} (g/hp-h)			
			HC	CO	NO_X	PM_{10}
> 100 to 175	Tier 1	0,367	0,680	2,702	8,380	0,402
	Tier 2		0,338	0,867	5,652	0,280
	Tier 3		0,338	0,867	4,103	0,180
	Tier 4		0,186	0,867	2,504	0,022
> 300 to 600	Tier 1	0,367	0,680	2,702	8,380	0,402
	Tier 2		0,203	1,306	6,015	0,201
	Tier 3		0,167	0,843	4,335	0,132
	Tier 4		0,132	0,084	2,076	0,009

4.3. Xác định hệ số phát thải HC

Hệ số phát thải đối với HC được tính bằng cách nhân hệ số phát thải trạng thái ổn định (EFss), hệ số điều chỉnh tạm thời (TAF) và hệ số suy giảm (DF) [18]. Công thức để ước tính hệ số phát thải HC được thể hiện như sau:

$$EF_{HC} = EF_{SS} \times TAF \times DF \quad (6)$$

$$DF = 1 + DF_{rel} \times AF \quad (7)$$

$$AF = \frac{(CH \times LF)}{ML} = \frac{(AH \times LT \times LF)}{ML} \quad (8)$$

Trong đó, hệ số EF_{SS} là hệ số phát thải trạng thái ổn định do EPA quy định cho từng loại thiết bị (g/hp-h), xác định như trong Bảng 3; Hệ số *DF* nắm bắt sự gia tăng lượng khí thải khi tuổi thọ của động cơ tăng theo thời gian; DF_{rel} là hệ số suy thoái tương đối của thiết bị, phụ thuộc vào chất ô nhiễm và loại công nghệ. Với phát thải HC giá trị này bằng 0,027 [18]; *AF* là hệ số tuổi của thiết bị; *CH* là số giờ sử dụng tích lũy (hr); *AH* là số giờ hoạt động hàng năm (h/y), giá trị này được EPA [20] khuyến nghị theo từng loại thiết bị; *LT* là thời gian sử dụng (y); *LF* là hệ số tải; *ML* là tuổi thọ trung bình (tính bằng giờ khi tải đầy đủ). Đối với động cơ diesel, EPA đề xuất thông số này là 7.000 giờ [20].

4.4. Xác định hệ số tải LF

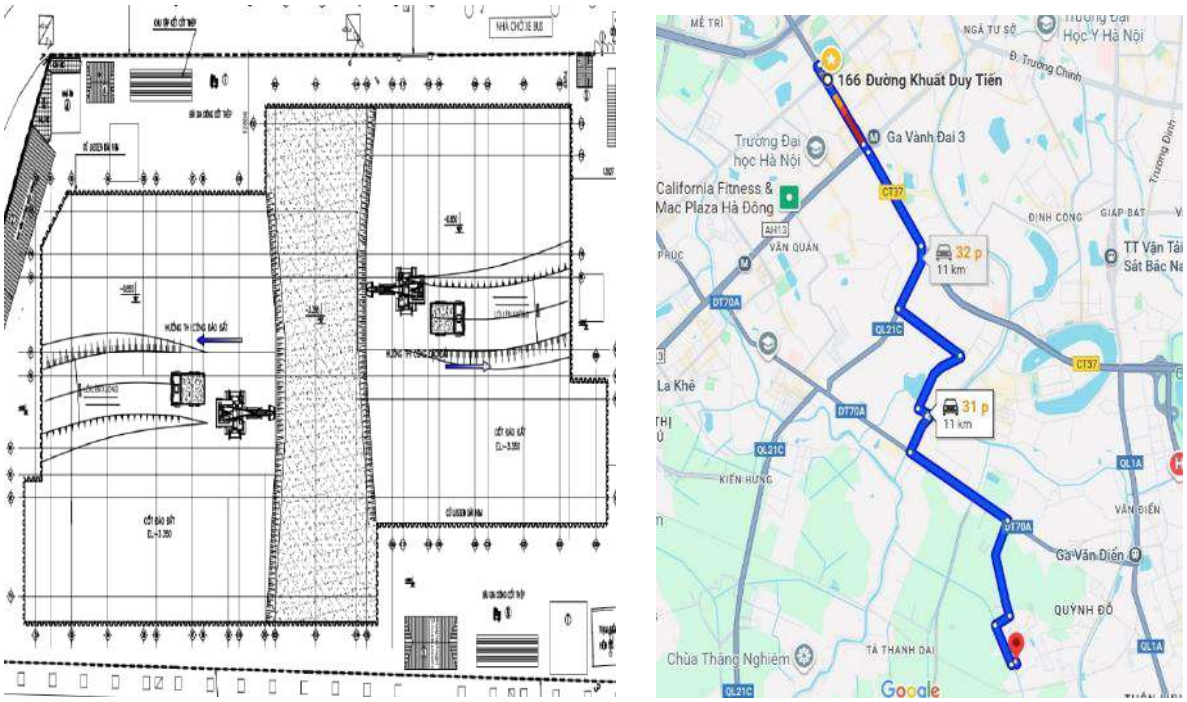
Hệ số tải (LF) là tỷ lệ giữa công suất sử dụng trung bình và công suất định mức, phản ánh các trạng thái vận hành như không tải, tải một phần và gián đoạn [20]. Nghiên cứu này lựa chọn LFW = 0,59 để tính phát thải CO_2 ở chế độ hoạt động [20]. Ở chế độ không tải, thiết bị duy trì trạng thái chờ với công suất thấp; do đó LFI thường dao động từ 0,1-0,3 tùy loại và công suất động cơ [21,22]. Nghiên cứu này áp dụng LFI = 0,2 để ước tính phát thải CO_2 trong chế độ này.

5. Mô tả trường hợp nghiên cứu

Nghiên cứu điển hình được thực hiện tại giai đoạn đào đất tầng hầm của dự án Khu nhà ở cán bộ, nhân viên Ban Cơ yếu Chính phủ. Nghiên cứu tập trung vào quá trình đào đất lớp 1 và lớp 2 trong khoảng cao độ từ -0,85 m đến -6,35 m, với khối lượng thi công 28.460 m³. Công tác đào được triển khai theo hai hướng từ trung tâm công trình; đất thải được vận chuyển bằng ô tô tự đổ đến bãi chôn lấp tại xã Vĩnh Quỳnh, huyện Thanh Trì, cách công trường 11 km. Hình 2a và 2b lần lượt trình bày mặt bằng tổ chức thi công và tuyến vận chuyển thực tế xác định trên Google Maps. Về thiết bị, nhà thầu sử dụng máy đào gầu nghịch Doosan DX180 (dung tích gầu 0,8 m³) kết hợp ô tô tự đổ Hyundai HD270 tải trọng 15 tấn để vận chuyển đất, thông số chi tiết được trình bày trong Bảng 4.

Bảng 4. Thông tin về thiết bị thi công đất trong dự án

STT	Thiết bị	Hãng sản xuất	Nhãn hiệu	Năm sản xuất	Loại công nghệ	Công suất (Hp)	Tải trọng (tấn)	Dung tích (m^3)	Số lượng (chiếc)
01	Máy đào	DooSan	DX180	2012	Tier 4	131	19,6	0,8	04
02	Xe tải	Huyndai	HD270	2015	Tier 4	374	15	10	24



a) *b)*

Hình 2. Biện pháp tổ chức thi công đào đất và vận chuyển đất thải
a) Mặt bằng tổ chức thi công đào đất; b) Tuyến đường vận chuyển đổ thải

6. Thiết lập mô hình mô phỏng trên EZStrobe

6.1. Thu thập dữ liệu đầu vào cho mô phỏng

Một dữ liệu đầu vào quan trọng của mô phỏng là thời gian thực hiện các hoạt động. Căn cứ hồ sơ quản lý chất lượng, catalog thiết bị và video thi công thực tế, kết hợp phương pháp chuyên gia và phân tích thống kê, nghiên cứu lựa chọn phân phối tam giác (Triangular) để mô tả phần lớn thời lượng các công tác đào đất. Đối với thời gian dừng chờ đèn tín hiệu tại các nút giao, nghiên cứu lựa chọn phân phối đều Uniform vì đây là biến có cận dưới và cận trên tương đối rõ, được xác định từ quan sát thực địa và video khảo sát trên tuyến vận chuyển. Khác với các công tác thi công chính, thời gian chờ đèn tín hiệu có tính ngẫu nhiên cao, phụ thuộc chủ yếu vào thời điểm xe tiếp cận nút giao trong chu kỳ tín hiệu. Với giả định thời điểm đến của xe là ngẫu nhiên, phần thời gian chờ còn lại có thể được xem là phân bố gần đồng đều trong khoảng giá trị quan sát được. Do đó, Uniform được sử dụng như một giả định đơn giản, minh bạch và phù hợp để phản ánh sự biến thiên của thời gian chờ đèn tín hiệu trong mô hình. Trình tự các hoạt động và phân phối xác suất thời lượng tương ứng trong mô phỏng EZStrobe được trình bày tại Bảng 5.

Bảng 5. Thông tin về các hoạt động trong quy trình thi công đào đất

TT	Hoạt động	Ký hiệu hoạt động	Ký hiệu thời gian	Phân phối thời gian (giây)
1	Xe tải di chuyển vào vị trí đào	Vaolaydat	t1	Triangular[10,15,20]
2	Máy xúc đào đất đổ đầy xe tải	Daodat	t2	Triangular[360,390,420]
3	Xe tải di chuyển ra vị trí cầu rửa xe	DencauRX	t3	Triangular[15,20,25]

TT	Hoạt động	Ký hiệu hoạt động	Ký hiệu thời gian	Phân phối thời gian (giây)
4	Vệ sinh lốp xe trước khi rời công trường	Ruaxe	t4	Triangular[30,40,50]
5	Xe tải di chuyển đến nút giao 1 (0,4km)	DenNG1	t5	Triangular[48,58,72]
6	Xe tải di chuyển đến nút giao 2 (1,4km)	DenNG2	t6	Triangular[168,202,252]
7	Xe tải di chuyển đến nút giao 3 (5,2 km)	DenNG3	t7	Triangular[624,749,936]
8	Xe tải di chuyển đến nút giao 4 (1,8 km)	DenNG4	t8	Triangular[216,259,324]
9	Xe tải di chuyển đến nút giao 5 (1,2 km)	DenNG5	t9	Triangular[144,173,216]
10	Xe tải di chuyển đến vị trí đổ đất (1,0 km)	DenVTdodat	t10	Triangular[120,144,180]
11	Xe tải đổ đất tại bãi thải	Dodat	t11	Triangular[40,45,50]
12	Xe tải rỗng quay về nút giao 5 (1,0 km)	VeNG5	t12	Triangular[90,103,120]
13	Xe tải rỗng quay về nút giao 4 (1,2 km)	VeNG4	t13	Triangular[108,123,144]
14	Xe tải rỗng quay về nút giao 3 (1,8 km)	VeNG3	t14	Triangular[162,185,216]
15	Xe tải rỗng quay về nút giao 2 (5,2 km)	VeNG2	t15	Triangular[468,535,624]
16	Xe tải rỗng quay về vị trí đào (1,8 km)	VeVTchodao	t16	Triangular[162,185,216]
17	Xe tải chờ đèn xanh tại nút giao 1 chiều đi	ChodenX1	tcho1	Uniform[5,100]
18	Xe tải chờ đèn xanh tại nút giao 2 chiều đi	ChodenX2	tcho1	Uniform[5,100]
19	Xe tải chờ đèn xanh tại nút giao 3 chiều đi	ChodenX3	tcho1	Uniform[5,100]
20	Xe tải chờ đèn xanh tại nút giao 4 chiều đi	ChodenX4	tcho1	Uniform[5,80]
21	Xe tải chờ đèn xanh tại nút giao 5 chiều đi	ChodenX5	tcho1	Uniform[5,80]
17	Xe tải chờ đèn xanh tại nút giao 5 chiều về	ChodenX6	tcho1	Uniform[5,80]
18	Xe tải chờ đèn xanh tại nút giao 4 chiều về	ChodenX7	tcho1	Uniform[5,80]
19	Xe tải chờ đèn xanh tại nút giao 3 chiều về	ChodenX8	tcho1	Uniform[5,100]
20	Xe tải chờ đèn xanh tại nút giao 2 chiều về	ChodenX9	tcho1	Uniform[5,100]

6.2. Tính toán các hệ số phát thải

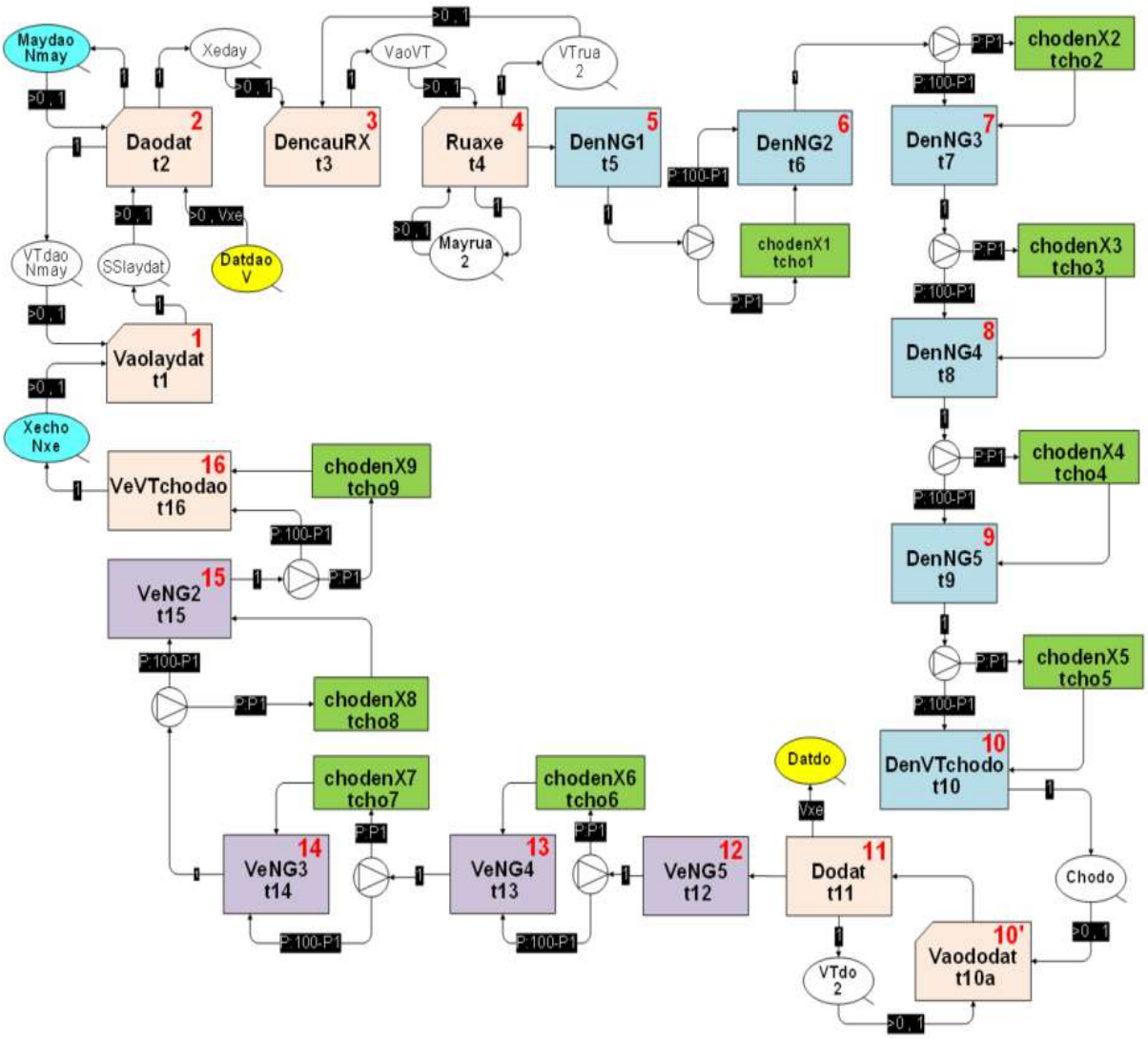
Dựa trên các thông số kỹ thuật của thiết bị có trong Bảng 4, các hệ số phát thải được xác định theo các công thức trình bày trong mục 4. Bảng 6 tổng hợp các kết quả tính toán các hệ số phát thải để đưa vào chương trình mô phỏng.

Bảng 6. Kết quả tính toán hệ số phát thải HC và CO_2

Thiết bị	LT (y)	AH (h/y)	CH (h)	AF	DF_{rel}	DF	EFss	TAF	BSFC	EF_{HC} (g/hp.h)	EFW (g/hp.h)	EFI (g/hp.h)
DX180	5	1.092	5.460	0,46	0,027	1,012	0,184	1,00	0,376	0,186	543,47	135,87
HD270	2	1.641	3.282	0,28	0,027	1,007	0,131	1,00	0,376	0,132	543,65	135,91

6.3. Thiết lập mô hình mô phỏng trên EZStrobe

Sau khi thu thập đầy đủ các dữ liệu cần thiết, mô hình mô phỏng quá trình thi công đất thực tế được thiết lập trên EZStrobe và được thể hiện như trên Hình 3. Cùng với đó, các thông số đầu vào và kết quả đầu ra cho mô phỏng lần lượt được khai báo trong chương trình và được thể hiện như trong Hình 4 đến 5.



Hình 3. Mô hình mô phỏng hoạt động thi công đào, vận chuyển và san lấp đất tại dự án

THÔNG SỐ ĐẦU VÀO CỦA MÔ PHỎNG		
V	Tong khoi luong dat dao va van chuyen (m3)	28460
Vxe	Dung tich thung xe cho dat (m3)	10
Nmay	So luong may dao DX180 (may)	4
Nxe	So luong xe tai HD270 (xe)	24
EP1	Cong suat dong co may dao (Hp)	131
EP2	Cong suat dong co xe tai (Hp)	374
EFW1	He so phat thai CO2 cua may dao (g/hp.hr)	543.47
EFW2	He so phat thai CO2 cua xe tai (g/hp.hr)	543.65
EFI1	He so phat thai CO2 cua may dao o trang thai cho	135.87
EFI2	He so phat thai CO2 cua xe tai o trang thai cho (g/	135.91
LFW	He so tai cua thiet bi trong trang thai hoat dong	0.59
LFI	He so tai cua thiet bi trong trang thai cho doi	0.2

Hình 4. Khai báo các thông số đầu vào cho mô phỏng

THÔNG SỐ KẾT QUẢ ĐẦU RA CỦA MÔ PHỎNG		
Thoigian	Tong thoi gian thi cong (gio)	SimTime/(3600)
P1	Xac suat dung cho den do (%)	10
MaydaoWT	Thoi gian may dao hoat dong (gio)	(Daodat.AveDur*Daodat.TotInst)/(3600)
MaydaoIT	Thoi gian may dao cho doi (gio)	(Maydao.AveWait*Daodat.TotInst)/(3600)
XetaiWT	Thoi gian xe tai hoat dong (gio)	(Vaolaydat.AveDur*Vaolaydat.TotInst+DencauRX.AveDur*DencauRX.TotInst+DenNG1.AveDur*DenNG1.TotInst+DenNG2.AveDur*DenNG2.TotInst+DenNG3.AveDur*DenNG3.TotInst+DenNG4.AveDur*DenNG4.TotInst+DenNG5.AveDur*DenNG5.TotInst+DenVTchodo.AveDur*DenVTchodo.TotInst+Vaododat.AveDur*Vaododat.TotInst+Dodat.AveDur*Dodat.TotInst+VeNG5.AveDur*VeNG5.TotInst+VeNG4.AveDur*VeNG4.TotInst+VeNG3.AveDur*VeNG3.TotInst+VeNG2.AveDur*VeNG2.TotInst+VeVTchodao.AveDur*VeVTchodao.TotInst)/(3600)
XetaiIT	Thoi gian xe tai cho doi (gio)	(Daodat.AveDur*Daodat.TotInst+Xetai.AveWait*Vaolaydat.TotInst+ChoRX.AveWait*Ruaxe.TotInst+Ruaxe.AveDur*Ruaxe.TotInst+chodenX1.AveDur*chodenX1.TotInst+chodenX2.AveDur*chodenX2.TotInst+chodenX3.AveDur*chodenX3.TotInst+chodenX4.AveDur*chodenX4.TotInst+chodenX5.AveDur*chodenX5.TotInst+Chodo.AveWait*Vaododat.TotInst+chodenX6.AveDur*chodenX6.TotInst+chodenX7.AveDur*chodenX7.TotInst+chodenX8.AveDur*chodenX8.TotInst+chodenX9.AveDur*chodenX9.TotInst)/(3600)
CO2MdW	Phat thai CO2 tu may dao o trang thai hoat dong (tan)	(MaydaoWT*EP1*EFW1*LFW)/1000000
CO2MdI	Phat thai CO2 tu may dao o trang thai cho doi (tan)	(MaydaoIT*EP1*EFI1*LFI)/1000000
CO2XtW	Phat thai CO2 tu xe tai o trang thai hoat dong (tan)	(XetaiWT*EP2*EFW2*LFW)/1000000
CO2XtI	Phat thai CO2 tu xe tai o trang thai cho doi (tan)	(XetaiIT*EP2*EFI2*LFI)/1000000
CO2	Tong luong phat thai CO2 (tan)	CO2MdW+CO2MdI+CO2XtW+CO2XtI

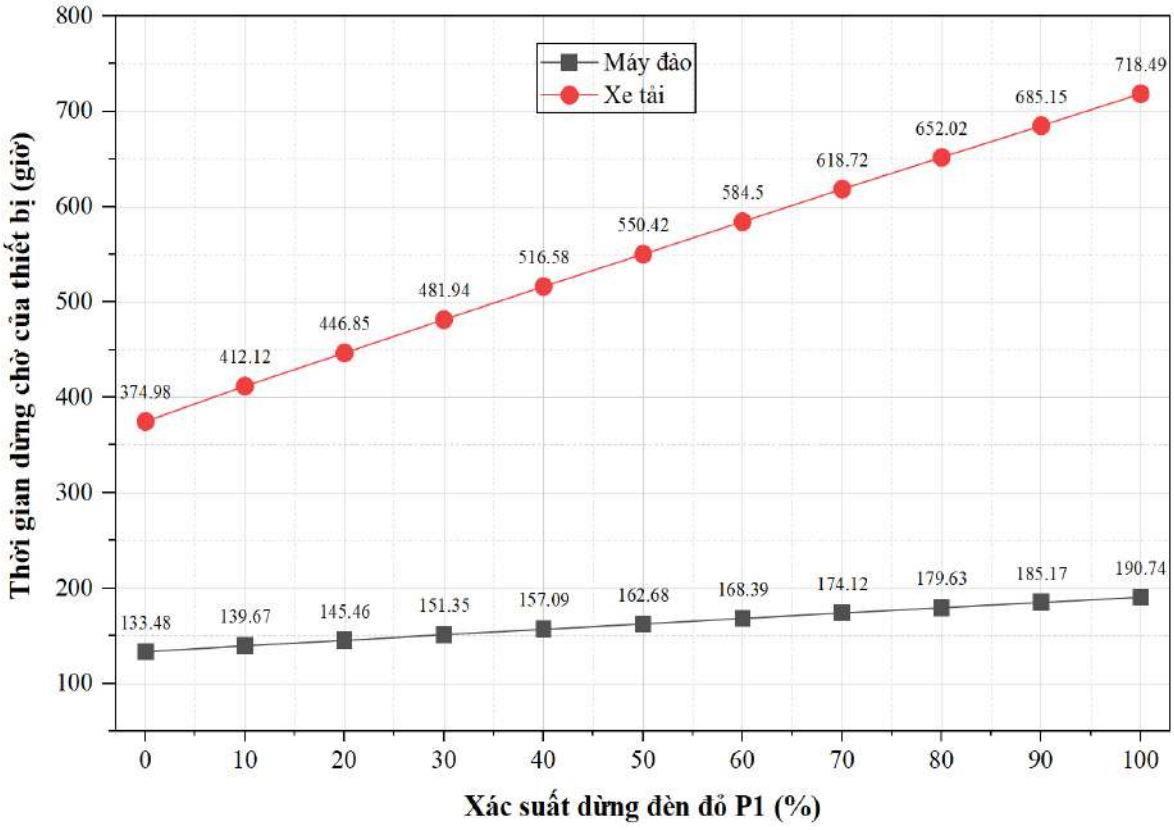
Hình 5. Khai báo các kết quả đầu ra cho mô phỏng

7. Kết quả mô phỏng và đánh giá

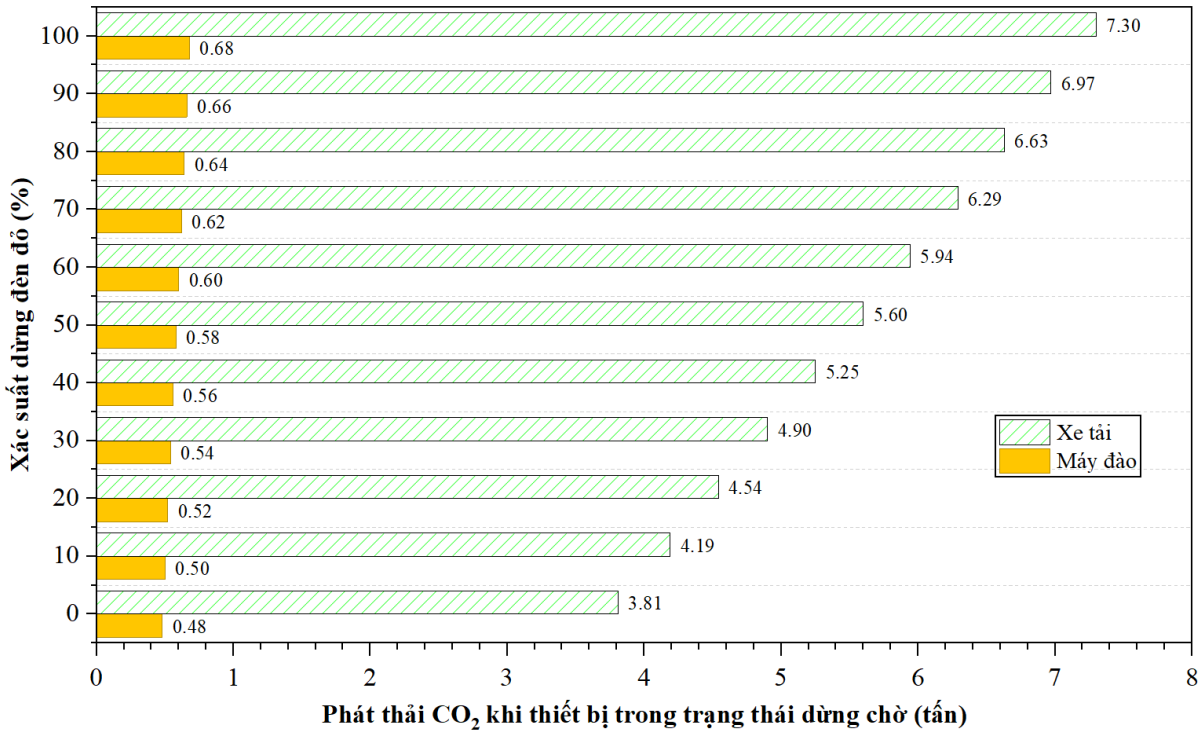
Mô hình đã thiết lập được kiểm tra lỗi bằng chạy mô hình hoạt hình. Kết quả cho thấy mô hình đã hoạt động chính xác, có thể sử dụng để phân tích mô phỏng. Trong nghiên cứu này, Tác giả sẽ khảo sát ảnh hưởng của điều kiện giao thông đến việc phát thải CO_2 của thiết bị trong quá trình thi công đất. Dựa vào tính năng định tuyến xác suất của phần tử "FORK" trong mô phỏng EZStrobe, các xác suất dừng chờ đèn đỏ của xe tải tại các nút giao có đèn tín hiệu được giả định thông qua hệ số P1. Tiến hành chạy mô phỏng 1.000 lần với mỗi trường hợp xác suất P1 ứng với giá trị từ 0% đến 100%. Kết quả mô phỏng được tổng hợp như trong Bảng 7. Đồng thời, để tăng tính trực quan, thuận tiện cho việc phân tích và so sánh, các kết quả được trình bày dưới dạng biểu đồ như trong các Hình 6 đến 9.

Bảng 7. Kết quả mô phỏng về thời gian và phát thải CO_2 theo trạng thái của thiết bị

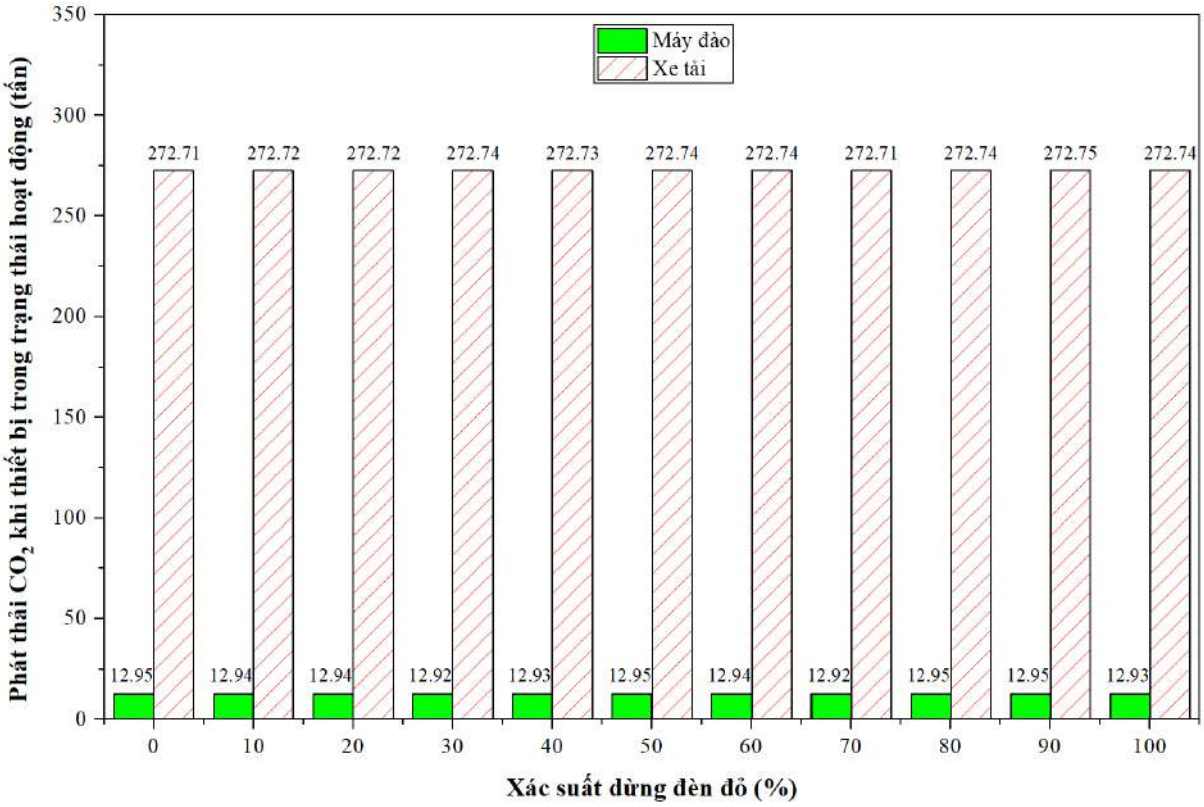
Xác suất dừng đèn đỏ P1 (%)	Thời gian hoạt động và dừng chờ của thiết bị (giờ)				Phát thải CO_2 theo trạng thái của thiết bị (tấn)				Tổng lượng phát thải CO_2 (tấn)	Thời gian thi công (giờ)
	Máy đào		Xe tải		Máy đào		Xe tải			
	Hoạt động	Dừng chờ	Hoạt động	Dừng chờ	Hoạt động	Dừng chờ	Hoạt động	Dừng chờ		
0	308,33	133,48	2273,04	374,98	12,95	0,48	272,71	3,81	289,95	110,50
10	308,32	139,67	2273,05	412,12	12,94	0,50	272,72	4,19	290,35	112,05
20	308,32	145,46	2273,05	446,85	12,94	0,52	272,72	4,54	290,72	113,50
30	308,30	151,35	2273,07	481,94	12,92	0,54	272,74	4,90	291,10	114,97
40	308,31	157,09	2273,07	516,58	12,93	0,56	272,73	5,25	291,47	116,41
50	308,33	162,68	2273,06	550,42	12,95	0,58	272,74	5,60	291,87	117,82
60	308,32	168,39	2273,07	584,50	12,94	0,60	272,74	5,94	292,22	119,24
70	308,30	174,12	2273,04	618,72	12,92	0,62	272,71	6,29	292,54	120,67
80	308,33	179,63	2273,06	652,02	12,95	0,64	272,74	6,63	292,96	122,05
90	308,33	185,17	2273,08	685,15	12,95	0,66	272,75	6,97	293,33	123,45
100	308,31	190,74	2273,07	718,49	12,93	0,68	272,74	7,30	289,95	124,83



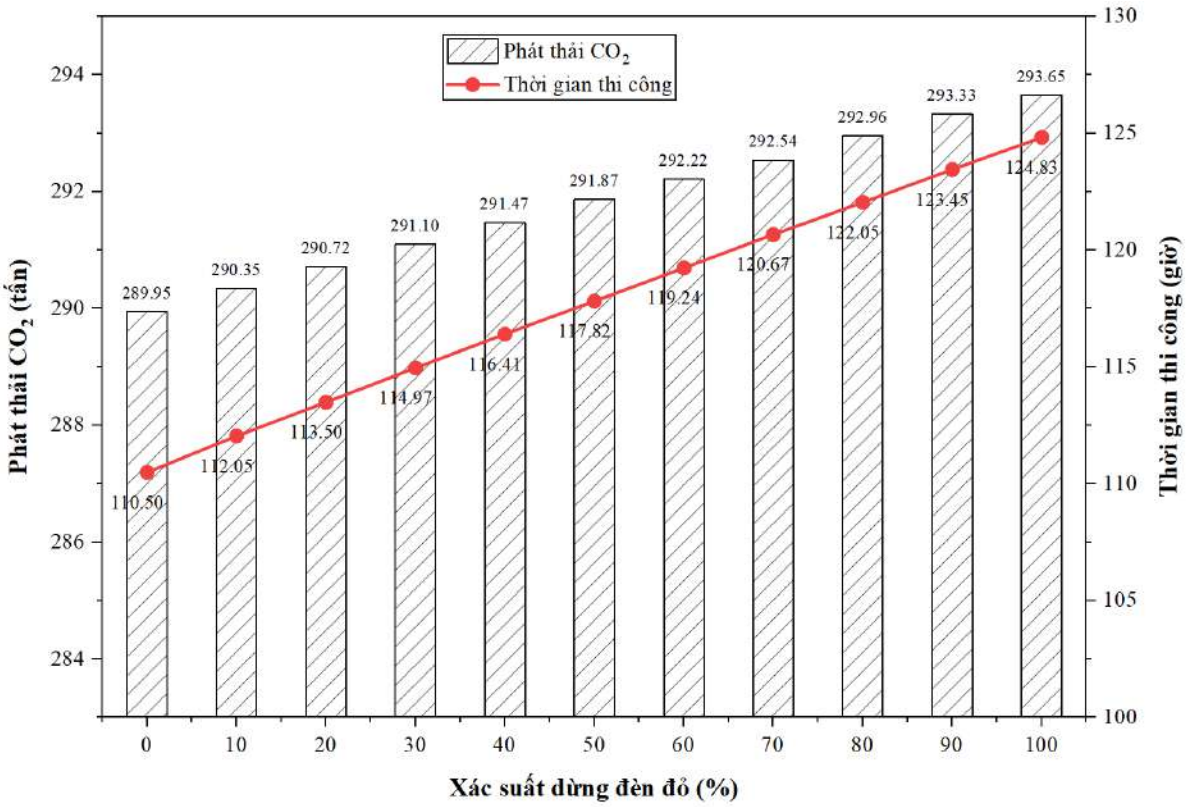
Hình 6. Biểu đồ tương quan giữa xác suất dừng đèn đỏ và thời gian dừng chờ của thiết bị



Hình 7. Biểu đồ tương quan giữa xác suất dừng đèn đỏ và phát thải CO_2 khi thiết bị trong trạng thái dừng chờ



Hình 8. Biểu đồ tương quan giữa xác suất dừng đèn đỏ và phát thải CO_2 khi thiết bị trong trạng thái hoạt động



Hình 9. Biểu đồ tương quan giữa xác suất dừng đèn đỏ, thời gian thi công và lượng phát thải CO_2 của thiết bị

Kết quả mô phỏng trình bày trong Bảng 7, kết hợp cùng các biểu đồ so sánh tại Hình 6 đến 9, cho thấy xác suất dừng đèn đỏ (P1) của xe tải tại các nút giao thông có ảnh hưởng rõ rệt đến trạng thái vận hành của thiết bị trong quá trình thi công đất. Cụ thể, tại Hình 6 khi P1 tăng từ 0% lên 100%, thời gian dừng chờ của xe tải tăng mạnh từ 374,98 giờ lên 718,49 giờ, tương đương mức tăng 91,6%. Trong khi đó, thời gian dừng chờ của máy đào có mức tăng ít hơn với 42,9% từ 133,48 giờ lên 190,74 giờ. Sự khác biệt về độ biến thiên thời gian dừng chờ giữa hai thiết bị có thể lý giải do xe tải chịu ảnh hưởng trực tiếp của giao thông đô thị, trong khi máy đào tại công trường chỉ bị ảnh hưởng gián tiếp thông qua sự kéo dài chu kỳ vận chuyển. Kết quả này cho thấy mô hình đã phản ánh hợp lý cơ chế tương tác hàng đợi giữa các thiết bị trong điều kiện giao thông biến động.

Hình 7 tiếp tục minh họa hệ quả về môi trường của sự gia tăng thời gian dừng chờ thông qua sự biến động của lượng phát thải CO_2 trong trạng thái chờ đợi của thiết bị. Khi P1 tăng, phát thải CO_2 trong thời gian chờ của cả hai thiết bị đều gia tăng rõ rệt. Cụ thể, phát thải CO_2 của xe tải tăng từ 3,81 tấn tại P1 = 0% lên 7,30 tấn tại P1 = 100%, tương ứng mức tăng 91,6%. Đồng thời, phát thải của máy đào cũng gia tăng từ 0,48 tấn lên 0,68 tấn (tăng 41,6%). Tỷ lệ gia tăng phát thải gần tương ứng với mức tăng thời gian chờ ở Hình 6, cho thấy mối quan hệ chặt chẽ giữa thời gian thiết bị vận hành không tải và lượng phát thải phát sinh. Đáng chú ý, kết quả phân tích theo trạng thái hoạt động của thiết bị tại Hình 8 cho thấy phát thải trong trạng thái hoạt động của cả máy đào và xe tải gần như không thay đổi khi xác suất dừng đèn đỏ gia tăng, Cụ thể, phát thải từ xe tải duy trì quanh mức 272,7 tấn, trong khi phát thải từ máy đào cũng dao động rất nhỏ quanh mức 12,9 tấn. Sự ổn định này cho thấy khối lượng công việc thi công không thay đổi theo P1, do đó tổng năng lượng tiêu hao cho hoạt động hữu ích của thiết bị hầu như không biến động. Đồng thời, so sánh giữa hai thiết bị cho thấy xe tải luôn là nguồn phát thải chi phối trong cả hai trạng thái, với mức phát thải hoạt động lớn gấp nhiều lần máy đào và mức gia tăng phát thải

chờ cũng cao hơn đáng kể. Kết quả này khẳng định rằng trong điều kiện giao thông đô thị, xe tải là thiết bị đáng chú ý nhất về phát thải CO_2.

Hình 9 cho thấy bức tranh tổng hợp về tác động của xác suất dừng đèn đỏ (P1) đến tổng lượng phát thải CO_2 và tiến độ thi công. Sự gia tăng thời gian chờ dẫn đến việc kéo dài tiến độ thi công. Cụ thể, thời gian hoàn thành công việc tăng từ 110,50 giờ lên 124,83 giờ (tăng 13%) khi P1 tăng từ 0% lên 100%. Điều này cho thấy điều kiện giao thông đô thị có khả năng ảnh hưởng đáng kể đến tiến độ dự án. Đồng thời, kết quả cho thấy tổng lượng phát thải CO_2 cũng gia tăng từ 289,95 tấn lên 293,88 tấn (tăng 1,36%). Như vậy, phần phát thải gia tăng chủ yếu từ tác động của việc dừng chờ đèn tín hiệu tại các nút giao thông. Lượng phát thải này cũng rất đáng kể và có xu hướng tăng mạnh khi điều kiện giao thông càng phức tạp.

8. Kết luận

Nghiên cứu đã chứng minh khả năng của chương trình mô phỏng trong việc tái hiện chi tiết trạng thái vận hành của thiết bị thi công đất dưới tác động của điều kiện giao thông đô thị. Thông qua việc phân chia theo các trạng thái hoạt động và dừng chờ, mô hình cho phép định lượng phát thải CO_2 tương ứng với từng trạng thái vận hành thay vì chỉ ước tính tổng phát thải dựa trên thời gian làm việc chung. Cách tiếp cận này giúp nhận diện rõ phần phát thải phát sinh do thời gian dừng chờ của thiết bị, yếu tố thường bị bỏ qua trong các phương pháp tính toán truyền thống.

Kết quả mô phỏng cho thấy phát thải CO_2 trong trạng thái hoạt động của thiết bị tương đối ổn định khi xác suất dừng đèn đỏ thay đổi, do khối lượng công việc thi công không đổi. Ngược lại, phát thải trong trạng thái dừng chờ lại gia tăng đáng kể, đặc biệt đối với xe tải. Điều này khẳng định rằng điều kiện giao thông chủ yếu làm kéo dài thời gian dừng chờ của thiết bị và do đó làm gia tăng phát thải. Các phát hiện này có ý nghĩa quan trọng đối với công tác đánh giá môi trường trong thi công đô thị. Trong môi trường giao thông phức tạp, sự gián đoạn tại các nút giao có thể làm suy giảm hiệu quả phối hợp giữa các thiết bị, kéo dài tiến độ và làm tăng phát thải do chờ đợi. Do đó, việc tổ chức và quản lý thi công đất cần được xem xét dưới góc độ hệ thống, trong đó khâu vận chuyển đóng vai trò then chốt. Các giải pháp như tối ưu hóa tuyến vận chuyển, lựa chọn khung giờ thi công phù hợp, điều phối số lượng xe tải hợp lý với năng suất máy đào, và ứng dụng công cụ mô phỏng để đánh giá trước các kịch bản giao thông có thể góp phần nâng cao hiệu quả thi công đồng thời giảm thiểu tác động môi trường. Nghiên cứu không chỉ cung cấp bằng chứng định lượng về tác động của điều kiện giao thông đến phát thải CO_2 theo từng trạng thái vận hành, mà còn khẳng định giá trị của mô phỏng như một công cụ hỗ trợ ra quyết định trong quản lý thi công bền vững tại khu vực đô thị.

Bên cạnh những kết quả đạt được, nghiên cứu vẫn còn một số điểm cần hoàn thiện. Trước hết, mô hình hiện được xây dựng cho một kịch bản thi công đất điển hình với cấu hình thiết bị xác định, vì vậy khả năng khái quát cho các loại công trình hoặc điều kiện tổ chức thi công khác cần được kiểm chứng thêm. Ngoài ra, Phạm vi đánh giá cũng mới tập trung vào CO_2 trong giai đoạn thi công, chưa mở rộng sang các chỉ tiêu môi trường khác hoặc góc nhìn vòng đời. Nghiên cứu tiếp theo có thể được phát triển theo hướng mở rộng kịch bản mô phỏng, tích hợp dữ liệu đo đạc thực tế để hiệu chỉnh mô hình phù hợp hơn với điều kiện địa phương. Đồng thời, mở rộng phân tích theo hướng đánh giá vòng đời và xem xét đồng thời nhiều tác động môi trường sẽ giúp nâng cao tính toàn diện và giá trị ứng dụng của mô hình trong thực tiễn.

Tài liệu tham khảo

1. UNEP & Global Alliance for Buildings and Construction. (2025). Global Status Report for Buildings and Construction 2024/2025. *GlobalABC*. https://globalabc.org/global-status-report.

2. Gia Tuệ. (2024). Việt Nam trên lộ trình kiểm kê khí nhà kính - Bài 5: Kiểm kê khí nhà kính ngành xây dựng, *Tạp chí điện tử Kinh tế và Môi trường*, https://kinhtemoitruong.vn/viet-nam-tren-lo-trinh-kiem-ke-khi-nha-kinh-bai-5-kiem-ke-khi-nha-kinh-nganh-xay-dung-92646.html.
3. Heidari, B., & Marr, L. C. (2015). Real-time emissions from construction equipment compared with model predictions. *Journal of the air & waste management association*, *65*(2), 115-125. https://doi.org/10.1080/10962247.2014.978485.
4. Seo, M. S., Kim, T., Hong, G., & Kim, H. (2016). On-site measurements of CO_2 emissions during the construction phase of a building complex. *Energies*, *9*(8), 599. https://doi.org/10.3390/en9080599
5. Trani, M. L., Bossi, B., Gangolells, M., & Casals, M. (2016). Predicting fuel energy consumption during earthworks. *Journal of cleaner production*, *112*, 3798-3809. https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2015.08.027
6. Hong, B., & Lü, L. (2022). Assessment of emissions and energy consumption for construction machinery in earthwork activities by incorporating real-world measurement and discrete-event simulation. *Sustainability*, *14*(9), 5326. https://doi.org/10.3390/su14095326
7. Wang, F., Li, Z., Zhang, K., Di, B., & Hu, B. (2016). An overview of non-road equipment emissions in China. *Atmospheric Environment*, *132*, 283-289. https://doi.org/10.1016/j.atmosenv.2016.02.046
8. Cao, T., Russell, R. L., Durbin, T. D., Cocker III, D. R., Burnette, A., Calavita, J., ... & Johnson, K. C. (2018). Characterization of the emissions impacts of hybrid excavators with a portable emissions measurement system (PEMS)-based methodology. *Science of the total environment*, *635*, 112-119. https://doi.org/10.1016/j.scitotenv.2018.04.011
9. Yanowitz, J., McCormick, R. L., & Graboski, M. S. (2000). In-use emissions from heavy-duty diesel vehicles. *Environmental science & technology*, *34*(5), 729-740. https://doi.org/10.1021/es990903w.
10. US EPA. (2008). "*EPA NONROAD Model Updates of 2008- NONROAD2008*" Online available from https://nepis.epa.gov/Exe/ZyPDF.cgi?Dockey=P100AKH1.pdf.
11. *ARB. "*Mobile Source Emissions Inventory Off-road Diesel Vehicles, Air Resources Board, Air Resources Board,"Online.Available:https://ww3.arb.ca.gov/msei/ordiesel.htm.
12. Li, H. X., & Lei, Z. (2010). Implementation of Discrete-Event Simulation (DES) in estimating & analyzing CO_2 emission during earthwork of building construction engineering. In *2010 IEEE 17th International Conference on Industrial Engineering and Engineering Management* (pp. 87-89). IEEE. DOI: 10.1109/ICIEEM.2010.5646619
13. Zhang, H. (2015). Discrete-event simulation for estimating emissions from construction processes. *Journal of Management in Engineering*, *31*(2), 04014034. https://doi.org/10.1061/(ASCE)ME.1943-5479.0000236
14. Li, Z. T., & Akhavian, R. (2017). Carbon dioxide emission evaluation in construction operations using DES: A case study of carwash construction. In *2017 winter simulation conference (WSC)* (pp. 2384-2393). IEEE. DOI: 10.1109/WSC.2017.8247968
15. Limsawasd, C., & Athigakunagorn, N. (2022). Quantification of particulate emission from construction activities using discrete-event simulation. *Civil Engineering and Architecture*, *10*(2), 703-714. DOI: 10.13189/cea.2022.100225
16. *Martinez, J. C. (1996). STROBOSCOPE: State and Resource Based Simulation of Construction Process. Ph.D. Dissertation 1996. University of Michigan. MI, USA.*
17. Martinez, J. C. (2001). EZStrobe - general-purpose simulation system based on activity cycle diagrams, *Proceedings of the 2001 Winter Simulation Conference*. Vol. 2. 1556-1564

18. EPA, (2010). “Crankcase Emission Factors for Non-road Engine Modeling Compression-ignition,” USA. Office of Transportation and Air Quality, Report No. NR-009d.
19. Lewis, P., Leming, M., & Rasdorf, W. (2012). Impact of engine idling on fuel use and CO_2 emissions of nonroad diesel construction equipment. *Journal of Management in Engineering*, *28*(1), 31-38. https://doi.org/10.1061/(ASCE)ME.1943-5479.0000068
20. EPA, (2010). “Median Life, Annual Activity, and Load Factor Values for Nonroad Engine Emissions Modeling,” USA. Office of Transportation and Air Quality, Report No. NR-005d.
21. Lewis, P., Leming, M., Frey, H. C., & Rasdorf, W. (2011). Assessing effects of operational efficiency on pollutant emissions of nonroad diesel construction equipment. *Transportation research record*, *2233*(1), 11-18. https://doi.org/10.3141/2233-02
22. Klanfar, M., Korman, T., & Kujundžić, T. (2016). Fuel consumption and engine load factors of equipment in quarrying of crushed stone. *Tehnički vjesnik,* vol. 23, no. 1, pp. 163-169. https://doi.org/10.17559/TV-20141027115647.

Application of EZStrobe Simulation to Quantify CO_2 Emissions from Earthwork Construction under Urban Traffic Conditions in Vietnam

Abstract: *In the context of sustainable development becoming an inevitable trend in the construction industry, accurately quantifying CO_2 emissions from construction activities has become a critical priority. This study proposes an integrated framework that combines discrete-event simulation (DES) with a state-based emission calculation model to quantify CO_2 emissions from earthwork operations under urban traffic conditions in Vietnam. Using the EZStrobe simulation platform, an earthwork operation cycle model was developed, incorporating stochastic factors such as traffic signal delays and traffic density. Operational state data of construction equipment were extracted to calculate time dependent emissions based on standard emission factors. The results indicate that CO_2 emissions during active operating states remain relatively stable under varying traffic conditions, whereas emissions during idle states increase significantly, particularly for trucks. Methodologically, the study enables emission quantification at the level of individual equipment operating states and facilitates the evaluation of traffic scenarios at the planning stage, thereby supporting decision-making to enhance construction efficiency and reduce environmental impacts in urban environments.*

Keywords: CO_2 emission quantification; Discrete-event simulation; EZStrobe; Earthworks

Analysis of the residual displacement of base-isolated building structures subjected to earthquake

Hai Dang Tran[1], Hoang Nguyen[1], Xuan Dai Nguyen[1], Van Tu Nguyen[1]

[1]Institute of Construction Technology, Military Technical Academy

Email: hoangnguyen@lqdtu.edu.vn; Tel: 0924605888

Abstract

Residual displacement is a critical performance indicator in assessing the seismic behaviour of base-isolated structures, as excessive permanent deformation may impair post-earthquake functionality and increase repair demands. This study investigates the residual displacement of base-isolated buildings subjected to ground motions using a simplified method. Accordingly, the base-isolated building structure is idealised as an equivalent single-degree-of-freedom (SDOF) system, with the isolation layer modelled using a bilinear hysteretic model. A comprehensive parametric analysis is conducted to evaluate the influence of two key restoring-force parameters: the normalised characteristic strength ratio (Q_d/W) and the post-yield stiffness ratio (K_d/K_u). Nonlinear time-history analyses are performed using recorded ground motions to evaluate the residual displacement of such asystem across 800 parameter combinations. The results demonstrate that residual displacement is strongly influenced by the post-yield stiffness ratio, decreasing consistently with increasing K_d/K_u, whereas the effect of the characteristic strength ratio is comparatively less pronounced. Based on the observed results, a regression-based predictive function is proposed to estimate residual displacement as a function of isolator parameters. The findings provide useful insights for the performance-based design of base-isolated building structures, particularly in achieving a balanced compromise between isolation efficiency and restoringcapability.

Keywords*: Seismic base isolation; hysteresis behaviour; nonlinear time-history analysis; seismic isolation of multi-story building.*

1. Introduction

Although earthquakes are relatively infrequent events, their consequences for the built environment can be catastrophic, often resulting in substantial loss of life and extensive economic damage. Recent examples, including the 8.8 magnitude quake in Kamchatka, Russia, on July 30, 2025, and a 7.7 to 7.9 magnitude earthquake in Myanmar's Sagaing Region on March 28, 2025, have once again highlighted the vulnerability of civil infrastructure to strong ground motion. These events underscore the need to implement effective seismic protection strategies in the design and assessment of engineering structures, particularly those required to remain operational following major earthquakes [1-4].

Conventional seismic design methodologies primarily focus on enhancing the lateral load-carrying capacity and ductility of structures to ensure adequate performance under earthquake-induced forces [5-7]. Structural components such as moment-resisting frames, shear walls, and bracing systems are widely employed to increase global stiffness and strength, thereby improving the structural capacities to withstand lateral seismic impacts. In addition, adopting the strong column-weak beam design philosophy allows inelastic deformation to occur preferentially in beams, facilitating controlled energy dissipation through ductile mechanisms while preventing brittle or catastrophic failure of vertical load-bearing elements. Proper detailing of reinforcement in critical regions, including beam-column joints, further helps mitigate brittle failure modes and promote a stable structural response under cyclic loading conditions such as earthquake motions.

In recent decades, the development of supplemental vibration control technologies has provided alternative means to reduce structural damage under seismic loading [6, 8]. Passive energy dissipation devices, including viscous dampers, friction dampers, and metallic yielding dampers, are capable of absorbing and dissipating seismic energy without the need for external power sources. More advanced active and semi-active control systems employ sensors and control algorithms to adjust damping forces in real time according to the characteristics of ground motion, thereby enhancing the adaptability of structural response during seismic events. Despite their effectiveness, these approaches primarily aim to improve the inelastic performance of structures rather than fundamentally reducing the seismic demand imposed on them.

Among modern seismic protection strategies, seismic base isolation (SBI) has emerged as one of the most effective techniques for mitigating earthquake-induced damage in structures [9, 10]. This approach involves the installation of isolation devices between the foundation and the superstructure, effectively decoupling the structure from ground motion. By introducing a flexible isolation layer, the fundamental vibration period of the structure is significantly increased, shifting it out of the dominant frequency range of earthquake excitations and thereby reducing the inertial forces transmitted to the superstructure. Common types of SBI devices include lead-rubber bearings (LRB), high-damping rubber bearings (HDRB), and friction pendulum systems (FPS), each of which provides a combination of flexibility and energy dissipation capacity [11, 12].

The implementation of SBI systems offers many advantages, including significant reduction of seismic forces transmitted to structural components, mitigation of both structural and non-structural damage, and improved post-earthquake serviceability. However, this strategy also leads to increased lateral displacement demands at the isolation layer, particularly in terms of residual displacement following strong seismic events, which has emerged as a critical consideration in the seismic design of isolated structures.

Residual displacement at the isolation interface is a critical, yet frequently underemphasized, parameter in the seismic performance assessment of base-isolated structures. Although seismic base isolation (SBI) systems are highly effective in reducing accelerations and force demands in the superstructure, their inherently nonlinear hysteretic behaviour may lead to appreciable permanent offsets when subjected to strong ground motions. These residual displacements can adversely affect post-earthquake functionality, complicate recentring capability, and increase repair or realignment requirements [8].

Accurate evaluation of residual displacement is therefore essential for performance-based seismic design. However, such an assessment is commonly performed using nonlinear time-history analysis, a procedure that is computationally intensive and time-consuming, particularly when multiple ground motions are required for reliable estimation. This limitation highlights the need for simplified yet reliable predictive methods capable of estimating residual deformation with acceptable accuracy. The development of such approaches would significantly enhance efficiency in preliminary design and facilitate practical implementation of performance-based evaluation frameworks for SBI systems.

2. Objective and methodology

This study aims to investigate the residual displacement response of base-isolated building structures and to clarify its dependence on key restoring-force characteristics of the isolation system. Particular emphasis is placed on evaluating the effects of characteristic strength and post-elastic stiffness on residual displacement demand, to identify parameter ranges that enhance the restoring capability of SBI systems under strong earthquakes.

To achieve the above objective, a review study was conducted to clarify the nonlinear response of isolated building structures. The residual displacement response of a base-isolated building is evaluated using an equivalent single-degree-of-freedom (SDOF) model that represents the dominant behaviour of the isolation device. The superstructure is idealised as a rigid lumped mass, while the isolation system is modelled by a bilinear hysteretic force–displacement relationship. A systematic parametric analysis is performed in which the constitutive parameters (i.e., Q_d and K_d) are varied to examine their influence on restoring-force capacity and re-centring performance. The seismic response of the system is obtained through nonlinear time-history analysis under a set of recorded earthquake ground motions applied as base excitation. The governing equations of motion are solved using the Newmark time-integration method combined with a Newton–Raphson iterative scheme to account for nonlinear behaviour [13]. Residual displacement is determined as the permanent isolation-layer displacement remaining after ground motion ceases.

3. Overview of the nonlinear response of base-isolated structures

3.1 Nonlinear behaviour of seismic base isolators

Seismic base isolation systems are designed to reduce the transmission of earthquake-induced forces from the ground to the superstructure. The fundamental mechanism relies on modifying the dynamic characteristics of the structure by introducing a flexible and energy-dissipative interface at the foundation level. By significantly increasing the fundamental period of the structure, the isolation system shifts the structural response away from the high-energy region of the earthquake response spectrum, thereby reducing acceleration and force demands on the superstructure. In addition to period elongation, base isolators dissipate energy through various mechanisms, depending on their type. In elastomeric bearings, energy is dissipated through material damping and shear deformation of rubber layers. In lead-rubber bearings (LRBs), additional energy dissipation occurs through the yielding of the lead core under cyclic loading. Friction-based systems, such as friction pendulum systems (FPS), dissipate energy through controlled sliding friction while simultaneously providing a restoring force through geometric curvature. These mechanisms collectively enable seismic isolation systems to reduce structural damage and improve post-earthquake functionality [11].

The mechanical behaviour of base isolators is inherently nonlinear. This nonlinearity arises from material yielding, frictional sliding, and large shear deformations. Under earthquake excitation, isolators are subjected to cyclic loading with potentially large displacement amplitudes. As a result, their force–displacement response forms hysteretic loops, which represent the energy dissipated during each loading cycle. An important consequence of this nonlinear behaviour is the possibility of residual displacement. After strong ground motions,

incomplete recentring may occur due to limited restoring force or asymmetric loading histories. Therefore, an accurate representation of nonlinear hysteretic behaviour is essential for reliable prediction of both peak and residual responses.

Several analytical models have been developed to simulate the nonlinear behaviour of seismic isolation devices. The selection of an appropriate model depends on the required level of accuracy, computational efficiency, and the purpose of the analysis.

- Elastic-Friction Model: This model is well-suited for friction pendulum systems (FPS) and is characterised by a limiting friction force and an elastic restoring stiffness.

- Advanced Models (e.g., Bouc-Wen): These sophisticated models can accurately represent smooth hysteretic loops that better match experimental data. However, their complexity can make them difficult to apply in practical analysis.

In this study, the nonlinear behaviour of seismic base isolators is represented using a bilinear hysteretic model. This model is widely adopted in engineering practice due to its balance between simplicity and effectiveness [11, 14-16].

The key constitutive parameters of this model, as shown in **Figure 1**, are defined as follows:

- Characteristic Strength *(Q_d)*: This parameter represents the force at which the isolator's behaviour transitions from the initial, high-stiffness phase to the post-elastic, lower-stiffness phase. It is often referred to as the yield force.

- Initial Elastic Stiffness *(K_u)*: This is the slope of the initial linear segment of the force-displacement curve. It characterises the isolator's stiffness before yielding or sliding.

- Post-Elastic Stiffness *(K_d)*: This is the reduced stiffness of the isolator after it has yielded. It represents the slope of the second linear segment of the curve.

- Elastic Limit *(F_y)*: This is the force corresponding to the point of yielding. It is mathematically derived from the other parameters, such as:

$$F_y = Q_d \times \frac{K_u}{K_u - K_d} \tag{1}$$

- Maximum Force (F_{max}): This is the maximum force the isolator is expected to experience at the maximum design displacement (D_{max}). It is calculated as:

$$F_{max} = Q_d + K_d \times D_{max} \tag{2}$$

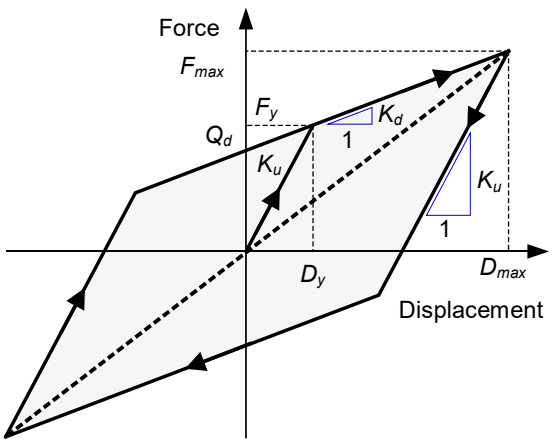


Figure 1. Bilinear hysteresis model

For this model, the initial elastic stiffness (K_u) is exceptionally high because the displacement at the yield point (D_y) is minimal, typically just a few millimetres. This high initial stiffness has a secondary effect on the isolator's performance during an earthquake. Its primary purpose is to provide the system with sufficient rigidity to withstand non-seismic forces, such as wind and slight vibrations [11, 17, 18].

In contrast, the characteristic strength (Q_d) and the post-elastic stiffness (K_d) are the most critical parameters. They directly influence the isolator's effectiveness and the structure's overall performance during a major earthquake. These two values are essential for ensuring the system dissipates energy correctly and extends the building's natural period as intended.

3.2 The nonlinear response of base-isolated structures

a) Nonlinear response and residual displacement

The nonlinear response of a base-isolated structure is primarily governed by the inelastic force - displacement behaviour of the isolation system. Once the isolator exceeds its elastic limit, its stiffness becomes displacement-dependent, resulting in a nonlinear restoring-force mechanism. Under earthquake excitation, the cyclic lateral motion imposed at the isolation interface generates hysteretic force–displacement loops, which represent the capacity of the system to dissipate seismic energy through material yielding, frictional sliding, or viscoelastic deformation.

While this nonlinear hysteretic behaviour is essential for reducing the transmission of seismic forces to the superstructure, it may also lead to incomplete recentring after strong ground motions. In particular, when the restoring force provided by the isolator is insufficient to fully overcome inelastic deformation or frictional resistance during unloading, the isolation system may not return to its original equilibrium position. Consequently, a permanent lateral offset remains at the isolation interface following the cessation of ground motion. This permanent shift is commonly referred to as residual displacement.

Residual displacement is strongly influenced by the restoring-force characteristics of the isolation system, including the characteristic strength and post-yield stiffness. These parameters govern the balance between energy dissipation and recentring capability and therefore play a critical role in determining the post-earthquake stability of the structure.

b) Effects of residual displacement on the structural performance

Residual displacement can significantly affect both the structural and non-structural performance of base-isolated buildings. Permanent offsets in the isolation layer may introduce sustained internal stresses and deformation demands in structural components such as columns, beams, and shear walls. These residual demands may alter load paths within the structural system and, over time, contribute to material degradation or reduction in structural durability.

In addition to structural implications, residual displacement can adversely impact non-structural components and building services. Persistent lateral offsets may lead to cracking or misalignment of partition walls, façade systems, ceilings, and architectural finishes. Utility systems, including plumbing lines, electrical conduits, and mechanical connections that span the isolation interface, are also susceptible to damage due to imposed deformation incompatibilities.

Although the primary structural system may remain stable, these forms of damage can substantially increase post-earthquake repair costs, prolong downtime, and impair the intended functionality of the building. Therefore, residual displacement represents a critical performance parameter in seismic design, particularly for structures requiring rapid post-event recovery. A comprehensive understanding of the mechanisms governing residual displacement is essential for improving the recentring capacity of isolation systems and enhancing the overall resilience of base-isolated structures.

4. Case study

To achieve the specified objectives of the research, a typical base-isolated building structure is analysed. The building superstructure is idealised as a rigid lumped mass, all the isolation units experience the same displacement, and their properties can therefore be lumped into a single equivalent isolation unit representing the SIS [17]. The structural system can therefore be modelled as a single-degree-of-freedom system (SDOF), as shown in Figure 2.

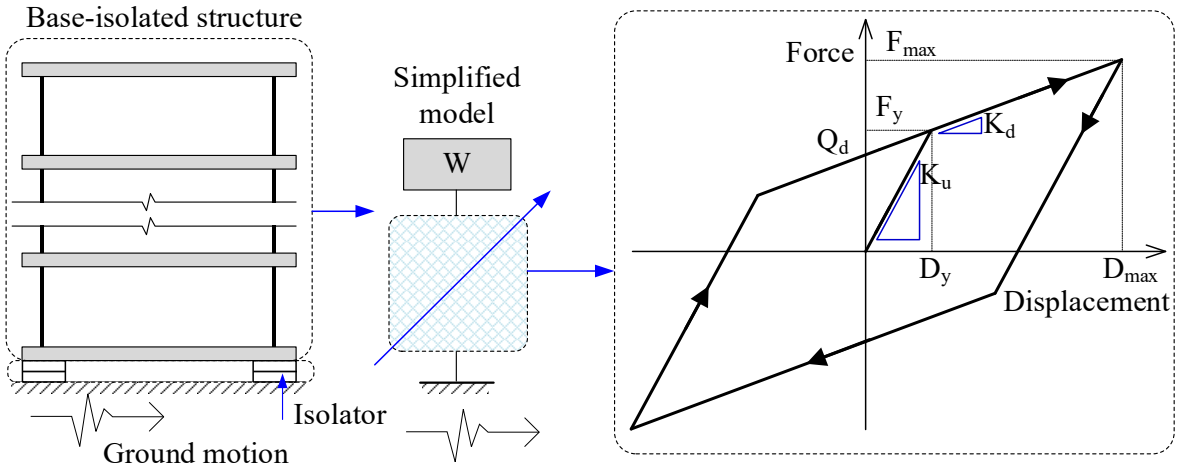


Figure 2. Simplified model of base-isolated building structure

The seismic weight of the building structure is assumed to be W = 14500kN. The initial elastic stiffness of the equivalent isolator K_u = 933.64 kN/mm. The characteristic strength Q_d = 0.02W, and the post-elastic stiffness $K_d = 0.01K_u$.

The structure is subjected to the ground motion of the Aquila Earthquake, whose acceleration is shown in Figure 3(a).

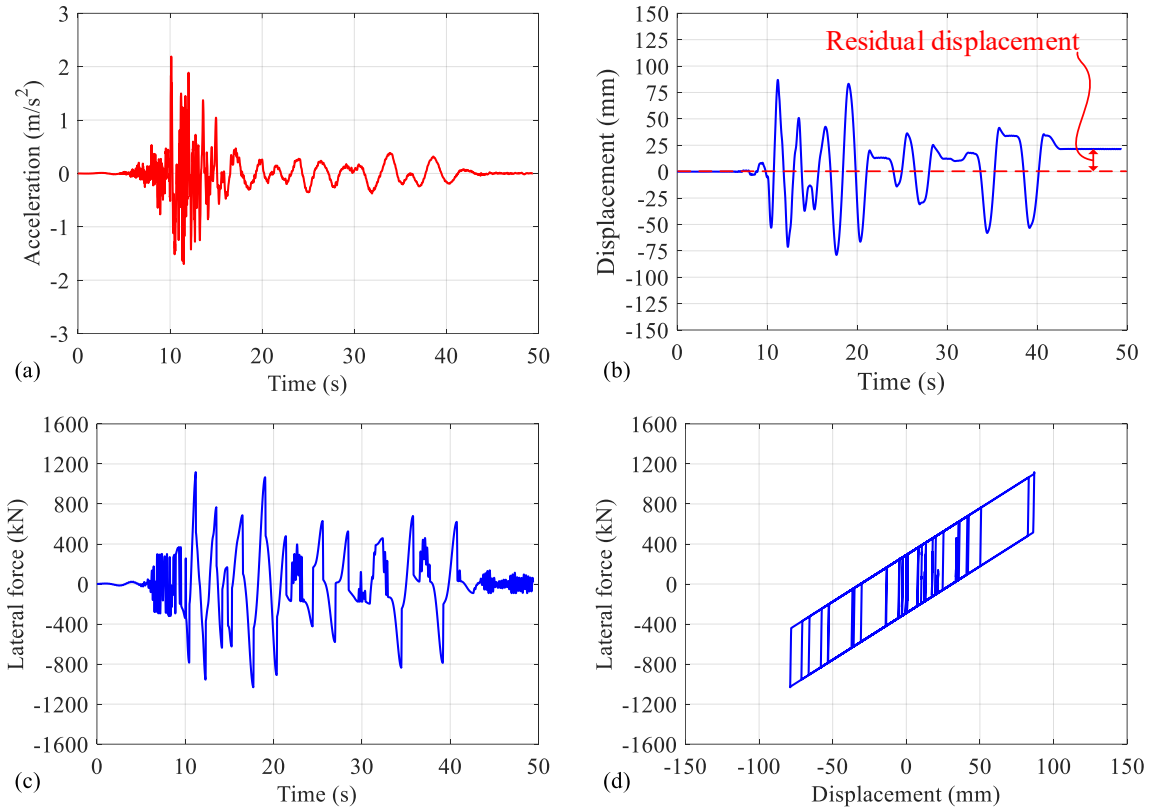


Figure 3. Nonlinear response of base-isolated building structure subjected to Aquila Earthquake motion

Figures 3(b) to 3(d) illustrate the detailed nonlinear response of the structural system, with the seismic isolator modelled as a bilinear hysteretic model. In particular, Figure 3(b) highlights the residual displacement in the system under seismic impacts. This residual displacement corresponds to the permanent lateral drift that remains at the isolation interface after the ground motion has ceased and cannot be recovered upon unloading.

5. Results and discussion

To investigate the residual displacement of base-isolated building structures subjected to strong seismic excitation, our study idealised the structure as an equivalent SDOF system, appropriate for isolation-dominated responses in which deformation is concentrated at the isolation interface.

A comprehensive parametric study was carried out to systematically evaluate the influence of the constitutive parameters of the bilinear model on the residual response of the base-isolated system. Two key dimensionless parameters were considered: the normalised characteristic strength ratio Q_d/W and the post-yield stiffness ratio K_d/K_u.

The characteristic strength ratio Q_d/W, representing the ratio of the isolator yield strength to the total structural weight, was varied from 0.01 to 0.20 with an increment of 0.01. This range was selected to cover isolation systems with very low yield strength (high flexibility and energy dissipation capacity) to relatively high yield strength (strong restoring capability). A total of 20 discrete values were examined within this interval.

Similarly, the post-yield stiffness ratio K_d/K_u, which controls the restoring-force slope after yielding, was varied from 0.005 to 0.20 with an increment of 0.005. This parameter range

enables investigation of systems with nearly perfectly plastic behaviour as well as systems exhibiting significant post-yield stiffness. In total, 40 discrete values of K_d/K_u were considered.

By combining the 20 values of Q_d/W with the 40 values of K_d/K_u, 800 distinct parameter combinations were generated. For each ground motion record, nonlinear time-history analyses were performed for all 800 cases, resulting in a comprehensive dataset that allows detailed assessment of peak and residual displacement demands as functions of the isolation system parameters.

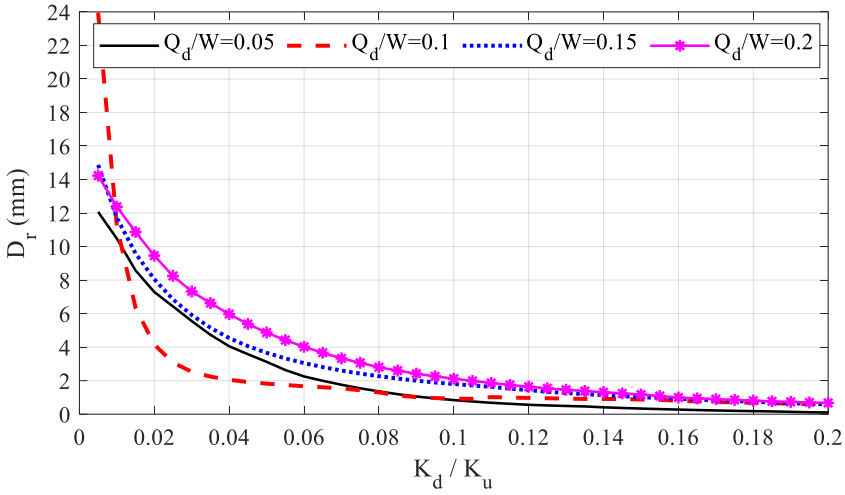


Figure 4. Residual displacement as a function of the post-elastic ratio

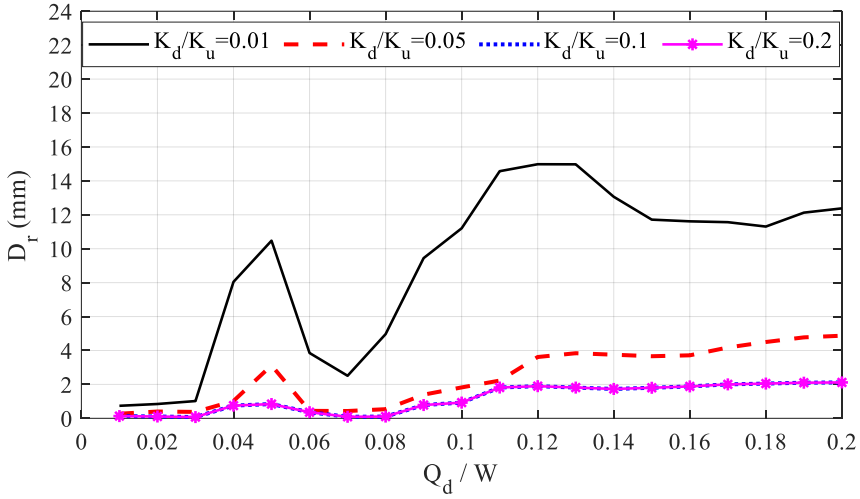


Figure 5. Residual displacement as a function of Q_d/W

Figures 4 and 5 present the variation in residual displacement as a function of the post-yield stiffness ratio K_d/K_u and the normalised characteristic strength ratio Q_d/W, respectively. The results indicate a clear decreasing trend in residual displacement with increasing post-yield stiffness ratio. This behaviour is expected, as higher post-yield stiffness enhances the restoring-force capacity of the isolation system, thereby reducing the extent of permanent deformation developed during seismic excitation.

From a mechanical standpoint, an increase in post-yield stiffness limits the magnitude of nonlinear deformation at the isolation interface, thereby improving recentring capability and reducing residual displacement after unloading. However, this improvement in recentring

performance is accompanied by a trade-off in isolation efficiency. Specifically, increasing the post-yield stiffness reduces the effective flexibility of the isolation system, thereby diminishing its softening effect and limiting its ability to lengthen the fundamental period of the structure.

As a consequence, the reduction in period elongation may lead to higher acceleration demands transmitted to the superstructure, which can adversely affect the overall seismic performance of the isolated system. Therefore, while a higher post-yield stiffness ratio contributes to mitigating residual displacement, it may simultaneously reduce the effectiveness of seismic isolation, highlighting the need for a balanced design that accounts for both recentring capability and isolation performance.

In contrast, an increase in the normalised characteristic strength ratio Qd/W generally leads to a slight increase in residual displacement. However, this influence is relatively modest and does not exhibit a consistently pronounced trend across all analysis cases, making its effect on residual displacement more difficult to clearly identify.

Analyses performed using the ground motion records from the Chi-Chi earthquake and the Loma Prieta earthquake produced similar trends, as illustrated in Figures 6 and 7, respectively.

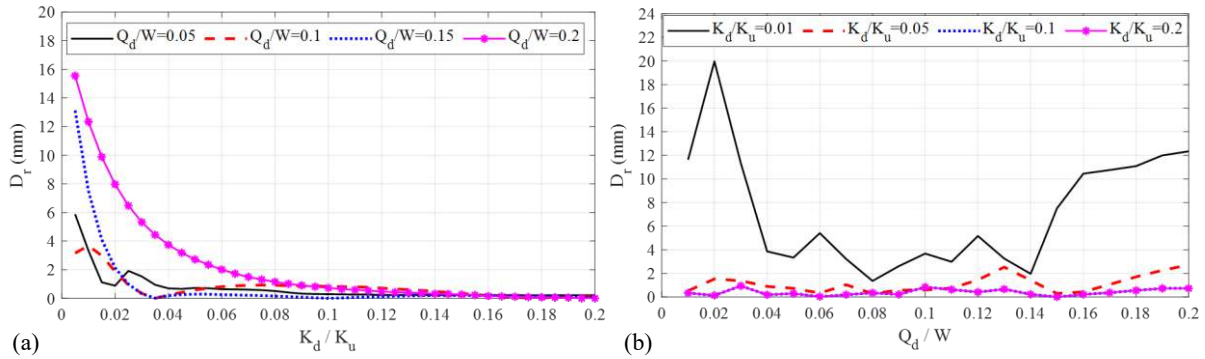


Figure 6. Residual displacement as a function of K_d/K_u and Q_d/W subjected to Chi-Chi earthquake.

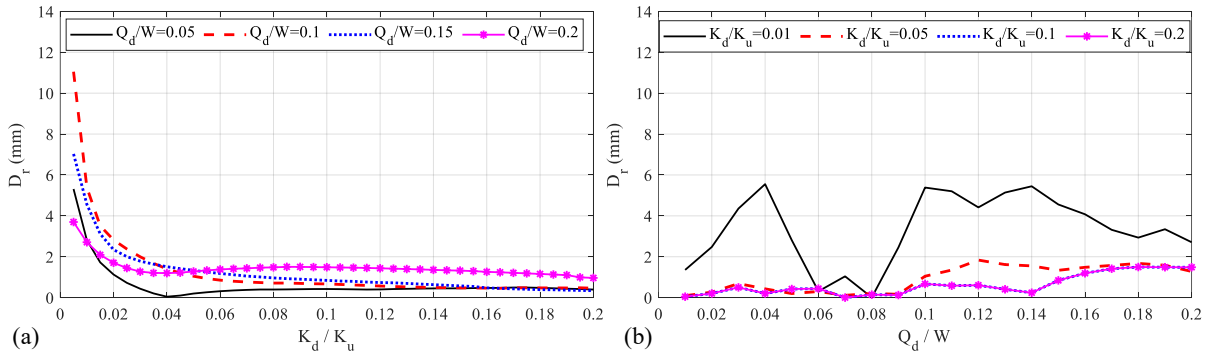


Figure 7. Residual displacement as a function of Kd/Ku and Qd/W subjected to the Loma Prieta earthquake.

Observation of the analytical results indicates that the relationship between residual displacement and the post-yield stiffness ratio K_d/K_u follows a consistent trend that can be reasonably approximated by a first-order inverse function. In contrast, the relationship between residual displacement and the normalised characteristic strength ratio Q_d/W does not exhibit a clearly defined or consistent pattern across the analysed cases.

Based on this observation, a regression-based predictive function was developed to estimate the residual displacement of the base-isolated system as a function of the K_d/K_u. The obtained results suggest that the prediction of residual displacement at the isolation interface using this approach is feasible. This finding provides a basis for further investigation and potential application in advanced seismic design methodologies involving base isolation systems.

$$D_r(mm) = \frac{0.215}{\propto +0.00887}; (R^2 = 0.989) \quad (3)$$

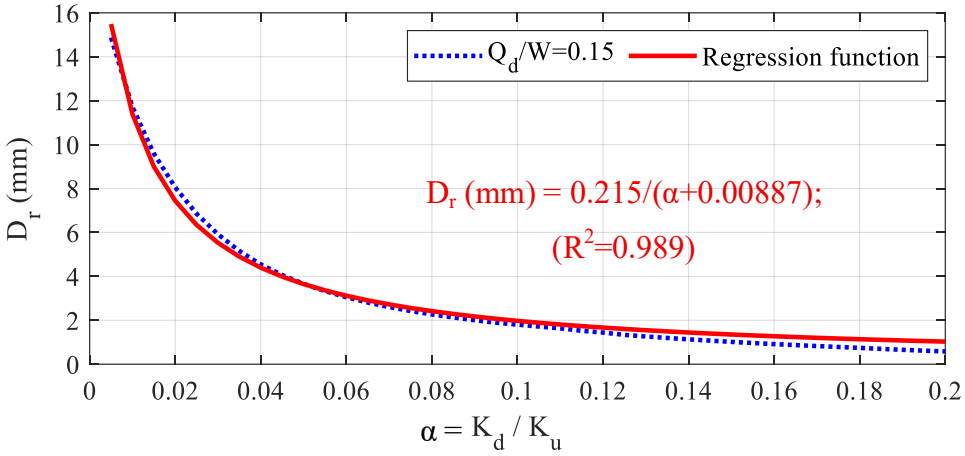


Figure 8. Regression function predicting residual displacement of base-isolated building structures subjected to the Aquila Earthquake.

6. Conclusion

This study examined the mechanisms governing residual displacement in base-isolated building structures subjected to strong seismic excitation. By idealising the isolated structure as an equivalent single-degree-of-freedom (SDOF) system and representing the isolation layer through a bilinear hysteretic model, the essential nonlinear characteristics controlling post-earthquake recentering behaviour were systematically investigated.

A comprehensive parametric analysis, covering a broad range of normalised characteristic strength ratios (Q_d/W) and post-yield stiffness ratios (K_d/K_u), was performed using nonlinear time-history analyses under recorded earthquake motions. The results consistently demonstrate that the post-yield stiffness ratio (K_d/K_u) is the primary parameter influencing residual displacement demand. Increasing post-yield stiffness significantly enhances restoring-force capacity and recentering ability, thereby reducing permanent offsets at the isolation interface. The relationship between residual displacement and K_d/K_u follows a stable and predictable inverse trend, allowing the development of a regression-based predictive expression suitable for preliminary design applications.

In contrast, the characteristic strength ratio (Q_d/W) exhibits a comparatively limited and less systematic influence on residual displacement. While higher yield strength slightly modifies the demands for permanent deformation, its effect is secondary to that of post-yield stiffness. This finding highlights that recentering performance in bilinear isolation systems is more strongly influenced by stiffness recovery after yielding than by the magnitude of the yield force.

Importantly, the results also reveal a fundamental design trade-off. Although increasing post-yield stiffness effectively reduces residual displacement, it simultaneously diminishes the flexibility of the isolation system, thereby reducing period elongation and potentially increasing acceleration demands transmitted to the superstructure. Consequently, excessive stiffness may compromise the core objective of seismic isolation. Optimal isolation design must therefore balance two competing objectives: minimising residual displacement while preserving sufficient flexibility to reduce force transmission.

The regression-based formulation proposed in this study provides a practical and computationally efficient tool for estimating residual displacement without resorting to extensive nonlinear simulations. Such a tool is particularly valuable in performance-based seismic design frameworks, where rapid assessment of post-earthquake functionality and reparability is required.

Overall, this research reinforces the importance of explicitly considering residual displacement as a critical performance parameter in the design of base-isolated structures. Future work may extend the present framework to multi-degree-of-freedom systems, near-fault pulse-type ground motions, and more advanced hysteretic models to further refine predictive capability and broaden applicability in modern seismic engineering practice.

References

1. Yamazaki, F., et al. *Earthquake damage assessment of expressway bridges in Japan*. in *Optimizing Post-Earthquake Lifeline System Reliability*. 1999. ASCE.
2. Nordenson, G.J. and G.R. Bell, *Seismic design requirements for regions of moderate seismicity.* Earthquake spectra, 2000. **16**(1): p. 205-225.
3. Lopez, O.A., A.K. Chopra, and J.J. Hernandez, *Critical response of structures to multicomponent earthquake excitation.* Earthquake engineering & structural dynamics, 2000. **29**(12): p. 1759-1778.
4. ATC-58, *Seismic Performance Assessment of Buildings*, ed. A.T.C.a.N.E.H.R. Program. 2018, Washington, D.C, USA: Federal Emergency Management Agency. 313.
5. Lopez, O.A. and J.J. Hernandez, *Structural design for multicomponent seismic motion*, in *13th World Conference on Earthquake Engineering. Vancouver, Canada*. 2004.
6. Ismail, M., J. Rodellar, and F. Ikhouane, *An innovative isolation device for aseismic design.* Engineering Structures, 2010. **32**(4): p. 1168-1183.
7. Anderson, D., et al., *NCHRP Report: 611: Seismic Analysis and Design of Retaining Walls, Buried Structures, Slopes, and Embankments.* Transportation Research Board Project, 2008: p. 12-70.
8. M. J. N. Priestley, et al., *Displacement-based seismic design of structures*. Earthquake Engineering & Structural Dynamics. Vol. 37. 2008: IUSS Press, Pavia, Italy. 721.
9. Taylor, A.W. and T. Igusa. *Primer on seismic isolation*. 2004. American Society of Civil Engineers.
10. Makris, N., *Seismic isolation: Early history.* Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 2019. **48**(2): p. 269-283.
11. Naeim, F. and J. M. Kelly, *Design of seismic isolated structures: from theory to practice*. 1999, the United States of America: John Wiley & Sons.
12. Nguyen, X.D., *Contributions sur l'optimisation et l'analyse de l'isolation sismique des ponts dans les zones à sismicité modérée*, in *Construction Engineering*. 2021, École de technologie supérieure: Montreal, Canada.

13. Chopra, A.K., *Dynamics of structures: Theory and Applications to Earthquake Engineering*. 2017, Pearson Education India: Prentice-Hall international series in civil engineering and engineering mechanics.
14. Nguyen, X.D., V.T. Nguyen, and H. Nguyen, *Evaluation of Applicability of Seismic Base Isolation for Bridges According to Vietnamese Codes.* CIGOS 2021, Emerging Technologies and Applications for Green Infrastructure, 2022: p. 217-225.
15. Nguyen, X.D. and L. Guizani, *Optimal seismic isolation characteristics for bridges in moderate and high seismicity areas.* Canadian Journal of Civil Engineering, 2020. **48**(6): p. 642-655.
16. Nguyen, X.D. and L. Guizani, *On the application limits and performance of the single-mode spectral analysis for seismic analysis of isolated bridges in Canada.* Canadian Journal of Civil Engineering, 2022. **49**(11): p. 1747-1763.
17. Nguyen, V.T., N.Q. Vu, and X.D. Nguyen, *Application of seismic isolation for multi-story buildings in moderate seismicity areas like Vietnam.* Journal of Physics: Conference Series, 2020. **1706**(1): p. 012119.
18. Nguyen, V.T. and X.D. Nguyen, *Effects of ground motion spectral shapes on the design of seismic base isolation for multi-story building according to Eurocode 8.* Innovative Infrastructure Solutions, 2021. **6**(3): p. 1-13.

Phân tích chuyển vị dư của kết cấu nhà sử dụng gối cách chấn chịu động đất

Tóm tắt: *Chuyển vị dư là thông số quan trọng trong đánh giá ứng xử động đất của các công trình cách chấn đáy, vì biến dạng vĩnh viễn quá mức có thể làm suy giảm khả năng hoạt động sau sự kiện động đất và làm tăng nhu cầu, chi phí sửa chữa khắc phục. Nghiên cứu này khảo sát phản ứng dịch chuyển dư của kết cấu nhà sử dụng gối cách chấn đáy dưới tác động của động đất. Kết cấu công trình được lý tưởng hóa thành hệ một bậc tự do (SDOF) tương đương, với lớp cách chấn được mô hình hóa bằng quan hệ dạng vòng trễ song tuyến tính (bilinear hysteretic). Các phân tích tham số được thực hiện để đánh giá ảnh hưởng của hai tham số chính: tỷ lệ cường độ đặc trưng ban đầu (Q_d/W) và tỷ lệ độ cứng sau đàn hồi (K_d/K_U). Các phân tích phi tuyến theo lịch sử thời gian được thực hiện bằng cách sử dụng các bản ghi gia tốc động đất để định lượng chuyển vị với tổng cộng 800 tổ hợp tham số. Kết quả cho thấy độ dịch chuyển dư chịu ảnh hưởng mạnh mẽ bởi tỷ lệ độ cứng sau chảy dẻo, giảm dần khi K_d/K_U tăng lên, trong khi ảnh hưởng của tỷ lệ cường độ đặc trưng không đáng kể. Dựa trên các kết quả phân tích, nhóm tác giả đề xuất hàm hồi quy để ước tính độ dịch chuyển dư theo các tham số của thiết bị cách chấn. Các kết quả nghiên cứu này cung cấp những hiểu biết hữu ích cho việc thiết kế dựa trên hiệu suất của các công trình cách chấn đáy, đặc biệt là trong việc đạt được sự cân bằng giữa hiệu quả cách chấn và khả năng phục hồi của kết cấu.*

Từ khóa: Gối cách chấn đáy; mô hình ứng xử dạng vòng trễ; phân tích phi tuyến theo lịch sử thời gian; nhà nhiều tầng cách chấn đáy.

Nghiên cứu so sánh khả năng chịu lực và hiệu quả kinh tế của các loại dầm theo nhịp thay đổi dưới tải trọng phân bố đều

Vi Hoàng Thực[1], Nguyễn Thị Thu Nga[1], Trần Văn Ninh[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: thucvi745@gmail.com; Tel: 0399455513

Tóm tắt

Bài báo trình bày nghiên cứu so sánh hiệu quả kết cấu và hiệu quả kinh tế của dầm bê tông cốt thép, dầm thép và dầm liên hợp thép – bê tông trong điều kiện nhịp thay đổi từ 4 m đến 18 m dưới tải trọng phân bố đều 30 kN/m. Các dầm được thiết kế theo tiêu chuẩn hiện hành và đánh giá dựa trên các chỉ tiêu về kích thước tiết diện, khối lượng, chi phí, khả năng chịu mô men uốn và độ võng. Kết quả cho thấy chiều cao dầm bê tông cốt thép tăng từ 500 mm lên 2200 mm khi nhịp tăng từ 4 m lên 18 m, lớn hơn đáng kể so với dầm thép (310–1370 mm) và dầm liên hợp (300–860 mm). Khối lượng dầm bê tông cốt thép tăng nhanh và đạt tới 106 tấn tại nhịp 18 m, trong khi dầm thép chỉ khoảng 4,4 tấn và dầm liên hợp khoảng 7,9 tấn. Về chi phí, dầm bê tông cốt thép có giá thấp nhất ở nhịp nhỏ (0,99 triệu VND tại L = 4 m), nhưng tăng nhanh theo nhịp; tại nhịp 18 m, chi phí đạt 68,86 triệu VND, cao hơn dầm liên hợp (40,06 triệu VND) và dầm thép (61,64 triệu VND). Kết quả cho thấy dầm bê tông cốt thép phù hợp với nhịp nhỏ, dầm thép có ưu thế về khối lượng, trong khi dầm liên hợp là giải pháp tối ưu về tổng thể đối với nhịp lớn. Nghiên cứu cung cấp cơ sở định lượng cho việc lựa chọn phương án kết cấu dầm theo phạm vi nhịp trong thiết kế công trình.

Từ khóa: *"dầm thép", "dầm bê tông cốt thép", "dầm liên hợp", "khả năng chịu uốn", "độ võng", "hiệu quả kinh tế".*

1. Đặt vấn đề

Trong thiết kế kết cấu công trình hiện đại, việc lựa chọn loại dầm phù hợp đóng vai trò quan trọng trong việc đảm bảo an toàn chịu lực, tối ưu hóa chi phí và giảm chiều cao kết cấu. Ba loại dầm được sử dụng phổ biến hiện nay gồm dầm bê tông cốt thép, dầm thép và dầm liên hợp thép – bê tông, mỗi loại có đặc điểm cơ học và hiệu quả kinh tế khác nhau, [1-5].

Trong những năm gần đây, đã có nhiều nghiên cứu tập trung đánh giá ứng xử và hiệu quả của các loại dầm này. Các tính toán về dầm bê tông cốt thép chủ yếu tập trung vào khả năng chịu uốn, kiểm soát nứt và độ võng, đồng thời chỉ ra rằng loại dầm này có ưu điểm về chi phí vật liệu nhưng hạn chế về trọng lượng bản thân và chiều cao kết cấu khi nhịp lớn, [6]. Đối với dầm thép, nhiều công trình nghiên cứu đã khẳng định ưu thế về cường độ cao, trọng lượng nhẹ và khả năng thi công nhanh, tuy nhiên vấn đề ổn định tổng thể và chi phí vật liệu vẫn là những yếu tố cần xem xét, [7]. Trong khi đó, các nghiên cứu về dầm liên hợp thép – bê tông cho thấy khả năng tận dụng hiệu quả đặc tính chịu nén của bê tông và chịu kéo của thép, từ đó nâng cao độ cứng và khả năng chịu lực, đặc biệt phù hợp với các công trình có nhịp lớn, [8].

Tuy nhiên, phần lớn các nghiên cứu trước đây thường tập trung vào từng loại kết cấu riêng lẻ hoặc chỉ so sánh trong phạm vi điều kiện nhất định, chưa có nhiều nghiên cứu thực hiện so sánh định lượng đồng thời cả ba loại dầm trong cùng điều kiện thiết kế, đặc biệt khi xét đến sự thay đổi của nhịp dầm và ảnh hưởng đến các chỉ tiêu kỹ thuật cũng như kinh tế.

Xuất phát từ thực tế đó, nghiên cứu này được thực hiện nhằm so sánh ba giải pháp kết cấu dầm trong cùng điều kiện tải trọng và sơ đồ làm việc, trên cơ sở đảm bảo khả năng chịu lực và điều kiện sử dụng. Trên cơ sở đó, nghiên cứu tiến hành phân tích các chỉ tiêu về kích thước tiết diện, khối lượng và chi phí nhằm đánh giá một cách định lượng hiệu quả kết cấu và hiệu

quả kinh tế của từng phương án theo sự thay đổi của nhịp dầm. Kết quả nghiên cứu sẽ góp phần làm rõ phạm vi ứng dụng hợp lý cho từng loại dầm trong thiết kế công trình thực tế.

2. Phương pháp

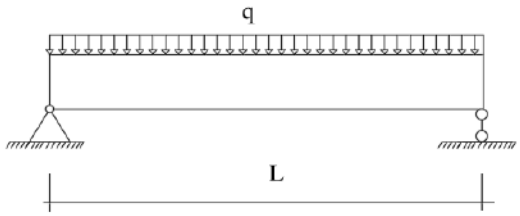
2.1. Đối tượng và phạm vi nghiên cứu

Ba loại dầm được nghiên cứu gồm:

- Dầm bê tông cốt thép sử dụng bê tông B20, cốt thép CB300-V;
- Dầm thép tổ hợp chữ I;
- Dầm liên hợp thép – bê tông sử dụng thép hình I và bê tông B25.

Phạm vi nghiên cứu:

- Nhịp dầm L từ 4 m đến 18 m;
- Tải trọng phân bố đều q = 30 kN/m;
- Điều kiện gối tựa khớp – khớp (dầm đơn giản).



Hình 1. Sơ đồ tính toán dầm chịu tải trọng

2.2. Phương pháp tính toán

Việc tính toán trong nghiên cứu được thực hiện trên cơ sở lý thuyết dầm đàn hồi nhằm xác định nội lực tác dụng lên kết cấu dưới các dạng tải trọng khác nhau. Trên cơ sở nội lực thu được, tiết diện của từng loại dầm được thiết kế theo các tiêu chuẩn hiện hành của Việt Nam ([1-5]), bảo đảm tuân thủ đầy đủ các quy định về an toàn và khả năng làm việc của kết cấu. Sau khi lựa chọn và xác định kích thước tiết diện, các cấu kiện được kiểm tra theo hai trạng thái giới hạn cơ bản, bao gồm trạng thái giới hạn cường độ nhằm đảm bảo khả năng chịu lực và trạng thái giới hạn sử dụng nhằm kiểm soát độ võng và điều kiện làm việc bình thường của công trình. Đồng thời, nghiên cứu tiến hành tính toán khối lượng và chi phí của từng phương án dựa trên đơn giá vật liệu thực tế tại thời điểm khảo sát để đánh giá hiệu quả kinh tế.

Các chỉ tiêu được sử dụng để so sánh giữa ba loại dầm bao gồm kích thước tiết diện (b, h), khối lượng bản thân của kết cấu, chi phí vật liệu, khả năng chịu mô men uốn và độ võng lớn nhất tại giữa nhịp. Những chỉ tiêu này cho phép đánh giá toàn diện cả về mặt kỹ thuật lẫn kinh tế của từng phương án kết cấu. Việc lựa chọn vật liệu dùng cho các loại kết cấu dầm được căn cứ theo loại vật liệu phổ biến tương ứng và thống nhất cho các trường hợp tính toán. Đối với dầm bê tông cốt thép, sử dung bê tông B20, thép CB300-V, đối với dầm thép dùng thép CB300-V và đối với dầm liên hợp sử dung bê tông B20, thép CB300-V. Nghiên cứu giữ nguyên đầu vào cảu

vật liệu khi nhịp tính toán thay đổi để đánh giá sự phù hợp của các giải pháp dầm và hiệu quả kinh tế của được rõ hơn.

2.2.1. Tính toán dầm bê tông cốt thép, [6]

a) Bước 1: - Xác định nội lực: $M_{\max}$, $V_{\max}$ do tải trọng ngoài gây ra.

b) Bước 2: Xác định kích thước tiết diện

+ Từ giả thiết: Bê tông $B20 \rightarrow R_b = 11,5$; Thép CB300-V $\rightarrow R_s = 260$, $\xi_R = 0,583$, $a_R = 0,413$

+ Chọn sơ bộ tiết diện (b, h), đảm bảo $\frac{h}{b} \approx 2 \div 4$

+ Giả thiết a – chiều dày tính từ mép đến trọng tâm thép, tính h_0 - chiều cao làm việc của tiến diện.

+ Tính tổng tiết diện thép $A_s = \frac{M}{R_s \varsigma h_0}$ với M là mô men lớn nhất trong dầm có kể đến tải trọng bản thân dầm $\rightarrow$ tra bảng chọn được số lượng thép cần bố trí

+ Kiểm tra hàm lượng thép: $\mu_{max} > \mu = \frac{A_s}{bh_0} > \mu_{\min} = 0,1\%$

+ Bố trí cốt thép đảm bảo yêu cầu cấu tạo

+ Kiểm tra h_0 thực tế

+ Kiểm tra độ võng dầm

c) Bước 3: Tính khối lượng dầm

+ Khối lượng bê tông: $Q_{bt} = V_{bt} \times q_{bt} = b \times h \times L \times q_{bt}$ trong đó $q_{bt} = 2400kg / m^3$

+ Khối lượng cốt thép: $Q_s = V_s \times L \times q_s = \sum \frac{n\pi\phi^2}{4} \times L \times q_s$ trong đó $q_s = 7850kg / m^3$;

n là số lượng thanh thép có đường kính ϕ trong kết cấu.

- Khối lượng dầm: $Q_d = Q_{bt} + Q_s$

d) Bước 4: Tính toán chi phí

Lấy trung bình giá bê tông thương phẩm B20 là 1,200,000 VND/m^3; B25 là 1,275,000 VND/m^3. Giá thép là 14,000VND/kg.

Chi phí = Khối lượng × Giá thành bê tông B20.

2.2.2. Tính toán dầm thép, [7]

a) Bước 1: - Xác định nội lực ($M_{\max}$ và $V_{\max}$ tương tự bước 1 của dầm BTCT)

b) Bước 2: Xác định tiết diện

+ Chiều cao tối thiểu: $h_{\min} = \frac{5}{24}\frac{f}{E}\left[\frac{l}{\Delta}\right]\frac{l}{\gamma_{tb}}$

+ Mômen kháng uốn cần thiết: $W_{ct} = \frac{M_{\max}}{f\gamma_c}$

+ Cường độ chịu cắt: $f_v = \frac{0,58f_y}{\gamma_m}$

+ Xác định chiều cao dầm theo yêu cầu càng gần hiều cao kinh tế càng tốt: $h_{kt} = k\sqrt{\frac{W_{ct}}{t_w}}$

+ Dầm có chiều cao < 1m: chọn sơ bộ chiều dày bản bụng dầm t_w theo yêu cầu cấu tạo và yêu cầu chịu lực cắt, đảm bảo thỏa mãn chiều dày cần thiết của bản bụng dầm: $t_w = \frac{3}{2}\frac{V_{\max}}{h_w f_0 \gamma_c}$

+ Xác định kích thước cánh dầm:

Từ điều kiện chịu mô men có diện tích bản cánh yêu cầu là: $b_f t_f = \left(\frac{M_{\max}}{f\gamma_c}\frac{h}{2} - \frac{t_w h_w^{\ 3}}{12}\right)\frac{2}{h_{fk}}$

Chọn chiều dày t_f theo yêu cầu cấu tao, từ đó tính được chiều rộng bản cánh tối thiểu b_f .

Chọn bể rộng cánh dầm b_f theo các yêu cầu cấu tạo và thỏa mãn điều kiện ổn định cục bộ bản cánh theo tỉ số $\frac{b_f}{t_f}$.

+ Xác định các đặc trưng của tiết diện:

Diện tích tiết diện dầm: $A = A_w + A_f$

Mômen kháng uốn của tiết diện với trục trung hòa x-x : $W_x = \frac{2I_x}{h}$

với $I_x = I_w + I_f = \frac{t_w h_w^{\ 3}}{12} + 2\left(\frac{b_f t_f^{\ 3}}{12} + \frac{b_f' t_f h_{fk}^{\ 2}}{4}\right)$

Mômen tĩnh của 1 nửa tiết diện dầm với trục trung hòa x-x:

$S_x = S_w + S_f = t_w\frac{h_w^{\ 2}}{8} + b_f t_f\frac{h_{fk}}{2}$

+ Xác định nội lực khi có kể đến trọng lượng bản thân

Khối lượng là tải trọng phân bố do tải trọng bản thân: $q = AP\gamma_y$

Tiết diện giữa dầm có $M = M_{\max} + \frac{ql^2}{8}$ và $V = V_{\max} + \frac{ql}{2}$

+ Kiểm tra lại tiết diện theo điều kiện bền:

Kiểm tra điều kiện chịu uốn: $\sigma_x = \frac{M}{W_x} < f\gamma_c = 230 \times 0,9 = 207\left(N/mm^2\right)$

Kiểm tra điều kiện chịu cắt: $\tau = \frac{VS_x}{I_x t_w} < f_v\gamma_c = 132,6 \times 0,9 = 119,34\left(N/mm^2\right)$

+ Kiểm tra điều kiện về võng

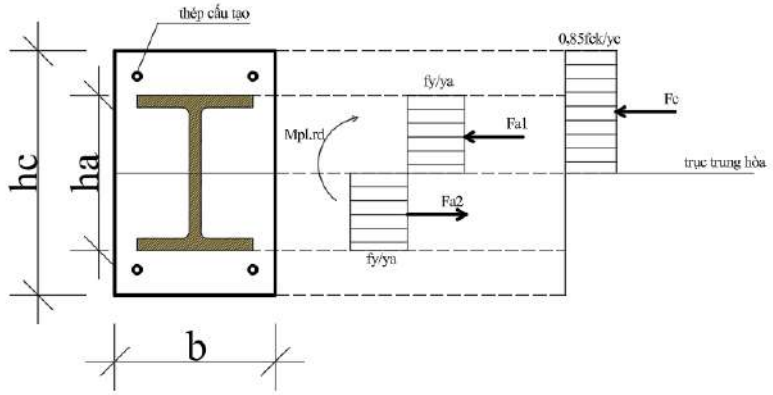
c) Bước 3: Tính toán khối lượng dầm

$Q_d = V_s \times q_s = (2 \times b_f t_f + h_w \times d) \times L \times q_s$

d) Bước 4: Tính toán chi phí Chi phí = Khối lượng thép × Giá thành thép.

2.2.3. Tính toán dầm liên hợp thép – bê tông, [8]

a) Thiết lập công thức xác định khả năng chịu lực của dầm liên hợp



Hình 2. Sơ đồ tính toán dầm liên hợp

Giả thiết: Trong tính toán bỏ qua phần bê tông chịu kéo và bỏ qua sự làm việc của thép cấu tạo. Cân bằng lực và cân bằng mô men ta có:

$$\sum F = 0 : F_{a1} + F_c - F_{a2} = 0 \Leftrightarrow F_{a2} = F_{a1} + F_c \quad (1)$$

$$\sum M_{TTH} = 0 : F_{a1} \times \frac{h_a}{4} + F_{a2} \times \frac{h_a}{4} + F_c \times \frac{h_c}{4} - M_{Pl.rd} = 0 \quad (2)$$

Từ (1) và (2) ta nhận được khả năng chịu lực tới hạn của dầm liên hợp:

$$M_{Pl.rd} = F_{a1} \times \frac{h_a}{4} + F_{a2} \times \frac{h_a}{4} + F_c \times \frac{h_c}{4} \quad (3)$$

Trong đó:

$$F_{a1} = \frac{A_a}{2} \times \frac{f_y}{\gamma_a}; F_c = \frac{h_c}{2} \times b \times 0,85 \times \frac{f_{ck}}{\gamma_c} \quad (4)$$

+ f_y : giới hạn chảy của vật liệu thép

+ γ_a : hệ số an toàn vật liệu cho thép, lấy bằng 1

+ f_{ck} : cường độ chịu nén của bê tông (Bê tông B20 có f_{ck} =11,5 Mpa)

+ γ_c : hệ số an toàn của vật liệu bê tông, lấy bằng 1,5

+ $M_{Pl.rd}$: mômen bền dẻo

Thay (4) vào (3) ta nhận được biểu thức mô men tới hạn của dầm liên hợp:

$$M_{Pl.rd} = \frac{A_a}{2} \times \frac{f_y}{\gamma_a} \times \frac{h_a}{4} + \left(\frac{A_a}{2} \times \frac{f_y}{\gamma_a} + \frac{h_c}{2} \times b \times 0,85 \times \frac{f_{ck}}{\gamma_c} \right) \times \frac{h_a}{4} + \frac{h_c}{2} \times b \times 0,85 \times \frac{f_{ck}}{\gamma_c} \times \frac{h_c}{4} \quad (5)$$

b) Bước 1: Xác định nội lực dầm

($M_{\max}$ và $V_{\max}$ tương tự bước 1 của dầm BTCT)

c) Bước 2: Xác định tiết diện dầm liên hợp

- Chọn vật liệu: bê tông B25, thép CB300-V

- Chọn loại thép hình I

- Bố trí tiết diện thỏa mãn các yêu cầu cấu tạo của kết cấu liên hợp

- Xác định $M_{Pl.rd}$ theo công thức (5)

- Kiểm tra điều kiện bền có kể đến trọng lượng bản thân dầm gồm thép hình và phần bê tông cốt thép thỏa mãn $M_{Pl.rd} > M_{\max}$ (đảm bảo chênh lệch không quá 10%) -> kết luận dầm liên hợp đủ khả năng chịu tải

- Kiểm tra điều kiện về võng

d) Bước 3: Tính toán khối lượng dầm liên hợp

$$Q_d = Q_{bt} + Q_s \quad (6)$$

Trong đó: $Q_{bt} = V_{bt} \times q_{bt} = b \times h_c \times L \times q_{bt}$; $Q_s = V_s \times q_s = (2 \times b_f t_f + h_w \times d) \times L \times q_s$

e) Bước 4: Tính chi phí

Chi phí = Khối lượng × Giá thành = Khối lượng BT × Giá thành BT B25 + Khối lượng thép × Giá thành thép.

3. Kết quả và thảo luận

Trên cơ sở thiết kế dầm chịu tải trọng phân bố đều với việc lựa chọn dầm tiết diện theo hướng tối ưu, các kết quả tính toán được trình bày trong các bảng 1,2,3. Nhận thấy, về kích thước hình học, cả ba loại dầm đều có xu hướng gia tăng chiều cao và bề rộng tiết diện khi nhịp tăng nhằm đảm bảo điều kiện cường độ và độ cứng chống võng. Tuy nhiên, mức độ gia tăng là khác

nhau. Dầm bê tông cốt thép có kích thước lớn nhất ở tất cả các nhịp và tăng rất nhanh theo chiều dài nhịp; ví dụ tại nhịp 18 m, chiều cao dầm đạt 2200 mm, lớn hơn đáng kể so với dầm thép (1370 mm) và dầm liên hợp (860 mm). Điều này cho thấy dầm bê tông cốt thép kém hiệu quả hơn về mặt hình học khi vượt nhịp lớn do cần tăng mạnh chiều cao để khống chế độ võng và đảm bảo khả năng chịu uốn. Ngược lại, dầm thép có kích thước nhỏ gọn hơn rõ rệt nhờ cường độ vật liệu cao. Đặc biệt, dầm liên hợp thể hiện ưu thế nổi bật ở nhịp lớn khi chiều cao tiết diện thấp hơn cả dầm thép, chứng tỏ hiệu quả làm việc đồng thời giữa thép và bê tông giúp tăng đáng kể độ cứng và khả năng chịu lực.

Về khối lượng, xu hướng tăng theo nhịp là rất rõ ràng đối với cả ba phương án. Tuy nhiên, dầm bê tông cốt thép có tốc độ tăng khối lượng nhanh nhất và đạt giá trị rất lớn ở nhịp dài, lên tới hơn 100 tấn tại nhịp 18 m. Điều này phản ánh nhược điểm cố hữu của kết cấu bê tông cốt thép là trọng lượng bản thân lớn, kéo theo tải trọng truyền xuống móng tăng mạnh và làm phát sinh chi phí nền móng. Dầm thép có khối lượng nhỏ nhất trong hầu hết các trường hợp, đặc biệt ở nhịp nhỏ và trung bình, thể hiện rõ ưu thế về giảm tải trọng bản thân và thuận lợi trong vận chuyển, lắp dựng. Dầm liên hợp có khối lượng trung gian, lớn hơn dầm thép nhưng nhỏ hơn đáng kể so với dầm bê tông cốt thép ở nhịp lớn, cho thấy đây là giải pháp cân bằng giữa hiệu quả chịu lực và kiểm soát trọng lượng.

Xét về chi phí, ở các nhịp nhỏ từ 4 m đến 8 m, dầm bê tông cốt thép có chi phí thấp nhất nhờ giá thành vật liệu bê tông rẻ và công nghệ thi công quen thuộc. Tuy nhiên, khi nhịp tăng từ 10 m trở lên, chi phí của dầm bê tông cốt thép tăng rất nhanh và dần tiệm cận, thậm chí vượt so với các phương án khác. Dầm thép có chi phí cao ở nhịp nhỏ do giá vật liệu thép lớn, nhưng tốc độ tăng chi phí theo nhịp không quá đột biến. Đáng chú ý, ở các nhịp lớn từ 14 m đến 18 m, dầm liên hợp trở thành phương án có chi phí tối ưu nhất trong ba loại, thấp hơn cả dầm thép và dầm bê tông cốt thép. Điều này cho thấy hiệu quả kinh tế của kết cấu liên hợp phát huy rõ rệt khi vượt nhịp lớn, nhờ tận dụng hợp lý khả năng chịu nén của bê tông và chịu kéo của thép.

Tổng hợp lại, có thể kết luận rằng đối với nhịp nhỏ và trung bình, dầm bê tông cốt thép vẫn là phương án kinh tế và phù hợp trong điều kiện không bị khống chế nghiêm ngặt về chiều cao và tải trọng móng. Dầm thép là giải pháp tối ưu khi cần giảm khối lượng, thi công nhanh và tiết kiệm không gian. Trong khi đó, đối với nhịp lớn, dầm liên hợp thép – bê tông thể hiện hiệu quả tổng hợp cao nhất xét đồng thời về kích thước, khối lượng và chi phí, do đó là lựa chọn hợp lý cho các công trình yêu cầu vượt nhịp lớn và tối ưu hóa chiều cao kết cấu.

Bảng 1. Kết quả tính toán dầm với nhịp thay đổi, chịu tải trọng phân bố đều 30kN/m

L (m)	Kích thước (mm)					
	Dầm BTCT		Dầm thép		Dầm Liên hợp	
	b	h	b	h	b	h
4	250	500	120	310	190	300
6	380	750	170	460	225	380
8	500	1000	200	610	235	480
10	600	1250	250	760	250	580
12	750	1500	300	920	260	630
14	900	1750	320	1070	280	690

16	1000	2000	350	1220	330	840
18	1100	2200	380	1370	250	860

Bảng 2. Bảng so sánh về khối lượng dầm

L (m)	Khối lượng (kg)		
	Dầm BTCT	Dầm thép	Dầm Liên hợp
4	1228	201	414
6	898	443	950
8	9728	813	1711
10	18209	1275	2804
12	32756	1850	3847
14	53471	2630	5398
16	77640	3367	8249
18	105729	4403	7948

Bảng 3. Bảng so sánh chi phí

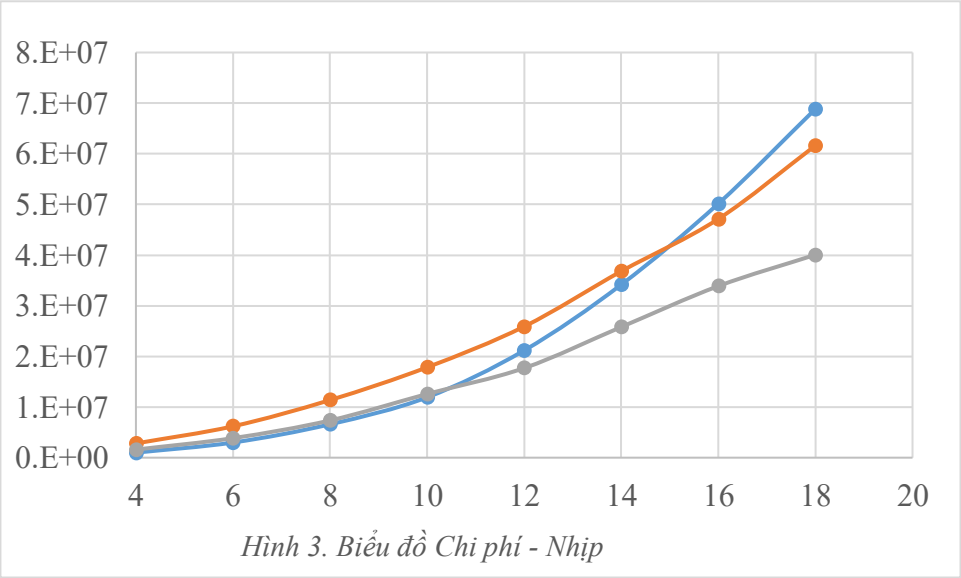
L (m)	Chi Phí (VND)		
	Dầm BTCT	Đâm thép	Dầm Liên hợp
4	990,600	2,813,440	1,595,934
6	2,994,200	6,198,360	3,855,826
8	6,592,000	11,376,848	7,355,269
10	11,923,200	17,847,760	12,580,536
12	21,181,200	25,901,232	17,692,408
14	34,176,800	36,815,621	25,804,713
16	50,164,200	47,139,187	33,878,656
18	68,862,000	61,640,712	40,061,692

Hai biểu đồ trên Hình 3 và Hình 4 cho thấy, mặc dù dầm bê tông cốt thép có ưu thế về chi phí ở nhịp nhỏ, nhưng trở nên kém hiệu quả khi nhịp tăng do khối lượng và chi phí tăng nhanh. Dầm thép phù hợp trong các trường hợp yêu cầu giảm tải trọng và thi công nhanh, trong khi dầm liên hợp thép – bê tông là giải pháp tối ưu cho nhịp lớn khi xét đồng thời cả hai yếu tố chi phí và khối lượng.

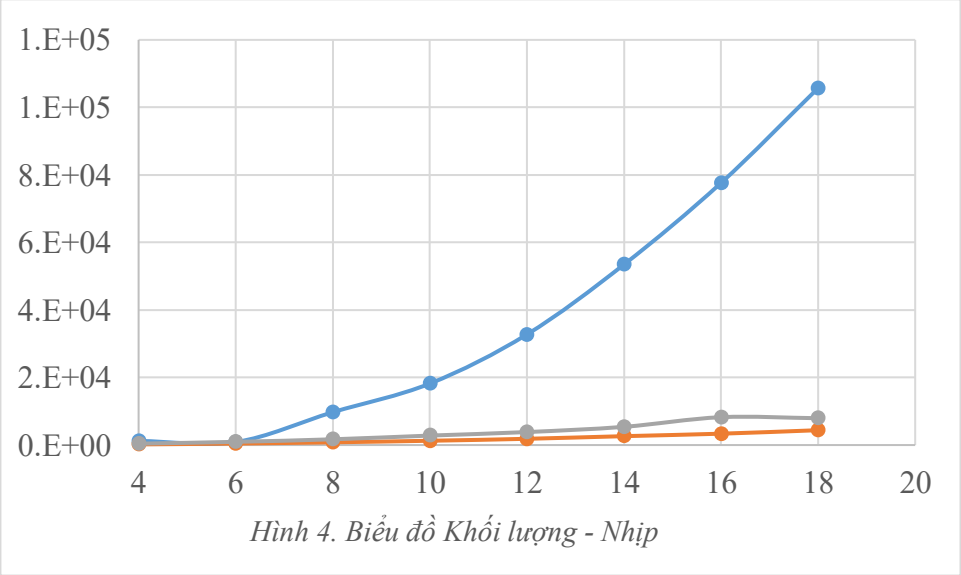
Từ các kết quả phân tích về kích thước, khối lượng và chi phí, có thể xác định sơ bộ phạm vi ứng dụng hiệu quả của từng loại dầm theo chiều dài nhịp. Cụ thể, trong khoảng nhịp nhỏ ($L \leq 8$ m), dầm bê tông cốt thép là phương án kinh tế nhất do chi phí vật liệu thấp và công nghệ thi công đơn giản. Trong khoảng nhịp trung bình ($8 \text{ m} < L \leq 12$ m), dầm thép bắt đầu thể hiện ưu thế về khối lượng và kích thước tiết diện, phù hợp với các công trình yêu cầu giảm tải trọng và thi công nhanh. Đối với nhịp lớn ($L \geq 14$ m), dầm liên hợp thép – bê tông cho thấy hiệu quả tổng hợp cao nhất khi xét đồng thời các yếu tố về khả năng chịu lực, chiều cao kết cấu và chi phí, đặc biệt chi phí thấp hơn so với hai phương án còn lại tại các nhịp lớn (Xem hình 5).

Mặc dù nghiên cứu đã đánh giá chi phí vật liệu của các phương án kết cấu, tuy nhiên trong thực tế tổng chi phí công trình còn chịu ảnh hưởng bởi nhiều yếu tố khác chưa được xét đến trong phạm vi nghiên cứu này. Cụ thể, đối với dầm bê tông cốt thép, chi phí thi công thường thấp và công nghệ quen thuộc, tuy nhiên thời gian thi công kéo dài và yêu cầu cốp pha, giàn giáo lớn có thể làm tăng chi phí gián tiếp. Đối với dầm thép, mặc dù chi phí vật liệu cao, nhưng thời gian thi công nhanh, giảm chi phí nhân công và rút ngắn tiến độ công trình, từ đó có thể mang lại hiệu quả kinh tế tổng thể.

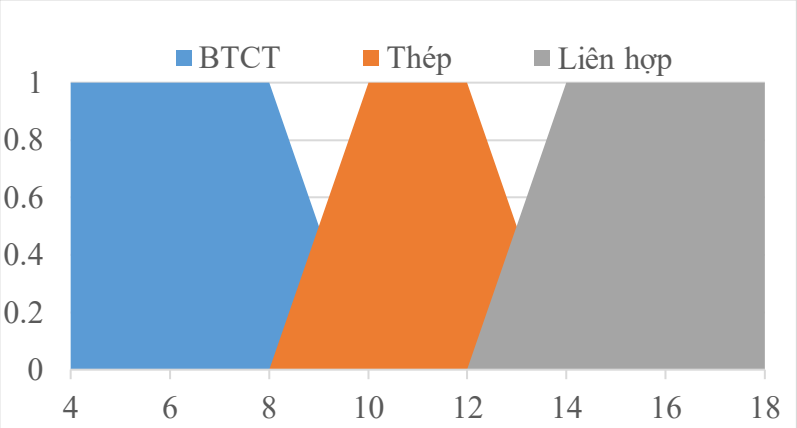
Trong khi đó, dầm liên hợp thép – bê tông có thể phát sinh chi phí liên quan đến liên kết chống trượt, yêu cầu kỹ thuật thi công cao hơn và cần phối hợp giữa hai loại vật liệu. Tuy nhiên, giải pháp này có ưu thế trong việc giảm chiều cao kết cấu, từ đó có thể giảm chi phí tầng và tổng thể công trình. Do đó, để đánh giá đầy đủ hiệu quả kinh tế, cần xem xét theo hướng chi phí vòng đời (life-cycle cost), bao gồm chi phí thi công, vận hành và bảo trì.



Hình 3. Biểu đồ Chi phí - Nhịp



Hình 4. Biểu đồ Khối lượng - Nhịp



Hình 5. Phân vùng lựa chọn loại dầm theo nhịp

4. Kết luận

Nghiên cứu đã thực hiện so sánh định lượng hiệu quả kết cấu và hiệu quả kinh tế của dầm bê tông cốt thép, dầm thép và dầm liên hợp thép – bê tông trong điều kiện nhịp thay đổi từ 4 m đến 18 m dưới tải trọng phân bố đều. Trên cơ sở các kết quả thu được, có thể rút ra một số kết luận chính như sau:

Thứ nhất, về kích thước kết cấu, chiều cao dầm bê tông cốt thép tăng nhanh theo nhịp và tại nhịp 18 m lớn hơn khoảng 60–155% so với dầm thép và dầm liên hợp. Trong khi đó, dầm liên hợp cho thấy khả năng kiểm soát chiều cao tốt nhất ở nhịp lớn, với chiều cao giảm khoảng 35–40% so với dầm bê tông cốt thép.

Thứ hai, về khối lượng, dầm bê tông cốt thép có trọng lượng lớn nhất và tăng rất nhanh theo nhịp; tại nhịp 18 m, khối lượng lớn hơn khoảng 24 lần so với dầm thép và khoảng 13 lần so với dầm liên hợp. Dầm thép có khối lượng nhỏ nhất trong toàn bộ phạm vi nghiên cứu, giúp giảm đáng kể tải trọng truyền xuống móng.

Thứ ba, về chi phí, dầm bê tông cốt thép có chi phí thấp nhất ở nhịp nhỏ ($L \leq 8$ m), tuy nhiên chi phí tăng nhanh khi nhịp lớn. Tại nhịp 18 m, chi phí dầm bê tông cốt thép cao hơn khoảng 72% so với dầm liên hợp và cao hơn khoảng 12% so với dầm thép. Dầm liên hợp thể hiện hiệu quả kinh tế tốt nhất ở nhịp lớn nhờ tối ưu hóa vật liệu và giảm kích thước kết cấu.

Từ các kết quả trên, có thể đề xuất phân vùng áp dụng hợp lý cho từng loại dầm như sau: dầm bê tông cốt thép phù hợp với nhịp nhỏ ($L \leq 8$ m) khi ưu tiên chi phí thấp; dầm thép phù hợp với nhịp trung bình ($8 \text{ m} < L \leq 12$ m) khi cần giảm khối lượng và tăng tốc độ thi công; trong khi dầm liên hợp thép – bê tông là giải pháp tối ưu cho nhịp lớn ($L \geq 14$ m) khi xét đồng thời hiệu quả chịu lực, kích thước và chi phí.

Tuy nhiên, nghiên cứu mới chỉ xem xét chi phí vật liệu và chưa bao gồm các yếu tố như chi phí thi công, bảo trì và điều kiện khai thác thực tế. Ngoài ra, nghiên cứu mới chỉ xét tải phân bố đều và dầm hai đầu khớp. Do đó, các nghiên cứu tiếp theo cần mở rộng theo hướng nhiều dạng

tải trọng, nhiều dạng sơ đồ kết cấu kết hợp phân tích chi phí vòng đời và mô hình hóa phi tuyến để đánh giá toàn diện hơn hiệu quả của các giải pháp kết cấu.

Tài liệu tham khảo

1. Bộ Xây dựng (2018). TCVN 5574:2018: Thiết kế kết cấu bê tông và bê tông cốt thép. Hà Nội: Nhà xuất bản Xây dựng.

2. Bộ Xây dựng (2012). *TCVN 5575:2024: Kết cấu thép - Tiêu chuẩn thiết kế*. Hà Nội: Nhà xuất bản Xây dựng.

3. Bộ Xây dựng (2018). *TCVN 1651-2:2018: Thép cốt bê tông - Phần 2: Thép thanh vằn*. Hà Nội: Nhà xuất bản Xây dựng.

4. Bộ Xây dựng (2008). *TCVN 1651-1:2008: Thép cốt bê tông - Phần 1: Thép thanh tròn trơn*. Hà Nội: Nhà xuất bản Xây dựng.

5. Bộ Xây dựng (1995). *TCVN 2737: 2023: Tải trọng và tác động - Tiêu chuẩn thiết kế*. Hà Nội: Nhà xuất bản Xây dựng.

6. Nguyễn Đình Cống (2013). *Tính toán thực hành cấu kiện bê tông cốt thép theo tiêu chuẩn TCVN 5574-2012*. Hà Nội: Nhà xuất bản Xây dựng.

7. Phạm Văn Hội, Nguyễn Quang Viên, Phạm Văn Tư (2013). Kết cấu thép – Cấu kiện cơ bản. Hà Nội: Nhà xuất bản Khoa học và Kỹ thuật.

8. Johnson, R. P. (2018). Composite Structures of Steel and Concrete: Beams, Slabs, Columns, and Frames for Buildings (4th ed.). Oxford, UK: Wiley-Blackwell.

Comparative Study on Load-Bearing Capacity and Economic Efficiency of Beam Systems with Varying Spans under Uniformly Distributed Loads

Abstract: *This paper presents a comparative study on the structural performance and economic efficiency of reinforced concrete beams, steel beams, and steel–concrete composite beams with spans ranging from 4 m to 18 m under a uniformly distributed load of 30 kN/m. The beams were designed in accordance with current standards and evaluated based on key parameters, including cross-sectional dimensions, self-weight, cost, flexural capacity, and deflection. The results show that the depth of reinforced concrete beams increases from 500 mm to 2200 mm as the span increases from 4 m to 18 m, which is significantly larger than that of steel beams (310–1370 mm) and composite beams (300–860 mm). The self-weight of reinforced concrete beams also increases rapidly, reaching approximately 106 tons at the 18 m span, compared to about 4.4 tons for steel beams and 7.9 tons for composite beams. In terms of cost, reinforced concrete beams are the most economical option for short spans (0.99 million VND at L = 4 m), but their cost increases significantly with span; at 18 m, the cost reaches 68.86 million VND, which is higher than that of composite beams (40.06 million VND) and steel beams (61.64 million VND). The results indicate that reinforced concrete beams are suitable for short spans, steel beams offer advantages in terms of lightweight construction, while steel–concrete composite beams provide the most efficient*

overall solution for long spans. The study provides a quantitative basis for selecting appropriate beam systems according to span requirements in structural design.

Keywords: “steel beam”, “reinforced concrete beam”,”composite beam”,”flexural capacity”, “deflection”, “economic efficiency”.

Nghiên cứu cách thức gia cường bằng tấm dệt CFRP cho kết cấu bê tông cốt thép chịu áp lực nổ thông qua mô phỏng số

Đặng Hữu Kỳ[1] , Lê Anh Sơn[1], Lê Mạnh Duy[1], Nguyễn Công Nghị[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: danghuuky3010@gmail.com; Tel: 0389 381 718

Tóm tắt

Bài báo nghiên cứu hiệu quả gia cường tấm bê tông cốt thép bằng vật liệu dệt CFRP một phương dưới tác dụng của tải trọng động, thông qua thí nghiệm va chạm rơi tự do và mô phỏng số áp lực nổ bằng LS-DYNA. Hai phương án gia cường được khảo sát gồm dán hai lớp CFRP cùng phương dệt và dán hai lớp có phương dệt vuông góc nhau. Kết quả thực nghiệm cho thấy chuyển vị giảm 30–38,2% và biến dạng giảm đến 90,7% so với mẫu không gia cường. Mô phỏng số với tải nổ 1,5 kg TNT cũng ghi nhận chuyển vị giảm đến 36,6% và biến dạng giảm 54,65%. Phương án bố trí lớp CFRP vuông góc nhau cho hiệu quả cao hơn so với dán cùng phương. Kết quả nghiên cứu khẳng định tính khả thi của giải pháp gia cường CFRP trong nâng cao khả năng kháng tải trọng động và áp lực nổ của kết cấu BTCT.

***Từ khóa**: tấm dệt CFRP, thực nghiệm, va chạm, LS-DYNA, áp lực nổ.*

1. Đặt vấn đề

Tấm dán FRP (Fiber Reinforced Polymer) dạng vải sợi là một giải pháp gia cường hiệu quả cho các kết cấu chịu lực trong công trình xây dựng và cầu đường. Hệ thống này bao gồm sợi cường lực (carbon, thủy tinh, aramid) ngâm tẩm trong nhựa polymer, tạo thành lớp vật liệu có khả năng chịu kéo cao, nhẹ và chống ăn mòn [1, 2].

Ứng dụng chính của FRP gồm tăng cường khả năng chịu uốn, cắt và chịu tải trọng cho dầm, cột, sàn và tường bê tông [3, 4]. Công nghệ này đặc biệt hữu ích trong sửa chữa, nâng cấp kết cấu cũ bị suy giảm do tải trọng gia tăng, môi trường khắc nghiệt hoặc động đất. So với các phương pháp truyền thống như bọc thép hay đổ bê tông cốt thép bổ sung, tấm dán FRP có ưu điểm là thi công nhanh, không làm tăng đáng kể trọng lượng kết cấu và đạt được khả năng chịu lực trong thời gian ngắn [5]. Bên cạnh đó tấm FRP vải sợi có khả năng chống ăn mòn cao và khả năng chịu kéo vượt trội nên là giải pháp hiệu quả để gia cường cho kết cấu bê tông thường có tính giòn [6, 7]. Tuy nhiên hiện nay ở trong nước việc sử dụng tấm dán FRP vẫn chỉ chủ yếu áp dụng cho kết cấu công trình chịu tải trọng tĩnh và tải trọng di động (kết cấu cầu) mà mới có một số ít nghiên cứu hay ứng dụng với tải trọng xung ngắn hạn như va chạm hoặc tải trọng nổ (các tải trọng cực hạn) [8].

Các thử nghiệm toàn diện về kết cấu rất tốn kém và phần lớn việc tiến hành các thí nghiệm về áp lực của vụ nổ lên công trình thực là rất khó thực hiện. Do đó, phân tích mô hình kết cấu dựa trên mô phỏng số là một cách tiếp cận quan trọng để xác định các ứng xử của kết cấu bê tông cốt thép (BTCT) khi chịu áp lực nổ. Xét về đặc điểm, yêu cầu về bản chất của đối tượng nghiên cứu và theo phân tích, so sánh chức năng phần mềm thì LS-DYNA là một phần mềm phân tích động phù hợp nhất với mô phỏng tác động cực hạn từ vụ nổ cho nghiên cứu này về lý thuyết, mô hình vật liệu, chức năng, phương trình trạng thái và tiêu chuẩn phá hủy. LS-DYNA được ứng dụng rộng rãi trong việc phân tích phản ứng của kết cấu đối với tải trọng va đập và xung kích với nhiều mô hình khác nhau cho vật liệu.

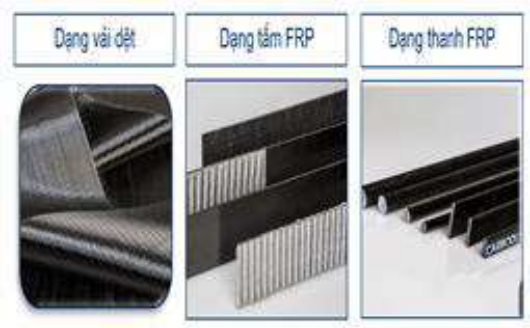
Trọng tâm của nghiên cứu này là dựa trên kết quả thí nghiệm kết cấu bê tông cốt thép (BTCT) gia cường bằng vật liệu vải sợi FRP để đánh giá hiệu quả thông qua phương thức gia cường theo hướng của vật liệu dệt chịu tác dụng của tải trọng động từ va chạm. Thông qua mô phỏng số khảo sát phương án gia cường khi kết cấu chịu tác dụng của tải trọng để từ đó góp phần làm rõ hơn hiệu quả của các phương thức gia cường khác nhau.

2. Vật liệu FRP và ứng dụng gia cường kết cấu chịu tải trọng động

2.1. Vật liệu FRP

Vật liệu FRP là một loại composite, gồm hai thành phần chính: chất nền polymer và sợi gia cường. Chất nền thường là nhựa như epoxy hoặc polyester, trong khi sợi gia cường có thể là sợi thủy tinh (GFRP), sợi carbon (CFRP), sợi aramid (AFRP) hoặc sợi tự nhiên [9]. FRP nổi bật với ưu điểm như trọng lượng nhẹ, khả năng chống ăn mòn và cách điện tốt, làm cho nó phù hợp với các ứng dụng trong xây dựng, giao thông, hàng không, điện tử hay thể thao [9, 10].

Vật liệu FRP có khối lượng riêng trong khoảng từ 1,2 tới 2,1 g/cm3, nhỏ hơn thép từ 4 đến 6 lần tùy thuộc vào loại cốt sợi hoặc chất độn. Vật liệu tổng hợp FRP là vật liệu dị hướng, có tính chất thay đổi theo hướng sợi. Các tính chất cơ học của vật liệu phụ thuộc vào cấu tạo hỗn hợp như hướng phân bố cốt sợi, độ dày, số lượng các lớp sợi gia cố cũng như khối lượng hỗn hợp. Cường độ chịu kéo của FRP thường rất lớn, với CFRP trên thị trường hiện nay có giá trị khoảng 3200 ÷ 3400 MPa và mô đun đàn hồi khoảng 220 ÷ 240 GPa [11, 12, 13].



a.Một số dạng vật liệu FRP



b.Gia cường dạng vải sợi



c.Gia cường tấm cứng



d.Gia cường thanh gắn rãnh

Hình 1. Các phương pháp gia cường bằng vật liệu FRP [12]

Gia cường kết cấu BTCT bằng vật liệu FRP trong điều kiện chịu tải trọng động là một giải pháp khả thi nhờ vào các ưu điểm nổi bật của FRP, như độ bền kéo cao, khối lượng nhẹ, và khả năng chống ăn mòn. Việc sử dụng FRP giúp tăng cường khả năng chịu lực, kiểm soát vết nứt và hấp thụ năng lượng, từ đó giảm thiểu thiệt hại khi chịu tải trọng động [11, 14].

Các phương pháp gia cường như dán bề mặt (Externally Bonded), bao bọc (Wrapping) và gắn rãnh (Near -Surface Mounted) mang lại hiệu quả khác nhau tùy thuộc vào đặc điểm kết cấu

[12, 14, 15]. Đặc biệt, phương pháp bao bọc thích hợp để tăng khả năng chịu nén và chống phá hủy cục bộ cho các cấu kiện chịu áp lực nổ mạnh. Tuy nhiên, hạn chế lớn là chi phí vật liệu và yêu cầu kỹ thuật thi công cao. Ngoài ra, FRP kém hiệu quả trong môi trường nhiệt độ cao, nên trong trường hợp này cần biện pháp bổ sung để đảm bảo an toàn.

Với những kết cấu công trình có hình dáng đặc thù hoặc những công trình có không gian sử dụng nhỏ hẹp thì việc áp dụng các vật liệu FRP dạng tấm cứng để bao bọc hoặc dạng thanh để gắn rãnh là khó khả thi. Do đó trong nghiên cứu này chỉ tập trung đánh giá phương pháp sử dụng vật liệu FRP dạng vải sợi để dán lên bề mặt của kết cấu.

2.2. Nghiên cứu ứng dụng FRP gia cường kết cấu chịu tải trọng động

Đối với các kết cấu hiện hữu thông thường được thiết kế với các loại tải trọng tiêu chuẩn nên khi xuất hiện tác động của tải trọng cực hạn như đâm va hay áp lực từ vụ nổ sẽ khó đảm bảo khả năng chịu lực. Do đó cần có các giải pháp để bảo vệ và tăng cường thêm khả năng chống tải trọng động cho kết cấu. Sợi polyme gia cố (FRP) là vật liệu tổng hợp được làm từ cấu trúc cao phân tử và được dệt bằng các sợi có các đặc tính cơ học và hình học khác nhau. Khi kết cấu BTCT thông thường được bổ sung thêm lớp gia cố sợi polyme làm cho đặc tính cơ học được cải thiện và khả năng hấp thụ năng lượng được nâng cao, nên các tấm FRP được sử dụng trong các hệ thống chống nổ [16]. Các thử nghiệm nổ và va chạm khác nhau đã được thực hiện trên các kết cấu BTCT thông thường được gia cố thêm FRP mang lại hiệu quả khá tích cực.

Trong nước, GS.TS Vũ Đình Lợi và các cộng sự đã có một số nghiên cứu thực nghiệm tại hiện trường để đánh giá khả năng chống nổ của kết cấu chịu tác dụng nổ khi được gia cường các tấm polyme sợi carbon (CFRP) và tấm polyme sợi thủy tinh (GFRP) [16]. Kết quả nghiên cứu cho thấy, khả năng chống nổ của tấm BTCT tăng đáng kể so với không được gia cường, đặc biệt khi tăng lượng nổ hiện tượng chấn sụp trên các tấm BTCT có gia cường không xuất hiện trên cùng một khối lượng nổ và khoảng cách so với tấm BTCT không được gia cường. Một số kết quả nghiên cứu khác trong nước trên dầm và bản BTCT sử dụng FRP cũng ghi nhận xu hướng giảm độ võng, kiểm soát nứt và cải thiện ứng xử dưới tác động ngắn hạn [9, 10, 17, 18].

Trên thế giới, có nhiều tác giả đã và đang nghiên cứu giải pháp gia cường cho kết cấu BTCT chịu tác động vụ nổ bằng tấm dán FRP [5, 6]. Thông qua các nghiên cứu cho thấy hiệu quả tăng cường của giải pháp dao động từ 20 đến 40% so với các mẫu BTCT thông thường [19, 20].

3. Nghiên cứu thực nghiệm đánh giá cách thức gia cường tấm dệt CFRP

Các phương pháp thực nghiệm hiện trường là biện pháp hữu hiệu và chính xác để đánh giá khả năng gia cường của vật liệu FRP nói chung và CFRP nói riêng cho kết cấu dưới tác động tải trọng động do va chạm. Bài báo đã lựa chọn phương án thí nghiệm bằng việc thả rơi quả nặng tự do để tạo ra lực va chạm động lên tấm BTCT.

3.1. Mô tả thí nghiệm

Thí nghiệm được thực hiện nhằm đánh giá khả năng chịu va đập của tấm BTCT trước và sau khi gia cường bằng vật liệu CFRP. Một hệ thống thử nghiệm được thiết kế bao gồm một khung thép chắc chắn, trong đó tấm BTCT được cố định theo phương ngang. Một quả nặng có khối lượng xác định được thả rơi tự do từ một độ cao nhất định để va chạm trực tiếp vào bề mặt tấm BTCT. Các cảm biến chuyển vị và biến dạng được lắp đặt tại vị trí giữa tấm để thu thập dữ liệu về phản ứng của tấm BTCT khi chịu tác động. Thí nghiệm được thực hiện trên hai nhóm mẫu: một nhóm tấm BTCT thông thường và một nhóm tấm BTCT đã được gia cường bằng CFRP. Kết quả thu

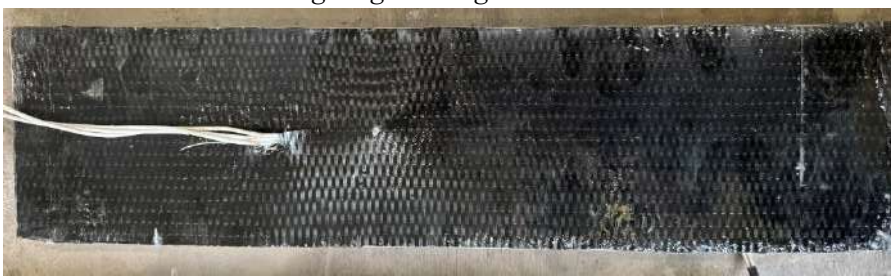
được sẽ giúp đánh giá hiệu quả của vật liệu CFRP trong việc nâng cao khả năng chịu tải và giảm thiểu hư hỏng do va đập.

Để đảm bảo tính thống nhất tấm BTCT có kích thước 60x15x5cm, được chế tạo với bê tông đá 1x2, mác 300, sử dụng hệ cốt thép một lớp đường kính 6mm với hai thanh cốt dọc chịu lực chính và 5 thanh thép ngang với khoảng cách 12,5cm, chiều dày lớp bê tông bảo vệ 1cm.

Sử dụng tấm dán CFRP dạng vải sợi dệt một phương với loại tấm dày 0,333mm, để đánh giá khả năng làm việc theo phương tiến hành gia cường với 02 loại: Mẫu gia cường thứ nhất: dán hai lớp với phương dệt của tấm CFRP cùng theo phương cạnh dài của tấm BTCT (phương án gia cường thứ nhất – PA01). Mẫu gia cường thứ hai: dán hai lớp với một lớp có phương dệt của tấm CFRP theo phương cạnh dài, kết hợp một lớp có phương dệt theo phương cạnh ngắn của tấm BTCT (phương án gia cường thứ 2 – PA02).



a. Phương án gia cường thứ nhất – PA01



b. Phương án gia cường thứ hai – PA02

Hình 2. Các phương án gia cường vật liệu CFRP cho tấm BTCT thí nghiệm

Để đánh giá hiệu quả khi sử dụng vật liệu CFRP dạng vải sợi gia cường cho kết cấu tấm BTCT chịu tác dụng của tải trọng động, tiến hành thí nghiệm so sánh tấm BTCT hai đầu giữ cố định (sử dụng hai bu lông và thanh thép dày 1cm, rộng 2cm giữ chắc chắn) trên gối kê bằng thép cố định trên nền sàn cứng thí nghiệm chuyên dụng, chịu tác dụng của quả nặng thép được thả rơi tự do từ độ cao 65cm.

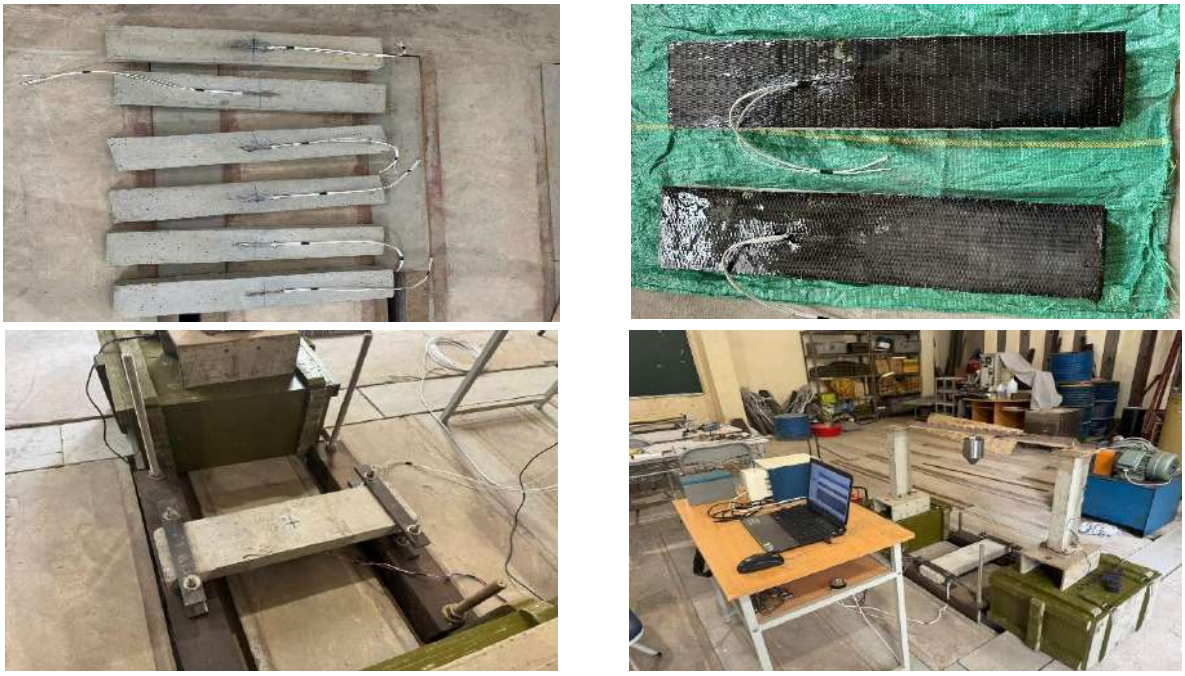
Quả nặng thép (7,44kg) cao 15cm, đường kính 10cm, tạo hình côn phía dưới chiều cao côn 5cm, đỉnh côn đường kính 2cm. Sử dụng 02 gối kê bằng thép chữ U kích thước bao với chiều cao 10cm, rộng 10cm, dày 1cm, khoảng cách giữa hai gối 50cm (chiều dài làm việc của tấm thí nghiệm).

3.2. Tiến hành thí nghiệm

Thí nghiệm được thiết kế để đánh giá khả năng chịu va đập của tấm BTCT trước và sau khi dán CFRP. Hai nhóm mẫu được chuẩn bị là tấm BTCT không gia cường và tấm BTCT đã gia cường bằng tấm CFRP, mục tiêu là đối chiếu sự khác biệt về ứng xử động khi có gia cường và không có gia cường vật liệu CFRP dưới cùng điều kiện va chạm rơi tự do.

Để đánh giá hiệu quả gia cường tiến hành dán cảm biến điện trở hãng TML mã PL-60-11 dài 60mm tại vị trí giữa tấm theo phương chịu lực chính (theo phương cạnh dài), sử dụng cảm biến

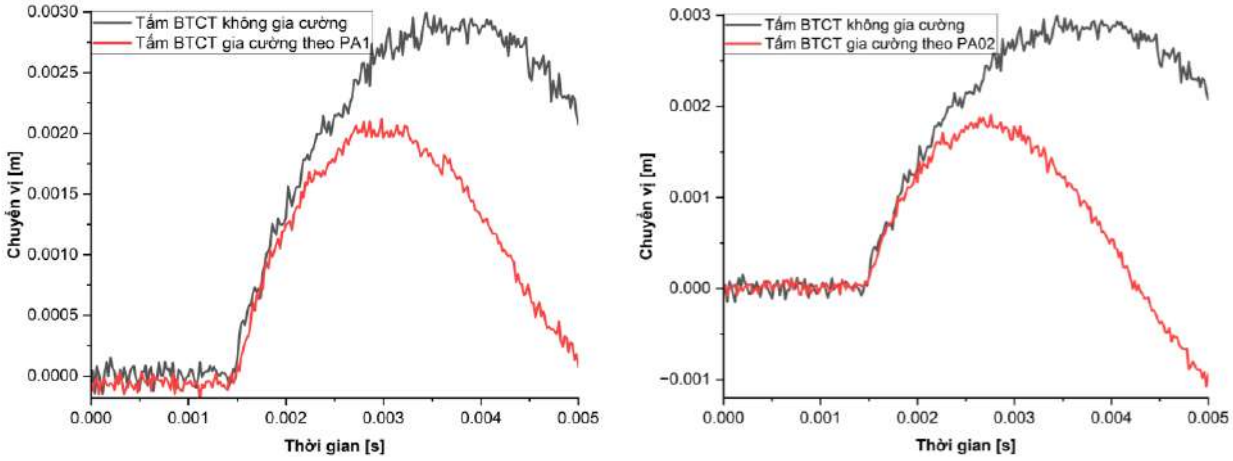
hồng ngoại SHARP GP2Y0A21YK0F với điện áp sử dụng 4,5 ~ 5,5VDC để đo chuyển vị điểm giữa tấm, sử dụng hệ thống đo NI SCXI 1000DC có khả năng lấy mẫu tổng thể lên đến 200kHz. Quả nặng được cố định trên giá treo bằng nam châm điện, sử dụng cơ chế đóng và ngắt nguồn điện để thả rơi quả nặng tạo lực tác động va chạm lên tấm thí nghiệm, điểm va chạm tại vị trí giữa tấm.



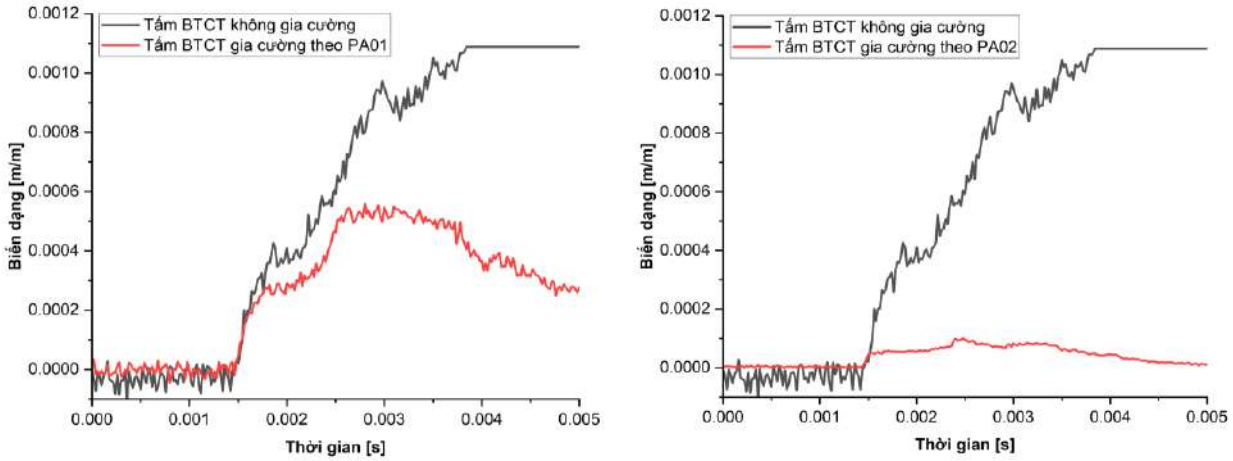
Hình 3. Công tác thí nghiệm

3.3. Kết quả thí nghiệm

Tiến hành công tác thí nghiệm, phân tích và xử lý các dữ liệu đo biến dạng và chuyển vị tại giữa tấm, quan sát trạng thái phá hoại của tấm thí nghiệm trong hai trường hợp gia cường và không gia cường cho các kết quả mang tính định lượng cao về hiệu quả gia cường kết cấu BTCT chịu uốn của vật liệu CFRP.



Hình 4. Kết quả chuyển vị giữa tấm BTCT



Hình 5. Kết quả biến dạng giữa tấm BTCT

Bảng 1. Tổng hợp kết quả thí nghiệm

TT	Tham số	Nội dung	Giá trị	Chênh lệch (%)
1	Chuyển vị tại giữa tấm (mm)	Tấm BTCT không gia cường	2,96	-
		Tấm BTCT gia cường theo PA01	2,06	30
		Tấm BTCT gia cường theo PA02	1,82	38,2
2	Biến dạng tại giữa tấm (m/m)	Tấm BTCT không gia cường	1,09e-3	-
		Tấm BTCT gia cường theo PA01	5,45e-4	49,9
		Tấm BTCT gia cường theo PA02	1,01e-4	90,7

Dưới tác động va chạm rơi tự do, các mẫu BTCT gia cường CFRP thể hiện khả năng làm việc vượt trội so với mẫu không gia cường. Cấu kiện gia cường chịu được xung va chạm mạnh mà không xuất hiện phá hoại nghiêm trọng. Hình thái hư hỏng chủ yếu là các vết nứt nhỏ, cục bộ tại vùng chịu tác động, trong khi hình dạng tổng thể và khả năng làm việc sau va chạm vẫn được duy trì. Đáng chú ý, không ghi nhận bóc tách giữa lớp CFRP và nền bê tông, cho thấy mối liên kết dán đạt chất lượng và ổn định trong điều kiện tải động.

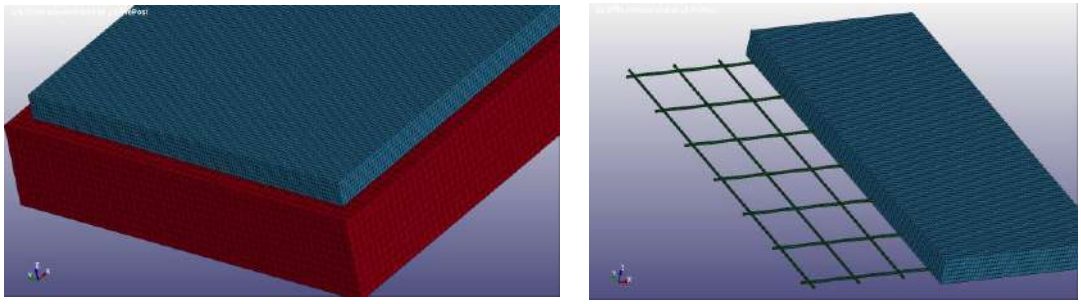
Bên cạnh đó thí nghiệm cũng cho thấy mặc dù tấm dán CFRP dùng trong thí nghiệm được dệt để làm việc một phương, nhưng khi dán hai tấm theo phương dệt vuông góc với nhau lại cho hiệu quả gia cường tăng đáng kể so với hai tấm khi dán cùng phương dệt. Đây cũng là một trong những gợi mở ý nghĩa cho những nghiên cứu chuyên sâu hơn phương án bố trí vật liệu gia cường.

4. Thử nghiệm số cho kết cấu gia cường FRP chịu áp lực nổ

Để tiến hành đánh giá hiệu quả của bộ hấp thụ năng lượng theo nguyên lý thiết kế như trên tiến hành mô phỏng số bài toán cụ thể như sau: kết cấu BTCT kích thước 100x100x6cm, kê bốn cạnh tự do trên khối đế bằng BTCT, khối thuốc nổ TNT có khối lượng 1,5kg treo cách mặt trên tấm bê tông 100cm. Mặt dưới tấm BTCT dán 02 lớp vải sợi dệt 1 phương CFRP theo hai phương án dán đã nêu trong mục 3.

4.1. Phương pháp mô hình hóa

Để đơn giản bài toán và không mất đi ý nghĩa của áp lực nổ, trong nghiên cứu sử dụng mô hình tải trọng nổ CONWEP được tính toán dựa trên khối lượng nổ và khoảng cách từ tâm nổ đến bề mặt tiếp nhận áp lực nổ.



Hình 6. Mô phỏng bài toán trên LS-DYNA

Để mô hình hóa bài toán nghiên cứu sử dụng phần tử khối 8 nút cho tấm bê tông, khối đế và tấm xốp XPS, kích thước lưới phần tử 1cm. Hệ lưới cốt thép được mô tả bằng phần tử thanh dài 5cm, tấm dàn lực được mô tả bằng phần tử vỏ kích thước 1cm.

Để mô tả tấm bê tông, khối đế sử dụng phần tử khối 8 nút bằng thẻ *SECTION_SOLID với tham số ELFORM = 1. Hệ lưới cốt thép sử dụng phần tử thanh bằng thẻ *SECTION_BEAM với các tham số ELFORM = 1 (dầm Hughes-Liu) và QR = 2, CST =1 cho tiết diện tròn. Tấm dàn lực sử dụng phần tử vỏ 4 nút bằng thẻ *SECTION_SHELL với tham số ELFORM = 2 [21, 22].

Điều kiện biên của bài toán được mô hình hóa cho tấm BTCT kê tự do lên khối đế thông qua mô tả bề mặt hai đối tượng tiếp xúc trực tiếp với nhau, sử dụng tiếp xúc hai chiều giữa hai bề mặt bằng thẻ *CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE với các tham số FS và FD lấy bằng 0,2 [21, 22]. Chân của khối đế được xem như liên kết ngàm, thông qua việc mô tả các nút không có chuyển vị thẳng và xoay.

Trong nghiên cứu sẽ sử dụng phương pháp nhúng lưới cốt thép trong bê tông và hệ lưới cốt thép được mô tả độc lập với tấm bê tông như Hình 9. Sử dụng thẻ *CONSTRAINED-LAGRANGE_IN_SOLID để mô tả ghép nối giữa lưới cốt thép và tấm bê tông với CTYPE lấy bằng 2 [21].

4.2. Tham số mô hình vật liệu trong mô phỏng

Để thực hiện quá trình mô phỏng bài toán trong nghiên cứu này, sẽ kế thừa các kết quả và thông số đầu vào trong nghiên cứu gần đây cho mô hình vật liệu. Các tham số này được lấy từ dữ liệu của một số công bố trên các tạp chí có uy tín [23].

Sử dụng mô hình MAT_084 với thẻ vật liệu 084/085-WINFRITH_CONCRETE để mô tả ứng xử của bê tông, với năng lượng phá hoại 65 Nm/m2, kích thước trung bình cốt liệu 8 mm [23].

Bảng 2. Tham số vật liệu bê tông [23]

ρ(kg/m^3)	E_{tt}(GPa)	ν	σ_n(MPa)	σ_k(MPa)
2400	26,41	0,2	30	3,0

Sử dụng thẻ vật liệu 003-PLASTIC_KINEMATIC để mô tả ứng xử của cốt thép trong bê tông và tấm dàn lực [23].

Bảng 3. Tham số vật liệu thép [23]

ρ(kg/m^3)	E(GPa)	ν	σ_{ch}(MPa)
7850	205	0,3	420

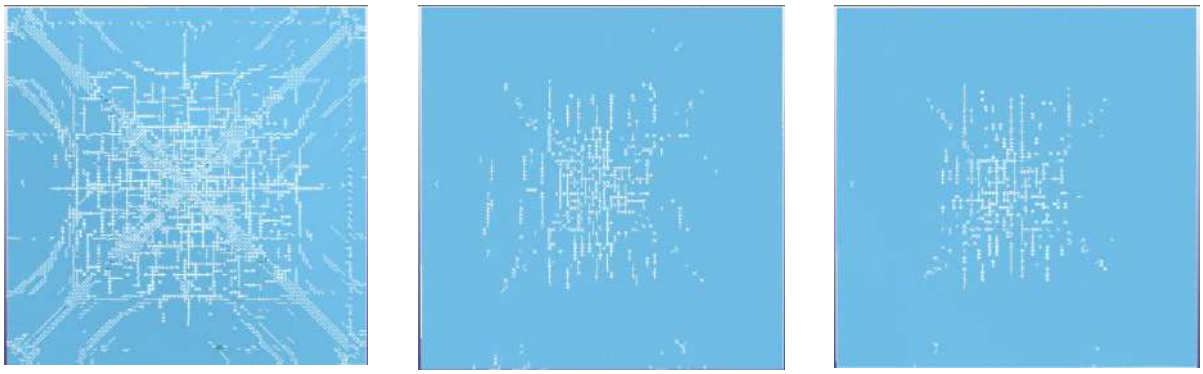
Sử dụng thẻ vật liệu 054/055-ENHANCED_COMPOSITE_DAMAGE để mô tả ứng xử của vật liệu tấm dán CFRP [24].

Bảng 4. Tham số vật liệu CFRP [24, 25]

ρ(kg/m^3)	**EA**(Pa)	**EB**(Pa)	**PRBA**	**PRCA**	**PRCB**
1580	1,65e11	9,0e9	0,0185	0,0185	0,5
GAB(Pa)	**GCA**(Pa)	**GBC**(Pa)	**XC**(Pa)	**XT**(Pa)	**YC**(Pa)
5,6e9	5,6e9	2,8e9	1,59e9	2,56e9	1,85e8
YT(Pa)	**SL**(Pa)	**EPS**	**SOFT**	**BETA**	**YCFAC**
7,3e7	9,0e7	0,55	0,57	0,0	2,0

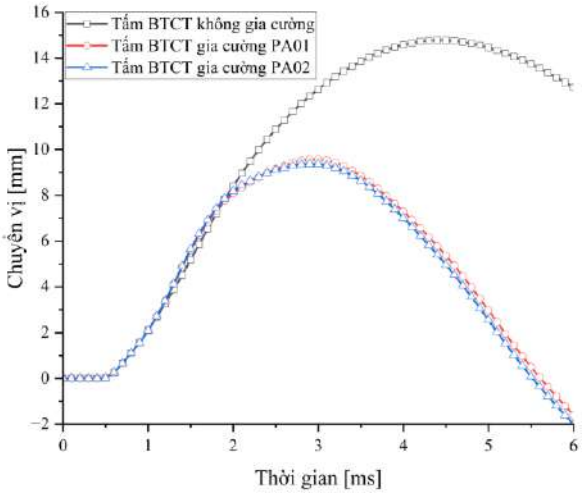
4.3. Kết quả mô phỏng số

Quá trình mô phỏng trên LS-DYNA cho kết quả trực quan cả về sự thay đổi nội lực trên kết cấu cũng như mô tả được quá trình tấm BTCT bị nứt, hình thái vết nứt cho thấy khi kết cấu được gia cường tấm dán CFRP dạng vải sợi làm gia tăng mạnh khả năng chịu lực. Bên cạnh đó giá trị chuyển vị và biến dạng tại vị trí giữa tấm cũng cho thấy hiệu quả rõ rệt của gia cường.

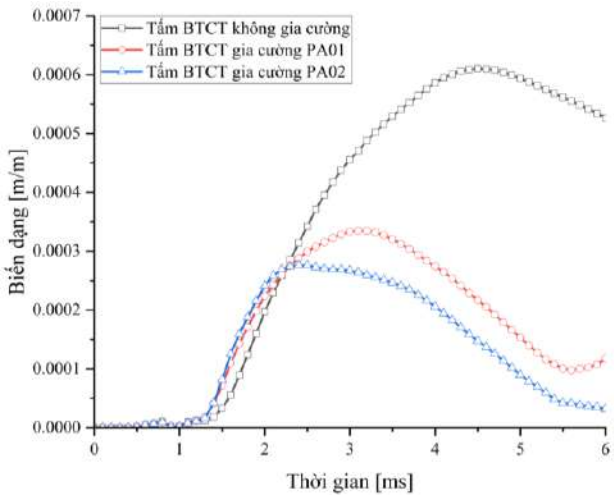


Trực tiếp | Cùng phương dệt (PA01) | Phương dệt vuông góc (PA02)

Hình 7. Hình thành vết nứt mặt dưới tấm BTCT



Hình 8. Chuyển vị tấm giữa BTCT



Hình 9. Biến dạng giữa tấm BTCT

Bảng 5. Tổng hợp kết quả và mô phỏng số

TT	Tham số	Nội dung	Giá trị	Chênh lệch (%)
1	Chuyển vị tại giữa tấm (mm)	Tấm BTCT không gia cường	14,78	-
		Tấm BTCT gia cường theo PA01	9,56	35,31
		Tấm BTCT gia cường theo PA02	9,37	36,60
2	Biến dạng tại giữa tấm (m/m)	Tấm BTCT không gia cường	6,10e-4	-
		Tấm BTCT gia cường theo PA01	3,35e-4	45,15
		Tấm BTCT gia cường theo PA02	2,77e-4	54,65

Từ số liệu các tham số động học khảo sát (chuyển vị và biến dạng) tại vị trí giữa tấm cho thấy hiệu quả tốt tấm vải sợi CFRP khi gia cường cho kết cấu làm cho chuyển vị đỉnh giảm trên 36% và biến dạng đỉnh giảm trên 54%.

Cũng từ kết quả mô phỏng số khi kết cấu chịu tác động của áp lực nổ cho thấy việc dán gia cường theo phương án dán các lớp với phương dệt tấm vải sợi vuông góc nhau cho hiệu quả cao hơn so với dán hai lớp cùng phương dệt lên đến gần 10% giá trị biến dạng. Bên cạnh đó việc hình thành vết nứt ở mặt dưới tấm bê tông cũng giảm rõ rệt khi so sánh hai phương án dán.

5. Kết luận

Từ các kết quả thực nghiệm và phân tích mô phỏng trên mô hình số, rút ra một số kết luận về hiệu quả gia cường tấm vải sợi FRP cho kết cấu công trình chịu tác dụng động:

Từ kết quả thử nghiệm tấm BTCT chịu tải trọng động do va chạm cho thấy kết quả phù hợp với quy luật ứng xử của kết cấu khi gia cường sẽ được tăng cứng hơn và làm giảm chuyển vị. Kết quả khảo sát cho thấy chuyển vị có thể giảm 30% đến 38,2%, điều này thể hiện hiệu quả kháng uốn của kết cấu thí nghiệm được gia tăng đáng kể.

Việc thử nghiệm số thông qua mô phỏng để đánh giá hiệu quả gia cường khi chưa có điều kiện thực nghiệm nổ hiện trường cũng cho thấy hiệu quả đáng kể của giải pháp khi kết cấu chịu áp lực nổ khi chuyển vị đỉnh giảm đến 36,60% và biến dạng đỉnh giảm đến 54,65%.

Kết quả thực nghiệm trên mô hình kết cấu trong phòng thí nghiệm và trên mô phỏng số đều cho thấy giải pháp gia cường tăng đáng kể khi dán hai lớp CFRP cùng phương dệt và phương dệt vuông góc với nhau, cho kết quả với phương án dán hai tấm vuông góc phương dệt với nhau thu được hiệu quả giảm chuyển vị và biến dạng tăng cao hơn phương án dán hai tấm cùng phương dệt.

Kết quả nghiên cứu dựa trên thực nghiệm và mô phỏng số với hai dạng tải trọng động khác nhau cho thấy phương án gia cường tấm dán có ảnh hưởng tương đối rõ rệt đến hiệu quả tăng cường khả năng kháng lực cho kết cấu.

Từ kết quả khả quan của nghiên cứu khuyến cáo nên sử dụng phương án dán các tấm với phương dệt vuông góc nhau khi gia cường tấm dệt FRP một phương với nhiều lớp dán.

Tài liệu tham khảo

1. Hamoush, S., & Abu-Lebdeh, T. (2018). *Analytical study of reinforced concrete beams strengthened by FRP bars subjected to impact loading conditions*. American Journal of Engineering and Applied Sciences, **11**(2), 407–424.

2. Ye, Z., et al. (2020). *Behaviors of large-rupture-strain fiber-reinforced polymer strengthened RC beams under static and impact loads*. Frontiers in Materials, **7**, 578749.

3. Kawarai, T., et al. (2025). *Low-velocity impact-load-carrying behavior of reinforced concrete beams strengthened with FRP laminates*. Buildings, **15**(10), 1713.

4. Si, Z., et al. (2022). *Research on impact resistance of reinforced concrete members strengthened with FRP grid reinforced ECC*. Materials, **15**(11), 3956.

5. Author(s). (2024). *Review of concrete structures strengthened with FRP against impact loading*. Journal/Conference name (in press).

6. Hùng, H. M., Phạm, V. T., & Nguyễn, H. N. (2021). *Thực nghiệm gia cường sức kháng uốn cho dầm BTCT sử dụng tấm CFRP ứng suất trước*. Tạp chí Khoa học Công nghệ Xây dựng – ĐHXD, **15**(3), 35–44.

7. Võ, B. H., Đoàn, V. Đ., & Cao, V. H. (2022). *Sử dụng FRP để phục hồi khả năng chịu tải của sàn bê tông cốt thép bị cháy*. Tạp chí Vật liệu và Xây dựng, **11**(05), 86–91.

8. Vinh, T. X. (2023). *Khảo sát ảnh hưởng của cường độ bê tông đến bám dính của tấm CFRP trên kết cấu bê tông cốt thép*. Tạp chí Khoa học Công nghệ Xây dựng – ĐHXD, **17**(2), 21–30.

9. Đặng Vũ Hiệp, Vũ Ngọc Anh, & Trần Văn Thái. (2018). *Theo dõi độ võng của bản sàn bê tông cốt sợi thủy tinh (G-FRP) trong thời gian 90 ngày*. Tạp chí Khoa học & Công nghệ Xây dựng (IBST), **Số 1, 2-2018**.

10. Trần Thị Ngọc Hoa, Đặng Vũ Hiệp, & Phạm Thanh Thế (2021). *Nghiên cứu thực nghiệm khảo sát độ võng, vết nứt của dầm bê tông chịu uốn sử dụng cốt sợi GFRP dạng thanh*. Tạp chí Khoa học & Công nghệ Xây dựng (IBST), **Số 4-2020** (xuất bản 10-01-2021).

11. JVTEK. (n.d.). *Công nghệ gia cường kết cấu bê tông FRP*. https://jvtek.com.vn/san-pham-dich-vu/cong-nghe-gia-cuong-ket-cau-be-tong-frp

12. Minh Đức Corp. (n.d.). *Vật liệu FRP trong sửa chữa, gia cường kết cấu*. https://minhduccorp.com.vn/vat-lieu-frp-trong-sua-chua-gia-cuong-ket-cau

13. Nguyễn Minh Long. (2019). *Gia cường kết cấu bê tông cốt thép sử dụng vật liệu FRP – Thiết kế và thi công*. NXB Đại học Quốc gia TP. Hồ Chí Minh.

14. Nguyễn Trung Hiếu, & Lý Trần Cường. (2020). *Giáo trình gia cường kết cấu bê tông cốt thép bằng vật liệu tấm sợi composite*. NXB Xây dựng.

15. Brandt, A. M. (2008). *Fibre reinforced cement-based (FRC) composites after over 40 years of development in building and civil engineering*. Composite Structures, **86**, 3–9.

16. Vũ Đình Lợi. (2019). *Nghiên cứu ứng dụng vật liệu mới trong xây dựng công trình quốc phòng và nâng cấp kháng lực công trình quốc phòng đã có trên quần đảo Trường Sa*. Đề tài độc lập cấp quốc gia.

17. Phạm Thị Thanh Thủy, Nguyễn Xuân Huy, Nguyễn Quang Sĩ, & Nguyễn Mai Chí Trung. (2022). *Phân tích ứng xử chịu cắt của dầm bê tông cốt phi kim loại*. Tạp chí Khoa học & Công nghệ Xây dựng (IBST), **Số 1-2022**.

18. Lê Đăng Dũng, Nguyễn Quang Sĩ, Nguyễn Huy Cường, & Nguyễn Thành Tâm. (2022). *Nghiên cứu ứng xử chịu xoắn của dầm bê tông cốt thanh composite polymer sợi thủy tinh*. Tạp chí Khoa học & Công nghệ Xây dựng (IBST), **Số 3-2022**.

19. Muszynski, L. C., & Purcell, M. R. (2003). *Composite reinforcement to strengthen existing concrete structures against air blast*. Journal of Composites for Construction, **7**, 93–97.

20. Razaqpur, A. G., Tolba, A., & Contestabile, E. (2007). *Blast loading response of reinforced concrete panels reinforced with externally bonded GFRP laminates*. Composites Part B: Engineering, **38**, 535–546.

21. LSTC (2019). *LS-Dyna Theory Manual*.

22. LSTC (2021). *LS-Dyna Version R12.0 Keyword User's Manual*.

23. D.-K. Thai, S.-E. Kim (2018). *Numerical investigation of the damage of RC members subjected to blast loading*. Engineering Failure Analysis. 92, 350-367.

24. N. Uddin (2010). *Blast protection of civil infrastructures and vehicles using composites*. Elsevier.

25. Nassr, A. A. A. M. (2012). *Experimental and analytical study of the dynamic response of steel beams and columns to blast loading (Doctoral dissertation)*. McMaster University, Hamilton, Ontario, Canada.

26. Nguyễn Công Nghị, Ngô Ngọc Thủy, Lê Sỹ Hà (2025). *Đánh giá hiệu quả gia cường kết cấu bê tông cốt thép chịu tác dụng của tải trọng động bằng phương pháp dán vải sợi FRP.* Tạp chí xây dựng, ISSN 2734-9888, 319-323.

Numerical investigation on the strengthening of reinforced concrete structures using woven CFRP sheets under blast loading

Abstract: *This study investigates the effectiveness of strengthening reinforced concrete (RC) slabs using unidirectional woven CFRP sheets under dynamic loading, through free-fall impact experiments and numerical simulation of blast pressure using LS-DYNA. Two strengthening configurations were examined: bonding two CFRP layers in the same fiber orientation and bonding two layers with orthogonal fiber orientations. Experimental results show that displacement decreased by 30–38.2% and strain was reduced by up to 90.7% compared to the unstrengthened specimens. Numerical simulations under a 1.5 kg TNT blast load also demonstrated a displacement reduction of up to 36.6% and a strain reduction of 54.65%. The configuration with orthogonally oriented CFRP layers exhibited superior performance compared to the same-direction arrangement. The findings confirm the feasibility of CFRP strengthening solutions in enhancing the resistance of reinforced concrete structures against dynamic and blast loading.*

Keywords: woven CFRP sheets, experiment, impact, LS-DYNA, blast pressure.

Nghiên cứu bộ hấp thụ năng lượng va chạm từ vật liệu có cấu trúc lỗ rỗng để bảo vệ kết cấu công trình

Vũ Chí Hải[1], Lê Anh Tuấn[1], Nguyễn Công Nghị[1]

[1]Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: vuhai110394@gmail.com; Tel: 0984 089 268

Tóm tắt

Bài báo trình bày nghiên cứu thực nghiệm đánh giá hiệu quả của bộ hấp thụ năng lượng va chạm sử dụng vật liệu có cấu trúc lỗ rỗng (xốp XPS) nhằm bảo vệ kết cấu bê tông cốt thép dưới tác động tải trọng rơi tự do. Thí nghiệm được tiến hành trên các tấm bê tông cốt thép có và không có lớp hấp thụ năng lượng, với các chiều dày XPS khác nhau. Kết quả cho thấy việc bổ sung lớp vật liệu lỗ rỗng làm suy giảm đáng kể phản ứng động của kết cấu; chuyển vị và biến dạng giảm tới khoảng 90 %, trong khi gia tốc cực đại giảm gần 93 % khi sử dụng lớp XPS dày 50 mm. Cấu kiện bê tông không xuất hiện nứt phá hoại, năng lượng va chạm được tiêu tán chủ yếu thông qua biến dạng dẻo của lớp xốp. Nghiên cứu cung cấp cơ sở thực nghiệm phục vụ tính toán và thiết kế giải pháp bảo vệ công trình ngầm chịu tải trọng va đập.

***Từ khóa**: bộ hấp thụ năng lượng; xốp XPS; vật liệu có cấu trúc lỗ rỗng; thực nghiệm; va chạm.*

1. Đặt vấn đề

Trong xây dựng công trình ngầm qua vùng địa chất karst, hiện tượng tuyến hầm giao cắt với các hang động tự nhiên là thách thức mang tính phổ biến và khó tránh khỏi. Sự tồn tại của các khoang rỗng, mái treo và khối đá không ổn định làm gia tăng nguy cơ đá rơi hoặc sập cục bộ trong quá trình thi công và khai thác. Các giải pháp điều chỉnh hướng tuyến hoặc xử lý lấp đầy hang thường gặp nhiều hạn chế về điều kiện địa chất, kỹ thuật thi công và chi phí đầu tư. Do đó, trong nhiều trường hợp, kết cấu vỏ hầm phải trực tiếp chịu tác động của tải trọng động do đá rơi hoặc xung kích nổ, đặt ra yêu cầu cấp thiết về các giải pháp bảo vệ hiệu quả.

Bê tông cốt thép truyền thống được thiết kế chủ yếu cho điều kiện chịu tải tĩnh hoặc tải trọng biến thiên chậm. Dưới tác động va chạm cường độ cao và tốc độ biến dạng lớn, vật liệu này có xu hướng xuất hiện nứt phát triển nhanh, suy giảm độ cứng và phá hoại giòn cục bộ. Nhiều nghiên cứu thực nghiệm và mô phỏng đã chỉ ra rằng ứng xử của bê tông dưới tải trọng động khác biệt đáng kể so với điều kiện tĩnh, đặc biệt về cơ chế phá hoại và phân bố năng lượng biến dạng [1, 2]. Vì vậy, việc nâng cao khả năng kháng va đập cho kết cấu bê tông là một hướng nghiên cứu quan trọng trong kỹ thuật công trình chịu tải trọng cực hạn.

Một trong những giải pháp tiềm năng là bổ sung lớp vật liệu đệm có cấu trúc lỗ rỗng (porous or cellular materials) nhằm hấp thụ và tiêu tán năng lượng va chạm trước khi truyền đến kết cấu chịu lực chính. Theo Gibson và Ashby [3], vật liệu tổ ong và vật liệu xốp có khả năng trải qua biến dạng nén lớn với sự tồn tại của vùng "đoạn bằng ứng suất" (stress plateau), cho phép duy trì ứng suất truyền qua ở mức tương đối thấp trong khi tiêu tán đáng kể năng lượng thông qua cơ chế sụp đổ lỗ rỗng. Các nghiên cứu về vật liệu kim loại xốp và polymer xốp dưới tải trọng động cũng cho thấy hiệu quả tiêu năng cao và tiềm năng ứng dụng trong các hệ thống bảo vệ chống va chạm [4, 5].

Ứng dụng nguyên lý này vào bảo vệ kết cấu hầm, xu hướng trên thế giới đang chuyển dịch từ lớp đệm hạt rời truyền thống sang các hệ kết cấu phức hợp. Các nghiên cứu thực nghiệm tại Nhật Bản và Thụy Sĩ chứng minh hệ đệm ba lớp có lót xốp (EPS/XPS) dưới lớp cát giúp giảm tới 80% lực va chạm đỉnh [6, 7]. Đồng thời, các phương pháp số hiện đại (FEM-SPH trong LS-DYNA) đã mô phỏng thành công vai trò của lớp xốp trong việc kiểm soát sự phân bố ứng suất trên vòm hầm dưới tải trọng đá rơi tốc độ cao [8].

Tại Việt Nam, đội ngũ các nhà nghiên cứu đã bước đầu làm chủ các công cụ mô phỏng số mạnh (Plaxis 3D, Abaqus, LS-DYNA) để phân tích bài toán tương tác đất - kết cấu hoặc mô phỏng đá bay khi nổ mìn [9]. Tiêu biểu, tác giả Nguyễn Công Nghị và cộng sự (2022) đã kiểm chứng thành công mô hình vật liệu (MAT_63) cho xốp cứng XPS trong LS-DYNA dưới tải trọng xung kích nổ [10]. Đối với rủi ro đá rơi trên tuyến đường miền núi, tác giả Phùng Bá Thắng và cộng sự (2021) đã đtrình bày giải pháp kết cấu công trình hầm bảo vệ thay cho mặt cắt nền đào nhằm giải quyết vấn đề sụt trượt, đá rơi, trong đó nhấn mạnh vai trò của bộ phận tiêu tán năng lượng sử dụng cốt liệu lớn kết hợp xốp EPS hoặc lốp xe cũ, đồng thời đưa ra các đánh giá mô phỏng hiệu quả khi sử dụng lớp đệm cát làm lớp tiêu tán năng lượng [11].

Xuất phát từ những đòi hỏi thực tiễn đó, bài báo tập trung vào thực nghiệm va chạm rơi tự do nhằm đánh giá trực tiếp ứng xử động học và khả năng tiêu tán năng lượng của bộ hấp thụ sử dụng vật liệu lỗ rỗng gắn trên bề mặt kết cấu bê tông. Kết quả thu được sẽ cung cấp cơ sở dữ liệu thực nghiệm phục vụ hiệu chỉnh mô hình tính toán và đề xuất giải pháp thiết kế tối ưu cho hệ thống bảo vệ kết cấu công trình chịu tải trọng va đập.

2. Tác hại của đá rơi và giải pháp chống đá rơi

2.1. Tác hại của đá rơi

Với 3/4 diện tích là đồi núi, hệ thống núi đá vôi (karst) tại Việt Nam phân bố rộng khắp, tiềm ẩn nhiều rủi ro cho các công trình ngầm giao thông và quốc phòng. Đặc điểm nổi bật của địa hình này là cấu trúc bất đồng nhất, tồn tại nhiều hang ngầm, khe nứt kiến tạo và các khối đá mồ côi. Do lớp phủ nóc hầm thường mỏng và bị phong hóa mạnh, nguy cơ sụt lở và đá rơi tại các khu vực này rất cao. Xung lực từ đá rơi có thể gây hư hỏng cục bộ (nứt vỡ, thủng vỏ hầm) đến phá hủy toàn bộ công trình. Thực tiễn đã ghi nhận nhiều sự cố nghiêm trọng như sự cố sụt lở trong quá trình thi công hầm Hải Vân 1 [12], một khối đá mồ côi nặng hơn 20 tấn cùng khoảng 600m³ đất đá đã sạt lở từ mái dốc. Khối lượng và xung lực cực lớn đã đâm thủng lớp vỏ hầm đang thi công, tạo lỗ thủng dài 6m trên nóc hầm. Sự cố phức tạp này đòi hỏi đội ngũ kỹ sư phải áp dụng các biện pháp gia cố đặc biệt, gây tốn kém lớn về thời gian và chi phí khắc phục.

2.2. Các giải pháp chống đá rơi

2.2.1. Một số giải pháp thông dụng

Hiện nay, để bảo vệ công trình hầm giao thông cũng như các tuyến đường giao thông có nhiều biện pháp chống phòng tránh và giảm thiểu thiệt hại do đá rơi trong các có thể kể đến như [13]:

Lưới thép cường độ cao: Lưới thép cường độ cao là hệ thống lưới phủ diện rộng được cố

định bằng đinh neo và hệ thống cáp. Giải pháp này giúp giữ lại đất đá sụt lở, tiêu giảm động năng và điều hướng rơi để hạn chế thiệt hại, đặc biệt phù hợp ứng dụng tại những khu vực có trọng lượng và chiều cao đá rơi không quá lớn.

Hàng rào chống đá rơi: Khi giải pháp lưới phủ không khả thi, hàng rào mềm chắn đá (Rockfall Barrier) là phương án thay thế tối ưu để đánh chặn và bảo vệ công trình phía dưới. Đây là một hệ thống kết cấu linh hoạt, đồng bộ về thông số tiêu năng, bao gồm 4 thành phần liên kết chặt chẽ: kết cấu cố định (cột thép, móng, neo), kết cấu hỗ trợ, kết cấu kết nối và phần kết cấu tự điều chỉnh làm nhiệm vụ hấp thụ động năng va chạm.

Hầm chống đá rơi: Tại vùng núi, đá rơi là tai biến địa chất có tính ngẫu nhiên, tốc độ cao và động năng lớn, đe dọa nghiêm trọng đến an toàn cơ sở hạ tầng. Để khắc phục rủi ro này, hầm chống đá rơi thường được ứng dụng như một giải pháp bảo vệ kiên cố. Cấu trúc này được xây dựng bằng bê tông cốt thép hoặc thép, đặc trưng bởi lớp đệm đất sỏi phủ trên đỉnh.



Hệ lưới thép | Hàng rào Rockfall | Kết cấu mái che

Hình 1. Một số giải pháp chống đá rơi [14, 15, 16]

2.2.2. Đánh giá

Mặc dù các giải pháp kỹ thuật như lưới thép cường độ cao, hàng rào chắn đá hay hầm giả đã phát huy hiệu quả phòng chống đá rơi trên các tuyến giao thông lộ thiên, việc áp dụng chúng cho công trình ngầm đi qua khu vực hang karst lại bộc lộ những hạn chế:

Hạn chế về không gian và địa chất: Khoảng hở hẹp giữa vỏ hầm và vòm hang triệt tiêu không gian biến dạng đàn hồi cần thiết của lưới hứng đá. Nền đá vôi phong hóa, nhiều túi rỗng cũng khiến việc thi công các điểm neo chịu tải trọng động vấp phải rủi ro lớn về an toàn.

Môi trường khắc nghiệt và cản trở bảo dưỡng: Độ ẩm cao cùng nước ngầm chứa hóa chất ăn mòn làm giảm nhanh tuổi thọ kết cấu kim loại. Không gian chật hẹp, thiếu sáng gây khó khăn cho công tác duy tu, đi ngược lại yêu cầu sẵn sàng chiến đấu cao của công trình quốc phòng.

Chi phí lớn và thi công phức tạp: Các giải pháp kiên cố (như hầm giả, hệ khung đỡ) đòi hỏi khối lượng thi công đồ sộ, tốn kém và kéo dài, không đáp ứng được tiêu chí cơ động và tiết kiệm ngân sách.

Từ những bất cập đó, việc nghiên cứu ứng dụng một lớp vật liệu đệm có cấu trúc lỗ rỗng bao bọc trực tiếp bên ngoài vỏ hầm trở thành một hướng tiếp cận cấp thiết. Giải pháp này không chỉ tháo gỡ triệt để bài toán hấp thụ năng lượng trong điều kiện không gian thi công chật hẹp mà còn tối ưu hóa chi phí và hiệu quả bảo vệ toàn diện.

3. Giải pháp hấp thụ năng lượng chống va chạm

3.1. Vật liệu có cấu trúc lỗ rỗng

Vật liệu xốp được tạo ra với hai yếu tố quan trọng là vật liệu nền và hình thái của pha khí. Có hai hình thái pha khí trong vật liệu xốp là lỗ rỗng mở và lỗ rỗng đóng kín. Các lỗ rỗng mở có cấu trúc dạng xương cho phép không khí có thể luân chuyển giữa các lỗ rỗng, còn đối với cấu trúc lỗ rỗng đóng kín ngoài cấu trúc xương như lỗ rỗng mở còn được ngăn cách bởi các vách ngăn bằng pha rắn, ngăn không cho khí thoát ra ngoài các lỗ rỗng. Ngoài ra kích thước lỗ rỗng đóng vai trò quan trọng trong ứng xử và kiểm soát tốc độ khí thoát ra khi vật liệu bị nén [17].

Vật liệu nền có thể được làm từ nhiều loại vật liệu dạng cứng hoặc dẻo (có độ linh hoạt cao). Vật liệu nền dạng cứng thường tạo ra vật liệu xốp cứng ít có khả năng phục hồi. Cấu trúc của vật liệu bị phá vỡ do quá trình biến dạng dẻo hoặc vật liệu nền bị bẻ gẫy. Trong ứng xử biến dạng dẻo, vật liệu nền trải qua biến dạng dẻo với rất ít hoặc không có khả năng phục hồi trạng thái [18].

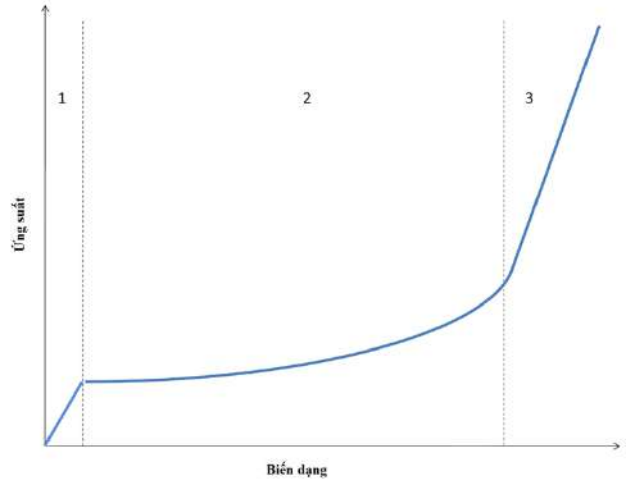


Xốp XPS | Cao su xốp | Nhôm bọt

Hình 2. Một số dạng vật liệu có cấu trúc xốp rỗng ứng dụng thực tế

Đối với vật liệu xốp có cấu trúc lỗ rỗng đóng kín và mở, khi chịu nén ép thì quan hệ ứng suất - biến dạng ban đầu có dạng tuyến tính liên quan đến ứng xử trước khi cấu trúc lỗ rỗng chưa bị xô lệch (giữ được hình dạng ban đầu) [19]. Tiếp theo là quan hệ ứng suất - biến dạng khi cấu trúc của lỗ rỗng bị uốn cong và xô lệch tạo thành một thềm biến dạng dài trong đó ứng suất gần như không đổi [20]. Trong trường hợp cấu trúc lỗ rỗng mở, cuối cùng vật liệu xốp sẽ bị nén đến mức các khung xương bắt đầu tiếp xúc với nhau và bắt đầu xít chặt lại với nhau. Sau khi xốp đã thành khối rắn hoàn toàn và không còn không khí trong các lỗ rỗng, khi đó quan hệ ứng suất - biến dạng sẽ trở thành đặc tính của vật liệu nền.

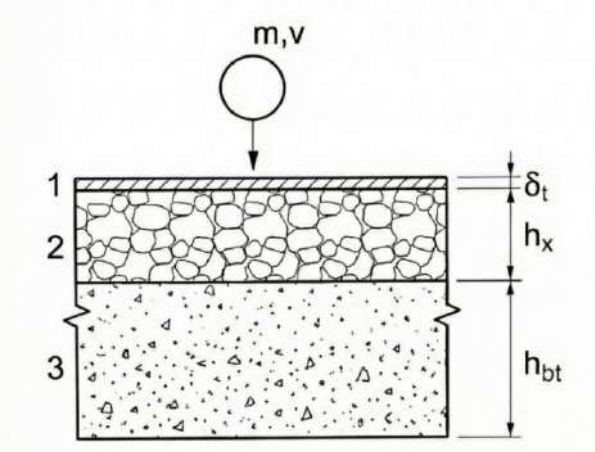
Ứng xử của quá trình cấu trúc bị uốn cong ở hai dạng cấu trúc là khác nhau, trong đó mật độ đóng rắn hoàn toàn gần như là không thể, nhất là với xốp cấu trúc lỗ rỗng đóng kín (trừ khi các lỗ rỗng bị vỡ). Thay vào đó, khi các lỗ rỗng bị nén thì áp suất không khí tăng lên trong các lỗ rỗng (thể tích khí có thể tiệm cận gần đến 0). Về cơ bản ứng xử khi chịu nén của vật liệu xốp thường trải qua ba giai đoạn điển hình, trong Hình 3 minh họa ứng suất và biến dạng của vật liệu xốp trải qua ba giai đoạn (Vùng 1 - Vùng 2 - Vùng 3) [19-21].



Hình 3. Đường cong quan hệ Ứng suất - Biến dạng vật liệu xốp

3.2. Cấu tạo bộ hấp thụ năng lượng

Bộ hấp thụ năng lượng gồm hai thành phần cơ bản: tấm phân tán lực (tấm dàn lực) ở trên và lớp vật liệu xốp ở dưới. Tấm dàn lực tiếp xúc trực tiếp với vật rơi, có nhiệm vụ phân bố đều tải trọng đâm xuyên và bảo vệ lõi xốp khỏi sự phá hoại cục bộ. Lớp vật liệu xốp đóng vai trò cốt lõi trong việc hấp thụ năng lượng thông qua quá trình biến dạng dẻo, giúp kéo dài thời gian va chạm và giảm thiểu xung lực truyền xuống kết cấu cần bảo vệ.



Hình 4. Sơ đồ tính cho kết cấu giảm chấn: 1. Tấm dàn lực; 2. Lớp vật liệu xốp; 3. Kết cấu cần bảo vệ

Quá trình cơ học được chia làm hai giai đoạn dựa trên giả thiết tấm thép có độ cứng tuyệt đối. Ở giai đoạn đầu, vật nặng va chạm không đàn hồi với bề mặt tấm dàn lực. Động năng thực tế của hệ truyền xuống lớp xốp bị suy giảm một phần do tiêu hao trong quá trình va chạm:

$$E_{xq} = \frac{1}{2}(m+m_t)(v')^2 = \frac{1}{2}(m+m_t)\left(\frac{m\cdot v}{m+m_t}\right)^2 = \frac{m^2\cdot v^2}{2\cdot(m+\rho_t\cdot A\cdot\delta_t)} \quad (1)$$

Trong đó, E_{xq} là động năng truyền xuống lớp xốp (J); m và v là khối lượng (kg) và vận tốc (m/s) của vật rơi; m_t là khối lượng (kg) của tấm dàn lực; v' là vận tốc của hệ ngay sau va chạm (m/s) có thể được tính toán qua định luật bảo toàn động lượng; ρ_t, A_t và δ_t lần lượt là khối lượng riêng (kg/m^3), diện tích bề mặt chịu lực (m^2) và chiều dày (m) của tấm dàn lực.

Giai đoạn hai là quá trình nén sập lớp xốp. Dựa trên định luật bảo toàn năng lượng, toàn

bộ động năng E_{xq} sẽ chuyển hóa thành công biến dạng để nén lớp vật liệu này. Từ đó, chiều dày tối thiểu của lõi xốp được xác định bằng phương trình cân bằng:

$$h_x = \frac{m^2 \cdot v^2}{2 \cdot A \cdot (m + \rho_t \cdot A \cdot \delta_t) \cdot \int_0^{\varepsilon_{\max}} \sigma(\varepsilon) d\varepsilon} \quad (2)$$

Trong đó, h_x là chiều dày lớp vật liệu xốp (m), $\varepsilon_{\max}$ là giới hạn biến dạng nén cho phép (thường chọn $\varepsilon_{\max} < 50\%$) và $\sigma(\varepsilon)$ là hàm ứng suất nén của xốp. Đại lượng $\int_0^{\varepsilon_{\max}} \sigma(\varepsilon) d\varepsilon$ thể hiện mật độ năng lượng biến dạng, được tính bằng diện tích dưới đường cong ứng suất - biến dạng từ thực nghiệm. Phương trình (2) là cơ sở thiết kế để lựa chọn chiều dày lõi xốp tối ưu tương ứng với từng điều kiện chiều dày tấm dàn lực.

4. Thực nghiệm đánh giá hiệu quả bộ hấp thụ năng lượng

4.1. Mô tả thí nghiệm

Nghiên cứu tiến hành đánh giá hiệu quả của kết cấu hấp thụ năng lượng bằng cách so sánh phản ứng va đập giữa tấm bê tông cốt thép (BTCT) thông thường và tấm có bổ sung kết cấu này. Thí nghiệm sử dụng hệ khung thép cố định tấm BTCT nằm ngang, chịu tác động từ một quả nặng thả rơi tự do. Thông qua các cảm biến đo chuyển vị, biến dạng và gia tốc tại tâm tấm, dữ liệu thu được sẽ làm cơ sở để phân tích khả năng cải thiện sức chịu tải và mức độ giảm thiểu hư hỏng của kết cấu dưới tác động va chạm mạnh.

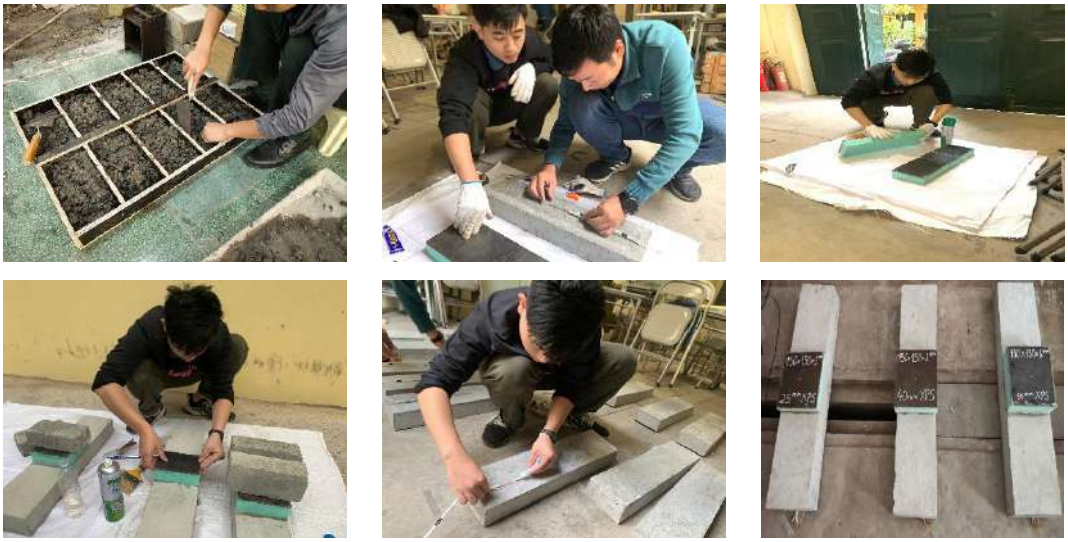
Để đảm bảo tính thống nhất tấm BTCT có kích thước 60x15x7 cm, được chế tạo với bê tông đá 1x2, mác 300, sử dụng hệ cốt thép một lớp đường kính 8mm với hai thanh cốt dọc chịu lực chính và 5 thanh thép ngang với khoảng cách 12 cm, chiều dày lớp bê tông bảo vệ 2 cm.

Để đánh giá hiệu quả khi sử dụng kết cấu hấp thụ lực cho kết cấu tấm BTCT chịu tác dụng của tải trọng động, tiến hành thí nghiệm so sánh tấm BTCT hai đầu giữ cố định (sử dụng hai bu lông và thanh thép dày 1cm, rộng 2 cm giữ chắc chắn) trên gối kê bằng thép cố định trên nền sàn cứng thí nghiệm chuyên dụng, chịu tác dụng của quả nặng thép được thả rơi tự do từ độ cao 75cm.

Quả nặng thép (7,44 kg) cao 15 cm, đường kính 10cm, tạo hình côn phía dưới chiều cao côn 5 cm, đỉnh côn đường kính 2cm. Sử dụng 02 gối kê bằng thép chữ U kích thước bao với chiều cao 10 cm, rộng 10 cm, dày 1 cm, khoảng cách giữa hai gối 50cm (chiều dài làm việc của tấm thí nghiệm).

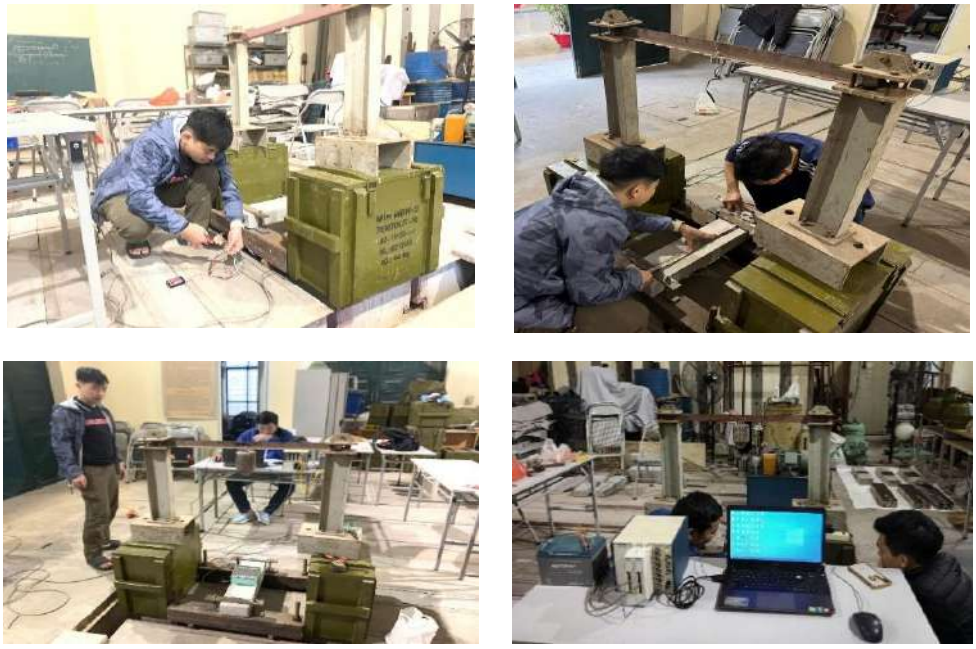
4.2. Tiến hành thí nghiệm

Thí nghiệm được thiết kế để đánh giá khả năng chịu va đập của tấm BTCT trước và sau khi sử dụng kết cấu hấp thụ năng lượng. Hai nhóm mẫu được chuẩn bị là tấm BTCT không sử dụng kết cấu hấp thụ năng lượng và tấm BTCT sử dụng kết cấu hấp thụ năng lượng, mục tiêu là đối chiếu sự khác biệt về ứng xử động khi sử dụng và không sử dụng kết cấu hấp thụ năng lượng dưới cùng điều kiện va chạm rơi tự do.



Hình 5. Chuẩn bị các mẫu thí nghiệm

Để đánh giá hiệu quả gia cường tiến hành dán cảm biến điện trở hãng TML mã PL-60-11 dài 60 mm tại vị trí giữa tấm theo phương chịu lực chính (theo phương cạnh dài), sử dụng cảm biến hồng ngoại SHARP GP2Y0A21YK0F với điện áp sử dụng 4,5 ~ 5,5 VDC để đo chuyển vị điểm giữa tấm và đầu đo gia tốc PCB 353M231 để đo gia tốc của tấm, sử dụng hệ thống đo NI SCXI 1000 DC có khả năng lấy mẫu tổng thể lên đến 200 kHz. Quả nặng được cố định trên giá treo bằng nam châm điện, sử dụng cơ chế đóng và ngắt nguồn điện để thả rơi quả nặng tạo lực tác động va chạm lên tấm thí nghiệm, điểm va chạm tại vị trí giữa tấm.



Hình 6. Công tác thí nghiệm và đo ghi dữ liệu

5. Kết quả thí nghiệm và đánh giá

5.1. Kết quả thí nghiệm

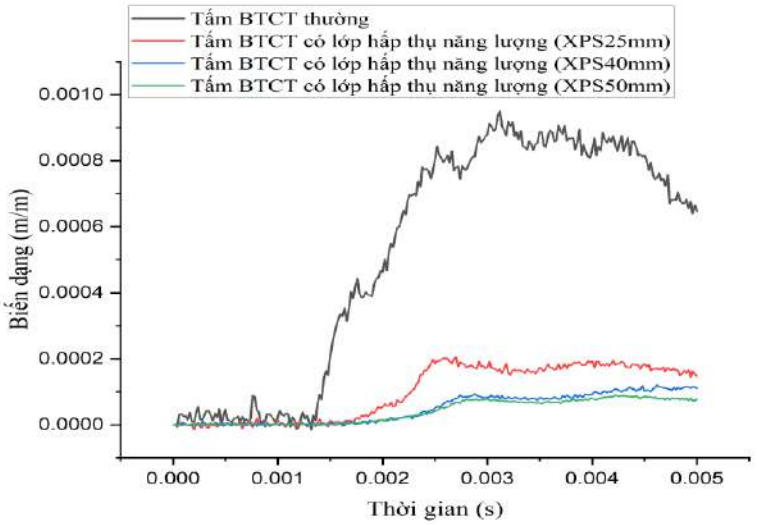
Tiến hành công tác thí nghiệm, phân tích và xử lý các dữ liệu đo biến dạng và chuyển vị, gia tốc tại giữa tấm, quan sát trạng thái phá hoại của tấm thí nghiệm trong hai trường hợp có và không sử dụng bộ hấp thụ năng lượng cho các kết quả mang tính định lượng cao về hiệu quả của bộ hấp

thụ năng lượng.

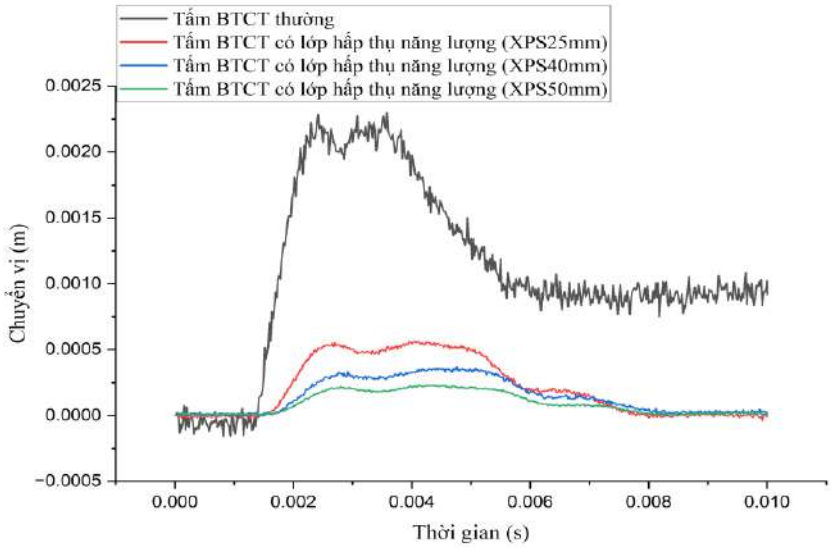


a. Tấm BTCT thường (vết nứt nhỏ) *b. Tấm bê tông không nứt, lớp xốp biến dạng dẻo*

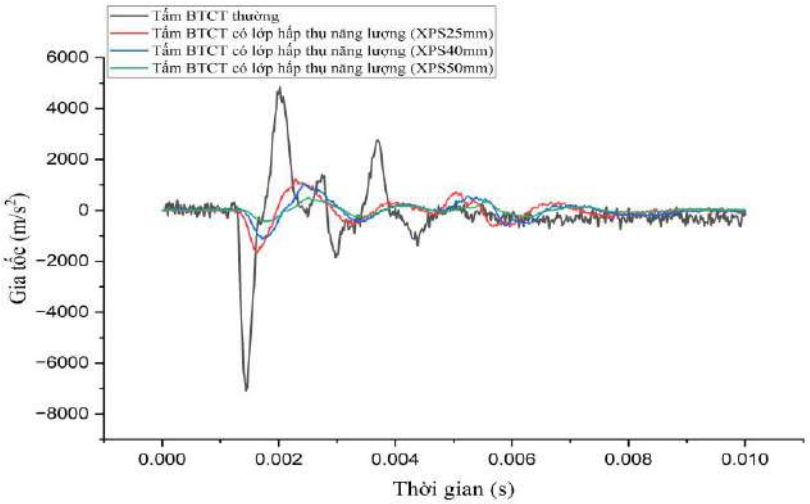
Hình 7. Hình thái mặt trên của tấm BTCT sau thí nghiệm



Hình 8. Biến thiên biến dạng theo thời gian tại vị trí giữa tấm BTCT



Hình 9. Biến thiên chuyển vị theo thời gian tại vị trí giữa tấm BTCT



Hình 10. Biến thiên gia tốc theo thời gian tại vị trí giữa tấm BTCT

Bảng 1. Tổng hợp kết quả thí nghiệm

TT	Tham số	Nội dung	Giá trị	Chênh lệch (%)
1	Biến dạng tương đối tại giữa tấm (m/m)	Tấm BTCT không có lớp hấp thụ năng lượng	0.000950	-
		Tấm BTCT có lớp hấp thụ năng lượng (XPS 25mm)	0.000205	78.48
		Tấm BTCT có lớp hấp thụ năng lượng (XPS 40mm)	0.000120	87.40
		Tấm BTCT có lớp hấp thụ năng lượng (XPS 50mm)	0.000090	90.48
2	Chuyển vị tại giữa tấm (m)	Tấm BTCT không có lớp hấp thụ năng lượng	0.002300	-
		Tấm BTCT có lớp hấp thụ năng lượng (XPS 25mm)	0.000562	75.59
		Tấm BTCT có lớp hấp thụ năng lượng (XPS 40mm)	0.000366	84.07
		Tấm BTCT có lớp hấp thụ năng lượng (XPS 50mm)	0.000235	89.79
3	Gia tốc tại giữa tấm (m/s2)	Tấm BTCT không có lớp hấp thụ năng lượng	7085.6	-
		Tấm BTCT có lớp hấp thụ năng lượng (XPS 25mm)	1668.3	76.45
		Tấm BTCT có lớp hấp thụ năng lượng (XPS 40mm)	1127.6	84.09
		Tấm BTCT có lớp hấp thụ năng lượng (XPS 50mm)	496.3	92.99

5.2. Đánh giá hiệu quả của bộ hấp thụ năng lượng

Dưới tác động va chạm rơi tự do, kết cấu bê tông được bảo vệ bởi bộ hấp thụ năng lượng (gồm tấm thép phân tán lực và lớp xốp XPS) thể hiện khả năng chống chịu vượt trội so với cấu

kiện không có lớp bảo vệ. Hệ thống chịu được xung va chạm với mức động năng lớn mà cấu kiện chính (bê tông) không xuất hiện bất kỳ sự phá hoại nào. Hình thái hư hỏng duy nhất chỉ tập trung ở sự biến dạng nén vĩnh viễn của lớp xốp XPS tại vùng chịu tác động, trong khi bề mặt nền bê tông bên dưới vẫn được duy trì nguyên vẹn, không ghi nhận nứt vỡ cục bộ. Đáng chú ý, hình dạng tổng thể của tấm thép phía trên vẫn phẳng, không bị uốn võng hay đâm xuyên, cho thấy hệ thống bảo vệ làm việc cực kỳ ổn định và liền khối trong điều kiện tải động.

Khi phân tích đối chiếu giữa các trường hợp thay đổi chiều dày lớp xốp (25 mm, 40 mm và 50 mm), kết quả thực nghiệm chỉ ra rằng mức độ suy giảm phản ứng động của kết cấu tỷ lệ thuận với thể tích của lớp vật liệu hấp thụ. Cụ thể, theo số liệu từ Bảng 1, biên độ gia tốc cực đại tại giữa tấm giảm lần lượt 76,45%, 84,09% và lên tới 92,99% (chỉ còn 496,3 m/s^2 ở mẫu 50 mm) so với mẫu không được bảo vệ. Tương tự, độ suy giảm chuyển vị tổng thể và biến dạng cũng tăng mạnh khi nâng chiều dày xốp từ 25 mm lên 50 mm. Đáng chú ý, biên độ suy giảm các đặc trưng động lực học có sự gia tăng rõ rệt khi chuyển từ lớp xốp 25 mm lên 40 mm, và tiếp tục tối ưu hóa khi đạt mức 50 mm. Điều này cho thấy việc tăng chiều dày lớp vật liệu xốp giúp gia tăng không gian cho vùng đoạn bằng ứng suất (stress plateau) phát triển, từ đó xốp có thể lún sâu hơn, kéo dài thời gian va chạm và hấp thụ được nhiều động năng hơn trước khi tiến tới trạng thái đặc chắc.

Về cơ chế làm việc, bộ hấp thụ năng lượng góp phần triệt tiêu xung lực và kiểm soát biến dạng thông qua sự phối hợp của hai lớp vật liệu. Tấm thép cứng đóng vai trò phân tán lực đập tập trung tại mũi quả nặng ra toàn bộ diện rộng của bề mặt tiếp xúc, nhờ đó hạn chế hiện tượng tập trung ứng suất và rủi ro chọc thủng bề mặt. Đồng thời, lớp vật liệu xốp XPS trực tiếp triệt tiêu phần lớn năng lượng va chạm thông qua cơ chế sụp đổ cấu trúc lỗ rỗng (biến dạng dẻo tại vùng chảy nền - Plateau). Hiệu ứng hấp thụ động năng này của lớp xốp giúp suy giảm đột ngột biên độ ứng suất truyền xuống nền, giữ cho cấu kiện bê tông luôn ở trạng thái an toàn. Kết quả quan sát cho thấy vai trò của bộ hấp thụ không chỉ ở việc tăng cường độ cứng phân tán lực tức thời, mà cốt lõi nằm ở khả năng chuyển hóa năng lượng chủ động để bảo vệ toàn vẹn cho kết cấu chính sau va chạm.

6. Kết luận

Từ kết quả thí nghiệm về khả năng bị phá hoại khi so sánh giữa tấm BTCT không có lớp hấp thụ năng lượng và tấm BTCT có lớp hấp thụ năng lượng (sử dụng vật liệu XPS) khi chịu tải trọng động do va chạm cho thấy: giải pháp sử dụng lớp vật liệu cấu trúc lỗ rỗng làm giảm rõ rệt khả năng kết cấu bị phá hoại cục bộ, ngăn chặn hiệu quả sự hình thành vết nứt trên bề mặt bê tông.

Kết quả khảo sát các thông số động học tại điểm giữa tấm BTCT cho thấy sự phù hợp với quy luật ứng xử của kết cấu khi có lớp đệm tiêu năng. Cụ thể, khi sử dụng lớp XPS với chiều dày tăng dần, chuyển vị tại giữa tấm giảm mạnh từ 75,59 % đến 89,79 %; tương tự, biến dạng tương đối cũng giảm từ 78,48 % đến 90,48 % so với mẫu không được bảo vệ. Điều này thể hiện khả năng hấp thụ động năng và tăng cường độ cứng tổng thể của hệ kết cấu đã được gia tăng đáng kể.

Một vấn đề nổi bật rút ra từ kết quả nghiên cứu thực nghiệm là hiệu quả triệt tiêu xung lực đặc biệt tốt khi tăng chiều dày lớp XPS lên 50mm. Ở phương án này, gia tốc tại giữa tấm giảm tới 92,99 % (từ giá trị 7085,6 xuống chỉ còn 496,3). Điều này chứng tỏ phần lớn năng lượng va chạm đã bị tiêu tán qua thềm biến dạng dẻo của lớp XPS, duy trì lực truyền qua kết

cấu cần bảo vệ ở mức ứng suất rất thấp và an toàn.

Kết quả nghiên cứu cũng gợi mở thêm các nghiên cứu sâu hơn về ứng dụng bộ hấp thụ năng lượng với các dạng vật liệu lỗ rỗng khác nhau, cũng như sự phối hợp chịu lực của lớp mặt ngoài (như thép tấm phẳng) với các chiều dày khác nhau. Đồng thời, cần có những thử nghiệm về kết cấu chịu tác dụng động cực hạn như va chạm với khối lượng đá rơi lớn.

Kết quả nghiên cứu của bài báo có đóng góp một phần quan trọng làm cơ sở dữ liệu thực nghiệm để tham khảo cho các nghiên cứu tiếp sau về tính toán, thiết kế giải pháp bảo vệ công trình ngầm bằng vật liệu có cấu trúc lỗ rỗng.

Tài liệu tham khảo

1. Hanchak, S. J., Forrestal, M. J., Young, E. R., & Ehrgott, J. Q. (1992). Perforation of concrete slabs with 48 MPa (7 ksi) and 140 MPa (20 ksi) unconfined compressive strengths. *International Journal of Impact Engineering*, 12(1), 1–7.
2. Li, Q. M., & Meng, H. (2003). About the dynamic strength enhancement of concrete-like materials in a split Hopkinson pressure bar test. *International Journal of Solids and Structures*, 40(2), 343–360.
3. Gibson, L. J., & Ashby, M. F. (1997). *Cellular Solids: Structure and Properties* (2nd ed.). Cambridge University Press.
4. Hanssen, A. G., Hopperstad, O. S., Langseth, M., & Ilstad, H. (2002). Validation of constitutive models applicable to aluminium foams. *International Journal of Mechanical Sciences*, 44(2), 359–406.
5. Avalle, M., Belingardi, G., & Montanini, R. (2001). Characterization of polymeric structural foams under compressive impact loading by means of energy-absorption diagram. *International Journal of Impact Engineering*, 25(5), 455–472.
6. Kishi, N., Kon-No, H., Ikeda, K., & Matsuoka, K. (2002). Impact behavior of rockfall gallery with EPS cushion. *Journal of Structural Engineering*, 48(A), 1365–1372.
7. Wang, F., Chen, C., Wang, X., & Qiao, P. (2023). Experimental and numerical studies of three-layer absorbing system for rockfall protection galleries. *Construction and Building Materials*, 363, 129758.
8. Zhang, Y., Zhang, M., Liu, B., & Liu, X. (2024). Numerical and theoretical study on dynamic response of tunnel vault subjected to rockfall impact. *Computers and Geotechnics*, 168, 106145.
9. Trần Đình Bão. (2018). Nghiên cứu mô phỏng hiện tượng đá bay khi nổ mìn trên mỏ lộ thiên bằng phần mềm LS-DYNA. *Tạp chí Công nghiệp Mỏ*.
10. Nguyễn Công Nghị, Lê Anh Tuấn, & Đinh Quang Trung. (2022). Nghiên cứu đánh giá mô hình vật liệu xốp XPS trong LS-DYNA thông qua dữ liệu thực nghiệm. *Tạp chí Khoa học Công nghệ Xây dựng - Đại học Xây dựng Hà Nội*, 16(2V), 153–163.
11. Phùng Bá Thắng, Lại Vân Anh, & Nguyễn Văn Quang. (2021). Giải pháp kết cấu hầm bảo vệ ở các tuyến đường vùng núi có nguy cơ cao sụt lở và đá rơi. *Tạp chí Khoa học Công nghệ Xây dựng - Đại học Xây dựng Hà Nội*, 15(7V), 26–35.
12. MT. (2025, ngày 14 tháng 5). Đá 20 tấn rơi làm hầm hiện đại nhất ASEAN thủng lỗ dài 6m. *CafeF*. Truy cập từ https://cafef.vn/da-20-tan-roi-lam-ham-hien-dai-nhat-asean-thung-lo-dai-

6m-chuyen-gia-ngoai-bo-tay-viet-nam-chot-tu-sua-roi-tao-ky-tich-lon-18825051415235017 2.chn
13. Lại Văn Anh & cộng sự. (2024). Overview of structural tunnel protection solution against rockfall. *Tạp chí Khoa học và Công nghệ Giao thông*, 4(1), 1–10.
14. Geobrugg. (2008). *GBE rockfall protection barriers: The most economic barrier from high-tensile steel wire*. Switzerland.
15. Maccaferri S.p.A. (2020). *Rockfall Protection Systems: Technical Manual and Design Guidelines*. Bologna, Italy: Officine Maccaferri.
16. LARIMIT. (2019). *Landslide risk mitigation: Rockfall protection galleries and flat-roofed tunnels*. Truy cập từ https://www.larimit.com.
17. Kim, J., et al. (2024). Mechanical Properties and Deformation Behavior of Open-Cell Type Aluminum Foams with Structural Conditions and Alloy Composition. *Metals*, 14(8), 877.
18. Zhao, H., et al. (2024). Energy-absorbing porous materials: Bioinspired and artificial porous materials. *Nano Research*, 17, 1–30.
19. Luo, G., et al. (2021). A Review on Mechanical Models for Cellular Media. *PMC*.
20. Çıbıkçı, K. Ç., et al. (2024). Experimental Investigation of Compressive Behavior and Damping Properties of Layered Hybrid Closed-Cell Aluminum Foams. *Journal of Materials Science*.
21. Novak, N., et al. (2019). Compressive Behaviour of Closed-Cell Aluminium Foam at Different Strain Rates. *Journal of Materials Science*.

Study on an impact energy absorber using porous materials for structural protection

Abstract: *This paper presents an experimental study evaluating the effectiveness of an impact energy absorber using a porous material (XPS foam) to protect reinforced concrete structures subjected to free-fall impact loading. The experiments were conducted on reinforced concrete slabs with and without the energy-absorbing layer, employing different XPS thicknesses. The results indicate that the addition of the porous material significantly reduces the dynamic response of the structure: displacement and strain decrease by approximately 90%, while peak acceleration is reduced by nearly 93% when a 50 mm thick XPS layer is used. No cracking was observed in the protected concrete specimens, and the impact energy was primarily dissipated through plastic deformation of the foam layer. The study provides an experimental basis for the analysis and design of protective solutions for underground structures subjected to impact loading.*

Keywords: energy absorber; XPS foam; porous material; experimental study; impact.

Ứng dụng chương trình CPMLevel trong cân bằng tài nguyên dự án xây dựng

Vũ Trọng Quang[1]

[1]*Bộ môn XD Nhà & CTCN, Viện Kỹ thuật CTĐB, Học viện Kỹ thuật quân sự*

Email: vutrongquang@lqdtu.edu.vn; Tel: 0979406426

Tóm tắt

Bài báo trình bày việc ứng dụng chương trình CPMLevel dựa trên thuật toán mômen tối thiểu tổng quát (Generalized Minimum Moment Algorithm - GMMA) nhằm giải quyết bài toán cận bằng tài nguyên trong lập tiến độ dự án xây dựng. Mô hình nghiên cứu sử dụng mạng tiến độ gồm 9 công việc với một loại tài nguyên, được xây dựng và phân tích thông qua chương trình CPMLevel. Hiệu quả cân bằng được đánh giá bằng hệ số cải thiện tài nguyên (Resource Improvement Coefficient - RIC). Kết quả cho thấy RIC giảm từ 1,1736 xuống 1,0202, tương ứng với mức cải thiện 13,1% trong khi thời gian hoàn thành dự án không thay đổi. Kết quả khẳng định CPMLevel là công cụ hỗ trợ hữu ích cho công tác học tập, giảng dạy, nghiên cứu cũng như thực hành lập tiến độ và cân bằng tài nguyên trong các dự án xây dựng.

Từ khóa: *Tiến độ xây dựng; quản lý dự án; cân bằng tài nguyên; CPMLevel.*

1. Giới thiệu

Trong các dự án xây dựng, việc hoàn thành đúng tiến độ, trong phạm vi ngân sách và đảm bảo chất lượng là những mục tiêu cốt lõi của quản lý dự án. Tuy nhiên, sự biến động trong nhu cầu sử dụng tài nguyên bao gồm nhân lực, thiết bị và vật liệu thường dẫn đến tình trạng phân bố không đồng đều theo thời gian, gây ra hiện tượng quá tải hoặc thiếu hụt cục bộ, từ đó làm gia tăng rủi ro chậm tiến độ và vượt chi phí [1-3]. Trong bối cảnh đó, cân bằng tài nguyên đóng vai trò quan trọng nhằm ổn định phân bố nhu cầu tài nguyên trong suốt thời gian thực hiện dự án.

Bài toán cân bằng tài nguyên trong mô hình mạng CPM (Critical Path Method) đã được nghiên cứu rộng rãi trong nhiều thập kỷ [1- 4]. Các nghiên cứu nền tảng đã đề xuất các thuật toán dịch chuyển công việc trong giới hạn thời gian dự trữ nhằm giảm mức độ không đồng đều trong phân bố tài nguyên theo thời gian. Một trong những hướng tiếp cận tiêu biểu là thuật toán mômen tối thiểu (Minimum Moment Algorithm - MMA), trong đó mức độ biến động tài nguyên được lượng hóa thông qua mômen của biểu đồ tài nguyên theo trục thời gian [5-7]. Trên cơ sở đó, thuật toán mômen tối thiểu tổng quát (Generalized Minimum Moment Algorithm - GMMA) được phát triển bởi Martinez và Ioannou nhằm tối ưu hóa vị trí thời gian của các công việc để tối thiểu hóa biến thiên nhu cầu tài nguyên hàng ngày trong điều kiện tài nguyên không hạn chế và thời lượng dự án được giữ cố định [19].

Bên cạnh các phương pháp dựa trên mômen, nhiều hướng tiếp cận tối ưu hóa khác cũng đã được nghiên cứu, bao gồm: lập trình tuyến tính số nguyên [9], thuật toán di truyền [10-12], tối ưu hóa bầy đàn và ủ mô phỏng [13-14], phương pháp entropy [8, 15-16], mạng nơ-ron nhân tạo [17-18]. Các phương pháp này có khả năng tìm kiếm nghiệm tối ưu trong không gian lời giải rộng và linh hoạt hơn khi xét đến nhiều ràng buộc phức tạp. Tuy nhiên, chúng thường đòi hỏi quy trình thiết lập mô hình phức tạp và yêu cầu dữ liệu đầu vào đáng kể hoặc thời gian xử lý lớn, điều này hạn chế khả năng áp dụng rộng rãi trên thực tế.

Mặc dù các thuật toán như MMA và GMMA có nền tảng lý thuyết rõ ràng và dễ diễn giải, việc triển khai chúng trong thực tế vẫn gặp khó khăn do thiếu các công cụ hỗ trợ trực quan hóa và tương tác. Đồng thời, nhiều phần mềm quản lý tiến độ hiện nay như Microsoft Project hoặc Primavera chủ yếu tập trung vào lập kế hoạch và theo dõi tiến độ nhưng chưa cung cấp

khả năng minh họa chi tiết quá trình cân bằng tài nguyên cũng như chưa làm rõ cơ chế tối ưu hóa bên trong. Điều này tạo ra một khoảng cách đáng kể giữa lý thuyết cân bằng tài nguyên và khả năng ứng dụng hiệu quả trong thực tiễn.

Trong bối cảnh đó, chương trình CPMLevel được phát triển bởi Martinez và Ioannou dựa trên thuật toán GMMA của chính nhóm tác giả đã cung cấp một cách tiếp cận trực quan và có hệ thống cho bài toán cân bằng tài nguyên. Công cụ này cho phép người dùng quan sát quá trình dịch chuyển công việc theo từng bước và đánh giá trực tiếp sự cải thiện của biểu đồ tài nguyên thông qua chỉ số định lượng RIC [19-20]. Nhờ đặc điểm minh bạch về thuật toán và khả năng trực quan hóa cao, CPMLevel có tiềm năng đóng vai trò như một cầu nối giữa lý thuyết và ứng dụng, đặc biệt trong các hoạt động phân tích và giảng dạy quản lý dự án xây dựng. Tuy nhiên, số lượng nghiên cứu đánh giá một cách hệ thống hiệu quả của CPMLevel trong các bài toán cân bằng tài nguyên vẫn còn hạn chế, đặc biệt trong bối cảnh ứng dụng cho các mạng CPM điển hình và sử dụng các chỉ số định lượng để đo lường mức độ cải thiện biểu đồ tài nguyên. Khoảng trống này đặt ra nhu cầu cần có các nghiên cứu thực nghiệm nhằm làm rõ hiệu quả của công cụ cũng như khả năng ứng dụng trong thực tế.

Từ đó, nghiên cứu này được thực hiện nhằm trả lời các câu hỏi sau: (1) Việc áp dụng thuật toán GMMA thông qua CPMLevel ảnh hưởng như thế nào đến mức độ biến động của biểu đồ tài nguyên trong một mạng CPM điển hình? (2) Mức độ cải thiện biểu đồ tài nguyên có thể được lượng hóa ra sao thông qua các chỉ số định lượng như hệ số cải thiện tài nguyên RIC? và (3) chương trình CPMLevel có thể được sử dụng như một công cụ hiệu quả trong phân tích và hỗ trợ ra quyết định trong quản lý tiến độ dự án xây dựng hay không?

Để trả lời các câu hỏi trên, nghiên cứu này hướng đến các mục tiêu chính: (1) trình bày cơ sở lý thuyết và quy trình cân bằng tài nguyên dựa trên thuật toán GMMA; (2) ứng dụng chương trình CPMLevel để mô phỏng và phân tích quá trình cân bằng tài nguyên trong một mạng CPM và (3) đánh giá hiệu quả của quá trình cân bằng thông qua chỉ số RIC, từ đó thảo luận về khả năng ứng dụng của công cụ trong thực tiễn.

Với cách tiếp cận này, nghiên cứu đóng góp vào ba khía cạnh chính: (1) hệ thống hóa và làm rõ quy trình áp dụng GMMA trong cân bằng tài nguyên; (2) cung cấp minh chứng định lượng về hiệu quả của CPMLevel thông qua một trường hợp nghiên cứu điển hình và (3) đề xuất một hướng tiếp cận trực quan, dễ triển khai nhằm hỗ trợ kết nối giữa lý thuyết và thực hành trong quản lý tiến độ dự án xây dựng.

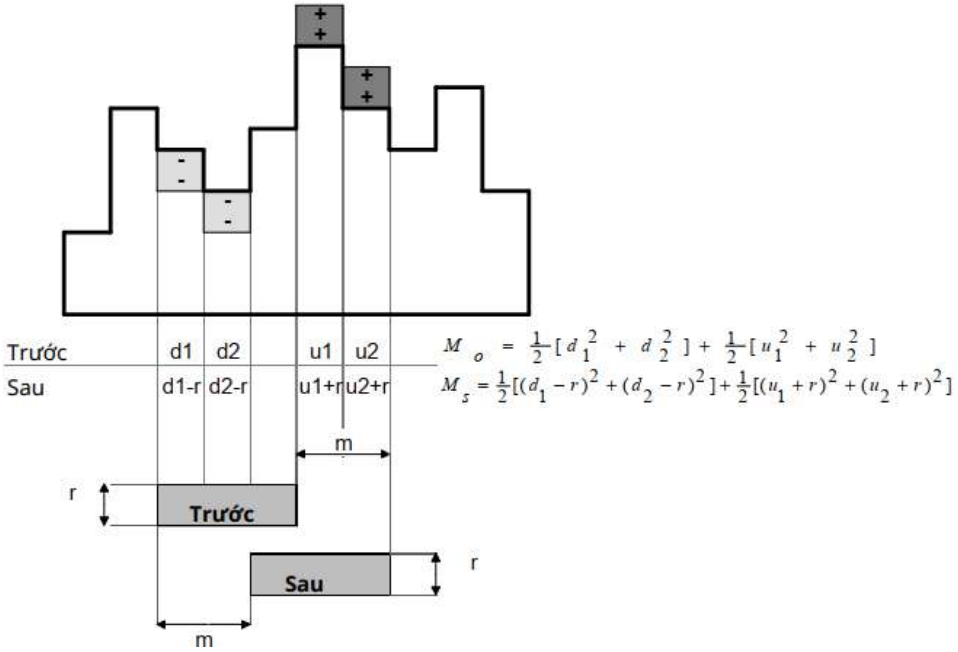
2. Cơ sở lý thuyết và trình tự các bước cân bằng tài nguyên sử dụng thuật toán mômen tối thiểu tổng quát (GMMA)

2.1. Cơ sở lý thuyết

GMMA (Generalized Minimum Moment Algorithm) là một thủ tục heuristic được phát triển bởi Martinez và Ioannou nhằm giải quyết bài toán cân bằng tài nguyên trong các mô hình tiến độ CPM [19]. Thuật toán dựa trên giả định rằng mômen tĩnh của biểu đồ tài nguyên quanh trục thời gian là thước đo phản ánh mức độ biến động của nhu cầu tài nguyên. Vì vậy, việc tối thiểu hóa mômen tĩnh này tương đương với việc cải thiện mức độ phân bố đồng đều của tài nguyên, qua đó nâng cao hiệu quả cân bằng biểu đồ tài nguyên.

Xét một công việc *J* với nhu cầu tài nguyên hàng ngày r_J và có thể được dịch chuyển S_J ngày trong phạm vi dự trữ tự do FF_J với điều kiện $0 \le S_J \le FF_J$. Khi dịch chuyển thời điểm

bắt đầu của công việc J sang vị trí mới trong giới hạn cho phép của thời gian dự trữ tự do, biểu đồ tài nguyên sẽ thay đổi dẫn đến sự thay đổi mômen của biểu đồ tài nguyên (Hình 1).



Hình 1. Biểu đồ tài nguyên khi thay đổi công việc J.

Mục tiêu của GMMA là tối thiểu hóa mômen tĩnh của biểu đồ tài nguyên quanh trục thời gian bằng cách dịch chuyển vị trí các công việc trong phạm vi thời gian dự trữ cho phép đồng thời vẫn đảm bảo các ràng buộc về quan hệ logic giữa các công việc và tiến độ dự án.

Gọi d_i là yêu cầu tài nguyên ban đầu thuộc vùng mà biểu đồ tài nguyên bị giảm do dịch chuyển công việc và u_i là yêu cầu tài nguyên ban đầu thuộc vùng mà biểu đồ tài nguyên được tăng tương ứng. Số ngày mà biểu đồ tài nguyên bị giảm r_J và số ngày biểu đồ tài nguyên tăng lên r_J là bằng nhau và bằng *m* ngày. Những ngày còn lại của biểu đồ không bị thay đổi. Khi đó:

Giá trị mômen ban đầu (xét riêng phần biểu đồ tài nguyên bị thay đổi) được xác định như sau:

$$M_O = \frac{1}{2}\sum_{i=1}^{m} d_i^2 + \frac{1}{2}\sum_{i=1}^{m} u_i^2 \tag{1}$$

Giá trị mômen sau khi dịch chuyển công việc J đi $S_J (S_J = 1,2,...,FF_J)$ ngày là:

$$\begin{aligned} M_S &= \frac{1}{2}\sum_{i=1}^{m}(d_i - r_j)^2 + \frac{1}{2}\sum_{i=1}^{m}(u_i + r_j)^2 \\ &= \frac{1}{2}[\sum_{i=1}^{m}(d_i^2 - 2r_j d_i + r_j^2) + \sum_{i=1}^{m}(u_i^2 + 2r_j u_i + r_j^2)] \end{aligned} \tag{2}$$

Trong đó: S_J số ngày dịch chuyển công việc *J;* FF_J là dự trữ tự do của công việc *J.*

Sự khác biệt giữa hai giá trị này được định nghĩa là hệ số cải thiện. Do đó, khi dịch chuyển công việc J bằng một dịch chuyển S_J, sự thay đổi trong mômen $IF\left(J,\ \mathrm{S}_J\right)$ là [19]:

$$\mathrm{IF}(J,S_J)=\Delta M=M_O-M_S=r_J[\sum_{i=1}^{m}d_i-\sum_{i=1}^{m}u_i-m\mathrm{r}_J] \quad (3)$$

Trong đó: m là số ngày mà yêu cầu tài nguyên hàng ngày giảm xuống hoặc tăng lên là giá trị nhỏ nhất giữa S_J và thời gian T_J của công việc, $m=\min\ (T_J,S_J)$.

Hệ số cải thiện $\mathrm{IF}(J,S_J)$ phản ánh mức giảm mô men của biểu đồ tài nguyên khi công việc J được dịch chuyển một khoảng S_J. Đại lượng này được hiểu như mức độ cải thiện của biểu đồ tài nguyên tương ứng với một phương án dịch chuyển cụ thể, do đó được sử dụng làm tiêu chí lựa chọn trong quá trình tối ưu. Tại mỗi bước của thuật toán GMMA, hệ số $\mathrm{IF}(J,S_J)$ được tính toán cho tất cả các công việc khả thi và các giá trị dịch chuyển tương ứng trong phạm vi dự trữ cho phép. Phương án dịch chuyển tối ưu được xác định là phương án thỏa mãn: $IF=max\{IF(J,S_J)\}$. Việc lựa chọn này đảm bảo rằng, tại mỗi bước lặp, thuật toán đạt được mức giảm mômen lớn nhất. Quá trình tính toán và dịch chuyển được lặp lại cho đến khi không tồn tại phương án nào cho giá trị $\mathrm{IF}(J,S_J)>0$, tức là không thể tiếp tục cải thiện biểu đồ tài nguyên thông qua dịch chuyển trong phạm vi dự trữ. Bằng cách lặp lại quá trình tính toán và dịch chuyển theo hướng giảm mômen tối đa, GMMA tạo ra một biểu đồ tài nguyên ổn định hơn, đồng thời duy trì thời hạn hoàn thành dự án không đổi.

2.2. Trình tự các bước cân bằng tài nguyên sử dụng GMMA

2.2.1. Các bước sơ bộ

Các bước sơ bộ sau đây là bắt buộc để áp dụng thuật toán:

- Tính toán sơ đồ mạng và chuyển sơ đồ mạng sang sơ đồ ngang.

- Lên lịch cho tất cả các công việc bắt đầu sớm.

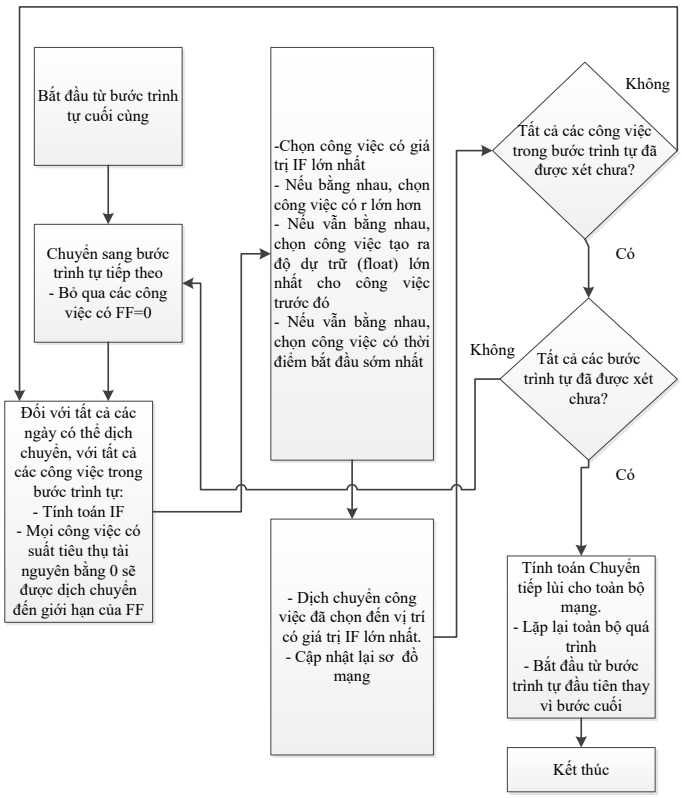
- Chỉ định các bước trình tự hoặc định danh nhóm phù hợp cho mỗi công việc.

- Nhóm các công việc cho phù hợp (theo bước trình tự sớm hoặc muộn).

- Tính toán dự trữ tự do khởi sớm của từng công việc.

- Tính toán biểu đồ tài nguyên hàng ngày tương ứng với lịch trình sớm.

Sau khi các bước sơ bộ hoàn tất, quy trình các bước thực hiện cân bằng tài nguyên sử dụng GMMA được thể hiện trên Hình 2:



Hình 2. Sơ đồ khối của phương pháp cân bằng tài nguyên sử dụng GMMA

2.2.2. Hệ số cải thiện tài nguyên

Hiệu quả ở từng bước cân bằng tài nguyên có thể được đo lường bằng hệ số cải thiện tài nguyên *RIC*, được định nghĩa là [19]:

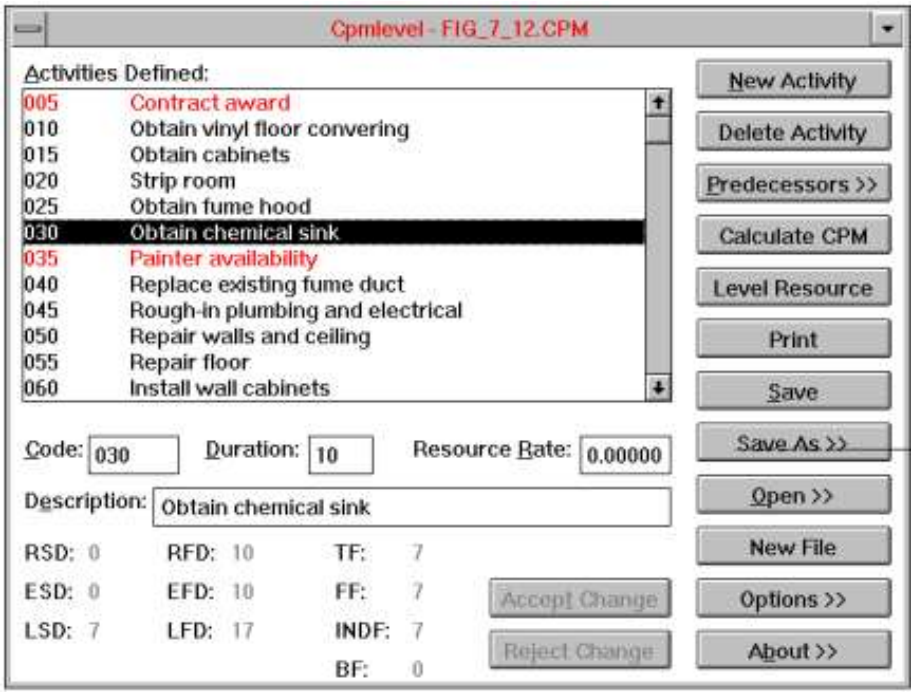
$$RIC = \frac{n\sum_{i=0}^{i<n} y_i^2}{\sum_{i=0}^{i<n} y_i} \tag{4}$$

Trong đó n thời gian hoàn thành dự án và y_i là giá trị của biểu đồ ở ngày thứ i.

3. Chương trình lập tiến độ và cân bằng tài nguyên CPMLevel

3.1. Giới thiệu về CPMLevel

CPMLevel là một hệ thống lập kế hoạch tiến độ và cân bằng tài nguyên trên cơ sở GMMA [19]. CPMLevel là một phần của nghiên cứu độc lập về Quản lý và Kỹ thuật xây dựng tại Đại học Michigan, được phát triển bởi Julio C. Martinez và Giáo sư Photios G. Ioannou [20]. Giao diện làm việc chính của CPMLevel được hiển thị trên Hình 3. Một số chức năng công việc chính của chương trình được thể hiện trong Bảng 1.



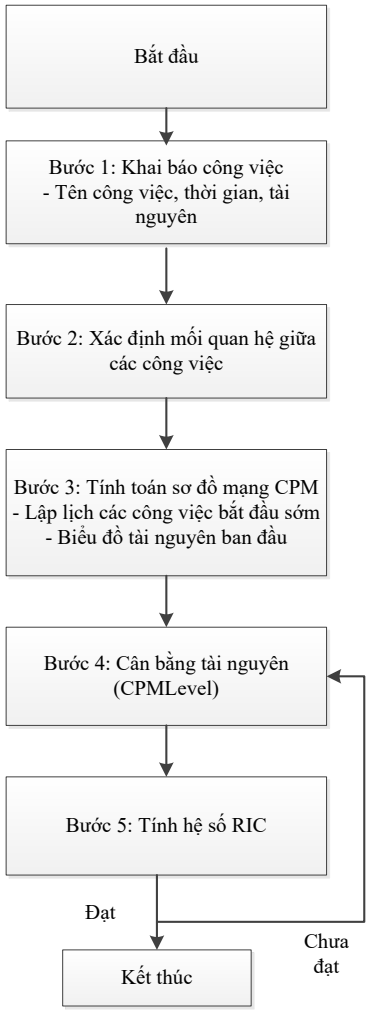
Hình 3. Cửa sổ làm việc chính trên CPMLevel

Bảng 1. Chức năng công việc chính của CPMLevel

STT	Chức năng	Mô tả
1	New Activity	Khai báo một công việc CPM mới
2	Delete Activity	Xóa một công việc
3	Predecessors	Khai báo mối quan hệ giữa các công việc
4	Calculate CPM	Tính toán mạng CPM
5	Level Resource	Cân bằng tài nguyên

3.2. Trình tự các bước lập tiến độ và cân bằng tài nguyên sử dụng chương trình CPMLevel

Quy trình mô hình hóa và cân bằng tài nguyên trong chương trình CPMLevel được trình bày chi tiết trong [20] và được minh họa thông qua sơ đồ khối ở Hình 4.



Hình 4. Sơ đồ khối quy trình cân bằng tài nguyên bằng CPMLevel

4. Ví dụ số áp dụng chương trình CPMLevel

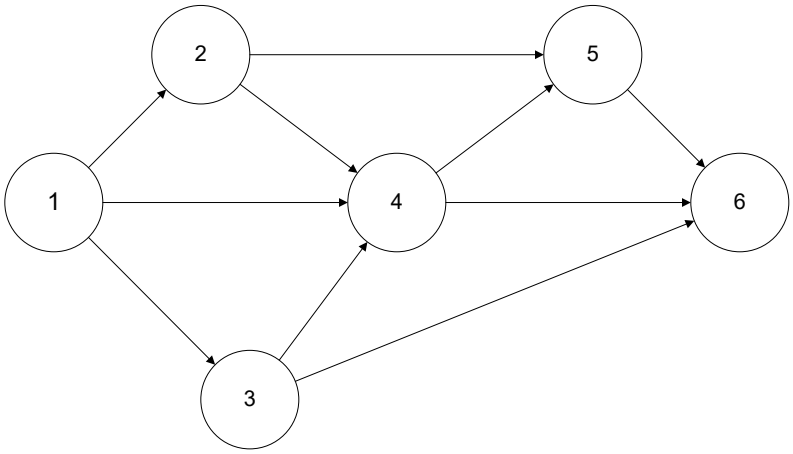
4.1. Dữ liệu đầu vào

Để minh họa quy trình cân bằng tài nguyên sử dụng thuật toán GMMA trong chương trình CPMLevel, một ví dụ số điển hình được xem xét. Mạng tiến độ gồm 9 công việc, sử dụng một loại tài nguyên duy nhất (theo [21]). Thông tin của từng công việc, bao gồm mối quan hệ ưu tiên, thời lượng (ngày) và nhu cầu tài nguyên hàng ngày, được trình bày trong Bảng 2 và Hình 5.

Bảng 2. Các thông số chính của công việc

Công việc	Thời lượng (ngày)	Công việc trước	Tài nguyên (người)
1-2	2	-	6
1-3	4	-	3
1-4	5	-	5
2-4	4	1-2	4
2-5	3	1-2	7
3-6	7	1-3	4
4-5	6	1-4; 2-4	5

4-6	4	1-4; 2-4	3
5-6	2	2-5; 4-5	5



Hình 5. Sơ đồ mạng ví dụ để lập tiến độ và cân bằng tài nguyên

Trong nghiên cứu này, các giả thiết được thiết lập như sau:

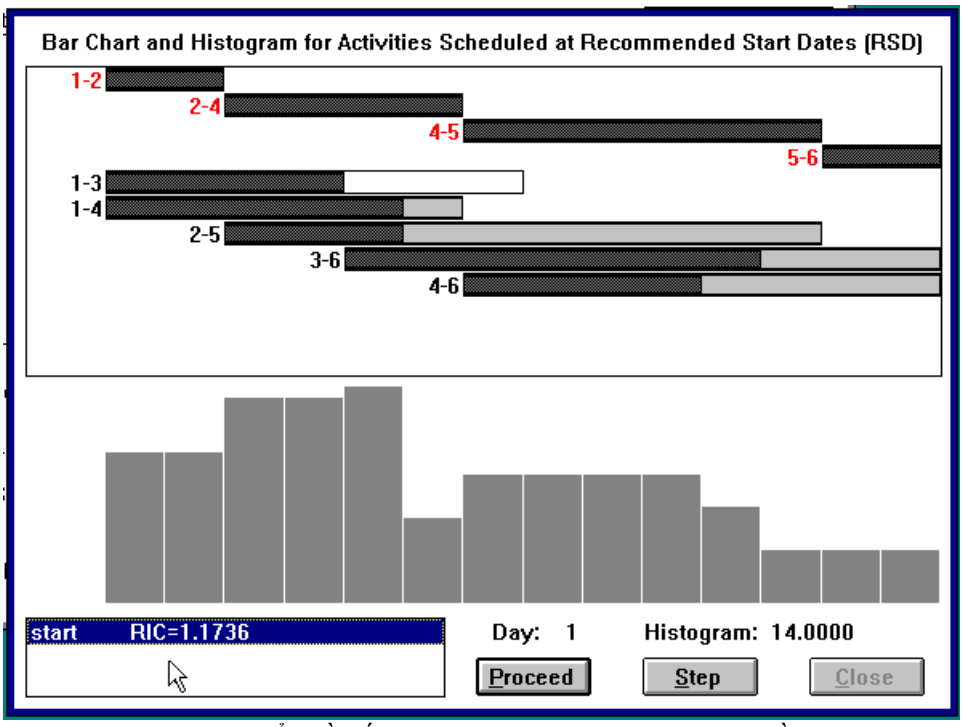
- Chỉ xét một loại tài nguyên duy nhất (nhân công), với nhu cầu không đổi theo thời gian đối với mỗi công việc. Tài nguyên được giả định là không bị giới hạn phù hợp với điều kiện áp dụng của GMMA;

- Các công việc được phép dịch chuyển trong phạm vi dự trữ tự do mà không làm thay đổi quan hệ logic hoặc thời gian hoàn thành dự án;

- Lịch trình ban đầu được thiết lập theo nguyên tắc khởi sớm.

Trên cơ sở các phân tích quá trình công nghệ, ý đồ tổ chức thi công và số liệu thời lượng của các công việc được thể hiện ở Bảng 2, lập mô hình theo nội dung từ bước 1 đến bước 3 đã trình bày ở mục 3.2. Kết quả là có được lịch trình và biểu đồ tài nguyên của dự án trước khi cân bằng được thể hiện trên Hình 6.

4.2. Kết quả trước khi cân bằng tài nguyên



Hình 6. Biểu đồ tiến độ và tài nguyên trước khi cân bằng

Mạng sau khi được tính toán, các công việc quan trọng sẽ xuất hiện màu đỏ và được hiển thị ở phía trên biểu đồ thanh theo bước trình tự. Các công việc không/hoặc ít quan trọng theo sau cũng được sắp xếp theo từng bước trình tự. Các vùng tối đại diện cho lịch trình được đề xuất cho công việc, các vùng xám đại diện cho dự trữ tự do khởi sớm hoặc muộn và các vùng màu trắng đại diện cho tổng số dự trữ còn lại.

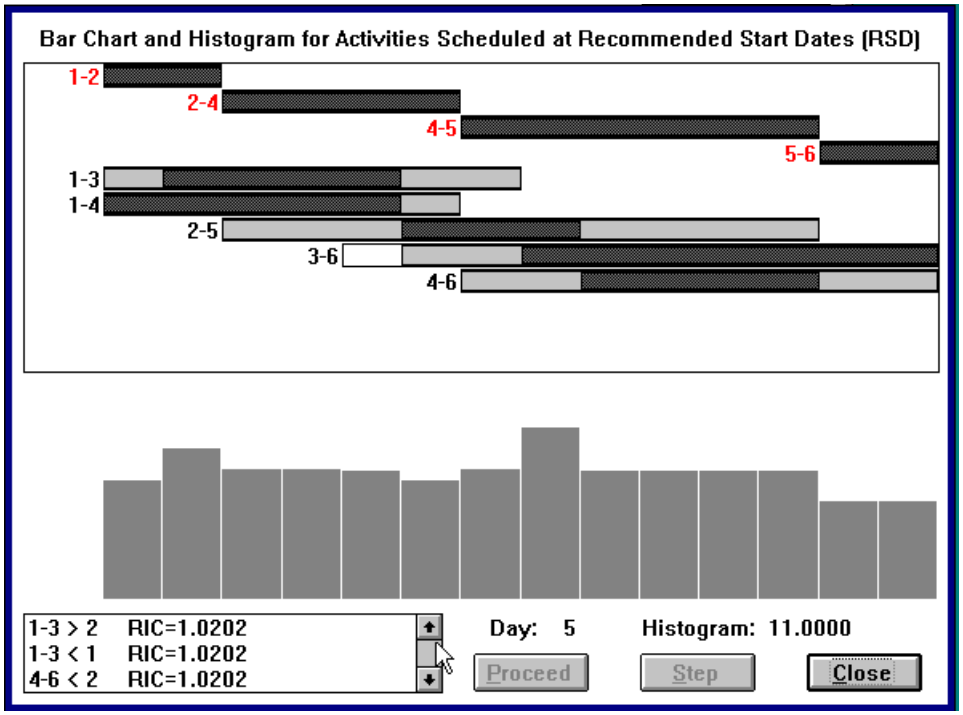
Biểu đồ tài nguyên trước khi cân bằng cho thấy sự biến động lớn theo thời gian, với các đỉnh nhu cầu xuất hiện trong một số giai đoạn ngắn. Giá trị cực đại của nhu cầu tài nguyên đạt tới 20 người, trong khi một số thời điểm khác có mức sử dụng thấp đáng kể. Mức độ không đồng đều này phản ánh sự chồng lấn về thời gian của các công việc không nằm trên đường găng, dẫn đến sự tập trung nhu cầu tài nguyên tại một số giai đoạn nhất định. Hệ quả là biểu đồ tài nguyên xuất hiện các đỉnh cao cục bộ, trong khi ở các thời điểm khác mức sử dụng lại thấp, thể hiện sự phân bố không hợp lý theo thời gian. Giá trị hệ số cải thiện tài nguyên ban đầu (trước khi cân bằng) được xác định là: $RIC_{tcb} = 1.1736$.

Giá trị này cho thấy mức độ biến động của nhu cầu tài nguyên còn lớn, phản ánh sự phân bố chưa đồng đều theo thời gian, đồng thời cho thấy biểu đồ tài nguyên ban đầu chưa đạt được trạng thái cân bằng hiệu quả.

4.3. Quá trình cân bằng tài nguyên bằng CPMLevel

Quá trình cân bằng được thực hiện thông qua thuật toán GMMA tích hợp trong CPMLevel, bao gồm hai giai đoạn: chuyển tiếp tiến và chuyển tiếp lùi. Kết thúc quá trình chuyển tiếp lùi, một lịch trình được sắp xếp lại tương ứng với một biểu đồ tài nguyên được cân bằng, kết quả được thể hiện trình trên Hình 7. Về bản chất, các dịch chuyển này làm giảm sự chồng lấn thời gian giữa các công việc có nhu cầu tài nguyên cao, từ đó phân bố tài nguyên sang các khoảng thời gian có mức sử dụng thấp hơn.

Trong ví dụ này, thông qua bốn lượt chuyển tiếp tiến (lần lượt với công việc 4-6 → 04 ngày, công việc 2-5 → 03 ngày, công việc 3-6 → 03 ngày và công việc 1-3 → 02 ngày) và hai lượt chuyển tiếp lùi (công việc 1-3 ← 01 ngày và công việc 4-6 ← 02 ngày). Các công việc này đều là các công việc không găng, có dự trữ và đóng vai trò quan trọng trong việc điều chỉnh phân bố tài nguyên theo thời gian.



Hình 7. Biểu đồ tiến độ và tài nguyên sau khi cân bằng

4.4. Kết quả và Thảo luận

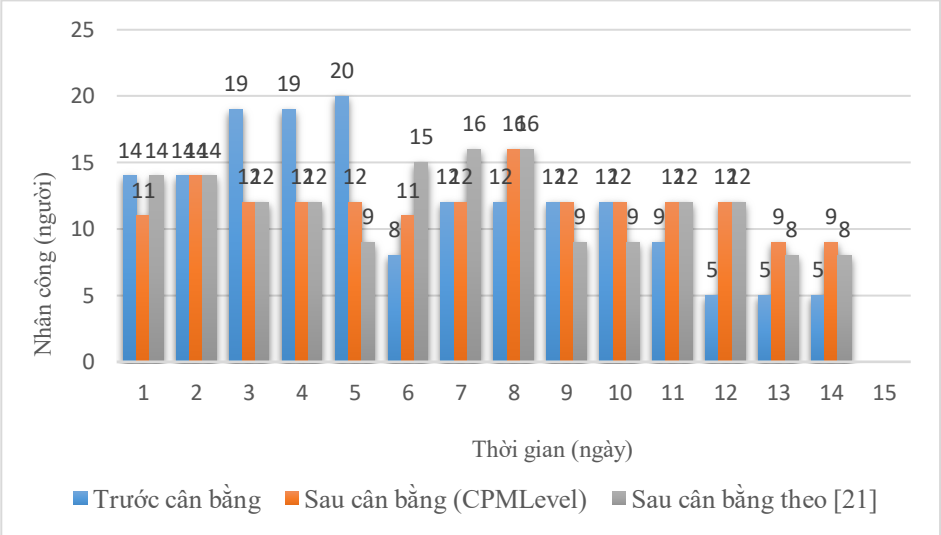
Sau khi hoàn tất quá trình cân bằng, biểu đồ tài nguyên thể hiện sự cải thiện đáng kể về mức độ ổn định và tính đồng đều theo thời gian. Cụ thể, các giá trị cực đại được giảm xuống, trong khi sự phân tán của nhu cầu tài nguyên giữa các thời điểm được thu hẹp, cho thấy hiệu quả của quá trình điều chỉnh vị trí thời gian của các công việc không găng. Các chỉ tiêu định lượng chính trước và sau khi cân bằng được trình bày trong Bảng 3 nhằm làm rõ mức độ cải thiện đạt được.

Bảng 3. Kết quả so sánh trước và sau cân bằng

Chỉ tiêu	Trước cân bằng	Sau cân bằng	Mức cải thiện
Hệ số RIC	1.1736	1.0202	↓ 13.1%
Tài nguyên cực đại	20	12	↓ 40%
Dao động tài nguyên	Lớn	Nhỏ	Cải thiện rõ rệt
Thời gian dự án	Không đổi	Không đổi	–

Kết quả thu được từ ví dụ số cho thấy quá trình cân bằng tài nguyên dựa trên thuật toán GMMA được triển khai thông qua chương trình CPMLevel mang lại sự cải thiện rõ rệt về mức độ ổn định của biểu đồ tài nguyên. Cụ thể, sự giảm giá trị hệ số cải thiện tài nguyên RIC từ

1.1736 xuống 1.0202 cho thấy hiệu quả của việc phân bố lại tài nguyên theo hướng đồng đều hơn. Đồng thời, việc giảm giá trị tài nguyên cực đại từ 20 xuống 12 cho thấy khả năng cắt giảm các đỉnh nhu cầu, góp phần hạn chế tình trạng quá tải cục bộ và nâng cao tính khả thi trong tổ chức thi công.



Hình 8. Mức độ biến động tài nguyên trước và sau cân bằng

Các tác giả cũng tiến hành so sánh kết quả tính toán với chương trình CPMLevel ở trên với kết quả tính toán với mô hình trong tài liệu [21]. Kết quả cho thấy rằng, đối với lịch trình ban đầu (trước cân bằng), các chỉ tiêu bao gồm biểu đồ tiến độ, đường găng và phân bố tài nguyên là tương đồng giữa hai phương pháp. Điều này khẳng định tính nhất quán của dữ liệu đầu vào và độ tin cậy của mô hình tính toán. Tuy nhiên, sau khi thực hiện cân bằng tài nguyên, sự khác biệt giữa hai phương pháp trở nên rõ rệt. Cụ thể, hệ số cải thiện tài nguyên đạt được bằng CPMLevel là: 1.0202 trong khi giá trị tương ứng theo tài liệu [21] là: 1.0720. Sự cải thiện này có thể được lý giải bởi việc CPMLevel triển khai đầy đủ thuật toán GMMA với cơ chế tối ưu lặp (bao gồm cả chuyển tiếp tiến và chuyển tiếp lùi), cho phép khai thác hiệu quả hơn dự trữ của các công việc không găng để phân bố lại nhu cầu tài nguyên theo thời gian. Do đó, trong ví dụ này, CPMLevel cho thấy khả năng đạt được giải pháp cân bằng tài nguyên hiệu quả hơn, thể hiện qua giá trị RIC thấp hơn và biểu đồ tài nguyên ổn định hơn so với phương pháp tham khảo trong tài liệu [21].

Ngoài hiệu quả định lượng, CPMLevel còn thể hiện một số ưu điểm đáng chú ý về mặt ứng dụng. Công cụ này cho phép trực quan hóa toàn bộ quá trình cân bằng thông qua biểu đồ tiến độ và biểu đồ tài nguyên, giúp người dùng dễ dàng theo dõi tác động của từng bước dịch chuyển. Đồng thời, cơ chế lựa chọn công việc dựa trên hệ số cải thiện *IF* giúp quá trình tối ưu trở nên minh bạch và dễ diễn giải, nhờ đó, CPMLevel đặc biệt phù hợp cho mục đích đào tạo và hỗ trợ phân tích trong các bài toán quản lý tiến độ quy mô vừa và nhỏ. Tuy nhiên, cần lưu ý rằng kết quả nghiên cứu vẫn còn một số hạn chế nhất định. Trước hết, phương pháp được áp dụng dưới giả thiết tài nguyên không hạn chế, điều này có thể chưa phản ánh đầy đủ các điều kiện thực tế, nơi tài nguyên thường bị ràng buộc. Thứ hai, ví dụ minh họa có quy mô nhỏ và

chỉ xét một loại tài nguyên, do đó chưa thể hiện hết độ phức tạp của các dự án xây dựng thực tế.

5. Kết luận

Nghiên cứu này đã trình bày cơ sở lý thuyết của thuật toán mômen tối thiểu tổng quát (GMMA) và ứng dụng chương trình CPMLevel để minh họa quá trình cân bằng tài nguyên trong một mạng CPM điển hình. Kết quả cho thấy việc dịch chuyển các công việc không găng trong phạm vi dự trữ cho phép có thể làm giảm đáng kể mức độ biến động của biểu đồ tài nguyên mà không làm thay đổi thời gian hoàn thành dự án. Trên cơ sở ví dụ số, hệ số cải thiện tài nguyên RIC giảm từ 1.1736 xuống 1.0202, đồng thời giá trị tài nguyên cực đại giảm rõ rệt. Điều này cho thấy hiệu quả của cách tiếp cận dựa trên GMMA trong việc phân bố lại tài nguyên theo hướng ổn định hơn theo thời gian. Nghiên cứu cũng cho thấy CPMLevel là một công cụ hữu ích trong việc trực quan hóa và hỗ trợ phân tích quá trình cân bằng tài nguyên, đặc biệt phù hợp cho mục đích tác học tập, giảng dạy và nghiên cứu.

Tuy nhiên, đây là nghiên cứu ứng dụng trên một ví dụ điển hình, do đó kết quả chưa đại diện cho mọi trường hợp trong thực tế. Một số hạn chế chính bao gồm giả thiết tài nguyên không hạn chế, chỉ xét một loại tài nguyên và quy mô bài toán còn đơn giản. Do đó, các hướng nghiên cứu tiếp theo cần tập trung vào: (1) mở rộng bài toán cho nhiều loại tài nguyên và có ràng buộc tài nguyên; (2) kiểm chứng trên các dự án có quy mô và mức độ phức tạp cao hơn và (3) bổ sung các ràng buộc về chi phí để nâng cao khả năng ứng dụng trong điều kiện thực tế.

Tài liệu tham khảo

1. Burgess, A. R., & Killebrew, J. B. (1962). Variation in activity level on a cyclical arrow diagram. *Journal of Industrial Engineering, 13*(2), 76–83.
2. Wagner, H. M., Giglio, R. J., & Glaser, R. G. (1964). Preventive maintenance scheduling by mathematical programming. *Management Science, 10*(2), 316–334.
3. Ahuja, H. N. (1976). *Construction performance control by networks*. John Wiley & Sons.
4. Popescu, C. M. (1976). *How to use CPM in practice, part II: Resources*. University of Texas at Austin.
5. Harris, R. B. (1978). *Precedence and arrow networking techniques for construction*. John Wiley & Sons.
6. Hiyassat, M. A. S. (2000). Modification of minimum moment approach in resource leveling. *Journal of Construction Engineering and Management, 126*(4), 278–284.
7. Hiyassat, M. A. S. (2001). Applying modified minimum moment method to multiple resource leveling. *Journal of Construction Engineering and Management, 127*(3), 192–198.
8. Christodoulou, S. E., Ellinas, G., & Aslani, P. (2009). Entropy-based scheduling of resource-constrained construction projects. *Automation in Construction, 18*(7), 919–928.
9. Easa, S. M. (1989). Resource leveling in construction by optimization. *Journal of Construction Engineering and Management, 115*(2), 302–316.
10. Hashemi Doulabi, S. H., Seifi, A., & Shariat, S. Y. (2011). Efficient hybrid genetic algorithm for resource leveling via activity splitting. *Journal of Construction Engineering and Management, 137*(2), 137–146.
11. Ponz-Tienda, J. L., Yepes, V., Pellicer, E., & Moreno-Flores, J. (2013). The resource leveling problem with multiple resources using an adaptive genetic algorithm. *Automation in Construction, 29*, 161–172.

12. Benjaoran, V., Tabyang, W., & Sooksil, N. (2015). Precedence relationship options for the resource levelling problem using a genetic algorithm. *Construction Management and Economics, 33*(9), 711–723.
13. Son, J., & Skibniewski, M. J. (1999). Multiheuristic approach for resource leveling problem in construction engineering: Hybrid approach. *Journal of Construction Engineering and Management, 125*(1), 23–31.
14. Anagnostopoulos, K. P., & Koulinas, G. K. (2010). A simulated annealing hyperheuristic for construction resource levelling. *Construction Management and Economics, 28*(2), 163–175.
15. Qiao, J., & Li, Y. (2018). Resource leveling using normalized entropy and relative entropy. *Automation in Construction, 87*, 263–272.
16. Christodoulou, S. E., Ellinas, G., & Michaelidou-Kamenou, A. (2010). Minimum moment method for resource leveling using entropy maximization. *Journal of Construction Engineering and Management, 136*(5), 518–527.
17. Savin, D., Alkass, S., & Fazio, P. (1996). Construction resource leveling using neural networks. *Canadian Journal of Civil Engineering, 23*(4), 917–925.
18. Senouci, A. B., & Adeli, H. (2001). Resource scheduling using neural dynamics model of Adeli and Park. *Journal of Construction Engineering and Management, 127*(1), 28–34.
19. Martinez, J. C., & Ioannou, P. G. (1992). *CPMLevel, resource leveling using the generalized minimum moment algorithm: Reference manual* (Technical Report UMCEE 92-14). Department of Civil Engineering, University of Michigan.
20. Martinez, J. C., & Ioannou, P. G. (1992). *CPMLevel, resource leveling using the generalized minimum moment algorithm: User's guide* (Technical Report UMCEE 92-15). Department of Civil Engineering, University of Michigan.
21. Lê, V. K., & Ngô, Q. T. (2008). *Quản lý dự án bằng sơ đồ mạng* (pp. 115–120). Nhà xuất bản Xây dựng.

Application of the CPMLevel program for resource leveling in construction projects

Abstract: *This study presents the application of the CPMLevel program, which is based on the Generalized Minimum Moment Algorithm (GMMA), to address the resource leveling problem in construction project scheduling. The research model employs a project network consisting of nine activities with a single resource type, developed and analyzed using CPMLevel. The effectiveness of the resource leveling process is evaluated using the Resource Improvement Coefficient (RIC). The results show that the RIC decreases from 1.1736 to 1.0202, corresponding to an improvement of 13.1%, while the overall project duration remains unchanged. These findings demonstrate that CPMLevel is an effective tool for supporting learning, teaching, research, as well as practical applications in construction project scheduling and resource leveling.*

Keywords: Construction schedule; project management; resource leveling; CPMLevel.

Đánh giá hiệu quả gia cường của nút khung biên bê tông cốt thép bằng lớp UHPC dưới tải trọng động đất

Vũ Đức Toàn Trung[1], Phạm Thanh Bình[1]

[1]Học viện Kỹ thuật Quân sự

Email: vutrung.ktxd@gmail.com; Tel: 0936827797

Tóm tắt

Nghiên cứu tiến hành đánh giá hiệu quả của giải pháp gia cường nút khung biên bê tông cốt thép (BTCT) bằng lớp bê tông tính năng siêu cao (UHPC) trong điều kiện chịu tải trọng động đất thông qua mô phỏng số trên phần mềm Abaqus. Mô hình cấu kiện được thiết lập dựa trên công trình thực tế tại Việt Nam. Các thông số phân tích bao gồm khả năng chịu lực, độ chuyển vị cực đại, và sự phát triển vết nứt. Kết quả cho thấy, nút khung được gia cường bằng lớp UHPC đạt tải trọng cực đại lên đến 186,7 kN (đẩy) và -183,7 kN (kéo), cao hơn tương ứng 20,2% và 21% so với mô hình bê tông thường (155,4 kN và -151,8 kN). Bên cạnh đó, UHPC cho thấy hiệu quả kiểm soát vết nứt rõ rệt: vết nứt chữ X xuất hiện muộn hơn, lan truyền chậm và ít nghiêm trọng hơn, đặc biệt tại các giai đoạn trôi lớn (6%). Những kết quả này khẳng định vai trò tiềm năng của UHPC trong việc nâng cao hiệu quả kháng chấn cho nút khung BTCT.

***Từ khóa**: Bê tông siêu tính năng UHPC, gia cường, nút khung biên, tải trọng động đất*

1. Đặt vấn đề

1.1. Mục đích, yêu cầu

Kết cấu khung BTCT được ứng dụng rộng rãi trong xây dựng [1, 2]. Trong kết cấu khung BTCT, nút dầm-cột giữ vai trò đặc biệt quan trọng, quyết định đến tính toàn vẹn và ổn định tổng thể, đặc biệt dưới tác động của động đất. Nút khung BTCT bao gồm nút giữa và nút khung biên. Khi kết cấu chịu tải trọng động đất, các nút khung biên thường dễ bị tổn thương hơn so với các nút trong [3, 4]. Do vậy, các tiêu chuẩn thiết kế hiện hành đưa ra những yêu cầu nghiêm ngặt về hàm lượng cốt thép và chiều dài neo nhằm đảm bảo khả năng làm việc của nút BTCT. Tuy nhiên, bố trí lượng cốt thép dày đặc có thể gây khó khăn trong thi công các nút khung. Để khắc phục hạn chế này, nhiều vật liệu tiên tiến đã được nghiên cứu và áp dụng, bao gồm vật liệu gốc polyme như vật liệu composite cốt sợi (FRP), composite cốt sợi carbon (CFRP), hoặc các loại vật liệu nền xi măng như bê tông tính năng cao (HPC), bê tông cường độ cao (HSC), bê tông cốt sợi (FRC)… nhằm tăng khả năng chịu lực cho kết cấu và các nút khung biên [5-8]. Các biện pháp gia cường này nhìn chung cải thiện đáng kể hiệu quả kháng chấn của nút khung. Tuy nhiên, chúng vẫn tồn tại những hạn chế nhất định, chẳng hạn như lớp gia cường làm tăng kích thước nút khung, khó thi công trong không gian hẹp, nguy cơ ăn mòn của bản thép, sự suy giảm cường độ lớp epoxy dẫn đến bong tách bản gia cường, cũng như khả năng chịu nhiệt kém của vật liệu polyme.

UHPC được xem là một trong những vật liệu tiên tiến có tiềm năng ứng dụng rộng rãi trong lĩnh vực gia cường kết cấu chịu động đất. Với đặc tính cơ học vượt trội như cường độ nén rất cao, độ dẻo tốt, khả năng kháng nứt và tiêu tán năng lượng hiệu quả, UHPC đã chứng minh vai trò quan trọng trong việc nâng cao khả năng chịu lực và ổn định của các cấu kiện bê tông cốt thép [9-11]. Các tính chất cơ học vượt trội của UHPC so với bê tông thường (BTT) là cơ sở khoa học quan trọng cho các nghiên cứu chuyên sâu về giải pháp gia cường kết cấu bằng UHPC trong bối cảnh yêu cầu ngày càng cao về an toàn công trình chịu động đất.

1.2. Mục tiêu nghiên cứu

Nghiên cứu hướng đến việc đánh giá hiệu quả gia cường của lớp UHPC đối với nút khung biên BTCT chịu tác động của tải trọng động đất. Cụ thể, mục tiêu đặt ra là xác định khả năng cải thiện về cường độ chịu lực, khả năng kháng nứt của nút khung khi được gia cường bằng lớp UHPC so với nút khung truyền thống. **Tính mới của nghiên cứu được khẳng định thông qua việc áp dụng phương pháp gia cường bằng lớp UHPC cho một nút khung biên BTCT của công trình thực tế tại Việt Nam**, **được thiết kế theo các tiêu chuẩn hiện hành**.

1.3. Phương pháp nghiên cứu

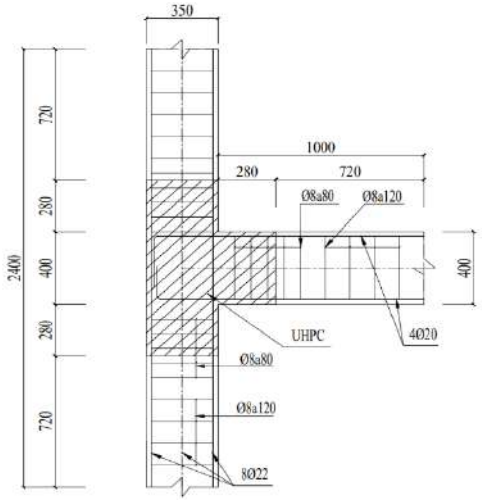
Phương pháp nghiên cứu được thực hiện thông qua mô phỏng số trên phần mềm Abaqus. Trước tiên, mô hình nút khung biên BTCT thông thường được xây dựng để mô phỏng ứng xử dưới tác động động đất. Từ kết quả phân tích, nghiên cứu tiến hành đánh giá hiệu quả gia cường của UHPC, đồng thời đề xuất những luận cứ khoa học phục vụ thiết kế và gia cường nút khung BTCT trong điều kiện động đất.

2. Cơ sở lý thuyết

Cơ sở lý thuyết của nghiên cứu này được xây dựng dựa trên sự kết hợp giữa đặc tính cơ học ưu việt của UHPC và lý thuyết ứng xử của nút khung BTCT dưới tác động động đất. Về nguyên tắc, nút khung biên là bộ phận tập trung ứng suất phức tạp, nơi xảy ra sự tương tác trực tiếp giữa dầm và cột, đồng thời là khu vực dễ phát sinh cơ chế hư hỏng trong điều kiện tải trọng lặp lại do động đất [3, 4]. UHPC, với cấu trúc vi mô đặc chắc, cường độ nén và cường độ kéo cao, cùng khả năng chống nứt vượt trội nhờ sự hiện diện của sợi gia cường, đã được chứng minh là một trong những vật liệu hiệu quả để cải thiện khả năng kháng chấn của kết cấu. Khi sử dụng UHPC để gia cường nút khung biên, lớp phủ UHPC không chỉ làm tăng cường độ chịu cắt mà còn nâng cao khả năng tiêu tán năng lượng và kéo dài tuổi thọ làm việc của kết cấu.

3. Xây dựng mô hình mô phỏng số

3.1. Mô hình hình học



Hình 1. Mô hình hình học của nút khung

Nút khung biên được thiết kế và cấu tạo theo các nguyên tắc của TCVN 5574-2012 và TCVN 9386-2025, như thể hiện trong Hình 1. Chi tiết này được mô phỏng từ nút khung nhà 5

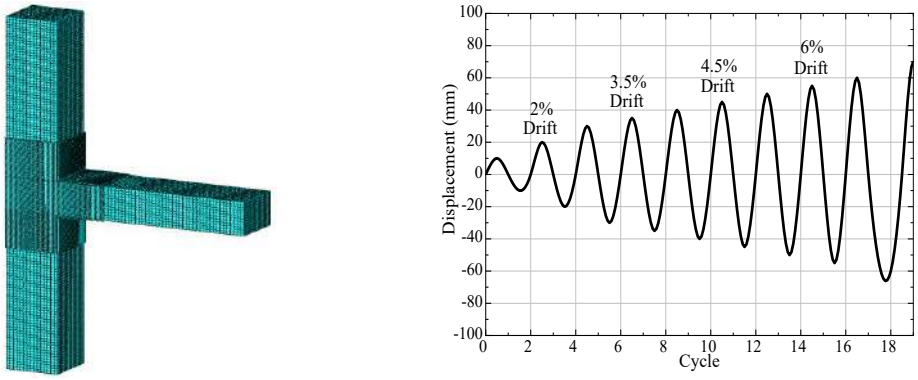
tầng BTCT hiện có tại Hà Nội. UHPC có cường độ nén lần lượt là 120 MPa và cường độ kéo là 8MPa. BTT có cường độ chịu nén là 30 MPa. Mô đun đàn hồi của UHPC và BTT lần lượt là 45.000MPa và 30.000 MPa.

Theo nghiên cứu của Khan và cộng sự [12], độ dày lớp cốt gia cường UHPC tối thiểu 20mm với chiều rộng là 280mm. Cốt thép nhóm CII với cốt dọc chịu lực và CI với cốt đai.

3.2. Mô hình vật liệu

Xét về các dạng mô hình vật liệu hiện có, mô hình phá hoại dẻo của bê tông (CDP) dựa trên tính liên tục, độ dẻo và trạng thái hư hỏng của bê tông là một trong những mô hình tiến tiến. Mô hình CDP đã được triển khai trong Abaqus để mô phỏng số kết cấu BTCT. Mô hình CDP lần đầu tiên được Lubliner và cộng sự giới thiệu [13]. Do những ưu điểm của mô hình CDP trong việc nắm bắt hành vi của vật liệu bê tông, trong nghiên cứu hiện tại, mô hình CDP được chọn để nghiên cứu hành vi của vật liệu BTT và bê tông UHPC. Trong mô hình CDP, mối quan hệ ứng suất-biến dạng kéo đơn trục được giả định là đàn hồi tuyến tính đến ứng suất phá hủy f_{t0}. Đối với nén đơn trục, phản ứng là tuyến tính cho đến giới hạn chảy ban đầu f_{c0}. Trong Abaqus, mô hình CDP được tính toán bằng tham số cơ bản: tỷ lệ giữa cường độ nén hai trục s_{bo} và cường độ nén một trục s_{bo}, bề mặt phá hoại kc, góc giãn nở Φ, độ lệch tâm x, độ nhớt μ và đường cong ứng suất khi kéo và nén của vật liệu. Các tham số của mô hình CDP trong nghiên cứu này được tham khảo từ nghiên cứu của Bahij [14], bao gồm: s_{bo}/s_{co}=1,07; k_c =2/3; Φ= 36°; x=0,1; μ=0,01.

3.3. Tương tác, điều kiện biên và tải trọng



a) b)

Hình 2. Mô hình mô phỏng 3D của nút khung biên và Đường cong lịch sử thời gian của tải trọng trong mô phỏng số

Phần mềm Abaqus cung cấp nhiều tùy chọn khác nhau để xác định tương tác giữa các phần tử. Trong nghiên cứu này, liên kết “Tie” và “Coupling” được sử dụng. Liên kết "Tie" được sử dụng để ngăn ngừa chuyển vị tịnh tiến và chuyển vị xoay, cũng như đảm bảo các bậc tự do khác giữa các mặt tiếp xúc là như nhau. Ngoài ra, "Embedded Element Technique" được áp dụng cho phép nhúng cốt thép vào các phần tử chủ (bê tông). Phần tử thanh T3D2 đại diện cho cốt thép, trong khi bê tông dùng các phần C3D8R.

Việc mô phỏng các điều kiện biên trong áp dụng cho các tiết diện đầu dầm và chân cột thông qua các điểm tham chiếu (RP). Tại RP1, một lực nén tập trung được tác dụng tại vị trí của đầu cột. Chuyển vị ngang của dầm được áp dụng thông qua điểm tham chiếu RP2. Điểm tham chiếu RP3 được sử dụng để hạn chế chuyển vị theo cả ba phương, chỉ cho phép chuyển vị xoay. Quy trình gia tải cho nút khung theo một mô hình được kiểm soát bởi chuyển vị, như

thể hiện trong Hình 2b. Tổng chuyển vị tăng dần theo một loạt các tỷ lệ "drift" khác nhau, được định nghĩa là tỷ lệ phần trăm chuyển vị so với một nửa chiều dài dầm. Mỗi chu kỳ bao gồm một pha gia tải, tiếp theo là một pha dỡ tải, và tải trọng được áp dụng theo cách tuần hoàn ngược. Trong nửa đầu của mỗi chu kỳ, dầm chịu chuyển vị theo một hướng, sau đó là hướng ngược lại trong nửa sau. Các chu kỳ tiếp tục cho đến khi đạt được độ trôi tối đa 7%. Tải trọng được áp dụng theo cách tăng dần, và chuyển vị tại đầu tự do của dầm được ghi lại cho mỗi bước tải.

4. Kết quả và thảo luận

4.1. Kiểm chứng mô hình mô phỏng số

Mô hình mô phỏng số trước khi được tiến hành các phân tích chuyên sâu, cần được kiểm chứng kết quả thông qua các so sánh với thực nghiệm. Thí nghiệm của Röhm và cộng sự [15] được thực hiện với nút khung biên BTCT chịu tải trọng tuần hoàn ngược được lựa chọn làm cơ sở đối chứng cho mô phỏng số. Các mẫu thí nghiệm SP-5 và SP-6 được chế tạo từ BTT (Normal Concrete - NC) và được thiết kế theo các quy định chi tiết kháng chấn dẻo. Cụ thể, SP-5 được thiết kế theo Tiêu chuẩn Ấn Độ (Indian Standard), và SP-6 được thiết kế theo Eurocode 8 (EC). Về kích thước hình học, cả hai mẫu đều là các nút khung biên của kết cấu khung BTCT thông thường 3 tầng 4 nhịp. Chiều dài dầm được chọn là 2,5m, chiều dài cột phía dưới nút là 1m, và cột phía trên nút là 1,7m. BTT có cường độ chịu nén trung bình với mẫu SP-5 là 41,8 MPa và SP-6 là 40,5 MPa trong khi cường độ kéo trung bình lần lượt là 3,5 MPa và 3,4 MPa. Cốt thép được sử dụng là loại Fe500 (tương ứng với S500 Châu Âu). Chi tiết cốt thép của SP-5 bao gồm cốt thép dầm chính là 4Φ25 lớp trên và 4Φ16 + 1Φ25 lớp dưới, cốt thép dọc của cột là 12Φ25, đai dầm là Φ10 a100/120 và đai cột là Φ10 a75/150. Đối với SP-6, cốt thép dầm chính là 3Φ16 + 2Φ25 lớp trên và 5Φ16 lớp dưới, cốt thép cột là 8Φ25, đai dầm là Φ10 a100/150 và đai cột là Φ10 a120/200.

Bảng 1. So sánh tải trọng đẩy và kéo lớn nhất của nút khung từ thực nghiệm và mô phỏng đề xuất

Nút khung	Pu (kN)	
	Đẩy	Kéo
SP5-TN (1)	143,58	-142,32
SP5-MP (2)	160,3	-148,7
Chênh lệch (2/1)	1,12	1,04
Nút khung	Pu (kN)	
	Đẩy	Kéo
SP6-TN (3)	115,5	-127,6
SP6-MP (4)	126,3	-131,3
Chênh lệch (4/3)	1,09	1,03

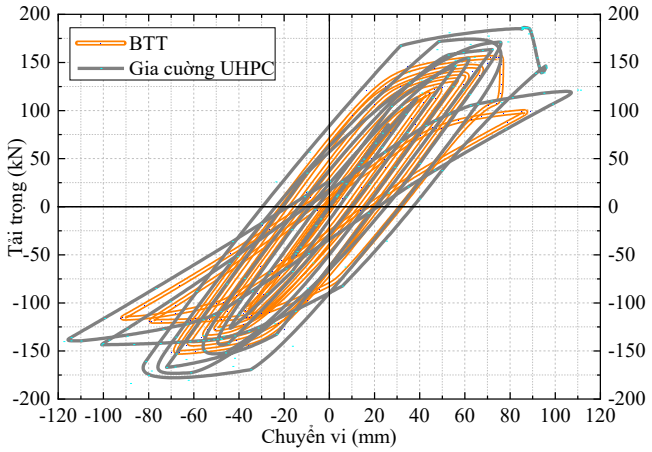
Dựa trên Bảng 1, giá trị tải trọng cực hạn (Pu) của mô phỏng số (MP) cho cả hai mẫu SP5 và SP6 đều có mức chênh lệch nhỏ so với kết quả thực nghiệm (TN). Cụ thể, đối với mẫu SP5, mô phỏng cho giá trị đẩy và kéo lớn nhất lần lượt cao hơn thực nghiệm khoảng 1,12 lần và 1,04 lần, tương ứng sai lệch rất thấp. Tương tự, đối với mẫu SP6, mô phỏng số cũng chỉ

lệch so với thực nghiệm khoảng 1,09 lần (tải đẩy) và 1,03 lần (tải kéo). Đường bao quan hệ tải trọng – độ trôi (drift) của mô phỏng và thực nghiệm có dạng đường cong gần tương đồng cho cả hai mẫu SP5 và SP6. Sự trùng khớp ở các vùng biến dạng đàn hồi và đàn dẻo chứng tỏ mô phỏng không chỉ dự đoán đúng giá trị cực hạn mà còn mô tả chính xác xu hướng suy giảm và phục hồi độ cứng trong quá trình chịu tải chu kỳ. Đặc biệt, các đường cong SP5-MP và SP6-MP nằm rất sát với SP5-TN và SP6-TN trên toàn bộ dải drift, thể hiện mức độ phù hợp cao về dạng cong cũng như độ cứng tương đương. Từ những phân tích trên, có thể khẳng định rằng mô hình mô phỏng số được sử dụng trong nghiên cứu đảm bảo độ tin cậy, thể hiện qua sai số nhỏ giữa mô phỏng và thực nghiệm về tải trọng cực hạn, cũng như sự tương đồng tốt về quan hệ tải trọng - độ trôi. Do đó, mô phỏng số hoàn toàn có thể sử dụng để đánh giá ứng xử của các nút khung trong các phân tích tiếp theo.

4.2. Đường cong tải trọng-chuyển vị

Bảng 2. Khả năng chịu lực của nút khung BTT và nút khung gia cường lớp UHPC

Nút khung	Pmax (kN)		Chuyển vị lớn nhất Δ_{max}(mm)		Chênh lệch Pmax (UHPC/BTT)	
	Đẩy	Kéo	Đẩy	Kéo	Đẩy (2)/(1)	Kéo (2)/(1)
Bê tông thường (1)	155,4	-151,8	89,1	-92,3	1,2	1,21
Gia cường UHPC (2)	186,7	-183,7	111,2	-117,5		

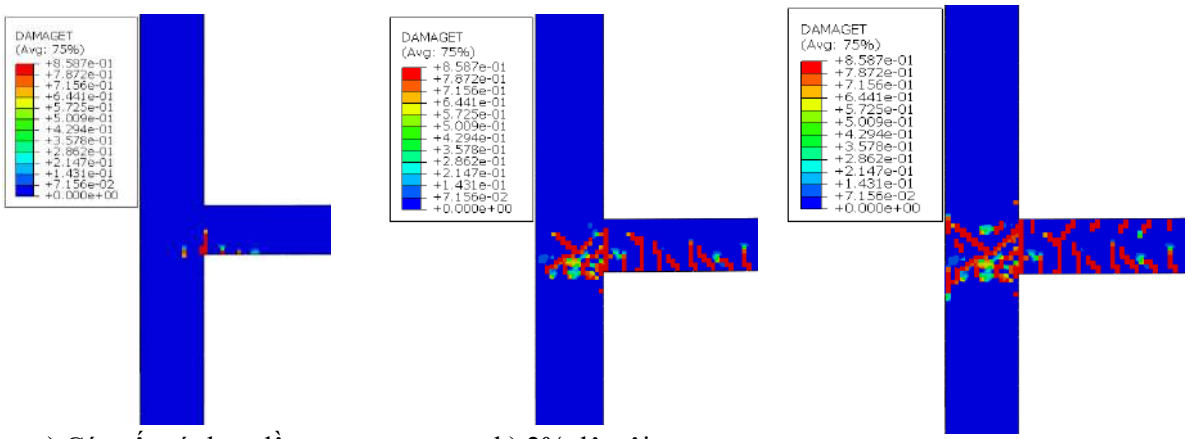


Hình 3. Đường cong tải trọng – chuyển vị của nút khung

Đường cong tải trọng-chuyển vị cho các mô hình mô phỏng nút khung BTT và nút khung gia cường UHPC dưới tải trọng tuần hoàn ngược được thể hiện trong Hình 3 và Bảng 2. Kết quả thu được của nút khung gia cường UHPC cho thấy những cải tiến đáng kể so với mô hình BTT. Đường cong ứng xử của nút khung UHPC thể hiện độ ổn định và tiêu tán năng lượng cao hơn, với phản ứng sau đỉnh mềm hóa hơn so với sự suy giảm mạnh về cường độ quan sát được trong mô hình nút khung BTT. Hiệu suất được cải thiện thể hiện trong dữ liệu tải trọng cực đại (Pmax), trong đó mô hình UHPC cho thấy sự gia tăng đáng kể về khả năng với Pmax là 186,7 kN (đẩy) và -183,7 kN (kéo), so với 155,4 kN (đẩy) và -151,8 kN (kéo) của mô hình BTT. Kết quả cho thấy sự khác biệt đáng kể về tải trọng tối đa giữa hai mô hình, với

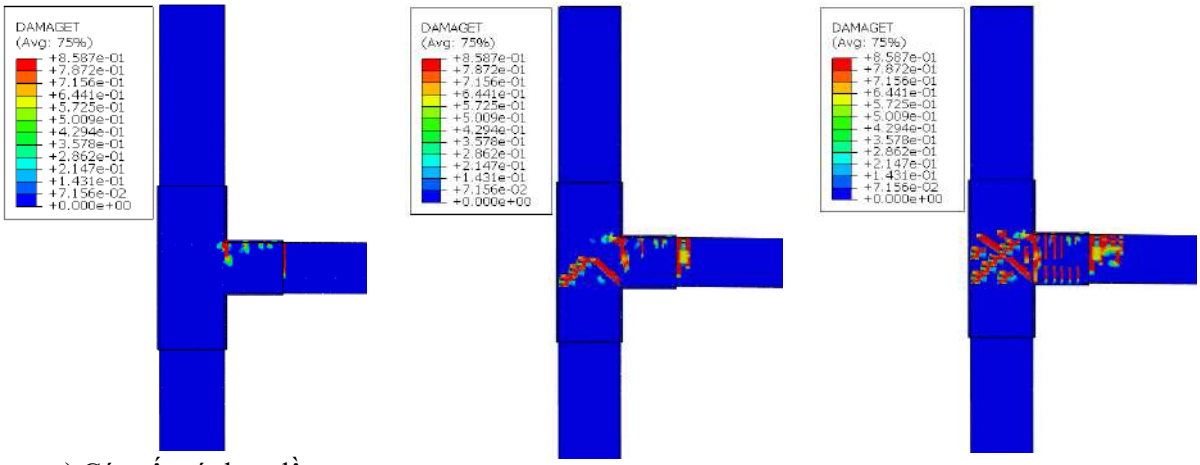
mô hình UHPC thể hiện mức tăng lên 1,21 lần trong Pmax so với mô hình BTT theo hướng kéo. Về mặt chuyển vị, nút khung BTT thể hiện chuyển vị tối đa là 89,1 mm theo hướng đẩy và -92,3 mm theo hướng kéo, trong khi nút khung UHPC có chuyển vị lớn hơn là 111,2 mm (đẩy) và -117,5 mm (kéo). Sự tăng nhẹ chuyển vị này cho thấy việc gia cường cải thiện độ cứng và khả năng kiểm soát biến dạng của nút khung. Như vậy, việc gia cường UHPC tăng cường khả năng chịu, cải thiện độ dẻo và khả năng hấp thụ năng lượng, do đó làm tăng khả năng kháng chấn tổng thể của nút khung biên.

4.3. Trạng thái hư hỏng của nút khung



a) Các vết nứt ban đầu b) 2% độ trôi c) 6% độ trôi

Hình 4. Sự lan truyền vết nứt và mô hình hư hỏng trong nút khung BTT



a) Các vết nứt ban đầu b) 2% độ trôi c) 6% độ trôi

Hình 5. Sự lan truyền vết nứt và mô hình hư hỏng trong nút khung gia cường UHPC

Hình 4 và 5 cho thấy sự phát triển của vết nứt và các mô hình hư hỏng được thể hiện trong nút khung BTT và được cải tạo bằng UHPC. Trong nút khung BTT, sự lan truyền bắt đầu bằng các vết nứt nhỏ, tập trung trong lõi mối nối. Tuy nhiên, khi độ trôi tăng lên, đặc biệt là ở giá trị 2%, một vết nứt chéo hình chữ X đặc trưng phát triển trong lõi nút khung. Kiểu vết nứt hình chữ X này, thường biểu thị sự hỏng hóc do kéo, xuất hiện khi tiết diện giao dầm-cột chịu lực cắt tăng dần. Các vết nứt ban đầu xuất hiện ở các góc trên và dưới của nút khung và kéo dài theo đường chéo về phía bên trong, tạo thành kiểu chữ X. Ở mức độ trôi cao hơn, vết nứt hình chữ X trở nên nghiêm trọng hơn, thể hiện chế độ hỏng hóc liên quan đến cơ chế hỏng hóc do cắt trong mối nối. Sau đó là hiện tượng bong tróc bê tông, làm trầm trọng thêm thiệt hại ở vùng quan trọng. Ở độ trôi 6%, mối nối cho thấy sự hỏng hóc do cắt và sự xuống

cấp đáng kể, như thể hiện trong Hình 4b và 4c. So sánh nút khung được gia cường bằng UHPC cho thấy sự hình thành vết nứt được kiểm soát tốt hơn. Mặc dù vết nứt hình chữ X cũng được quan sát thấy trong mẫu vật này, như thể hiện trong Hình 5b và 5c, nhưng nó hình thành muộn hơn và với mức độ nghiêm trọng giảm xuống. UHPC với cường độ và độ dẻo lớn góp phần đáng kể vào việc giảm thiểu sự phát triển của vết nứt hình chữ X này. Mặc dù các vết nứt lan truyền tương tự như nút khung BTT ở độ trôi thấp, nhưng khả năng chống lan truyền vết nứt của nút khung được cải tạo bằng UHPC trở nên rõ ràng khi độ trôi tăng lên. Mô hình vết nứt hình chữ X xuất hiện ít rộng hơn và sự bong tróc chỉ giới hạn ở vùng tới hạn. Lớp UHPC làm chậm quá trình hình thành và phát triển của các vết nứt, đặc biệt là những vết nứt liên quan đến chế độ phá hủy kéo của mối nối. Ở độ trôi 6%, vết nứt hình chữ X vẫn tồn tại, nhưng sự lan truyền của nó ít nghiêm trọng hơn so với mối nối BTT, chứng tỏ rằng việc cải tạo UHPC tăng cường hiệu quả độ bền và khả năng phục hồi của mối nối dưới tải trọng tuần hoàn. Các kết quả này củng cố hiệu suất vượt trội của nút khung được gia cường bằng UHPC so với nút khung bê tông thông thường, đặc biệt liên quan đến sự phát triển của vết nứt và các dạng hư hỏng.

5. Kết luận

Thông qua mô phỏng số đã được kiểm chứng với dữ liệu thực nghiệm, nghiên cứu cho thấy việc sử dụng lớp UHPC gia cường cho nút khung biên giúp cải thiện đáng kể các chỉ tiêu cơ học và khả năng kháng chấn. Cụ thể, khả năng chịu tải trọng cực đại tăng trung bình từ 20% đến 21%, trong khi chuyển vị cực đại tăng hơn 24%, góp phần tăng độ dẻo cho nút khung. Các kết quả mô phỏng còn chỉ ra rằng mức độ lan truyền và phát triển vết nứt trong nút khung có lớp UHPC thấp hơn rõ rệt, với vết nứt chữ X xuất hiện muộn, không lan rộng, và không gây bong tróc cục bộ nghiêm trọng như trong mô hình bê tông thường. Ngoài ra, mô hình UHPC duy trì được độ cứng tốt hơn trong quá trình chịu tải chu kỳ, giảm thiểu suy thoái nhanh về kết cấu. Những cải tiến toàn diện này khẳng định UHPC là vật liệu gia cường hiệu quả và khả thi trong ứng dụng thực tế, đặc biệt với các công trình yêu cầu độ bền và khả năng chống động đất cao. Nghiên cứu cung cấp cơ sở khoa học vững chắc cho việc mở rộng ứng dụng UHPC trong thiết kế và gia cường các kết cấu khung bê tông tại Việt Nam.

Tài liệu tham khảo

1. Tabasum, M. H., Noor, L., & Rehman, A. (2022). A short overview of reinforced concrete frame structure design methodology and problems.
2. Yakut, A. (2004). Reinforced concrete frame construction. *World Housing Encyclopedia–Summary Publication*, 9-1.
3. Gunaselvi, S., Indumathy, M., & Sivasankar, S. (2020). Experimental assessment of RC beam-column connections with internal and external strengthening techniques. *Materials Today: Proceedings, 27*, 1210-1217.
4. Pampanin, S., Calvi, G. M., & Moratti, M. (2002). *Seismic behaviour of RC beam-column joints designed for gravity loads.* Paper presented at the 12th European conference on earthquake engineering.
5. Farhang, K., Farahbod, F., & Nezamabadi, M. F. (2022). *Hysteresis behavior of 3D RC exterior beam-column joints strengthened with CFRP sheets and spike anchors.* Paper presented at the Structures.

6. GUO, L., & FAN, D. Utilizing Hybrid Machine Learning To Estimate The Compressive Strength Of High-Performance Concrete. *Journal of Applied Science and Engineering, 27*(11), 3509-3522.
7. Hung, C.-C., Hsiao, H.-J., Shao, Y., & Yen, C.-H. (2023). A comparative study on the seismic performance of RC beam-column joints retrofitted by ECC, FRP, and concrete jacketing methods. *Journal of Building Engineering, 64*, 105691.
8. Zende, A. A., Khadiranaikar, R., & Momin, A. I. A. (2022). Shear behavior of high strength self-compacting concrete slender beams without web reinforcement. *Journal of Applied Science and Engineering, 26*(1), 1-10.
9. Fu, T., Wang, K., Zhu, Z., Ren, X., Li, Y., Xu, L., . . . Sun, Z. (2023). *Seismic performance of prefabricated square hollow section piers strengthened by jacketing using UHPC and high-strength steel.* Paper presented at the Structures.
10. Hogarth, K. E. (2024). *Retrofitting of Severely Seismically Damaged Bridge Piers Using Ultra-High-Performance Concrete (UHPC).* Idaho State University,
11. Hou, C., Ma, G., Hwang, H.-J., Li, S., & Kang, S.-M. (2024). Seismic retrofit of intact and damaged RC columns using prefabricated steel cage-reinforced UHPC jackets and NSM GFRP bars. *Engineering Structures, 317*, 118665.
12. Khan, M. I., Al-Osta, M. A., Ahmad, S., & Rahman, M. K. (2018). Seismic behavior of beam-column joints strengthened with ultra-high performance fiber reinforced concrete. *Composite Structures, 200*, 103-119.
13. Lubliner, J., Oliver, J., Oller, S., & Onate, E. (1989). A plastic-damage model for concrete. *International Journal of solids and structures, 25*(3), 299-326.
14. Bahij, S., Adekunle, S. K., Al‐Osta, M., Ahmad, S., Al‐Dulaijan, S. U., & Rahman, M. K. (2018). Numerical investigation of the shear behavior of reinforced ultra‐high‐performance concrete beams. *Structural Concrete, 19*(1), 305-317.
15. Röhm, C., Novák, B., Sasmal, S., Karusala, R., & Srinivas, V. (2012). Behaviour of fibre reinforced beam-column sub-assemblages under reversed cyclic loading. *Construction and Building Materials, 36*, 319-329.

Evaluation of the retrofitting effectiveness of reinforced concrete exterior beam-column joints using a UHPC layer under seismic loading

Abstract: *This study evaluates the effectiveness of strengthening reinforced concrete (RC) exterior beam–column joints using an ultra-high performance concrete (UHPC) layer under seismic loading through numerical simulation in Abaqus. The structural model was developed based on an actual building in Vietnam. The analyzed parameters include load-carrying capacity, ductility, maximum displacement, and crack development. The results indicate that the UHPC-strengthened joint achieved peak loads of 186.7 kN (push) and −183.7 kN (pull), representing increases of 20.2% and 21%, respectively, compared to the conventional concrete model (155.4 kN and −151.8 kN). In addition, the UHPC layer demonstrated significant crack control effectiveness: the characteristic X-shaped cracks formed later, propagated more slowly, and were less severe, particularly at large drift ratios (6%). These findings confirm the potential of UHPC as an effective solution for enhancing the seismic performance of RC beam–column joints.*

Keywords: Ultra high performance concrete (UHPC), strengthening, exterior beam-column joint, seismic loading

Phân tích sự cố kỹ thuật và giải pháp phòng ngừa, xử lý trong quá trình thi công tường kè quanh đảo xa trong điều kiện biển khắc nghiệt

Nguyễn Trưởng Toán[1]

[1]*Viện Kỹ thuật công trình đặc biệt, Học viện Kỹ thuật quân sự*

Email: bluestar47@gmail.com; Tel: 0983351336

Tóm tắt

Trong chiến lược bảo vệ chủ quyền và phát triển hạ tầng tại các đảo xa, tường kè trọng lực bằng bê tông là kết cấu chủ đạo nhờ khả năng chịu lực và tính bền vững cao. Tuy nhiên, thực tế cho thấy giai đoạn thi công là giai đoạn kết cấu dễ tổn thương nhất trước các biến số hải văn cực đoan. Bài báo tập trung nghiên cứu hai dạng sự cố kỹ thuật nghiêm trọng nhất thường xảy ra trong quá trình xây dựng: hiện tượng xói lở chân khay và mất ổn định kết cấu (đổ, lật) dưới tác động của sóng bão lớn. Trên cơ sở phân tích cơ chế tương tác giữa động lực học dòng chảy gây hố xói và áp lực sóng cực hạn lên thân kè trong trạng thái thi công tạm thời, tác giả đề xuất các nhóm giải pháp phòng ngừa chủ động như: tối ưu hóa trình tự thi công "cuốn chiếu" chân khay và ứng dụng các biện pháp gia cố chống xói tạm thời. Đồng thời, bài báo đưa ra quy trình xử lý ứng cứu hiện trường nhằm giảm thiểu thiệt hại về kinh tế và tiến độ. Kết quả nghiên cứu là tài liệu tham khảo thực tiễn quan trọng cho các đơn vị tư vấn, thi công và giám sát tại các dự án biển đảo xa bờ.

Từ khóa: *Tường kè trọng lực; Đảo xa; Sự cố thi công; Điều kiện biển khắc nghiệt; Phòng ngừa sự cố.*

1. Đặt vấn đề

Việt Nam sở hữu hệ thống đảo và quần đảo có vị trí chiến lược đặc biệt quan trọng. Để giữ ổn định đảo và tạo mặt bằng xây dựng hạ tầng, hệ thống tường kè trọng lực (tường chắn bê tông khối lắp ghép hoặc đổ tại chỗ) luôn là lựa chọn hàng đầu. Với ưu điểm tận dụng trọng lượng bản thân để chống lại áp lực đất và sóng, loại kết cấu này đảm bảo tính bền vững lâu dài trong môi trường xâm thực mặn.

Tuy nhiên, môi trường đảo xa luôn tiềm ẩn những kịch bản thiên tai khắc nghiệt, nơi khoảng thời gian thời tiết đẹp để thi công an toàn và đảm bảo chất lượng thường rất ngắn. Khác với giai đoạn vận hành khi công trình đã hoàn thiện các lớp phản lọc và khối phủ bảo vệ, trong quá trình thi công, tường kè ở trạng thái đơn độc và dễ bị phá hủy nhất. Trong đó, xói lở chân khay và tác động trực diện của sóng bão lớn là hai tác nhân chính gây ra các vụ đổ vỡ công trình nghiêm trọng.



Hình 1. Một ví dụ về kết cấu tường kè trọng lực bao quanh đảo

Sự cố xói chân thường diễn ra âm thầm nhưng tốc độ cực nhanh. Dưới tác động của sóng và dòng chảy ven đảo, nếu phần chân khay chưa kịp gia cố đá hộc hoặc khối phủ, các túi xoáy sẽ hình thành, lấy đi lớp đất nền dưới đáy kè, tạo thành các "hàm ếch" khổng lồ. Khi nền

móng bị rỗng, tường kè dù nặng hàng trăm tấn cũng sẽ mất ổn định, dẫn đến lún lệch hoặc sụp đổ hoàn toàn.

Song song với đó, các đợt bão lớn hoặc sóng lừng (swell) với năng lượng cực đại có thể tạo ra áp lực đẩy ngang vượt xa khả năng kháng trượt và kháng lật của thân kè khi bê tông chưa đủ cường độ liên kết hoặc hệ thống phản áp phía sau chưa hoàn thiện. Tại các đảo xa, một khi tường kè bị đổ, việc trục vớt cấu kiện và khôi phục cao trình nền móng dưới nước không chỉ tốn kém gấp nhiều lần kinh phí ban đầu mà còn làm gián đoạn kế hoạch chiến lược của dự án.

Mặc dù các quy chuẩn thiết kế đã tính toán đến các tổ hợp tải trọng vận hành nhưng các chỉ dẫn kỹ thuật cụ thể để ứng phó với hai loại sự cố này trong "quá trình thi công" vẫn còn rời rạc. Xuất phát từ thực tiễn điều hành thi công tại các vùng đảo tiền tiêu, bài báo này đi sâu vào phân tích cơ chế hình thành sự cố xói chân và đổ tường dưới tác động của sóng bão. Từ đó, tác giả đề xuất các giải pháp phòng ngừa và xử lý cấp bách, góp phần đảm bảo an toàn và tính kinh tế cho các công trình bảo vệ bờ đảo xa bờ của Việt Nam.

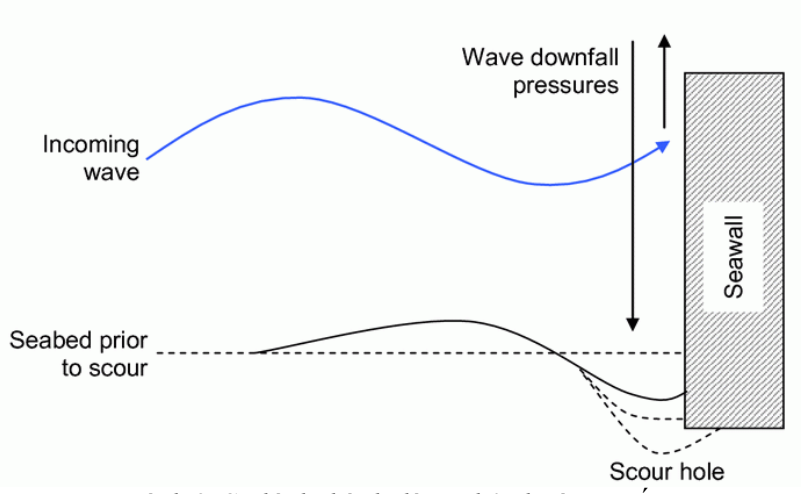
2. Phân tích cơ chế hình thành sự cố xói chân và mất ổn định thân kè

Trong điều kiện đảo xa, sự tương tác giữa sóng bão và kết cấu tường kè trọng lực trong giai đoạn thi công diễn ra vô cùng phức tạp. Dưới đây là phân tích chi tiết về cơ chế vật lý dẫn đến hai dạng sự cố này:

2.1. Cơ chế xói lở cục bộ chân khay

Xói lở chân khay là "kẻ thù thầm lặng" nhưng nguy hiểm nhất đối với tường kè trọng lực. Cơ chế diễn ra qua ba giai đoạn chính:

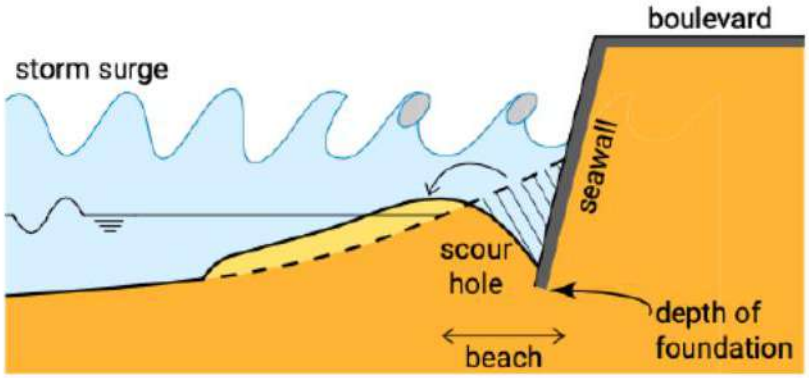
- **Sự hình thành dòng chảy hướng xuống (Down-rush flow)**: Khi sóng va chạm trực diện vào bề mặt tường kè đứng, năng lượng sóng được chuyển hóa thành một dòng tia nước mạnh hướng thẳng xuống chân tường.



Hình 2. Sự hình thành dòng chảy hướng xuống

- **Tạo luồng xoáy chân tường (Vortex formation)**: Dòng tia nước này khi chạm tới đáy biển (lớp đá đệm hoặc nền cát) sẽ tạo ra các luồng xoáy có vận tốc rất lớn. Nếu phần chân khay chưa kịp gia cố các khối phủ bảo vệ (như Tetrapod, Accropode), các luồng xoáy này sẽ nhanh chóng cuốn trôi các hạt vật liệu móng.

- **Hiện tượng "hàm ếch" và mất tựa**: Khi vật liệu đệm móng bị lấy đi, một khoảng trống (hàm ếch) được hình thành ngay dưới đáy kết cấu. Tường kè lúc này mất đi điểm tựa vững chắc, dẫn đến hiện tượng lún sụt cục bộ hoặc nghiêng hẳn về phía biển.



Hình 3. Luồng xoáy chân tường tạo thành hố xói

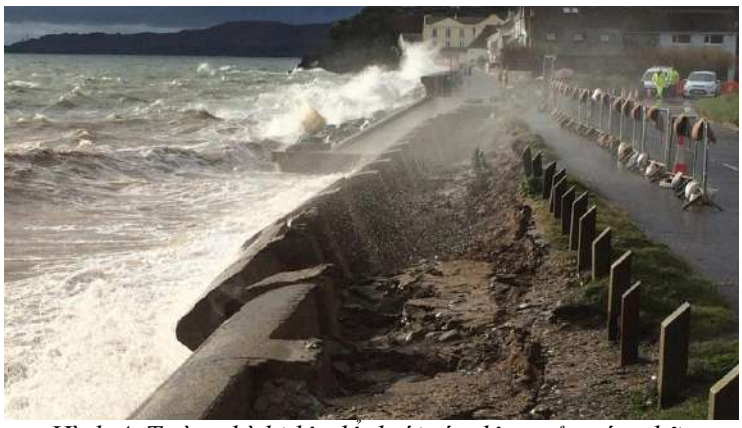
2.2. Cơ chế mất ổn định và đổ tường dưới tác động của sóng bão

Khác với xói chân, sự cố đổ tường thường diễn ra tức thời khi tổ hợp tải trọng vượt quá khả năng kháng cự của kết cấu tại trạng thái thi công.

- **Tác động của áp lực sóng vỡ (Breaking wave pressure)**: Tại các đảo xa có thềm lục địa dốc, sóng bão thường đổ ập trực tiếp vào thân tường (sóng vỡ). Áp lực va đập này có giá trị cực đại lớn gấp nhiều lần áp lực sóng đứng thông thường, tạo ra lực đẩy ngang (Hydrodynamic force) khổng lồ.

- **Sự chênh lệch áp lực nước và đất**: Trong quá trình thi công, nếu phía sau tường kè đã được đổ đất/đá nhưng hệ thống thoát nước (lỗ thoát nước, lớp lọc) chưa hoàn thiện, áp lực nước lỗ rỗng và áp lực đất sẽ gia tăng đột biến khi có mưa bão hoặc triều dâng.

- **Mất ổn định trượt và lật**: Khi tổng lực đẩy ngang vượt quá lực ma sát kháng trượt giữa đáy kè và lớp đệm đá, hoặc khi mô-men lật lớn hơn mô-men giữ do trọng lượng bản thân cấu kiện tạo ra, tường kè sẽ bị đẩy trượt hoặc lật đổ hoàn toàn.



Hình 4. Tường kè bị lật đổ dưới tác động của sóng bão

2.3. Mối liên hệ cộng hưởng giữa hai dạng sự cố

Thực tế tại hiện trường cho thấy, hai sự cố này thường có mối quan hệ nhân quả. Sự cố xói chân khay làm giảm diện tích tiếp xúc của đáy kè, từ đó làm giảm đáng kể mô-men giữ và lực ma sát kháng trượt. Chính sự suy giảm "sức khỏe" móng do xói lở đã tạo điều kiện thuận lợi để các đợt sóng bão đánh đổ tường kè một cách dễ dàng hơn. Đây chính là lý do vì sao tại các đảo xa, một đoạn tường kè bị đổ thường kéo theo sự sụp đổ dây chuyền của các đoạn kế cận.

3. Đề xuất các giải pháp phòng ngừa và xử lý ứng cứu

Dựa trên việc phân tích cơ chế gây sự cố, tác giả đề xuất hệ thống giải pháp phân theo hai giai đoạn: phòng ngừa chủ động và xử lý ứng cứu khẩn cấp.

3.1. Nhóm giải pháp phòng ngừa chủ động (Proactive Solutions)

Đây là các biện pháp cần được thực hiện ngay từ khâu lập biện pháp thi công và triển khai thực địa để triệt tiêu nguy cơ sự cố.

Kỹ thuật thi công "cuốn chiếu" chân khay:

- Nguyên tắc: Thi công đến đâu, bảo vệ ngay đến đó. Tuyệt đối không để phần chân khay và nền đá đệm ở trạng thái "trần" quá 24-48 giờ.

- Sau khi đặt cấu kiện tường kè, phải thực hiện ngay việc đổ đá hộc gia cố chân và lắp đặt các khối phủ bảo vệ (Armor units) theo đúng thiết kế để triệt tiêu năng lượng sóng vỡ ngay tại chân kè.

Sử dụng khối phủ bảo vệ tạm thời:

- Trong trường hợp chưa kịp lắp đặt khối phủ chính thức (như Tetrapod, Accropode), cần sử dụng các túi địa kỹ thuật (Geobags) loại lớn hoặc rồng đá đặt tạm tại chân tường để ngăn chặn dòng xoáy ngược tạo hố xói.

Tối ưu hóa "cửa sổ thi công" (Construction Window):

- Thi lập hệ thống quan trắc và dự báo khí tượng hải văn ngắn hạn (từ 3-5 ngày) tại hiện trường đảo xa.

- Lên phương án dừng thi công và ổn định kết cấu trước khi bão hoặc sóng lừng đổ bộ tối thiểu 72 giờ.

Tính toán ổn định trạng thái thi công tạm thời:

- Cần kiểm tra hệ số an toàn chống trượt và chống lật cho tường kè ở trạng thái chưa hoàn thiện lớp phản áp phía sau.

- Công thức kiểm tra ổn định lật:

$$SF_l = \frac{\sum M_g}{\sum M_l} \geq [SF]$$

(Trong đó $\sum M_g$ là tổng mô-men giữ do trọng lượng bản thân; $\sum M_l$ là tổng mô-men lật do áp lực sóng bão gây ra).

3.2. Nhóm giải pháp xử lý ứng cứu khẩn cấp (Remedial Solutions)

Khi phát hiện có dấu hiệu xói lở chân hoặc tường bị nghiêng dưới tác động của bão, cần thực hiện ngay quy trình ứng cứu sau:

Lấp đầy hố xói khẩn cấp:

- Sử dụng bao vải kỹ thuật chứa vữa xi măng hoặc bê tông tự đầm đổ trực tiếp vào hố xói để ngăn chặn sự phát triển của "hàm ếch".



Hình 5. Sử dụng bao vải địa kỹ thuật chứa vữa xi măng hoặc bê tông tự đầm gia cố chân tường

- Thả các khối bê tông dị hình hoặc rồng đá bổ sung ngay tại vị trí hố xói để phá vỡ dòng xoáy cục bộ.

Giảm áp lực đẩy ngang:

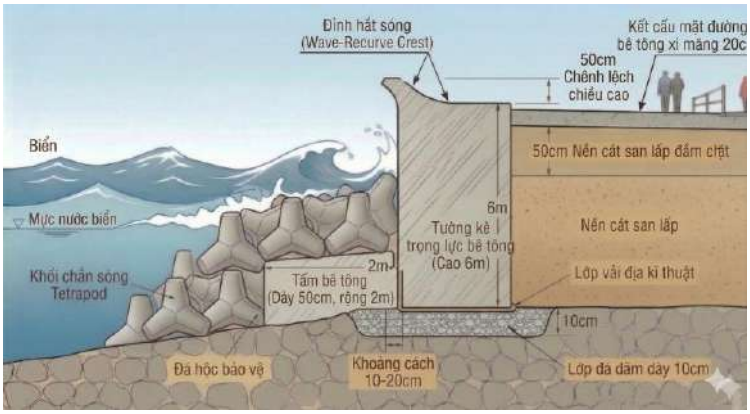
- Trong trường hợp tường có dấu hiệu chuyển vị ngang, cần khoan rút bớt nước phía sau tường hoặc dỡ bỏ một phần đất đắp phía sau để giảm áp lực đất chủ động, ngăn chặn kịch bản đổ lật hoàn toàn.

Neo chặn và gia cố tạm:

- Sử dụng các cáp thép cường độ cao neo giữ thân kè vào các điểm tựa vững chắc phía trong đảo hoặc sử dụng các kích thủy lực chống đỡ tạm thời khi bão đang diễn ra để giữ ổn định hình học cho kết cấu.

4. Công trình đã áp dụng thực tế

4.1. Thiết kế



Hình 6. Mặt cắt ngang điển hình của kết cấu tường kè trọng lực bao quanh đảo

Mô tả thiết kế:

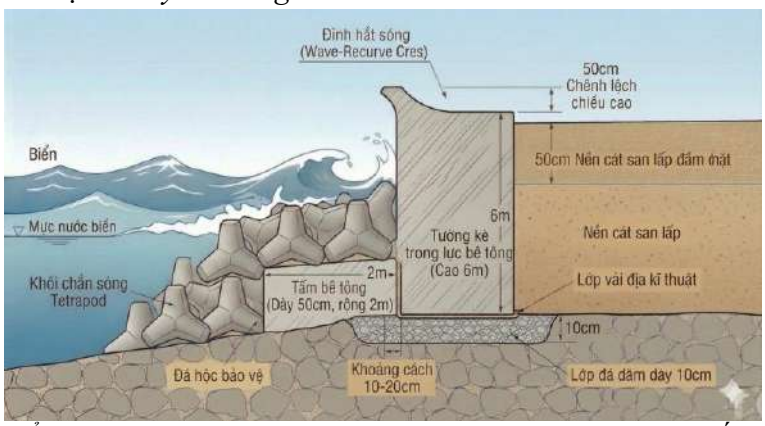
Kết cấu công trình được thiết kế dưới dạng tường kè trọng lực bằng bê tông đổ tại chỗ. Nền móng được gia cố bằng lớp đá hộc nhằm tăng khả năng chịu tải và ổn định tổng thể. Tại vị trí tiếp giáp giữa chân tường kè và nền đá bố trí lớp đệm đá dăm, phía trên phủ vải địa kỹ thuật, đóng vai trò là lớp lọc – thoát nước, có chức năng ngăn chặn sự di chuyển của hạt mịn đồng thời đảm bảo ổn định nền móng.

Phía trước tường kè được bố trí các tấm bê tông dạng bản, kích thước 2 × 2 m, chiều dày 0,5 m, nhằm tăng cường khả năng chống xói và bảo vệ chân kè. Các tấm này được liên kết và giữ ổn định thông qua hệ thống khối chắn sóng tetrapod. Ngoài chức năng gia cố ổn định lớp bảo vệ chân kè, các khối tetrapod còn có vai trò tiêu tán năng lượng sóng, qua đó làm giảm áp lực sóng tác động trực tiếp lên thân tường kè.

Phía sau tường kè là hệ kết cấu nền đắp nhiều lớp, bao gồm: lớp cát san lấp ở dưới cùng, phía trên là lớp cát đầm chặt nhằm đảm bảo độ chặt và khả năng chịu tải và lớp trên cùng là kết cấu mặt đường bê tông xi măng, đóng vai trò phân bố tải trọng và bảo vệ nền đắp.

4.2. Sự cố xảy ra trong quá trình thi công và giải pháp xử lý

4.2.1. Sóng bão đánh dịch chuyển tường kè



Hình 7. Đổ bê tông xong tường kè và mới thi công xong lớp cát san lấp đầm chặt

Trong quá trình thi công, công trình đã hai lần ghi nhận sự cố tường kè bị nghiêng, lệch và dịch chuyển khỏi vị trí thiết kế, gây ảnh hưởng đáng kể đến tiến độ thi công cũng như làm gia tăng chi phí xây dựng.

Phân tích nguyên nhân cho thấy, tại thời điểm xảy ra sự cố, kết cấu phía sau tường kè mới chỉ được thi công đến lớp đất đắp, chưa hoàn thiện lớp kết cấu mặt đường bê tông. Khi đó, khu vực công trình chịu tác động của bão lớn. Mặc dù tường kè đã được thiết kế với mái hắt sóng và bố trí các khối chắn sóng (tetrapod) ở phía ngoài và tại chân kè nhằm giảm năng lượng sóng, nhưng dưới tác động đồng thời của sóng lớn và gió mạnh, nước biển đã tràn qua đỉnh kè, gây xói lở và cuốn trôi lớp vật liệu cát phía sau.

Sự mất ổn định của lớp nền đắp phía sau đã làm suy giảm điều kiện làm việc của kết cấu tường kè, dẫn đến hiện tượng mất cân bằng và gây nghiêng, thậm chí đổ cục bộ.

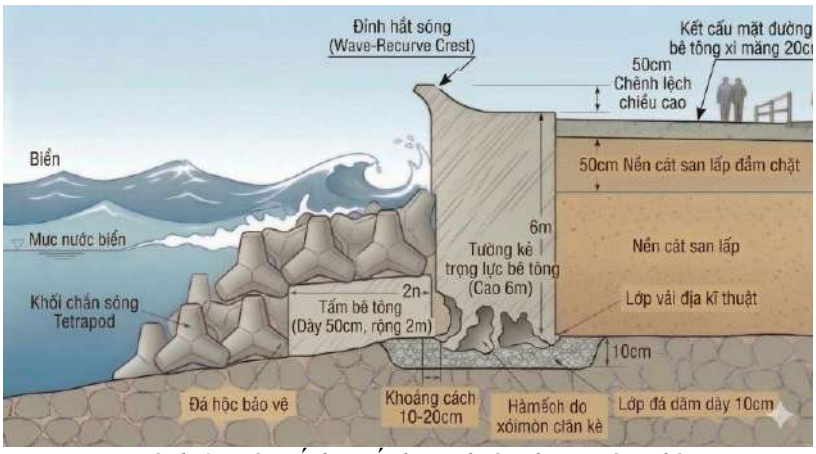
Để phòng ngừa tái diễn sự cố, chủ đầu tư cùng các đơn vị tư vấn và thi công đã thống nhất triển khai các giải pháp kỹ thuật sau:

- Áp dụng biện pháp thi công cuốn chiếu, hoàn thiện đồng bộ kết cấu mặt đường ngay sau khi thi công đến từng đoạn, nhằm đảm bảo ổn định tổng thể cho hệ kết cấu.

- Trong trường hợp chưa kịp thi công lớp bê tông mặt đường và có dự báo xuất hiện bão lớn, tiến hành gia cố tạm thời nền đắp phía sau bằng cách xới sâu khoảng 50 cm, trộn với xi măng để tạo thành lớp vật liệu gia cố (hỗn hợp đá – cát – xi măng) có cường độ tương đương bê tông mác thấp (khoảng M150), qua đó nâng cao khả năng chống xói và ổn định nền.

Việc áp dụng đồng bộ và triệt để các giải pháp trên đã giúp công trình tiếp tục thi công an toàn, không ghi nhận thêm sự cố tương tự trong các giai đoạn tiếp theo.

4.2.2. Xuất hiện hàm ếch kích thước lớn dưới chân tường kè



Hình 8. Hàm ếch xuất hiện dưới chân tường kè

Sau khi hoàn thành đổ bê tông các đoạn tường kè, trong điều kiện thời tiết đảm bảo an toàn, đơn vị giám sát đã tiến hành kiểm tra dưới nước bằng phương pháp lặn. Kết quả kiểm tra cho thấy tại một số đoạn xuất hiện hiện tượng xói rỗng cục bộ (hàm ếch) với kích thước tương đối lớn tại khu vực chân kè.

Phân tích nguyên nhân cho thấy, kết cấu tường kè được thi công trên nền đá hộc, mặc dù đã bố trí lớp vải địa kỹ thuật và lớp đệm đá dăm. Tuy nhiên, điều kiện thi công không thuận lợi: chỉ sau khoảng 2–3 giờ kể từ khi đổ bê tông, sóng đã dâng và tràn đến cao trình đáy tường kè, gây tác động xói rửa. Quá trình này dẫn đến hiện tượng mất nước xi măng và rửa trôi hồ xi măng chưa kịp đông kết. Sau khi tháo ván khuôn, dưới tác động tiếp tục của sóng, các hạt cốt liệu bị cuốn trôi, hình thành các khoang rỗng dạng hàm ếch tại chân tường kè.

Để khắc phục, khi điều kiện thời tiết cho phép, đơn vị thi công đã tiến hành lắp dựng lại ván khuôn và đổ bổ sung bê tông tạo thành kết cấu gia cường (dạng "cạp") có chiều rộng khoảng 50 cm và chiều cao khoảng 1 m, bố trí áp sát chân tường kè. Đồng thời, bê tông được

đầm chặt nhằm đảm bảo khả năng chảy lấp đầy các khoang rỗng, qua đó khôi phục tính liên tục và ổn định của kết cấu chân kè.

5. Kết luận và kiến nghị

Sự cố xói chân và đổ tường kè tại các đảo xa không chỉ là vấn đề kỹ thuật mà còn là vấn đề quản lý rủi ro trong điều kiện khắc nghiệt. Việc kết hợp chặt chẽ giữa quy trình thi công cuốn chiếu và dự báo hải văn chính xác là chìa khóa để giảm thiểu thiệt hại. Các đơn vị thực hiện cần thay đổi tư duy từ "xử lý sự cố" sang "phòng ngừa rủi ro chủ động" để đảm bảo tính bền vững cho các công trình mang tầm chiến lược của quốc gia

Tài liệu tham khảo

1. TCVN 9140:2012: Công trình thủy lợi - Thiết kế đê biển - Yêu cầu kỹ thuật.
2. TCVN 12261:2018: Công trình thủy lợi - Tải trọng và tác động - Tải trọng sóng.
3. TCVN 11256-1:2015: Công trình bến cảng biển - Thiết kế - Phần 1: Quy định chung.
4. TCVN 9901:2014: Công trình thủy lợi - Thiết kế đê biển hiện đại.
5. QCVN 04-05:2012/BNNPTNT: Quy chuẩn kỹ thuật quốc gia về các công trình thủy lợi - Các quy định chủ yếu về thiết kế.
6. Design of Coastal Revetments, Seawalls and Bulkheads, Department of the Army, U.S. Army Corps of Engineers, 1995.
7. Toe scour at vertical seawalls due to waves, Powell, 1987.
8. Breaking wave impacts can generate impulsive loads significantly exceeding quasi-static wave pressures, Oumeraci, 1994.
9. Wave-induced return flow and turbulence near the toe play a dominant role in sediment removal and scour formation, Xie, 2020.

Analysis of technical failures and solutions for prevention and mitigation during the construction of gravity seawalls around remote islands in extreme marine environments

Abstract: *In the strategy of safeguarding sovereignty and developing infrastructure on remote islands, concrete gravity seawalls are the predominant structures due to their high load-bearing capacity and durability. However, practical experience indicates that the construction phase is when the structure is most vulnerable to extreme oceanographic variables. This paper focuses on investigating the two most severe technical failures that frequently occur during construction: toe scour and structural instability (collapsing, overturning) under the impact of large storm waves. Based on the analysis of the interaction mechanisms between flow dynamics causing scour holes and extreme wave pressures on the wall body during the temporary construction state, the author proposes proactive preventive solutions, such as optimizing the sequential construction sequence of the toe and applying temporary anti-scour reinforcement measures. Additionally, the paper provides an on-site emergency response procedure to minimize economic losses and schedule delays. The research findings serve as a crucial practical reference for consulting, construction, and supervision units involved in remote offshore island projects.*

Keywords: Gravity seawalls; Remote islands; Construction failures; Extreme marine conditions; Incident prevention.

Ứng dụng bê tông dẻo (ECC) vào xây dựng công trình biển đảo

Nguyễn Quang Chung[1]

[1] *Viện Kỹ thuật Công binh*

Email: quangchungvktcb@gmail.com; Tel :0967.006.976

Tóm tắt

Các công trình biển đảo như cảng biển, bến tàu, đê chắn sóng, nhà ở và kho chứa tại khu vực ven biển và trên đảo phải đối mặt với điều kiện môi trường đặc biệt khắc nghiệt, bao gồm sóng gió mạnh, sự va đập cơ học của tàu thuyền, ăn mòn do nước muối và ion clorua, cũng như sự thay đổi nhiệt độ và độ ẩm liên tục. Trong điều kiện này, bê tông xi măng truyền thống mặc dù có cường độ nén cao nhưng lại dễ xuất hiện các vết nứt giòn trong quá trình khai thác. Các vết nứt này tạo điều kiện cho nước biển và các tác nhân ăn mòn xâm nhập, dẫn đến suy giảm nhanh chóng khả năng chịu lực và tuổi thọ công trình.Bê tông dẻo (Engineered Cementitious Composites - ECC) được phát triển với đặc tính cơ học vượt trội so với bê tông truyền thống, bao gồm khả năng biến dạng dẻo với độ giãn dài khi chịu kéo gấp 300 lần bê tông thường, khả năng kiểm soát vết nứt ở mức siêu nhỏ (< 60 μm) và cơ chế tự bít vết nứt thông qua quá trình khoáng hóa tự nhiên. Ngoài ra, ECC còn có khả năng chống thấm, chống ăn mòn và chịu va đập tốt, rất phù hợp cho các công trình phải chịu tải trọng động và tác động khắc nghiệt của môi trường biển.Trong bối cảnh phát triển hạ tầng biển đảo ngày càng được chú trọng, việc ứng dụng ECC có thể góp phần nâng cao độ bền, kéo dài tuổi thọ và giảm chi phí bảo trì cho các công trình trong môi trường khắc nghiệt như ven biển và hải đảo. Bài viết phân tích sâu các đặc điểm của ECC, tiềm năng ứng dụng cũng như những thách thức và kiến nghị triển khai trong thực tiễn xây dựng tại Việt Nam.

Từ khóa: *Bê tông dẻo, ECC, công trình biển đảo, chống nứt, chống ăn mòn, tuổi thọ công trình.*

1. Đặt vấn đề

Trong những thập kỷ qua, bê tông xi măng truyền thống là vật liệu chủ đạo trong xây dựng các công trình hạ tầng biển đảo như cầu cảng, đê chắn sóng, nhà ở trên đảo và hệ thống kho chứa nhiên liệu. Lý do chính là do vật liệu này có nguồn cung phong phú, giá thành hợp lý và khả năng chịu nén cao. Tuy nhiên, thực tế vận hành cho thấy, các công trình biển đảo thường xuyên chịu tác động mạnh từ môi trường khắc nghiệt: sóng gió lớn, áp lực va đập, sự ăn mòn do muối clorua và CO_2, cũng như sự thay đổi nhiệt độ, độ ẩm dẫn đến co ngót và nứt bê tông. Các vết nứt này không chỉ làm suy giảm khả năng chống thấm mà còn tạo điều kiện cho quá trình ăn mòn cốt thép bên trong, dẫn đến hiện tượng bong tróc và suy giảm tuổi thọ công trình. Nhiều công trình phải thực hiện sửa chữa, bảo trì với chi phí cao sau một thời gian khai thác ngắn, đặc biệt ở các khu vực ven biển miền Trung và Nam Bộ, nơi có độ mặn và tốc độ gió lớn. Điều này đặt ra yêu cầu cấp thiết về vật liệu mới có khả năng chống nứt, chống ăn mòn và chịu tác động cơ học tốt hơn bê tông thông thường, nhằm nâng cao tuổi thọ công trình và giảm chi phí bảo trì.



Hình 1. Một số công trình ngoài đảo bị ăn mòn khi sử dụng bê tông thông thường [17]

Bê tông dẻo, còn được gọi là bê tông dẻo kỹ thuật (ECC - Engineered Cementitious Composites), được phát triển nhằm khắc phục nhược điểm giòn và dễ nứt của bê tông truyền thống. Với thiết kế vi cấu trúc đặc biệt và sự phân tán đồng đều của sợi gia cường (như sợi PVA hoặc PE), ECC có khả năng chịu kéo cao gấp nhiều lần so với bê tông thường, với độ giãn dài khi kéo đạt từ 2% đến 5%, gấp khoảng 300 lần so với bê tông truyền thống. Ngoài ra, ECC kiểm soát sự phát triển của vết nứt ở mức siêu nhỏ (< 60 μm), nhờ đó hạn chế tối đa sự xâm nhập của nước biển và ion clorua, giảm nguy cơ ăn mòn cốt thép. Một đặc tính nổi bật khác là khả năng tự bít vết nứt thông qua sự kết tủa khoáng hóa khi vết nứt tiếp xúc với nước, giúp duy trì độ kín khít lâu dài.



Hình 2. Bê tông dẻo ECC được ứng dụng trong hệ thống công trình giao thông [16]

Nhờ những đặc tính này, ECC được đánh giá có tiềm năng ứng dụng lớn trong các công trình chịu điều kiện khắc nghiệt như cầu đường, hầm ngầm, kết cấu chống động đất và đặc biệt là công trình biển đảo. Nhiều nghiên cứu và dự án thực tế ở Nhật Bản, Mỹ và Trung Quốc cho thấy ECC không chỉ nâng cao độ bền kết cấu mà còn giảm chi phí bảo trì từ 30% đến 50%, kéo dài tuổi thọ công trình gấp 2 - 3 lần so với bê tông truyền thống. Điều này chứng minh ECC là giải pháp vật liệu chiến lược trong bối cảnh nhu cầu phát triển bền vững và bảo vệ chủ quyền biển đảo ngày càng tăng.

Việt Nam là quốc gia có lợi thế lớn về biển với bờ biển dài và hơn 3.000 hòn đảo lớn nhỏ, tạo nên điều kiện thuận lợi cho phát triển kinh tế biển, quốc phòng – an ninh, và du lịch. Tuy nhiên, các công trình xây dựng tại khu vực ven biển và hải đảo thường phải đối mặt với điều kiện môi trường cực kỳ khắc nghiệt như độ ẩm cao, gió mạnh, bão lớn, và đặc biệt là hiện tượng xâm thực

do muối biển. Điều này đòi hỏi sử dụng các vật liệu xây dựng có độ bền cao, khả năng chống ăn mòn và nứt gãy vượt trội – trong đó, bê tông dẻo (ECC) đang nổi lên như một giải pháp đầy triển vọng.

2. Tổng quan về bê tông dẻo ECC

Bê tông dẻo ECC là kết quả của xu hướng phát triển vật liệu xây dựng tiên tiến đáp ứng yêu cầu bền lâu, an toàn và thích nghi với môi trường khắc nghiệt. Với các đặc tính cơ học ưu việt và tính năng chống xâm thực đặc biệt, ECC là lựa chọn hàng đầu cho công trình biển đảo – nơi đòi hỏi hiệu năng cao và tuổi thọ lâu dài. Việc nắm vững lý thuyết và đặc tính của ECC là cơ sở để thiết kế và triển khai các giải pháp ứng dụng hiệu quả trong thực tiễn Việt Nam.

2.1. Khái niệm và bối cảnh phát triển vật liệu ECC

Bê tông dẻo, thường được gọi với thuật ngữ quốc tế là Engineered Cementitious Composites (ECC), là một dòng vật liệu xi măng cốt sợi được nghiên cứu và phát triển nhằm khắc phục các nhược điểm truyền thống của bê tông thông thường như giòn, dễ nứt và khả năng biến dạng thấp.

Sự phát triển của bê tông dẻo bắt đầu từ những năm 1990, Li và cộng sự đã đưa ra giải pháp sáng tạo – bê tông tính năng siêu dẻo (ECC) [1]. Đây là loại vật liệu xi măng gia cường sợi có độ dẻo cao, được thiết kế dựa trên nguyên lý cơ học tinh vi và cơ học phá hủy, kết hợp sợi ngắn, tro bay, phụ gia giảm nước và cát thạch anh mịn (kích thước hạt khoảng 0,1 mm) [2]. ECC nổi bật với khả năng biến dạng kéo tối đa vượt 3%, cùng độ dẻo dai uốn và cơ chế làm việc cứng hóa khi biến dạng. Nhờ đó, độ bền của công trình sử dụng ECC được cải thiện đáng kể [3 - 4]. Sợi trong ECC đóng vai trò cơ chế liên kết, giúp vật liệu chịu lực kéo lớn, hạn chế sự phát triển vết nứt và hình thành nhiều vết nứt nhỏ thay vì nứt tập trung [5 - 6].

2.2. Thành phần cấu tạo của bê tông dẻo ECC

Bê tông dẻo ECC có công thức thiết kế đặc biệt, không sử dụng cốt liệu thô (đá lớn) mà thay vào đó là cốt liệu mịn kết hợp với sợi gia cường và phụ gia khoáng hoạt tính:

Chất kết dính: Xi măng Portland loại I hoặc loại bền sunfat, silica fume, fly ash, slag (xỉ lò cao).

Cốt liệu: Cát silic có kích thước hạt nhỏ, sạch, đảm bảo phân bố đồng đều.

Sợi gia cường: Sợi PVA (polyvinyl alcohol), sợi thép, sợi basalt, sợi PE hoặc sợi carbon. Các sợi có độ dài 6–12 mm, đường kính từ 0.02–0.2 mm.

Phụ gia hóa học: Chất dẻo(polycarboxylate) để kiểm soát độ chảy, chất làm chậm ninh kết.

2.3. Cơ chế làm việc và đặc tính cơ học nổi bật

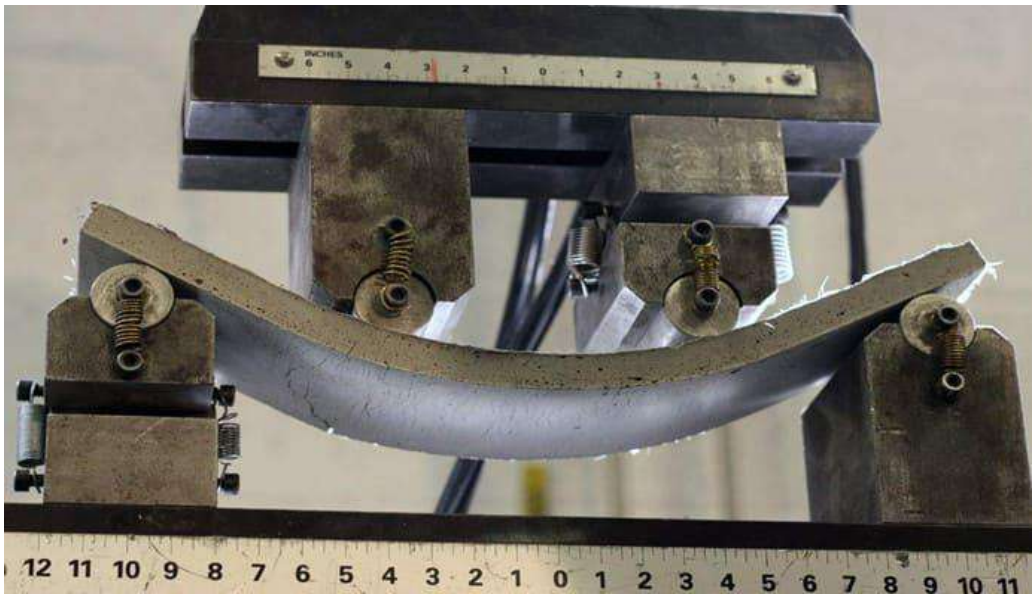
Khác với bê tông truyền thống, bê tông dẻo ECC được thiết kế dựa trên nguyên lý vi cơ học nhằm đạt được ứng xử hóa bền biến dạng kéo (strain-hardening) thông qua cơ chế hình thành đa vi khe nứt dưới tác dụng của tải trọng kéo. Mục tiêu cốt lõi trong thiết kế ECC là đảm bảo vật liệu sau khi xuất hiện khe nứt đầu tiên vẫn có khả năng tiếp tục chịu tải với ứng suất tăng dần, thay vì xảy ra phá hoại giòn như bê tông truyền thống.

Theo lý thuyết thiết kế vi cơ học, điều kiện cần để ECC đạt được ứng xử hóa bền kéo được xác định thông qua mối quan hệ giữa:

- Năng lượng phá hủy của nền vật liệu xi măng (matrix fracture toughness);

- Khả năng bắc cầu ứng suất của sợi (fiber bridging capacity);

- Đặc trưng tương tác tại bề mặt tiếp xúc sợi – nền (fiber/matrix interface).



Hình 3. Thử nghiệm khả năng chịu uốn của bê tông dẻo ECC [14]

Cơ chế làm việc và các đặc tính cơ học nổi bật cụ thể như sau:

** Cơ chế vi nứt và phân tán ứng suất*

Một trong những đặc tính nổi bật nhất của bê tông dẻo (Engineered Cementitious Composites – ECC) là khả năng kiểm soát sự hình thành và phát triển vết nứt. Thay vì tạo ra các vết nứt lớn, tập trung và nhanh chóng gây suy giảm độ bền như ở bê tông thường, ECC được thiết kế để phân tán ứng suất kéo thành hàng nghìn vi nứt (microcracks) có kích thước rất nhỏ.

Cơ chế này đạt được nhờ sự phân bố đồng đều của sợi polyvinyl alcohol (PVA) hoặc các loại sợi tổng hợp chuyên dụng khác trong ma trận xi măng. Khi vật liệu chịu tải kéo, các sợi hoạt động như những "cầu nối" (bridging effect), neo giữ hai mặt vết nứt và hạn chế sự mở rộng quá mức. Nhờ vậy, thay vì một vài vết nứt lớn tập trung, ứng suất được phân bổ ra nhiều vị trí, hình thành mạng vi nứt liên tục nhưng ổn định. Để đảm bảo được cơ chế này, hai yêu cầu về cường độ và năng lượng của hỗn hợp bê tông ECC cần đạt được là:

- Điều kiện về cường độ: ứng suất bắc cầu cực đại do sợi cung cấp (σ_0) phải lớn hơn ứng suất gây nứt của vữa xi măng (σ_{cr}).

$$\sigma_0 > \sigma_{cr}$$

Điều kiện này đảm bảo rằng sau khi khe nứt đầu tiên hình thành, hệ sợi có thể tiếp tục truyền ứng suất qua mặt nứt, cho phép vật liệu duy trì khả năng chịu lực.

- Điều kiện về năng lượng: Năng lượng bắc cầu của sợi (J_b) phải lớn hơn năng lượng phá hủy tại đầu khe nứt của vữa xi măng (J_{tip}).

$$J_b > J_{tip}$$

Điều kiện này nhằm ngăn cản sự phát triển của khe nứt đơn, dẫn đến sự hình thành nhiều vi khe nứt phân bố đều trong vật liệu.

Độ mở vi nứt trong ECC thường chỉ giới hạn trong khoảng 50–100 μm, nhỏ hơn nhiều so với ngưỡng cho phép để các tác nhân xâm thực như nước, ion clo (Cl^-) hay khí CO_2 có thể thâm nhập sâu vào cấu kiện. Điều này mang lại lợi ích kép: (1) giảm đáng kể nguy cơ ăn mòn cốt thép trong các kết cấu có gia cường thép, và (2) duy trì tính bền vững nội tại của chính vật liệu trong môi trường khắc nghiệt như biển đảo hoặc vùng công nghiệp có hàm lượng khí CO_2 cao.

Không chỉ dừng lại ở việc ngăn chặn xâm thực, kích thước vi nứt siêu nhỏ còn tạo điều kiện thuận lợi cho quá trình tự phục hồi (self-healing) của ECC. Trong môi trường ẩm ướt, sản phẩm hydrat hóa chưa phản ứng hết trong ma trận sẽ tiếp tục lấp đầy các vi nứt này, cùng với sự kết tủa canxi cacbonat ($CaCO_3$), giúp vật liệu khôi phục gần như hoàn toàn độ kín nước và tính toàn vẹn ban đầu.

Nhờ cơ chế vi nứt và tự phục hồi độc đáo này, ECC được xem là một bước đột phá trong công nghệ bê tông, mở ra tiềm năng ứng dụng vượt trội trong các công trình yêu cầu độ bền lâu dài, chi phí bảo trì thấp và khả năng chống xâm thực cao.

* *Các thông số cơ học điển hình*

Đường cong ứng suất – biến dạng kéo của ECC thường gồm ba giai đoạn:

- Giai đoạn đàn hồi tuyến tính: vật liệu làm việc tương tự bê tông truyền thống cho đến khi đạt ứng suất nứt ban đầu.

- Giai đoạn hóa bền biến dạng kéo: sau khi xuất hiện khe nứt đầu tiên, các vi khe nứt mới tiếp tục hình thành và phân bố trong vật liệu. Trong giai đoạn này:

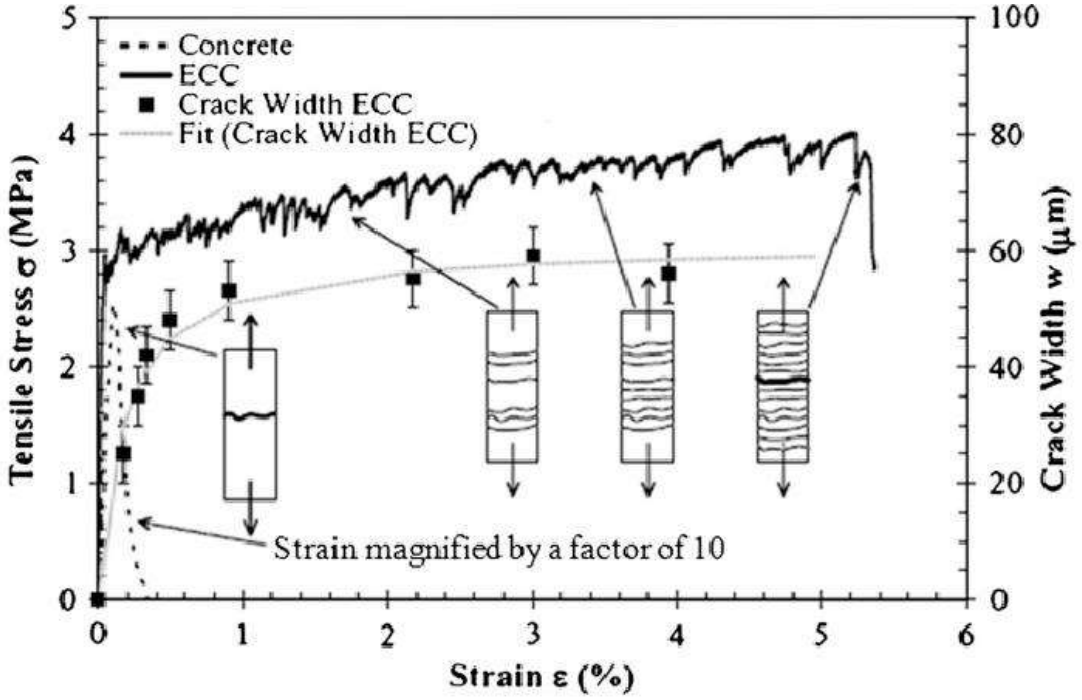
+ Ứng suất tiếp tục tăng;

+ Biến dạng kéo có thể đạt tới 2–5%;

+ Bề rộng khe nứt thường được khống chế dưới 100 μm.

- Giai đoạn mềm hóa: khi mật độ vi khe nứt đạt tới giá trị tới hạn, khả năng truyền lực của hệ sợi suy giảm và vật liệu chuyển sang trạng thái phá hoại dẻo.

Kết quả thí nghiệm kéo mẫu ECC điển hình được thể hiện như hình 4.



Hình 4. Đường cong ứng suất kéo – biến dạng điển hình của mẫu ECC [1]

Tính chất	Giá trị trung bình
Cường độ nén	30 – 80 MPa
Cường độ kéo	8–15 MPa
Mô đun đàn hồi	~35–45 GPa
Độ kéo dài tại điểm phá hủy	2–8%
Độ thấm ion Cl^-	<1000 coulombs
Độ bền uốn	>20 MPa
Tỷ trọng	2200–2500 kg/m3

So với bê tông thường (cường độ kéo ~2 MPa và độ kéo dài ~0.01%), ECC có khả năng chịu biến dạng và chống nứt cao gấp hàng chục lần.



Hình 4. Bê tông dẻo sử dụng mái dạng conson có chiều dài cấu kiện lớn (công trình thi công nhà dân tại Thái Nguyên)



Hình 5. Thử khả năng chịu tài của kết cấu dày 20mm sử dụng bê tông dẻo (thử nghiệm tại hiện trường)

** Tính năng chống xâm thực và bền lâu trong môi trường biển*

Môi trường biển chứa ion Cl^-, Mg^{2+} và SO_4^{2-} là tác nhân ăn mòn mạnh mẽ đối với bê tông truyền thống và cốt thép. ECC có khả năng chống lại hiện tượng này nhờ:

Cấu trúc vi mô đặc kín và không có vết nứt lớn.

Khả năng tự hàn gắn vi nứt nhờ kết tinh các sản phẩm hydrat hóa tại vùng nứt khi tiếp xúc nước biển.

Sợi PVA hoặc sợi basalt không bị ăn mòn như thép.

Tỷ lệ thấm ion Cl^- cực thấp giúp bảo vệ lớp cốt thép bên trong hoặc thậm chí loại bỏ nhu cầu dùng cốt thép.

** So sánh ECC với các loại bê tông khác*

Tiêu chí	Bê tông thường	Bê tông cường độ siêu cao (UHPC)	Bê tông dẻo ECC
Độ bền kéo	Thấp (~2 MPa)	Rất cao (15–20 MPa)	Cao (8–15 MPa)
Khả năng biến dạng	Rất thấp	Trung bình	Rất cao (2–8%)
Chống nứt	Kém	Tốt	Rất tốt (vi nứt kiểm soát)
Tính thi công	Trung bình	Khó	Dễ, có thể phun hoặc đổ khuôn
Giá thành	Thấp	Rất cao	Cao (nhưng tiết kiệm vòng đời)

ECC có sự cân bằng giữa hiệu năng và chi phí, thích hợp với các ứng dụng cần khả năng biến dạng và chống xâm thực cao như công trình biển đảo, công trình quốc phòng và kết cấu trọng yếu.

** Một số nghiên cứu tiêu biểu và ứng dụng quốc tế*

Nhật Bản: Ứng dụng ECC để gia cố hầm, đê biển và tường chắn sóng. Sau 20 năm, công trình vẫn nguyên vẹn, không cần bảo trì lớn.



Hình 6. *Sử dụng ECC gia cố đường hầm East nhật bản [14]*



Hình 7. Sử dụng ECC gia cố đập Mitaka nhật bản [14]

Hà Lan: Sử dụng ECC để làm mái chắn sóng đúc sẵn tại các đảo ven biển đang được nghiên cứu rộng rải và dần được áp dụng.





Hình 8. Một số hạng mục kè chắn sóng và bức tường chắn sóng lớn đang được nghiên cứu và thử nghiệm tại Hà Lan

Hoa Kỳ: Dùng ECC trong cầu, hầm, cấu kiện tiền chế trong vùng ngập mặn…

Tấm liên kết ECC trên cầu Grove Street Bridge, bang Michigan, được sử dụng để thay thế khe co giãn truyền thống trên mặt cầu, đã tồn tại hơn một thập kỷ mà không cần sửa chữa hay bảo trì.”



Hình 9. Sau 10 năm khai thác sử dụng, bản liên kết bằng vật liệu ECC trên cầu Grove Street Bridge, bang Michigan: (A) ngay sau khi xây dựng năm 2005, và (B) vào năm 2015 [3]

Trung Quốc: Triển khai sử dụng ECC trong các bể nước biển nhà máy ven biển Quảng Đông, bể chứa hóa chất và nền nhà máy hóa dầu – khu công nghiệp duyên hải Quảng Châu, Thâm Quyến.

** Tiềm năng ứng dụng tại Việt Nam*

Việt Nam có đặc điểm địa lý ven biển kéo dài, nhiều đảo tiền tiêu, nơi mà công trình xây dựng thường bị hư hại nhanh chóng do môi trường biển. Các công trình như bốt gác, kho chứa, đê chắn sóng, cầu cảng, nhà ở tiền phương... có thể ứng dụng ECC theo hướng:

Tiền chế panel, vận chuyển bằng xà lan hoặc trực thăng ra đảo.

Thi công nhanh, không cần cốp pha phức tạp.

Tăng tuổi thọ công trình lên 80–100 năm.

2.4. Ưu điểm của ECC trong công trình ở môi trường biển

Các công trình xây dựng tại khu vực biển đảo thường phải làm việc trong điều kiện môi trường đặc biệt khắc nghiệt với sự kết hợp đồng thời của nhiều tác nhân bất lợi như: hàm lượng ion Cl^- cao, chu kỳ ướt – khô liên tục, xâm thực sunfat, tác động cơ học của sóng biển và tải trọng gió mạnh. Trong điều kiện này, bê tông truyền thống dễ xuất hiện khe nứt do co ngót, tải trọng động hoặc biến dạng nhiệt, từ đó tạo điều kiện cho các tác nhân xâm thực xâm nhập sâu vào bên trong kết cấu và gây ăn mòn cốt thép.

Bê tông dẻo ECC là kết quả của xu hướng phát triển vật liệu xây dựng tiên tiến đáp ứng yêu cầu bền lâu, an toàn và thích nghi với môi trường khắc nghiệt. Với các đặc tính cơ học ưu việt và tính năng chống xâm thực đặc biệt, ECC là lựa chọn hàng đầu cho công trình ở môi trường biển, đặc biệt là đối với các công trình có ý nghĩa quan trọng, đòi hỏi độ bền, hiệu năng cao và tuổi thọ lâu dài. Việc nắm vững lý thuyết và đặc tính của ECC là cơ sở để thiết kế và triển khai các giải pháp ứng dụng hiệu quả trong thực tiễn Việt Nam.

** Khả năng chống xâm thực cao*

Dưới tác dụng của tải trọng cơ học hoặc biến dạng môi trường, ECC có xu hướng hình thành hệ thống đa vi khe nứt với bề rộng rất nhỏ (thường nhỏ hơn 100 μm), thay vì phát triển các khe nứt đơn có bề rộng lớn như trong bê tông thông thường. Nhờ có cấu trúc vi mô đặc kín, ECC

giúp ngăn chặn sự xâm nhập của các tác nhân gây ăn mòn như ion Cl^-, SO_4^{2-} và Mg^{2+} từ nước biển. Điều này làm chậm đáng kể quá trình ăn mòn cốt thép, kéo dài tuổi thọ công trình biển đảo.

** Độ bền kéo và biến dạng cao*

Các công trình biển đảo thường chịu tác động của tải trọng sóng, gió bão và va đập từ vật trôi nổi. ECC với khả năng hóa bền biến dạng kéo và hấp thụ năng lượng cao, đặc biệt, loại bê tông này có thể chịu kéo lên tới 8–15 MPa và kéo dài đến 8%, có khả năng phân tán năng lượng thông qua hệ thống vi khe nứt, giảm phá hoại giòn tại các vùng chịu ứng suất tập trung, giúp công trình không bị phá hủy đột ngột trong điều kiện khắc nghiệt như gió bão, va đập sóng hoặc động đất.

** Tính tự phục hồi vết nứt*

Các vi nứt trong ECC có thể tự hàn gắn nhờ sự tái kết tinh của các sản phẩm hydrat hóa khi tiếp xúc với nước biển. Điều này giúp giảm nhu cầu bảo trì, duy tu và tăng độ bền cho kết cấu ngoài đảo.

** Thi công linh hoạt và nhanh chóng*

ECC có thể đổ khuôn, phun ướt, phun khô hoặc tạo panel tiền chế tại đất liền để vận chuyển ra đảo. Điều này phù hợp với yêu cầu thi công nhanh trong điều kiện thời tiết biến động.

** Giảm chi phí vận hành và bảo trì*

Do khả năng chống ăn mòn và độ bền cao, công trình dùng ECC có chu kỳ bảo trì dài hơn, nên mặc dù chi phí ban đầu có thể cao hơn thông thường, nhưng chi phí sửa chữa (đồng nghĩa là tổng chí phí vòng đời công trình) thấp hơn nhiều lần so với bê tông thường. Đây là lợi thế đặc biệt trong môi trường biển nơi chi phí sửa chữa thường rất cao.

** Thân thiện với môi trường*

ECC có thể sản xuất từ các vật liệu tái chế (tro bay, xỉ lò cao), giảm phát thải CO_2. Ngoài ra, việc giảm nhu cầu thay thế thường xuyên cũng giúp tiết kiệm tài nguyên và giảm lượng rác thải xây dựng.

** Phù hợp cho công trình quốc phòng và dân sinh*

Từ bốt gác, kho đạn, trạm radar, công sự chiến đấu đến nhà ở cho cán bộ chiến sĩ, ECC đều có thể ứng dụng dưới dạng panel hoặc cấu kiện đúc sẵn – đảm bảo an toàn, cơ động và tiết kiệm hậu cần.

** Khả năng kết hợp vật liệu địa phương*

ECC có thể được nghiên cứu để kết hợp với cát biển đã xử lý, tro núi lửa hoặc các vật liệu tự nhiên ven đảo – giảm chi phí vận chuyển và thúc đẩy công nghiệp vật liệu bản địa.

3. Đánh giá tiềm năng ứng dụng thực tiễn trong công trình biển tại Việt Nam

Qua phân tích, đánh giá ở trên cho thấy, bê tông dẻo ECC là một vật liệu chiến lược cho việc xây dựng và bảo vệ các công trình biển đảo. Với khả năng thích nghi cao, thi công linh hoạt và hiệu suất bền vững trong điều kiện khắc nghiệt, ECC có thể được áp dụng rộng rãi từ hạ tầng dân sự đến công trình quân sự. Việc đầu tư vào công nghệ sản xuất, thiết kế module hóa và triển khai công nghệ thi công ECC tại các khu vực ven biển và đảo xa bờ sẽ giúp Việt Nam nâng cao năng lực phòng thủ và phát triển bền vững biển đảo, đặc biệt trong giai đoạn Việt Nam đang đẩy mạnh công tác xây dựng công trình nhằm bảo vệ chủ quyền biển đảo. Một số ứng dụng thực tiễn của ECC có thể được xem xét nghiên cứu và triển khai ngay trong công trình biển đảo hiện nay gồm:

3.1. Đê chắn sóng và kè bảo vệ bờ biển

Trong môi trường biển, các công trình chắn sóng và kè bảo vệ bờ phải hoạt động trong điều kiện khắc nghiệt, thường xuyên đối diện với sóng lớn, dòng chảy mạnh, gió mùa và đặc biệt là bão nhiệt đới. Những yếu tố này không chỉ tạo ra tải trọng động học lặp lại lên kết cấu mà còn thúc đẩy quá trình xâm thực hóa học do muối biển. Với bê tông truyền thống, các vết nứt phát triển nhanh chóng dưới tác động cơ học, tạo điều kiện cho ion clo và nước biển thâm nhập, dẫn đến ăn mòn cốt thép, suy giảm khả năng chịu lực và rút ngắn tuổi thọ công trình. Việc duy tu và sửa chữa trong điều kiện biển đảo lại vô cùng tốn kém và khó khăn.

Trong bối cảnh đó, bê tông dẻo (ECC) nổi lên như một giải pháp vật liệu ưu việt. Nhờ đặc tính cơ học độc đáo, ECC có thể chịu biến dạng kéo lớn hơn hàng trăm lần so với bê tông thường mà không hình thành vết nứt lớn, thay vào đó là mạng vi nứt có độ mở rất nhỏ (50–100 μm). Cơ chế này giúp ngăn chặn đáng kể sự thâm nhập của muối và nước biển, qua đó nâng cao khả năng kháng xâm thực và kéo dài tuổi thọ công trình. Bên cạnh đó, độ dẻo cao và khả năng hấp thụ năng lượng va đập của ECC làm tăng hiệu quả chống chịu trước lực sóng lớn và va đập của vật thể trôi nổi.

Trong ứng dụng thực tiễn, ECC có thể được chế tạo thành các tấm chắn sóng dạng panel hoặc khối đúc sẵn. Các cấu kiện này dễ dàng lắp ghép tại hiện trường, rút ngắn đáng kể thời gian thi công và giảm thiểu rủi ro khi làm việc trong điều kiện thời tiết bất lợi. Hơn nữa, mô-đun hóa kết cấu còn tạo thuận lợi cho việc thay thế từng bộ phận khi hư hỏng cục bộ, thay vì phải đại tu toàn tuyến. Nhờ đó, ECC không chỉ mang lại hiệu quả kỹ thuật mà còn đem lại lợi ích kinh tế – xã hội bền vững trong bảo vệ bờ biển và hạ tầng biển đảo.

3.2. Cầu cảng và kết cấu tiếp xúc nước mặn liên tục

Trong lĩnh vực xây dựng công trình biển đảo, các hạng mục như cầu tàu, bến cảng, bệ neo tàu và trụ cầu luôn nằm trong môi trường đặc biệt khắc nghiệt. Các kết cấu này không chỉ chịu tải trọng cơ học từ phương tiện thủy, hàng hóa và sóng biển, mà còn thường xuyên phải đối mặt với hiện tượng ăn mòn hóa học do muối biển, sự xói mòn cơ học bởi dòng chảy và va đập từ vật trôi nổi. Với bê tông truyền thống, các yếu tố này dẫn đến quá trình nứt, thấm ion clo, ăn mòn cốt thép và suy giảm khả năng chịu lực nhanh chóng, từ đó làm giảm đáng kể tuổi thọ công trình, buộc phải bảo trì thường xuyên với chi phí cao.

Bê tông dẻo (ECC – Engineered Cementitious Composites) nổi lên như một giải pháp vật liệu ưu việt để giải quyết những thách thức này. Nhờ khả năng hình thành và kiểm soát vi nứt (microcracks) có độ mở chỉ khoảng 50–100 μm, ECC duy trì được trạng thái "kín nước" hiệu quả, ngăn cản sự thâm nhập của ion clo và các tác nhân xâm thực trong môi trường nước mặn. Cơ chế tự phục hồi vết nứt – thông qua quá trình lắng đọng canxi cacbonat và hydrat hóa tiếp tục – giúp các cấu kiện ECC duy trì độ bền lâu dài mà không cần đến các lớp phủ chống thấm hay bảo vệ bề mặt bổ sung như bê tông thường.

Ở khía cạnh cơ học, ECC có cường độ kéo và khả năng chịu uốn vượt trội, cho phép hấp thụ năng lượng và phân tán ứng suất hiệu quả hơn. Các bộ phận quan trọng của cầu cảng như bản mặt cầu, dầm ngang, cột trụ hay bệ neo tàu, khi được thi công bằng ECC, có khả năng chống chịu tốt hơn trước tải trọng động từ sóng, va đập của phương tiện thủy cũng như tải trọng tĩnh lâu dài. Đây là yếu tố then chốt tại những khu vực hẻo lánh, nơi việc thay thế hoặc gia cường kết cấu gặp rất nhiều khó khăn do điều kiện hậu cần hạn chế.

Một lợi thế nổi bật của ECC là giảm thiểu nhu cầu bảo trì. Độ thấm thấp kết hợp với khả năng tự bịt kín vết nứt giúp kéo dài chu kỳ kiểm tra và sửa chữa từ vài năm lên đến hàng chục năm. Điều

này mang lại lợi ích kinh tế vượt trội, nhất là đối với các công trình quy mô lớn hoặc nằm tại các đảo xa, nơi chi phí vận chuyển thiết bị, nhân lực cho công tác bảo dưỡng thường rất cao. Bên cạnh đó, việc sử dụng ECC thay thế một phần hoặc toàn bộ kết cấu bê tông cốt thép truyền thống còn giúp giảm nguy cơ ăn mòn cốt thép – vốn là nguyên nhân chủ yếu gây suy thoái kết cấu trong môi trường biển.

Thực tế ứng dụng ECC đã chứng minh tiềm năng của nó. Tại Hà Lan – quốc gia có truyền thống lâu đời trong quản lý công trình thủy và cảng biển – ECC được triển khai cho các bản mặt cầu cảng, giúp kéo dài tuổi thọ công trình lên gấp 1,5–2 lần so với thiết kế ban đầu bằng bê tông thường. Ở Trung Quốc, một số cảng lớn tại vùng duyên hải phía Đông cũng đã áp dụng ECC trong các cọc neo tàu và dầm ngang, cho thấy khả năng duy trì ổn định kết cấu trong điều kiện thủy triều, dòng chảy và môi trường mặn khắc nghiệt. Các dự án này đồng thời ghi nhận hiệu quả kinh tế khi chi phí vòng đời (Life-Cycle Cost) giảm 20–30% so với phương án dùng bê tông truyền thống.

Ngoài khía cạnh kỹ thuật và kinh tế, việc đẩy mạnh ứng dụng ECC còn mang ý nghĩa chiến lược trong đảm bảo an ninh và chủ quyền biển đảo. Các cầu cảng và bến neo không chỉ phục vụ vận tải dân sự mà còn là hạ tầng hậu cần quan trọng trong lĩnh vực quốc phòng, tìm kiếm cứu nạn và bảo đảm an toàn hàng hải. Việc sử dụng vật liệu bền vững như ECC giúp gia tăng độ tin cậy của hệ thống hạ tầng này, bảo đảm khả năng vận hành liên tục trong thời gian dài mà không bị gián đoạn bởi các sự cố kỹ thuật.

Tuy nhiên, để khai thác tối đa tiềm năng của ECC, cần tiếp tục nghiên cứu về tính tương thích giữa ECC và các chi tiết kết cấu thép trong công trình hỗn hợp, cũng như tiến hành các thử nghiệm mô phỏng tác động lâu dài của môi trường biển (nhiệt độ, độ mặn, tải trọng lặp). Đồng thời, cần phát triển các tiêu chuẩn kỹ thuật và quy trình thi công riêng cho ECC trong công trình hàng hải, nhằm tạo cơ sở pháp lý và kỹ thuật cho việc triển khai rộng rãi.

Có thể khẳng định rằng, ECC là một bước tiến quan trọng trong vật liệu xây dựng hạ tầng biển đảo. Với khả năng chống nứt, kháng xâm thực, tự phục hồi và tuổi thọ cao, ECC không chỉ giúp kéo dài thời gian phục vụ của cầu cảng và bệ neo, mà còn mang lại lợi ích kinh tế – chiến lược to lớn cho cả dân sự lẫn quân sự trong bối cảnh biến đổi khí hậu và yêu cầu bảo vệ chủ quyền biển đảo ngày càng gia tăng.

ECC được sử dụng để thay thế các kết cấu bê tông cốt thép truyền thống, đặc biệt trong những khu vực khó tiếp cận hoặc nơi việc bảo trì gặp khó khăn. Nhờ độ thấm thấp và cơ chế tự phục hồi vi nứt, ECC giúp giảm đáng kể chu kỳ bảo dưỡng. Một số cầu cảng tại Hà Lan và Trung Quốc đã ứng dụng ECC để thi công bản mặt cầu và cọc neo tàu, mang lại hiệu quả kinh tế vượt trội.

3.3. Nhà ở và cơ sở hạ tầng dân sinh trên đảo

Trong các vùng đảo xa bờ, điều kiện thi công bị hạn chế do hậu cần vận chuyển và thời tiết. Các công trình nhà ở, trạm y tế, trạm điện mặt trời, bể chứa nước ngọt, nhà cộng đồng... có thể ứng dụng ECC dưới dạng module panel đúc sẵn.

ECC không chỉ giúp tăng khả năng chống ăn mòn do khí mặn mà còn cho phép thiết kế kết cấu mỏng, nhẹ hơn, giúp tiết kiệm chi phí vận chuyển. Tường nhà bằng ECC có thể đúc mỏng chỉ 50–80 mm nhưng vẫn đảm bảo chống nứt và cách nhiệt tốt. Việc sử dụng module lắp ghép cho phép hoàn thành một căn nhà từ 2–3 ngày, phù hợp với yêu cầu xây dựng khẩn cấp hoặc trong mùa gió ngắn.

3.4. Công trình phòng thủ, hệ thống kho tàng quân sự

Bê tông dẻo (ECC) được xem là một trong những vật liệu xi măng tiên tiến có tiềm năng thay thế bê tông truyền thống trong nhiều hạng mục xây dựng, đặc biệt ở những công trình quốc phòng – an ninh tại đảo tiền tiêu. Đặc trưng nổi bật của ECC là khả năng kiểm soát vi nứt, cho phép vật liệu chịu biến dạng kéo lớn gấp hàng trăm lần so với bê tông thường mà không bị phá hủy giòn. Đặc tính này giúp ECC hấp thụ năng lượng va đập tốt, duy trì tính toàn vẹn cấu trúc khi chịu tác động từ vũ khí hạng nhẹ, mảnh nổ hay sóng xung kích.

Trong môi trường quân sự, các công trình như trạm radar, kho đạn, công sự ẩn nấp, bốt gác, trạm quan sát và tường chắn sóng thường xuyên chịu rủi ro từ tác động cơ học cực đoan cũng như sự ăn mòn của khí hậu biển. Với khả năng kháng thấm ion clo và chống xâm thực hóa học, ECC bảo đảm tuổi thọ kết cấu lâu dài, hạn chế nứt gãy và giảm đáng kể chi phí bảo dưỡng. Đặc biệt, ECC có thể được chế tạo thành tấm panel chống đạn, chống nổ, kết hợp với vật liệu cốt thép, lưới sợi thủy tinh hoặc composite, tạo thành hệ đa lớp có khả năng phân tán năng lượng xung kích và ngăn ngừa xuyên phá. Các thử nghiệm tại Hàn Quốc cho thấy, công sự dã chiến bằng ECC có hiệu quả hấp thụ năng lượng gấp đôi bê tông thường cùng độ dày, chứng minh ưu thế rõ rệt trong tác chiến phòng thủ.

Một lợi thế quan trọng khác là khả năng sản xuất tiền chế. Các tấm panel ECC với kích thước tiêu chuẩn có thể được đúc sẵn tại đất liền, vận chuyển bằng sà lan ra đảo và lắp ghép dạng mô-đun. Cách tiếp cận này giúp rút ngắn thời gian xây dựng từ hàng tuần xuống chỉ vài ngày, rất phù hợp trong tình huống khẩn cấp hoặc khi cần nhanh chóng củng cố hạ tầng phòng thủ. Bên cạnh đó, cấu kiện mô-đun còn cho phép thay thế nhanh từng phần hư hỏng, tránh phải tháo dỡ toàn bộ công trình, từ đó nâng cao khả năng duy trì tác chiến liên tục.

ECC có thể được chế tạo thành tấm panel chống nổ, chống đạn, kết hợp với vật liệu cốt thép hoặc vật liệu sợi tổng hợp. Một số mô hình công sự dã chiến dùng ECC đã được thử nghiệm tại Hàn Quốc, cho thấy hiệu quả hấp thụ năng lượng gấp đôi so với bê tông thường cùng độ dày.

Bên cạnh đó, cấu kiện công sự bằng ECC có thể sản xuất sẵn và đưa bằng sà lan ra đảo, giúp giảm thời gian xây dựng từ hàng tuần xuống vài ngày, tăng hiệu quả phòng thủ và triển khai tác chiến.

Về ngụy trang, ECC có thể phối trộn với phụ gia màu, sơn phủ hấp thụ hồng ngoại hoặc bề mặt tạo hình phù hợp với cảnh quan đảo, hỗ trợ hiệu quả cho các biện pháp ngụy trang chiến thuật. Đây là một lợi điểm so với bê tông truyền thống vốn khó tạo bề mặt phức tạp hoặc dễ nứt khi phủ lớp sơn đặc biệt.

Tuy nhiên, để khai thác tối ưu tiềm năng của ECC trong lĩnh vực quân sự, cần một lộ trình nghiên cứu – triển khai có hệ thống. Trước hết, cần xác định thành phần phối liệu và loại sợi phù hợp với yêu cầu chống đạn, chống nổ; song song tiến hành thử nghiệm mô phỏng các kịch bản tấn công khác nhau (sóng xung kích, mảnh nổ, xuyên phá động năng). Bên cạnh đó, nghiên cứu tích hợp ECC với vật liệu composite và các lớp hấp thụ năng lượng sẽ giúp xây dựng hệ phòng thủ đa tầng, gia tăng đáng kể độ bền vững.

Có thể khẳng định rằng, việc ứng dụng ECC cho công trình phòng thủ biển đảo là hướng đi tất yếu, vừa nâng cao khả năng chịu đựng tác động quân sự, vừa đáp ứng yêu cầu phát triển bền vững trong môi trường khắc nghiệt. Khi được chuẩn hóa và triển khai ở quy mô thực địa, ECC sẽ góp phần quan trọng vào việc tăng cường sức mạnh phòng thủ, bảo vệ chủ quyền và duy trì thế trận an ninh biển đảo trong dài hạn.

3.5. Hệ thống thoát nước và bể chứa nước biển/ngọt

Bê tông dẻo (ECC) là vật liệu đặc biệt phù hợp cho các cấu kiện hạ tầng có tiếp xúc thường xuyên với nước mặn hoặc môi trường ẩm ướt có tính xâm thực cao. Những cấu kiện tiêu biểu có thể kể đến gồm: máng dẫn nước, hệ thống thoát nước mưa, bể lọc nước biển thành nước ngọt, bể chứa nước ngầm và bể chứa nước mưa. Trong các công trình này, yêu cầu then chốt không chỉ dừng ở khả năng chịu lực mà còn đòi hỏi tính bền vững lâu dài, khả năng duy trì độ kín nước và chống xâm thực ion clo – những yếu tố mà bê tông truyền thống thường không đáp ứng được khi khai thác dài hạn trong môi trường đảo ven biển.

So với bê tông thường, ECC vượt trội nhờ cơ chế kiểm soát vi nứt (micro-cracking). Thay vì hình thành các vết nứt lớn gây rò rỉ và thấm nước, ECC phát triển hàng nghìn vết nứt siêu nhỏ với khẩu độ chỉ từ 50–100 μm, nằm trong giới hạn mà nước và ion clo khó có thể xâm nhập sâu. Nhờ vậy, các cấu kiện bằng ECC duy trì được trạng thái "kín nước thụ động", giảm thiểu hiện tượng rò rỉ và thấm ẩm kéo dài. Điều này có ý nghĩa đặc biệt quan trọng tại các đảo, nơi nguồn nước ngọt khan hiếm và chi phí chống thấm, sửa chữa rất cao do hạn chế về nhân lực, thiết bị và vật tư.

Ngoài ra, độ bền hóa học và khả năng kháng ion sunfat, ion clo của ECC cũng vượt trội nhờ vào mật độ vi cấu trúc đặc chắc và sự phân tán sợi đồng đều. Trong bể lọc nước biển hoặc bể chứa nước ngầm, nơi môi trường có tính ăn mòn mạnh, ECC giúp duy trì độ bền lâu dài, kéo dài tuổi thọ công trình lên đến hàng chục năm mà không cần các lớp phủ chống thấm bổ sung hay gia cố định kỳ. Điều này không chỉ tiết kiệm chi phí bảo trì mà còn giảm nguy cơ gián đoạn hoạt động của các hệ thống hạ tầng quan trọng trên đảo.

Từ góc độ chiến lược, việc sử dụng ECC trong hệ thống cấp thoát nước và lưu trữ nước ngọt còn mang ý nghĩa an ninh – dân sinh rõ rệt. Ở các đảo tiền tiêu, nơi mỗi giọt nước ngọt đều quý giá, đảm bảo độ kín nước của các bể chứa là nhiệm vụ sống còn. ECC không chỉ cung cấp một giải pháp kỹ thuật bền vững, mà còn góp phần bảo đảm an ninh nguồn nước, nâng cao khả năng tự chủ hậu cần cho cả lực lượng quân sự và cộng đồng dân cư trên đảo.

3.6. Đường giao thông và sân bay dã chiến trên đảo

Một trong những ứng dụng đầy tiềm năng của bê tông dẻo (ECC) trong lĩnh vực quân sự – quốc phòng chính là xây dựng hạ tầng giao thông đặc thù trên các đảo, bao gồm đường băng sân bay dã chiến, sân trực thăng và hệ thống mặt đường phục vụ vận chuyển khí tài hạng nặng. Với cường độ chịu nén, chịu kéo cao cùng khả năng biến dạng dẻo vượt trội, ECC có thể hấp thụ tải trọng động cực lớn do máy bay cất – hạ cánh hoặc các phương tiện quân sự bọc thép nặng di chuyển, trong khi bê tông thường dễ bị nứt vỡ dưới tác động lặp lại. Nhờ đặc tính kháng nứt vi mô, ECC hạn chế tối đa tình trạng hư hỏng bề mặt, vốn là nguyên nhân làm giảm năng lực khai thác và gây nguy hiểm cho hoạt động quân sự trong điều kiện khẩn cấp.

Một giải pháp khả thi là chế tạo tấm đường bê tông ECC dạng module với kích thước tiêu chuẩn 1×2 m hoặc 2×2 m, có thể lắp ghép theo cơ chế "Lego". Phương án này mang lại hàng loạt ưu điểm vượt trội:

- *Tốc độ thi công cực nhanh:* các tấm ECC được sản xuất sẵn trong nhà máy, chỉ cần vận chuyển ra đảo và hạ lắp. Sau vài giờ là có thể đưa vào sử dụng, đáp ứng yêu cầu triển khai gấp trong tình huống chiến lược.

- *Tính linh hoạt cao:* từng tấm ECC có thể tháo rời và thay thế khi hư hỏng, không ảnh hưởng đến toàn bộ kết cấu, giảm thiểu gián đoạn hoạt động quân sự.

- *Tối ưu chi phí và khối lượng vận chuyển:* nhờ đặc tính cơ học ưu việt, ECC không cần cốt thép truyền thống, giúp giảm trọng lượng, tiết kiệm thép và đơn giản hóa khâu bảo dưỡng.

Đặc biệt, trong môi trường khắc nghiệt tại các đảo xa bờ – nơi bê tông truyền thống nhanh chóng xuống cấp do xâm thực muối, độ ẩm cao, tác động gió biển và cả phân chim biển có tính ăn mòn – ECC chứng minh tính bền vững vượt trội. Thực tế, một số tiền đồn quân sự của Mỹ tại khu vực Thái Bình Dương đã áp dụng ECC để nâng cấp các đường băng dã chiến. Kết quả cho thấy, không chỉ cải thiện khả năng kháng ăn mòn mà còn nâng cao độ bền lâu dài, giảm tần suất bảo trì, từ đó tối ưu hóa hiệu quả tác chiến và duy trì sự hiện diện quân sự lâu dài tại khu vực.

Có thể thấy, ứng dụng ECC trong hạ tầng giao thông quân sự trên đảo không chỉ mang lại giá trị kỹ thuật, kinh tế mà còn mang ý nghĩa chiến lược. Việc đẩy mạnh nghiên cứu, chuẩn hóa thiết kế module, cũng như xây dựng quy trình sản xuất – vận chuyển – lắp ghép ECC phù hợp với điều kiện Việt Nam sẽ mở ra hướng đi mới trong việc hiện đại hóa hệ thống công trình phòng thủ và bảo vệ chủ quyền biển đảo.

4. Những thử thách hiện nay và kiến nghị triển khai

Việc nghiên cứu và ứng dụng vật liệu bê tông dẻo (ECC) tại Việt Nam, đặc biệt trong các công trình quân sự và công trình ven biển, hải đảo, đang đối mặt với nhiều thách thức mang tính tổng hợp, bao gồm các yếu tố về kinh tế, kỹ thuật, tiêu chuẩn, nguồn nhân lực và điều kiện đảm bảo vật liệu.

Trước hết, thách thức lớn nhất hiện nay là vấn đề giá thành. So với bê tông thông thường, ECC có chi phí cao hơn do sử dụng sợi polymer chất lượng cao, hàm lượng chất kết dính lớn và các loại phụ gia đặc biệt. Chi phí đầu tư ban đầu của ECC thường cao hơn từ 20–40%, thậm chí cao hơn trong một số trường hợp yêu cầu kỹ thuật đặc biệt. Tuy nhiên, cần nhìn nhận rằng ECC có khả năng khống chế khe nứt ở kích thước rất nhỏ, hạn chế xâm nhập của các tác nhân gây ăn mòn và có khả năng tự phục hồi vi nứt, từ đó làm tăng đáng kể độ bền lâu của công trình. Do vậy, xét trên quan điểm chi phí vòng đời, ECC có tiềm năng mang lại hiệu quả kinh tế cao hơn thông qua việc giảm chi phí bảo trì, sửa chữa và kéo dài tuổi thọ công trình. Tuy nhiên, trong điều kiện hiện nay, việc đánh giá hiệu quả đầu tư vẫn chủ yếu dựa trên chi phí ban đầu, chưa tính toán đầy đủ các yếu tố dài hạn, dẫn đến khó khăn trong việc thuyết phục áp dụng ECC vào thực tế.

Bên cạnh đó, hệ thống tiêu chuẩn, quy chuẩn kỹ thuật trong nước đối với ECC hiện vẫn chưa được xây dựng đầy đủ. Việc thiết kế, thi công và nghiệm thu các kết cấu sử dụng ECC chủ yếu phải tham khảo các tiêu chuẩn và tài liệu nước ngoài, trong khi điều kiện khí hậu, môi trường và vật liệu tại Việt Nam có nhiều khác biệt, đặc biệt là trong môi trường biển, hải đảo có mức độ xâm thực cao. Điều này không chỉ gây khó khăn trong công tác thiết kế và kiểm soát chất lượng, mà còn tiềm ẩn rủi ro về mặt pháp lý khi áp dụng vào các công trình thực tế, nhất là đối với các công trình có yêu cầu cao về độ tin cậy như công trình quốc phòng.

Một thách thức quan trọng khác là nguồn nhân lực và công nghệ thi công. ECC là vật liệu có yêu cầu kỹ thuật cao, đòi hỏi kiểm soát chặt chẽ từ khâu thiết kế cấp phối, trộn, vận chuyển đến thi công và bảo dưỡng. Tính năng cơ học ưu việt của ECC phụ thuộc nhiều vào sự phân tán đồng đều của sợi và cấu trúc vi mô của vật liệu. Trong khi đó, đội ngũ kỹ sư và công nhân trong nước hiện nay chủ yếu quen với công nghệ bê tông truyền thống, chưa được đào tạo bài bản về vật liệu ECC. Nếu không đảm bảo quy trình kỹ thuật, ECC có thể không phát huy được các đặc tính ưu việt, thậm chí làm giảm hiệu quả sử dụng so với bê tông thông thường.

Ngoài ra, vấn đề về nguồn cung vật liệu cũng là một rào cản đáng kể. Một số thành phần quan trọng của ECC như sợi polymer chất lượng cao hiện vẫn phụ thuộc nhiều vào nguồn nhập khẩu, dẫn đến chi phí cao và tiềm ẩn rủi ro về biến động thị trường. Các loại phụ gia khoáng như tro bay, xỉ lò cao trong nước mặc dù có tiềm năng sử dụng nhưng chất lượng chưa đồng đều, cần được kiểm soát và tiêu chuẩn hóa để đảm bảo ổn định chất lượng ECC.

Từ những phân tích trên có thể thấy rằng, các thách thức trong triển khai ECC tại Việt Nam không chỉ mang tính riêng lẻ mà có mối liên hệ chặt chẽ với nhau, tạo thành rào cản tổng thể trong quá trình ứng dụng vật liệu này vào thực tiễn.

Để từng bước khắc phục các tồn tại nêu trên và thúc đẩy ứng dụng ECC trong lĩnh vực xây dựng, đặc biệt là đối với các công trình quân sự và công trình ven biển, cần triển khai đồng bộ các giải pháp. Trước hết, Nhà nước cần có cơ chế, chính sách hỗ trợ nghiên cứu và phát triển ECC, đồng thời ưu tiên triển khai các dự án thí điểm trong các công trình trọng điểm nhằm đánh giá hiệu quả thực tế. Việc xây dựng hệ thống tiêu chuẩn, quy chuẩn kỹ thuật quốc gia cho ECC cần được thực hiện theo lộ trình, bao gồm tiêu chuẩn vật liệu, hướng dẫn thiết kế kết cấu và quy trình thi công, nghiệm thu, phù hợp với điều kiện Việt Nam.

Song song với đó, cần đẩy mạnh công tác nghiên cứu khoa học nhằm phát triển các loại ECC có chi phí hợp lý hơn, tận dụng nguồn vật liệu trong nước, đồng thời xây dựng cơ sở dữ liệu về tính chất cơ học và độ bền lâu của ECC trong các điều kiện môi trường đặc trưng. Công tác đào tạo và chuyển giao công nghệ cũng cần được chú trọng, thông qua việc xây dựng các chương trình đào tạo chuyên sâu cho đội ngũ kỹ sư, cán bộ kỹ thuật và lực lượng thi công.

Về định hướng ứng dụng, ECC nên được triển khai theo lộ trình hợp lý, bắt đầu từ các công trình thí điểm, sau đó đánh giá, hoàn thiện và từng bước nhân rộng. Việc sử dụng ECC cần được định hướng theo nguyên tắc sử dụng hợp lý, có chọn lọc, ưu tiên áp dụng tại các vị trí chịu kéo, khu vực dễ nứt hoặc chịu tác động mạnh của môi trường xâm thực, nhằm phát huy tối đa hiệu quả kỹ thuật và kinh tế của vật liệu.

Tóm lại, mặc dù còn tồn tại nhiều thách thức, nhưng với định hướng nghiên cứu đúng đắn và cơ chế triển khai phù hợp, ECC có tiềm năng trở thành vật liệu quan trọng trong việc nâng cao độ bền lâu, khả năng chống xâm thực và hiệu quả khai thác của các công trình trong điều kiện đặc thù của Việt Nam, đặc biệt là trong lĩnh vực quốc phòng.

5. Kết luận

Bê tông dẻo (ECC) không chỉ là một bước tiến trong lĩnh vực vật liệu xây dựng mà còn mở ra triển vọng ứng dụng rộng rãi trong các công trình hạ tầng biển đảo – nơi luôn phải đối mặt với điều kiện môi trường khắc nghiệt và yêu cầu khắt khe về độ bền vững. Khả năng chống nứt hiệu quả, hạn chế thấm ion clo, chịu uốn gấp nhiều lần so với bê tông thường và đặc tính tự phục hồi vết nứt giúp ECC duy trì tuổi thọ công trình, giảm đáng kể chi phí bảo trì, sửa chữa trong suốt vòng đời sử dụng. Đây là yếu tố mang tính quyết định đối với các công trình ven biển, cảng biển, đê kè, cũng như các công trình phòng thủ và dân sinh tại khu vực biển đảo xa bờ.

Trong bối cảnh biến đổi khí hậu diễn biến phức tạp, mực nước biển dâng cao, bão và sóng lớn ngày càng cực đoan, ECC trở thành một lựa chọn chiến lược để gia cố và xây dựng hạ tầng ven biển, góp phần bảo vệ hệ thống giao thông, năng lượng, cũng như các công trình an ninh quốc phòng. Đồng thời, việc phát triển và ứng dụng ECC còn mang lại ý nghĩa kinh tế – xã hội to lớn: tiết kiệm chi phí ngân sách, nâng cao hiệu quả sử dụng tài nguyên, và khẳng định năng lực làm chủ công nghệ mới của các nhà khoa học, kỹ sư trong nước.

Có thể khẳng định rằng, trong xu thế toàn cầu hướng đến xây dựng bền vững và phát triển xanh, ECC là vật liệu đầy hứa hẹn, đáp ứng cả ba tiêu chí: kỹ thuật – kinh tế – môi trường. Do đó, việc đẩy mạnh nghiên cứu, hoàn thiện quy trình chế tạo, tiêu chuẩn hóa ứng dụng và mở rộng triển khai ECC trong thực tiễn xây dựng công trình biển đảo không chỉ là một định hướng tất yếu, mà còn là giải pháp bền vững để bảo vệ chủ quyền, phát triển hạ tầng và đảm bảo an ninh lâu dài cho đất nước.

Tài liệu tham khảo

1. Li, V.C. (2003). On engineered cementitious composites (ECC) – a review of the material and its applications. J. Adv. Concr. Technol., 1(3): 215–230. https://doi.org/10.3151/jact.1.215

2. Li, M., Li, V.C. (2006). Behavior of ECC/concrete layer repair system under drying shrinkage. Restor. Build. Monum., 12(2): 143–160.

3. Zhou, J., Li, M.M., Ye, G., Schlangen, E., Van Breugel, K., Li, V.C. (2009). Modelling the performance of ECC repair systems under differential volume changes. In Concrete Repair, Rehabilitation and Retrofitting II – Proc. 2nd Int. Conf. ICCRRR, pp. 1005–1010.

4. Li, V.C. (2008). Engineered Cementitious Composites (ECC): Material, Structural and Durability Performance. In: Nawy, E. (ed.), Concrete Construction Engineering Handbook. CRC Press, Boca Raton, USA.

5. Li, V.C. (2008). Engineered Cementitious Composites (ECC): Material, Structural and Durability Performance. Concrete Construction Engineering Handbook, Chapter 24. CRC Press. http://hdl.handle.net/2027.42/84661

6. Uchida, Y., Fischer, G., Hishiki, Y., Niwa, J., Rokugo, K. (2008). Review of recommendations on design and construction of different classes of fiber reinforced concrete and application examples. In 8th Int. Symp. on Utilization of High Strength and High-Performance Concrete, pp. 92–110.

7. Rokugo, K. (2010). Tension tests and structural applications of strain-hardening fiber-reinforced cementitious composites. In Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures, pp. 1533–1540.

8. Lu, C., Leung, C.K.Y. (2016). A new model for the cracking process and tensile ductility of strain hardening cementitious composites (SHCC). Cem. Concr. Res., 79: 353–365. https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2015.10.009

9. Singh, M., Saini, B., Chalak, H.D. (2019). Performance and composition analysis of engineered cementitious composite (ECC) – A review. J. Build. Eng., 26: 100851. https://doi.org/10.1016/j.jobe.2019.100851

10. Rokugo, K., Kanda, T. (2013). Strain Hardening Cement Composites: Structural Design and Performance, vol. 6. RILEM.

11. Rokugo, K. (2018). Strain-hardening cement-based composites. In SHCC4, vol. 15, pp. 671–680.

12. Wu, H., Yu, J., Du, Y. et al. (2021). Mechanical performance of MgO-doped engineered cementitious composites (ECC). Cem. Concr. Compos., 115: 103857. https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2020.103857

13. Zhang, P., Shang, J.Q., Fan, J.J. et al. (2022). Experimental study on the shear performance of the CFRP plate-ECC-concrete composite interface. J. Build. Eng., 45: 103446. https://doi.org/10.1016/j.jobe.2021.103446

14. Li, Z., Lu, B., Feng, J. et al. (2023). Development of engineered cementitious composites/strain-hardening cementitious composites (ECC/SHCC) with waste granite fine powders. Constr. Build. Mater., 409: 133883. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.133883

15. Qin, F., Wei, X., Lu, Y. et al. (2023). Flexural behaviour of high strength engineered cementitious composites (ECC) reinforced concrete composite beams. Case Stud. Constr. Mater., 18: e02002. https://doi.org/10.1016/j.cscm.2023.

16. Nguyễn Thanh Sang, Mai Tiến Chinh, Lê Quang Hưng (2025). Bê tông dẻo trong xây dựng công trình giao thông và nghiên cứu định hướng ứng dụng cho đường sắt tốc độ cao. Tạp chí Khoa học và Công nghệ, số 1+2, 2025.

17. K. H. Đồng, T. T. H. Dương, "Tình trạng ăn mòn bê tông cốt thép và giải pháp chống ăn mòn cho công trình bê tông cốt thép trong môi trường biển Việt Nam," Tạp chí Khoa học Kỹ thuật Thủy lợi và Môi trường, tập 11, trang 44–49, 2011.

Applicability of Engineered Cementitious Composites (ECC) in marine and offshore construction

Abstract: *Marine and island structures such as seaports, docks, breakwaters, residential buildings, and storage facilities in coastal and island areas are exposed to extremely harsh environmental conditions. These include strong waves and winds, mechanical impacts from vessels, corrosion caused by seawater and chloride ions, as well as continuous fluctuations in temperature and humidity. Under such conditions, conventional cement concrete, despite its high compressive strength, is prone to brittle cracking during service. These cracks facilitate the ingress of seawater and corrosive agents, leading to a rapid decline in load-bearing capacity and service life of the structures.Engineered Cementitious Composites (ECC) have been developed with superior mechanical properties compared to conventional concrete. These include high ductility with tensile strain capacity up to 300 times greater than ordinary concrete, tight crack width control at the micro-level (< 60 μm), and an intrinsic self-healing mechanism through natural mineralization. In addition, ECC exhibits excellent resistance to permeability, corrosion, and impact, making it highly suitable for structures subjected to dynamic loads and the harsh marine environment.In the context of increasing emphasis on marine and island infrastructure development, the application of ECC can significantly enhance durability, extend service life, and reduce maintenance costs for structures in such aggressive environments. This paper provides an in-depth analysis of the characteristics of ECC, its application potential, as well as the challenges and recommendations for practical implementation in construction projects in Vietnam.*

Keywords: Engineered Cementitious Composites (ECC), ductile concrete, marine and island structures, crack resistance, corrosion resistance, service life of structures.

Nhận dạng các đặc trưng dao động chính của kết cấu công trình chịu tác dụng tải trọng điều hòa

Trần Trung Đức[1], Lê Anh Tuấn[1], Tạ Đức Tuân[1]

[1]Viện Kỹ thuật công trình đặc biệt, Học viện Kỹ thuật quân sự

Email: trungductran@lqdtu.edu.vn; Tel: 0355482563

Tóm tắt

Nhận dạng các đặc trưng động lực học kết cấu (tần số dao động riêng, dạng dao động riêng và tỷ số cản) đóng vai trò then chốt trong việc đánh giá an toàn và giám sát sức khỏe kết cấu. Việc nhận dạng các tham số động lực học của kết cấu bằng các phương pháp phân tích modal hoạt động thường phải dựa trên giả định rằng kích thích đầu vào là nhiễu trắng. Tuy nhiên, trong thực tế vận hành các kết cấu có thể chịu tác động của các nguồn tải trọng tác động là dạng tải trọng điều hòa khi đó việc giả định kích thích là nhiễu trắng không còn chính xác nữa. Thách thức chính nằm ở chỗ các tần số điều hòa có thể bị nhầm lẫn với các tần số dao động riêng của kết cấu, hoặc gây nhiễu nghiêm trọng nếu chúng nằm gần các tần số dao động riêng kết cấu. Nghiên cứu này tập trung vào việc nhận dạng chính xác các đặc trưng dao động của kết cấu trong điều kiện có sự tác động của các thành phần điều hòa. Bài báo đề xuất kỹ thuật sử dụng giá trị kurtosis phổ (Spectral Kurtosis) để nhận dạng thành phần điều hòa và nhận dạng chính xác các đặc trưng dao động của kết cấu khi kết tải trọng điều hòa. Tiến hành mô phỏng giả định kết cấu bất kỳ chịu tác dụng của tải trọng điều hòa và nhận dạng các đặc trưng động lực học từ phản ứng của kết cấu.

***Từ khóa**: Tần số dao động riêng, tải trọng điều hòa, nhận dạng, kurtosis.*

1. Đặt vấn đề

Việc sử dụng các bài kiểm tra thực nghiệm để có được thông tin về phản ứng động của các công trình xây dựng là một nội dung quan trọng trong việc kiểm định kết cấu cấu trình, giám sát sức khỏe công trình. Hoạt động của kết cấu công trình được thể hiện dưới dạng sự kết hợp của các mode, mỗi mode được đặc trưng bởi tập hợp các tham số (tần số dao động riêng, tỷ số cản, dạng dao động riêng) và phụ thuộc vào đặc trưng hình học, vật liệu và điều kiện biên [3], [4], [7]. Phân tích Modal thực nghiệm (EMA) xác định các thông số đó từ các phép đo của lực tác dụng và phản ứng công trình [7]. EMA đã được áp dụng trong các lĩnh vực khác nhau, chẳng hạn như kỹ thuật ô tô, kỹ thuật hàng không vũ trụ, máy móc công nghiệp và kỹ thuật xây dựng. Việc xác định của các tham số động lực học bằng kỹ thuật EMA trở nên khó khăn hơn trong trường hợp các kết cấu công trình xây dựng vì kích thước lớn và dải tần số thấp. Việc áp dụng các kích thích có thể kiểm soát và đo lường được thường là một công việc khó khăn yêu cầu các thiết bị đắt tiền và phức tạp. Vì lý do này, gần đây các nhà nghiên cứu đã tập trung nhiều hơn vào các lợi thế được cung cấp bởi kỹ thuật Phân tích Model hoạt động (OMA) [3], [4]. OMA cho phép thử nghiệm ước tính các tham số động lực học của kết cấu chỉ từ các phép đo phản ứng rung động. Ý tưởng đằng sau OMA là để tận dụng sự kích thích tự nhiên có sẵn do các lực xung quanh (gió, phương tiện giao thông, chấn động, v.v.) để thay thế sự kích thích nhân tạo. Vì OMA chỉ yêu cầu các phép đo phản ứng động của kết cấu trong điều kiện đang hoạt động, khi chịu sự kích thích của môi trường xung quanh nên nó cũng được gọi là các tên khác nhau, chẳng hạn như nhận dạng model rung động xung quanh hoặc phân tích model chỉ đầu ra (Output-only). Kỹ thuật OMA bao gồm các phương pháp như phương pháp phân rã miền

tần số FDD [5], phương pháp nhận dạng không gian con ngẫu nhiên SSI [8]. Trong thực tế, luôn có yếu tố cản (ví dụ: ma sát nội phân tử, cản nhớt, cản khí động học, v.v.) hiện diện trong hệ thống gây ra sự tiêu tán dần dần năng lượng rung động và dẫn đến sự giảm dần biên độ của dao động tự do. Yếu tố cản ảnh hưởng rất ít đến tần số dao động riêng của kết cấu, do đó các tính toán cho tần số dao động riêng thường được thực hiện trên cơ sở không có cản. Cản có tầm quan trọng lớn trong việc hạn chế biên độ dao động khi cộng hưởng.

Các kết cấu kỹ thuật chịu tác động của các dao động môi trường và dao động do con người gây ra trong điều kiện vận hành bình thường. Nói chung, một giả thiết cơ bản của các phương pháp phân tích modal hoạt động (Operational Modal Analysis – OMA) là kích thích bên ngoài có bản chất nhiễu trắng. Giả thiết này hàm ý rằng các kích thích không tác động hệ tại bất kỳ tần số cụ thể nào, do đó mọi tần số hoạt động được nhận dạng đều phản ánh đáp ứng modal của kết cấu. Tuy nhiên, trong thực tế, một số nhiễu điều hòa chẳng hạn như một máy móc lân cận hoạt động tại một tần số xác định có thể kích thích kết cấu tại đúng tần số đó. Vì vậy, các thành phần này cần được phát hiện và loại bỏ trong quá trình nhận dạng modal. Một cách tiếp cận trực tiếp để xử lý các thành phần điều hòa này là xem chúng như các mode có độ giảm chấn bằng không (zero-damping modes). Bên cạnh đó, kurtosis cũng có thể được sử dụng như một chỉ thị để phát hiện thành phần điều hòa. Phương pháp này đã được áp dụng cả trong miền thời gian và miền tần số nhằm phân biệt các mode kết cấu với các kích thích tuần hoàn.

Nghiên cứu này tập trung vào việc nhận dạng chính xác các đặc trưng dao động của kết cấu trong điều kiện có sự tác động của các thành phần điều hòa. Bài báo đề xuất kỹ thuật sử dụng giá trị kurtosis phổ (Spectral Kurtosis) để nhận dạng thành phần điều hòa và nhận dạng chính xác các đặc trưng dao động của kết cấu khi kết tải trọng điều hòa. Tiến hành mô phỏng kết cấu bất kỳ chịu tác dụng của một số loại tải trọng và nhận dạng các đặc trưng động lực học từ phản ứng của kết cấu.

2. Cơ sở lý thuyết

2.1. Phương pháp giải tích xác định các tham số động học của kết cấu

Phương trình vi phân dao động tự do khi không xét đến ảnh hưởng của lực cản được viết dưới dạng [1].

$$\frac{d^2}{dx^2}\left[EJ(x)\frac{d^2X}{dx^2}\right] = w^2 m(x)X \tag{1}$$

Trong đó, E là mô đun đàn hồi của vật liệu dầm, J(x) là mômen quán tính của mặt cắt ngang dầm, X là dịch chuyển theo phương y tại khoảng cách x tính từ đầu cố định (dạng uốn), ω là tần số dao động riêng, m(x) là khối lượng trên một đơn vị chiều dài, x là khoảng cách tính từ đầu cố định.

Nếu dầm có độ cứng không đổi và khối lượng phân bố đều, ta có:

$$\frac{d^4X}{dx^4} - w^2\frac{m}{EJ}X = 0 \tag{2}$$

Với phương trình trên và các điều kiện biên ứng với dầm conson ta có thể viết công thức tính tần số dao động riêng như sau:

$$\omega_i = \alpha_i^2 \sqrt{\frac{EJ}{ml^4}} \quad (3)$$

Trong đó, E là mô đun đàn hồi của vật liệu dầm, J là mômen quán tính của mặt cắt ngang dầm, m là khối lượng trên một đơn vị chiều dài, l là chiều dài của dầm conson. α_i là hệ số, nhận các giá trị $\alpha_i = 1,875;\ 4,694;\ 7,885\ ;...;\frac{\pi}{2}(2i+1)$.

Tương ứng với tần số dao động riêng ω_i, ta có dạng dao động chính thứ i ứng với hàm biểu thị dạng uốn X_i và quy luật dao động T_i.

2.2. Phương pháp nhận dạng tham số động học từ số liệu đo

Phân rã trong miền tần số được đề xuất bởi Brincker et al [5]. Phương pháp này phân giải ma trận các hàm mật độ phổ công suất tại mỗi tần số thành các giá trị kỳ dị và các vectơ kỳ dị bằng giải thuật phân giải giá trị kỳ dị (SVD). Phân giải trong miền tần số (FDD) là một mở rộng của kỹ thuật miền tần số cơ bản (Basic Frequency Domain) hay thường được gọi là kỹ thuật trích lấy đỉnh (Pick Peaking), trong kỹ thuật này các tần số dao động riêng được nhận dạng bởi việc tìm các đỉnh trong phổ công suất. Biên độ các dạng dao động ứng với các vector kỳ dị tại các tần số dao động riêng tương ứng.

Mối quan hệ giữa đầu vào chưa biết x(t) và phản ứng đo được đầu ra y(t) có thể được thể hiện như sau:

$$[G_{yy}(\omega)] = [H(\omega)]^*[G_{xx}(\omega)][H(\omega)]^T \quad (4)$$

Trong đó: $[G_{xx}(\omega)]$ là ma trận mật độ phổ năng lượng đầu vào;

$[G_{yy}(\omega)]$ là ma trận mật độ phổ năng lượng đầu ra;

$[H(\omega)]^*$ là ma trận liên hợp phức của hàm phản ứng tần số;

$[H(\omega)]^T$ là ma trận chuyển vị của hàm phản ứng tần số.

Ma trận hàm phản ứng tần số có thể được viết dưới dạng một phân số từng phần, với tập hợp các giá trị riêng λ và các phần dư R.

$$[H(\omega)] = \sum_1^N \frac{[\mathrm{R}_k]}{j\omega - \lambda_k} + \frac{[\mathrm{R}_k]^*}{j\omega - \lambda_k^*} \quad (5)$$

$$\lambda_k = -\sigma_k + j\omega_{dk} \quad (6)$$

Trong đó: n là số dạng dao động, λ_k là giá trị riêng của dạng dao động thứ k, σ_k là các hệ số suy giảm và ω_{dk} là tần số riêng suy giảm (có giảm chấn) của dạng dao động thứ k.

$[\mathrm{R}_k]$ là ma trận phần dư được biểu diễn như sau:

$$[\mathrm{R}_k] = \phi_k . \gamma_k^T \quad (7)$$

Trong đó: ϕ_k là véc tơ dạng dao động, γ_k là véc tơ tham gia model

Giả sử rằng các kích thích dao động là nhiễu trắng nên mật độ phổ công suất của nó là hằng số hay $[G_{xx}(\omega)]$= C, (C là hằng số). Công thức (4) được viết lại như sau:

$$[G_{yy}(\omega)] = \sum_{1}^{N}\sum_{1}^{N}\left[\frac{[\mathrm{R}_k]}{j\omega-\lambda_k}+\frac{[\mathrm{R}_k]^*}{j\omega-\lambda_k^*}\right].C.\left[\frac{[\mathrm{R}_k]}{j\omega-\lambda_k}+\frac{[\mathrm{R}_k]^*}{j\omega-\lambda_k^*}\right]^T \quad (8)$$

Nhân hai thừa số riêng của phân số và sử dụng định lý phân số riêng phần Heaviside, rồi thực hiện biến đổi toán học ta có thể viết lại mật độ phổ công suất dưới dạng sau:

$$[G_{yy}(\omega)] = \sum_{1}^{N}\frac{[A_k]}{j\omega-\lambda_k}+\frac{[A_k^*]}{j\omega-\lambda_k^*}+\frac{[B_k]}{-j\omega-\lambda_k}+\frac{[B_k^*]}{-j\omega-\lambda_k^*} \quad (9)$$

Trong đó: $[A_k]$ là ma trận phần dư thứ k của mật độ phổ công suất đầu ra.

Tại một tần số cụ thể chỉ tác động lên một số hữu hạn các dạng dao động, thông thường là 1 hoặc 2 dạng dao động. Do vậy, trong mô hình cản nhỏ thì các ma trận mật độ phổ năng lượng có thể được viết như sau:

$$[G_{yy}(\omega)] = \sum_{k\in Sub(\omega)}\frac{d_k\phi_k\phi_k^T}{j\omega-\lambda_k}+\frac{d_k^*\phi_k^*\phi_k^{*T}}{j\omega-\lambda_k^*} \quad (10)$$

Trong đó k ∈ Sub(ω) là tập hợp các dạng dao động ở tần số cụ thể và ϕ_k là dạng dao động và λ_k là giá trị riêng của dạng dao động thứ k.

Một hệ đa bậc tự do, giảm chấn tỉ lệ, đàn hồi tuyến tính có thể được thể hiện như một kết hợp tuyến tính của các dạng dao động

$$y(t) = \sum_{i=1}^{n}\phi_i q_i(t) = [\Phi]\{q(t)\} \quad (11)$$

Trong đó, y(t) là vec tơ đáp ứng của kết cấu, ϕ_i là vecto dạng dao động riêng thứ i, $q_i(t)$ là dịch chuyển của mode thứ i (tọa độ mode).

Ma trận hàm tương quan có dạng

$$R_y(\tau) = E[y(t)y^T(t+\tau)] = [\Phi]E[q(t)q^T(t+\tau)][\Phi]^T = [\Phi]R_q(\tau)[\Phi]^T \quad (12)$$

Lấy biến đổi Fourier của 2 vế công thức (12) ta được:

$$[G_{yy}(\omega)] = [\Phi][G_{qq}(\omega)][\Phi]^T \quad (13)$$

Trong đó $[G_{qq}(\omega)]$ là ma trận phổ của các tọa độ model

Phương trình (13) có thể xác định bởi giải thuật phân giải giá trị kỳ dị SVD của ma trận mật độ phổ công suất đáp ứng.

Kỹ thuật phân tích miền tần số dựa trên phân tích giá trị kỳ dị của ma trận phổ phản ứng Hermitian.

$$[G_{yy}(\omega)] = [\mathrm{U}][S][\mathrm{U}]^H \quad (14)$$

Trong đó [S] là ma trận đường chéo chứa giá trị kỳ dị, [U] là ma trận chứa vectơ kỳ dị và $[U]^H$ là ma trận Hermitian.

Tương ứng với véc tơ kỳ dị đầu tiên là một ước lượng của dạng dao động.

Từ số liệu đo rung động của kết cấu (gia tốc) tiến hành tính toán ma trận mật độ phổ $[G_{yy}(\omega)]$ và tiến hành phân rã giá trị kỳ dị theo công thức (14) để xác định tần số dao động riêng, dạng dao động riêng của kết cấu.

2.2. Phương pháp Bộ lọc tối ưu dựa trên Spectral Kurtosis (SK)

Spectral Kurtosis (SK) là một công cụ phân tích có thể được sử dụng để phát hiện các tín hiệu không dừng từ các tín hiệu nhiễu. Nó có khả năng trích xuất các thành phần tần số không dừng bị vùi lấp trong một dạng sóng thời gian. Nhờ vào tham số thống kê Kurtosis dựa trên tích lũy bậc bốn, phương pháp này giúp nén nhiễu Gaussian và các tín hiệu dừng, đồng thời giữ lại tính chất xung của tín hiệu.

Ban đầu, SK được sử dụng để phát hiện tần số ngẫu nhiên bị vùi lấp trong tín hiệu mà Biến đổi Fourier truyền thống không thể hiển thị, và cũng được xem là một sự bổ sung cho mật độ phổ công suất (PSD) cổ điển. Nó hiếm khi được sử dụng mặc dù có khả năng phù hợp với nhiều bài toán phát hiện cho đến khi kết nối lý thuyết với một phương pháp toán học và xác thực bằng các ứng dụng trong giám sát tình trạng dựa trên rung động.

Giá trị độ nhọn (kurtosis) truyền thống có thể được sử dụng để phân biệt giữa đáp ứng dao động riêng (modal responses) và các thành phần điều hòa (harmonic components). Kurtosis là thước đo mức độ "nhọn" của phân bố xác suất của một biến ngẫu nhiên thực. Kurtosis được định nghĩa là moment trung tâm bậc bốn của biến ngẫu nhiên như sau:

$$k = \frac{E\left\{x^4\right\}}{(E\left\{x^2\right\})^2} \tag{15}$$

Trong đó E là toán tử kỳ vọng.

Với dữ liệu lấy mẫu gồm K mẫu, kỳ vọng có thể được tính theo thống kê như sau:

$$E\{x\} = \frac{1}{K}\sum_{k=1}^{K} x(k) \tag{16}$$

Hàm mật độ xác suất của đáp ứng một dạng dao động kết cấu thường tuân theo phân bố chuẩn. Hàm mật độ xác suất p được cho bởi:

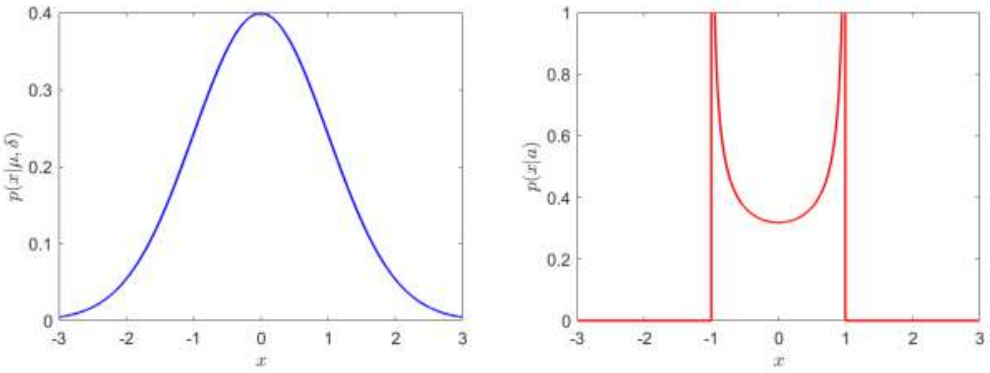
$$p(x|\mu,\delta) = \frac{1}{\delta\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(x-\mu)^2}{2\delta^2}} \tag{17}$$

Trong đó μ và δ lần lượt là giá trị trung bình và độ lệch chuẩn của x.

Trong trường hợp một thành phần điều hòa thuần túy, hàm mật độ xác suất sẽ có hai đỉnh riêng biệt và độ nhọn $k = 1,5$. Hàm mật độ xác suất p được cho như sau:

$$p(x|a) = \begin{cases} 0, & |x| > a \\ \dfrac{1}{\pi\cos(\arcsin(\dfrac{x}{a}))}, & |x| \le a \end{cases} \tag{18}$$

Trong đó a là biên độ của thành phần điều hòa.



(a) Structural mode (b) Harmonic component

Hình 1. Hàm mật độ xác suất chuẩn hóa của đáp ứng một dạng dao động kết cấu và một thành phần điều hòa: (a) Dạng dao động kết cấu, (b) Thành phần điều hòa

Trong miền tần số, độ nhọn phổ (SK) của một tín hiệu được định nghĩa là giá trị kurtosis của các thành phần tần số của nó. Phương pháp này được áp dụng để phát hiện các thành phần điều hòa. Thông tin của từng thành phần tần số có thể được chỉ ra trực tiếp trong miền tần số.

Gọi $X(f)$ là biến đổi Fourier rời rạc của tín hiệu $x(t)$. SK ban đầu được định nghĩa như sau:

$$SK(f) = \frac{E\left\{\left|X(f)\right|^4\right\} - 2\left[E\left\{\left|X(f)\right|^2\right\}\right]^2}{\left[E\left\{\left|X(f)\right|^2\right\}\right]^2} \tag{19}$$

Trong đó $E\{.\}$ là toán tử kỳ vọng và $|.|$ biểu thị toán tử môđun (giá trị tuyệt đối).

Trong thực tế, tín hiệu $x(t)$ được chia thành M đoạn để thu được ước lượng không chệch của SK bằng cách sử dụng k-thống kê (k-statistics) như sau:

$$SK(f) = \frac{M}{M-1}\left[\frac{(M+1)\sum_{i=1}^{M}\left|X^i(f)\right|^4}{(\sum_{i=1}^{M}\left|X^i(f)\right|^2)^2} - 2\right] \tag{20}$$

Trong đó vectơ $X^i(f)$ là biến đổi Fourier rời rạc của đoạn thứ i.

Theo đặc trưng thống kê, SK của một tín hiệu tổng hợp luôn bằng –1 tại tần số điều hòa. Tuy nhiên, giá trị này đối với một quá trình ngẫu nhiên bằng 0.

Trong trường hợp $x(t)$ là tín hiệu trộn với một thành phần điều hòa, SK của nó có thể được mô tả tổng quát như sau:

$$\begin{cases} SK(f) = -1, \ f = f_h \\ SK(f) = 0, \ f \neq f_h \end{cases} \tag{21}$$

Trong đó f_h là tần số điều hòa.

Do đó, các thành phần điều hòa sẽ được phát hiện bằng cách ước lượng giá trị SK tại từng tần số thông qua giá trị $SK(f)$.

3. Thử nghiệm số

3.1. Thử nghiệm nhận dạng tần số bằng FDD kết hợp SK

Để xác nhận hiệu quả của quy trình được đề xuất, các mô phỏng số đã được thực hiện cho các kịch bản tải trọng tác động là tải điều hòa.

Xét một hệ 3 bậc tự do với các ma trận khối lượng, độ cứng và cản như sau:

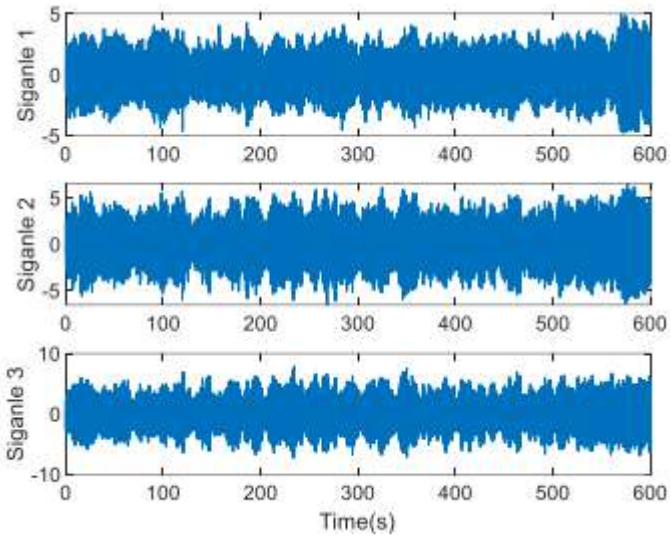
$$M = \begin{bmatrix} 2 & 0 & 0 \\ 0 & 2 & 0 \\ 0 & 0 & 2 \end{bmatrix}; C = \begin{bmatrix} 0,44 & -0,04 & 0 \\ -0,04 & 0.52 & -0,08 \\ 0 & -0,08 & 0,6 \end{bmatrix}; K = \begin{bmatrix} 800 & -800 & 0 \\ -800 & 2400 & -1600 \\ 0 & -1600 & 4000 \end{bmatrix}$$

Các tham số dao động riêng chính xác của hệ được trình bày trong Bảng 1. Trong mô phỏng này, hệ được kích thích bởi tải trọng điều hòa với tần số kích thích là 10 Hz. Đáp ứng của hệ được tính bằng cách tích phân phương trình chuyển động sử dụng phương pháp Newmark.

Bảng 1. Các tham số dao động mô phỏng

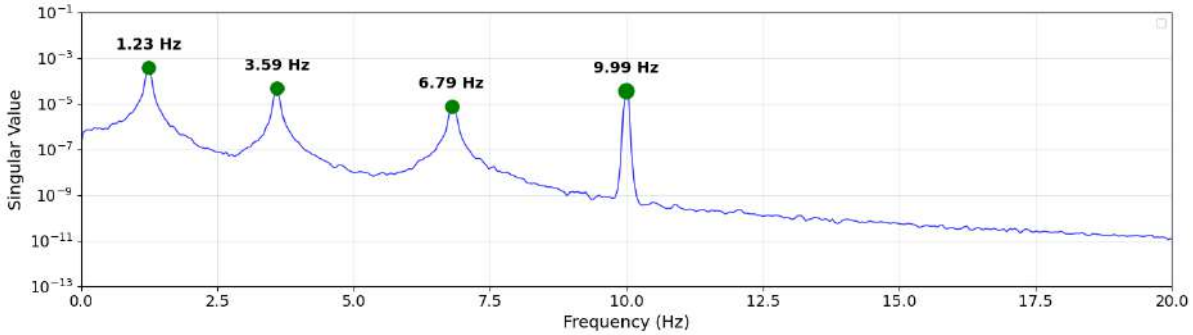
STT	Tần số dao động riêng thứ 1 (Hz)	Tần số dao động riêng thứ 2 (Hz)	Tần số dao động riêng thứ 3 (Hz)	Tần số kích thích điều hòa (Hz)	Tần số lấy mẫu (Hz)	Thời gian ghi dữ liệu (giây)
1	1,23	3,59	6,79	10	200	600

Sau đó, các mức nhiễu khác nhau được thêm vào đáp ứng để kiểm tra độ chính xác và ổn định của quy trình đề xuất. Biểu đồ gia tốc thu được từ số liệu mô phỏng như sau:



Hình 2. Tín hiệu mô phỏng

Từ tín hiệu mô phỏng tiến hành tính toán xác định tần số dao động riêng của kết cấu bằng phương pháp FDD. Biểu đồ mật độ phổ công suất được thể hiện như hình 3.

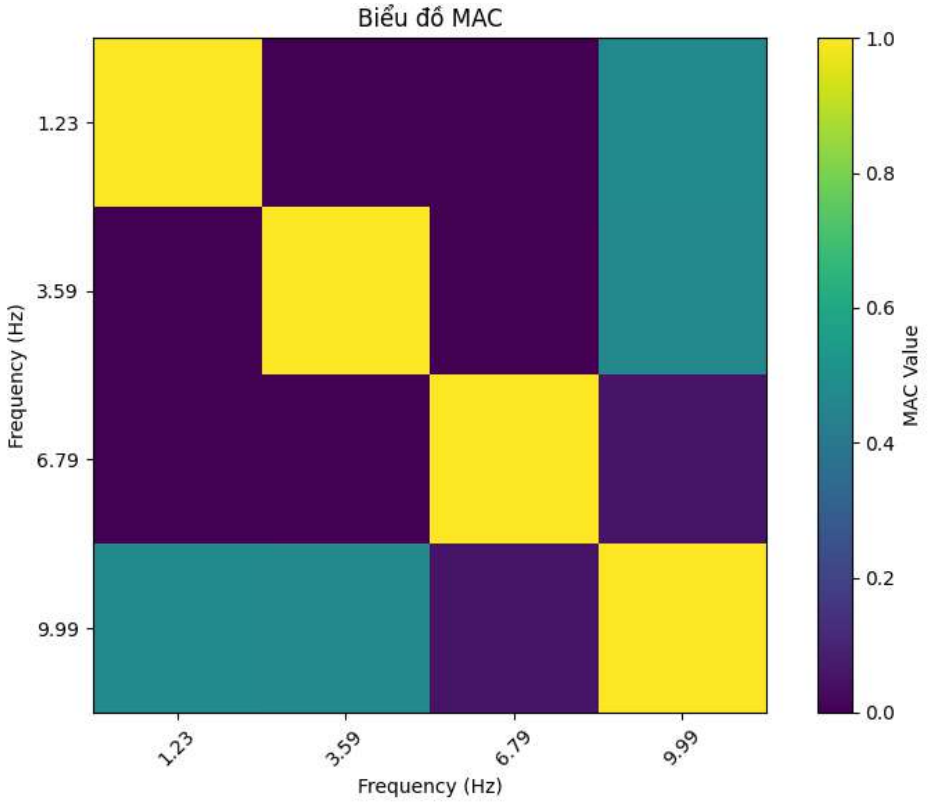


Hình 3. Nhận dạng tần số bằng FDD

Tương ứng với các đỉnh pick của biểu đồ giá trị kỳ dị thứ nhất là các tần số dao động. Kết quả nhận dạng tần số dao động được trình bày như bảng 2. Giá trị tần số dao động riêng được đảm bảo bằng chỉ số MAC=1 thể hiện như hình 4.

Bảng 2. Kết quả nhận dạng tần số dao động riêng bằng FDD

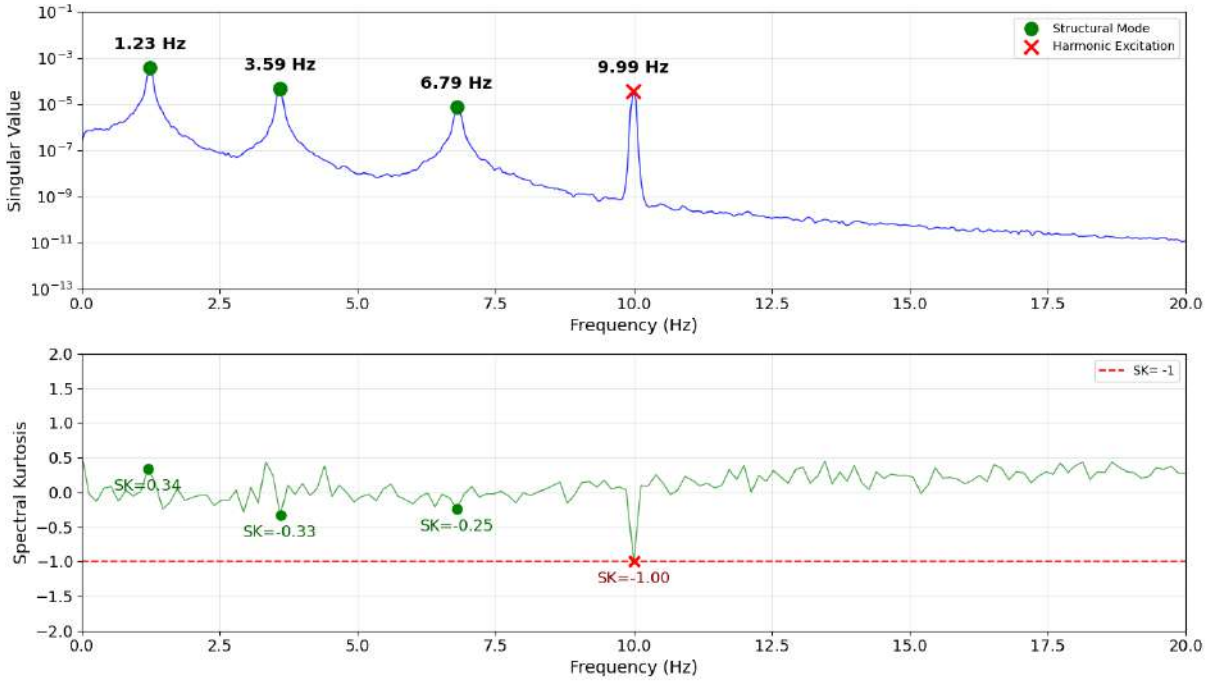
STT	Tần số dao động riêng thứ 1 (Hz)	Tần số dao động riêng thứ 2 (Hz)	Tần số dao động riêng thứ 3 (Hz)	Tần số dao động riêng thứ 4 (Hz)
1	1,23	3,59	6,79	10



Hình 4. Chỉ tiêu bảo đảm Modal (MAC)

Kết quả nhận dạng cho thấy khi sử dụng phương pháp phân tích model hoạt động (OMA) nhận dạng thì kết quả nhận dạng không phân biệt được đâu là tần số dao động riêng của kết cấu, đâu là tần số kích thích điều hòa. Để tiến hành nhận dạng được chính xác đâu là tần số dao động riêng của kết cấu và đâu là tần số kích thích điều hòa cần tính toán giá trị SK tại các giá trị tần số tương ứng.

Tiến hành tính toán giá trị SK tại các tần số dao động riêng để phân biệt đâu là tần số dao động của kết cấu đâu là tần số kích thích. Kết quả tính giá trị SK như hình 5.



Hình 5. Biểu đồ SK tại các tần số dao động

Hình 5 thể hiện giá trị Spectral Kurtosis tại các tần số đã nhận dạng. Có thể nhận thấy rằng ba thành phần tần số đầu tiên có giá trị Spectral Kurtosis trung bình xấp xỉ bằng 0, cho thấy đây là các mode rung động của kết cấu. Ngược lại, thành phần tần số cuối cùng có giá trị Spectral Kurtosis trung bình khoảng -1.0, chứng tỏ đây là thành phần điều hòa (harmonic excitation).

3.2. Đánh giá kết quả nhận dạng

Các tham số modal nhận dạng từ số liệu mô phỏng được trình bày trong Bảng 3. Các giá trị nhận dạng rất gần với các giá trị đưa vào mô phỏng tín hiệu. Kết quả tổng hợp từ mô phỏng ban đầu đến nhận dạng như sau:

Bảng 3. Kết quả nhận dạng từ hệ thống mô phỏng số

Mode	**Mô phỏng**	**Kết quả nhận dạng**		**Kết luận**
	f (Hz)	**f (Hz)**	**SK**	
1	1,23	1,23	0,34	Tần số của kết cấu
2	3,59	3,59	-0,33	Tần số của kết cấu
3	6,79	6,79	-0,25	Tần số của kết cấu
4	10	9,99	-1	Tần số kích thích điều hòa

Dựa vào phương pháp tính toán hệ số Spectral Kurtosis sau khi nhận dạng tần số dao động chỉ sử dụng đầu ra (FDD) có thể nhận dạng chính xác được tần số dao động riêng của kết cấu và tần số kích thích điều hòa. Kết quả này khẳng định hiệu quả của phương pháp đề xuất khi áp dụng cho hệ thống mô phỏng số chịu kích thích nhiễu trắng đồng thời tồn tại thành phần kích thích điều hòa. Trong điều kiện tồn tại các kích thích điều hòa, nhờ sử dụng giá trị Spectral Kurtosis, phương pháp đề xuất có thể dễ dàng phân biệt giữa các mode rung động của kết cấu và các thành phần điều hòa. Kết quả nghiên cứu dựa trên mô phỏng số có khả năng ứng dụng hiệu quả cho việc nhận dạng trên các kết cấu thực khi chịu tác dụng của tải trọng điều hòa.

4. Kết luận

Các thành phần kích thích điều hòa gây ảnh hưởng đáng kể đến đáp ứng động lực học của nhiều hệ kết khi chúng chịu kích thích điều hòa. Việc phát hiện và loại bỏ các thành phần điều hòa là một thách thức đối với nhiều kỹ thuật phân tích Model hoạt động (Operational Modal Analysis – OMA).

Trong bài báo này, phương pháp sử dụng giá trị Spectral Kurtosis (SK) được đề xuất nhằm phát hiện thành phần điều hòa. Tiến hành mô phỏng số và sử dụng phương pháp SK để nhận dạng tần số dao động của kết cấu và tần số kích thích của tải trọng điều hòa. Kết quả nhận dạng cho thấy độ chính xác cáo và hiệu quả của phương pháp khi tách biệt được tần số dao động riêng của kết cấu và tần số của kích thích điều hòa.

Phương pháp SK có thể ứng dụng hiệu quả cho kết cấu công trình thực và đóng góp lớn cho việc theo dõi quan trắc trạng thái kỹ thuật công trình đặc biệt trong trường hợp kết cấu công trình chịu tác dụng của tải trọng điều hòa. Tuy nhiên cần tiến hành thử nghiệm và ứng dụng phương pháp trên kết cấu thực khi kết cấu chịu tải trọng điều hòa để khẳng định độ chính xác và tính hiệu quả của phương pháp.

Tài liệu tham khảo

1. Phạm Đình Ba, Nguyễn Tài Trung (2010), *Động lực học công trình, Nxb Xây dựng.*
2. Tạ Đức Tuân, Lê Anh Tuấn, Vũ Đình Hương (2017), "Nhận dạng tần số dao động riêng của kết cấu bằng phương pháp kích động cưỡng bức", *Tạp chí khoa học công nghệ Xây dựng, (số 1/2017).*
3. Carlo Rainieri, Giovanni Fabbrocino: *Operational Modal Analysis of Civil Engineering Structures*, Springer, New York, 2014.
4. Brincker R., Ventura C: *Introduction to Operational Modal Analysis*, 1st edn. Wiley, New York. 2015.
5. Brincker R., Zhang L., Andersen P. (2001), *Modal identification of output-only systems using frequency domain decomposition*, Smart Mater. Struct.10, 441–445.
6. Zhang, L., Brincker, R. and Andersen, P.: *An overview of operational modal analysis: Major developments and issues*. In Proceedings of the 1st. Int Operational Modal Analysis Conference (IOMAC), Apr. 26-27, Copen- hagen, 2005.
7. Ewins, D.J.: *Modal testing, theory practice and application*. 2nd edition. Research Studies Press Ltd., 2000.
8. Overschee, P. and De Moor, B.: *Subspace identification for linear systems, theory, implementation, application*. Kluwer Academic Publishers, 1996
9. Yayli M. O. *On the axial vibration of carbon nanotubes with different boundary conditions.* Micro and Nano Letters, Vol. 9, Issue 11, 2014, p. 807-811.
10. Yayli M. O. *Free vibration behavior of gradient elastic beam with varying cross section.* Shock and Vibration, Vol. 2014, 2014, p. 1-11.
11. Ventura C. E., Horyna T. *Structural assessment by modal analysis in Western Canada.* Proceedings of 15th International Modal Analysis Conference, Orlando, Florida: International Society for optical Engineering, 1997, p. 234-239.

12. Araújo I. G., Laier J. E. *Operational modal analysis using SVD of power spectral density transmissibility matrices.* Mechanical Systems and Signal Processing, Vol. 46, Issue 1, 2014, p. 129-145.
13. Liu P. K., Shao X. J., Zhou F. M., et al. *A study on the application of the operating modal analysis method in selfpropelled gun development.* Journal of Vibroengineering, Vol. 18, Issue 3, 2016, p. 1683-1691.

Identification of main modal characteristics of structures under harmonic excitation

Abstract: *The identification of structural dynamic characteristics (natural frequencies, mode shapes, and damping ratios) plays a crucial role in structural safety assessment and structural health monitoring. Operational Modal Analysis (OMA) methods typically rely on the assumption that the input excitation is white noise. However, in real operating conditions, civil structures are often subjected to harmonic loading, making the white noise assumption no longer valid. The main challenge lies in the fact that harmonic frequencies can be easily mistaken for the structure's natural frequencies or cause significant interference if they are close to the structural modes. This study focuses on the accurate identification of structural vibration characteristics in the presence of harmonic components. The paper proposes a technique that utilizes Spectral Kurtosis (SK) to detect harmonic components and precisely identify the dynamic characteristics of structures under harmonic loading. Numerical simulations were performed on an arbitrary structure subjected to harmonic excitation, and the dynamic parameters were identified from the structural responses.*

Keywords: Natural frequency, harmonic load, identification, spectral kurtosis.

TUYỂN TẬP CÔNG TRÌNH HỘI NGHỊ KHOA HỌC CÁC NHÀ NGHIÊN CỨU TRẺ LẦN THỨ XXI – NĂM 2026

NHÀ XUẤT BẢN MONG BẠN ĐỌC GÓP Ý KIẾN, PHÊ BÌNH

Chịu trách nhiệm xuất bản: **Giám đốc - Tổng Biên tập PHẠM VĂN TRƯỜNG**
Chịu trách nhiệm bản thảo: **Phó Giám đốc - Phó Tổng Biên tập NGUYỄN VĂN SÁU**
Biên tập: **HOÀNG THẾ LONG, NGUYỄN HOÀNG TUẤN**
Kỹ thuật CNTT và bìa: **HỌC VIỆN KỸ THUẬT QUÂN SỰ**

NHÀ XUẤT BẢN QUÂN ĐỘI NHÂN DÂN
23 Lý Nam Đế, phường Hoàn Kiếm, TP. Hà Nội
Website: http://nxbqdnd.com.vn
http://xbqdnd.bqp; https://xbqdnd.vn
Email: nxbqdnd@nxbqdnd.com.vn
ĐT: 024.38455766 - 024.37470780; Fax: 024.37471106
Chi nhánh tại Thành phố Hồ Chí Minh
161-163 Trần Quốc Thảo, phường Nhiêu Lộc
ĐT: 069.667452 - 028.62565588; Fax: 028.62565588
Cơ quan đại diện tại Thành phố Đà Nẵng
Số 172 đường 2-9, phường Bình Thuận
ĐT: 0236.6250803; Fax: 0236.6250803
Cơ quan đại diện tại Thành phố Cần Thơ
Phi trường 31 - đường Cách mạng Tháng Tám
ĐT: 069.629905 - 0292.3814772; Fax: 0292.3814772

In xong: Quý II-2026 Nộp lưu chiểu: Quý II-2026
Khổ sách: 19x27 Số trang: 3350 trang Số lượng: 50 đĩa
Số đăng ký kế hoạch xuất bản: 1387-2026/CXBIPH/3-21/QĐND
Số quyết định xuất bản: 94/QĐLKI-NXBQĐND, ngày 15 tháng 4 năm 2026
Kỹ thuật CNTT tại: Học viện Kỹ thuật quân sự
In và ghi đĩa: Xưởng in Học viện Kỹ thuật quân sự
Địa chỉ: 236 Hoàng Quốc Việt, phường Nghĩa Đô, TP. Hà Nội
Đối tác liên kết: Học viện Kỹ thuật quân sự
Địa chỉ: 236 Hoàng Quốc Việt, phường Nghĩa Đô, TP. Hà Nội
ISBN: 978-632-06-2010-0.


HỌC VIỆN KỸ THUẬT QUÂN SỰ
MILITARY TECHNICAL ACADEMY