



HỌC VIỆN HÀNG KHÔNG VIỆT NAM  
KHOA XÂY DỰNG

KỶ YẾU HỘI THẢO

# CETA 2026

The 4th conference on  
"Construction Engineers and Technology for Airport"

**CÔNG NGHỆ VÀ KỸ THUẬT  
XÂY DỰNG CẢNG HÀNG KHÔNG**

*Lần thứ 4*

TP. Hồ Chí Minh, 23.05.2026

## BAN TỔ CHỨC

TS. Nguyễn Phi Long  
TS. Phạm Bá Tùng  
TS. Trần Đình Cường  
ThS. Ngô Văn Tình  
ThS. Ngô Văn Quân  
ThS. Bùi Nam Phương  
TS. Mai Thị Hằng  
TS. Nguyễn Hữu Huy  
TS. Phạm Đình Hải  
TS. Lê Văn Lưu  
TS. Kim Du Won  
CN. Nguyễn Duy Tân

## BAN BIÊN TẬP

TS. Phạm Bá Tùng  
ThS. Ngô Văn Tình  
ThS. Ngô Văn Quân  
TS. Lê Văn Lưu

## KHOA XÂY DỰNG

18A/1 Cộng Hòa,  
phường Tân Bình, TP.  
Hồ Chí Minh, Việt Nam  
Website:  
<https://fcevaa.edu.vn/>  
Email:  
[kxd\\_hvhk@vaa.edu.vn](mailto:kxd_hvhk@vaa.edu.vn)

Trình bày bìa: Phạm Bá Tùng

## MỤC LỤC

## CONTENTS

<b>Đánh giá chi phí và cường độ của vữa ba thành phần bền vững có sử dụng hạt xi lô cao nghiền mịn và bùn thải bê tông</b>	<b>1</b>
Hoàng Lâm, Lê Huỳnh Nhật Huy, Nguyễn Đăng Khôi, Lê Thiện Nhân, Danh Đức Anh, Nguyễn Hoàng Trí Nhân, Phạm Bá Tùng, Hà Minh Tuấn	
<b>Bản đồ tiếng ồn máy bay: thực trạng tại Việt Nam và kinh nghiệm quốc tế</b>	<b>6</b>
Trần Đình Cường, Đào Hồng Anh, Võ Hoàng Thái, Lê Văn Lưu, Đặng Duy Khanh	
<b>Ảnh hưởng của độ mảnh đến kiểm toán dàn thép mái nhíp lớn cho công trình sân bay: so sánh giữa TCVN 5575:2024 và AISC 360-22</b>	<b>12</b>
Nguyễn Văn Giang, Nguyễn Thành Đạt	
<b>Mô phỏng phần tử hữu hạn đánh giá nguy cơ gây nứt của tường bê tông cốt thép khối lớn chịu tải trọng ngang</b>	<b>19</b>
Đinh Hồng Bá Thi, Phạm Bá Tùng	
<b>A unified framework for comparative analysis of RC beam design using TCVN 5574:2018, EN 1992-1-1:2023 and ACI 318-25</b>	<b>27</b>
Trong V. Trinh, Cuong D. Tran, Khanh D. Dang	
<b>Đánh giá hư hỏng dầm cầu bê tông cốt thép ven biển bằng chỉ số tương quan CC và mô hình phần tử hữu hạn</b>	<b>36</b>
Trần Minh Sang, Hà Minh Tuấn	
<b>Mô phỏng số truyền nhiệt và biến dạng nhiệt của dầm bê tông cốt thép chịu lửa theo Eurocode bằng phần mềm Abaqus</b>	<b>41</b>
Đinh Hồng Bá Thi, Phạm Bá Tùng	
<b>Nghiên cứu công nghệ xử lý nền móng mặt đường cứng sân bay bằng bê tông đông cứng nhanh</b>	<b>49</b>
Ngô Văn Quân, Ngô Văn Tình	
<b>Structural recovery of cement pastes under shearing: effect of water-to-cement ratio</b>	<b>55</b>
Phạm Bá Tùng	
<b>Nghiên cứu phân tích sự phân bố áp suất của cánh Swept wing sử dụng Airfoil SC(2)-0410 trên blended-winglets</b>	<b>59</b>
Nguyễn Trần Trọng Nghĩa, Cao Đăng Minh, Phạm Hùng, Phạm Bá Tùng	
<b>Nghiên cứu các thông số của xe gây tai nạn giao thông tại khu vực nội đô Thành phố Hồ Chí Minh</b>	<b>67</b>
Lê Văn Lưu, Trần Đình Cường, Bùi Nam Phương, Nguyễn Duy Tân	
<b>Phân tích cơ chế va chạm giữa ô tô và người đi bộ trong môi trường giao thông đô thị: Trường hợp nghiên cứu tại Thành phố Hồ Chí Minh</b>	<b>73</b>
Lê Văn Lưu, Trần Đình Cường, Bùi Nam Phương, Nguyễn Duy Tân	
<b>Nghiên cứu ảnh hưởng của các phương pháp xử lý vò cà phê đến tính chất cơ học và khả năng công tác của vật liệu xi măng khi thay thế cát</b>	<b>79</b>
Huỳnh Trọng Nghĩa, Nguyễn Văn Đoàn, Trần Lê Anh Hào, Trần Quốc Huy, Nguyễn Ngọc Xuân Hiếu, Hà Minh Tuấn, Phạm Bá Tùng	
<b>Ứng dụng phân tích vòng đời như trục tư duy phương pháp luận trong thiết kế ý tưởng hướng tới Net-zero carbon: Trường hợp cảng hàng không Việt Nam</b>	<b>85</b>
Nguyễn Duy Tân	
<b>Giảm thiểu và ngăn ngừa xâm phạm đường băng</b>	<b>91</b>
Nguyễn Hữu Huy	

MỤC LỤC

CONTENTS

- 103**      **Chẩn đoán vị trí và mức độ hư hỏng trong dầm bê tông đồng chất sử dụng mạng nơ ron nhân tạo kết hợp dạng dao động**  
Trần Quốc Tôn, Nguyễn Tấn Thành, Đào Nguyễn Thanh Bình, Hồ Đức Tiến, Nguyễn Quang Thiện, Hà Minh Tuấn
- 107**      **Đánh giá ứng xử nhiệt-Cơ và hiệu quả kinh tế kỹ thuật của dầm bê tông cốt thép theo các kịch bản cháy dựa trên hiệu năng**  
Nguyễn Phi Long, Lưu Hoàng Phong, Lê Trung Phong
- 115**      **CO<sub>2</sub>-Intermixing of Ground Granulated Blast Furnace Slag: Effects on Hydration Kinetics and Performance of Portland Cement**  
Wei Cong Zhang, Ying Fu, Jia Liu, Li Rui Zeng, Shuang Luo
- 120**      **Vật liệu xanh trong công trình xanh: Chiến lược hành động hướng tới Net-zero Carbon trong hạ tầng Cảng hàng không**  
Lê Thị Hồng Na, Trần Công Danh, Nguyễn Duy Tân
- 124**      **Giải pháp dựa vào tự nhiên (nature-base solutions) trong quy hoạch sân bay xanh và thích ứng biến đổi khí hậu: Nguyên cứu điển hình Cảng hàng không quốc tế Long Thành**  
Mai Thị Hằng
- 130**      **Đánh giá hiệu quả triển khai hệ thống sinh trắc học toàn trình trong quản lý luồng hành khách tại các cảng hàng không Việt Nam: Thực trạng và khuyến nghị**  
Mai Thị Hằng, Nguyễn Hồ Mỹ Huyền, Phạm Thị Ngọc Ánh, Nguyễn Thị Trà My
- 134**      **Ứng dụng cốt thép tái chế trong tấm bê tông xi măng sân đỗ máy bay-Phân tích cơ học và đánh giá phát thải CO<sub>2</sub>**  
Mai Thị Hằng, Trần Hải Uyên, Nguyễn Công Danh, Phan Hải Yến
- 142**      **Phân tích mất ổn định đàn hồi của cột thép chịu nén dọc trục dưới ảnh hưởng của điều kiện liên kết khác nhau**  
Phạm Đình Hải, Nguyễn Minh Quang, Nguyễn Anh Tuấn
- 154**      **Giải pháp nâng cao trải nghiệm hành khách tại nhà ga T2 Cảng hàng không quốc tế Tân Sơn Nhất thông qua tái tổ chức không gian và luồng di chuyển**  
Bùi Nam Phương, Huỳnh Phạm Gia Trường
- 155**      **Ứng dụng IOT và thiết bị cảm biến để giám sát và chẩn đoán sức khỏe công trình**  
Phạm Đình Hải, Tung Wu Chen

# ĐÁNH GIÁ CHI PHÍ VÀ CƯỜNG ĐỘ CỦA VỮA BA THÀNH PHẦN BỀN VỮNG CÓ SỬ DỤNG XI HẠT LÒ CAO NGHIÊN MỊN VÀ BÙN THẢI BÊ TÔNG

Hoàng Lâm<sup>1</sup>, Lê Huỳnh Nhật Huy<sup>1</sup>, Nguyễn Đăng Khôi<sup>1</sup>, Lê Thiện Nhân<sup>1</sup>, Danh Đức Anh<sup>1</sup>, Nguyễn Hoàng Trí Nhân<sup>1</sup>, Phạm Bá Tùng<sup>2</sup>, Hà Minh Tuấn<sup>1\*</sup>

<sup>1</sup>Khoa Xây dựng, Trường Đại học Công nghệ TP.HCM

<sup>2</sup>Khoa Xây dựng, Học viện Hàng không Việt Nam

\*Email: [hm.tuan@hutech.edu.vn](mailto:hm.tuan@hutech.edu.vn)

## TÓM TẮT

Nghiên cứu này đánh giá hiệu quả chi phí và môi trường của vữa ba thành phần sử dụng xi hạt lò cao nghiền mịn (XLC) và bùn thải bê tông (BTBT) làm vật liệu thay thế một phần xi măng. Năm hỗn hợp vữa được chế tạo với tỷ lệ nước/chất kết dính cố định 0,5 và tỷ lệ chất kết dính/cát là 1:3, trong đó hàm lượng BTBT thay thế xi măng lần lượt là 0%, 5%, 10% và 20% (trên nền 70% xi măng + 30% XLC). Kết quả thử nghiệm cường độ nén 28 ngày cho thấy mẫu X-BT5 (thay thế 5% BTBT) đạt cường độ 25,1 MPa, cao hơn đáng kể so với mẫu chỉ dùng XLC (19,1 MPa), mặc dù vẫn thấp hơn mẫu đối chứng (32,2 MPa). Phân tích chi phí sản xuất (CMC) và tỷ lệ chi phí/hiệu suất (CPR) được thực hiện theo hai kịch bản cung ứng XLC. Trong kịch bản 2 (XLC là chất thải, chi phí mua bằng 0), hỗn hợp X-BT5 giảm 29,5% chi phí sản xuất và cải thiện CPR lên 9,5% so với mẫu đối chứng, trở thành phương án tối ưu nhất. Nghiên cứu kết luận rằng việc thay thế 5% xi măng bằng BTBT trong nền vữa giàu XLC mang lại sự cân bằng tốt nhất giữa hiệu suất cơ học, hiệu quả kinh tế và lợi ích môi trường, góp phần thúc đẩy tái chế chất thải trong xây dựng. **TỪ KHÓA:** vữa ba thành phần, xi hạt lò cao nghiền mịn, bùn thải bê tông, chi phí sản xuất, tỷ lệ chi phí/hiệu suất.

## ABSTRACT

This study evaluates the cost and performance of sustainable ternary mortars incorporating ground granulated blast furnace slag (GGBS) and concrete slurry waste (CSW) as partial cement replacements. Five mortar mixtures were prepared with a fixed water-to-binder ratio of 0.5 and a binder-to-sand ratio of 1:3, in which CSW replaced cement at levels of 0%, 5%, 10%, and 20% (on a base of 70% cement + 30% GGBFS). The 28-day compressive strength results showed that the X-BT5 mixture (5% CSW replacement) achieved a strength of 25.1 MPa, significantly higher than that of the GGBFS-only mixture (19.1 MPa), although still lower than the control mixture (32.2 MPa). Manufacturing cost (CMC) and cost-performance ratio (CPR) analyses were conducted under two GGBS supply scenarios. In Scenario 2 (GGBS considered as waste with zero purchase cost), the X-BT5 mixture reduced CMC by 29.5% and improved CPR by 9.5% compared to the control, making it the most optimal option. The study concludes that replacing 5% of cement with CSW in a GGBFS-rich mortar matrix provides the best balance among mechanical performance, economic efficiency, and environmental benefits, thereby promoting waste recycling in construction.

**KEYWORDS:** ternary mortar, ground granulated blast furnace slag, concrete slurry waste, manufacturing cost, cost-performance ratio.

## 1. GIỚI THIỆU

Nhu cầu toàn cầu về xi măng Portland vẫn là mối quan tâm quan trọng đối với sự phát triển bền vững của ngành xây dựng. Tính đến năm 2025-2026, sản xuất xi măng tiếp tục là một trong những nguồn phát thải khí carbon dioxide (CO<sub>2</sub>) do con người gây ra chính, chiếm khoảng 7-8% tổng lượng phát thải khí nhà kính toàn cầu [1]. Sản xuất một tấn xi măng Portland thông thường thường thải ra một lượng CO<sub>2</sub> gần tương đương, chủ yếu do quá trình clinker hóa tiêu tốn nhiều năng lượng và quá trình nung đá vôi [2].

Xi hạt lò cao nghiền mịn (XLC), một sản phẩm phụ của ngành công nghiệp sắt thép, đã nổi lên như một trong những vật liệu kết dính bổ sung (SCM) đầy hứa hẹn nhất để thay thế một phần xi măng. XLC là vật liệu thủy lực tiềm ẩn giàu canxi, silica và alumina, có thể phản ứng với canxi hydroxit khi có nước để tạo thành thêm canxi silicat hydrat (C-S-H), qua đó tăng cường tính chất cơ học và độ bền của hệ thống xi măng.

Bùn thải bê tông (BTBT), loại bột hoặc bùn thải còn sót lại từ các trạm trộn bê tông thương phẩm và quá trình rửa xe trộn bê tông, là một vật liệu đầy hứa hẹn khác cho xây dựng bền vững [3]. BTBT thường bao gồm các hạt mịn của xi măng đã thủy hóa một phần, clinker chưa thủy hóa và các phụ gia khoáng. Mặc dù việc thải bỏ BTBT không đúng cách gây ra những rủi ro môi trường nghiêm trọng do độ kiềm cao và khả năng gây ô nhiễm đất và nước [4], các nghiên cứu gần đây đã khám phá việc tái sử dụng nó như một chất thay thế một phần xi măng. Keppert và cộng sự [5] đã chứng minh rằng thay thế 10% BTBT có thể duy trì cường độ bê tông mà không có rủi ro rửa trôi. Về mặt cơ chế, BTBT hoạt động như một chất độn vật lý giúp cải thiện sự sắp xếp hạt và cung cấp các vị trí tạo mầm cho quá trình thủy hóa xi măng, mặc dù BTBT thô chưa qua xử lý có thể dẫn đến hiệu ứng pha loãng ở tỷ lệ thay thế cao [6].

Bất chấp nhiều nghiên cứu về XLC và BTBT như các SCM riêng lẻ, các nghiên cứu điều tra việc sử dụng kết hợp chúng trong hệ thống vữa ba thành phần vẫn còn hạn chế. Hầu hết các công trình trước đây tập trung vào hỗn hợp nhị phân (xi măng-XLC hoặc xi măng-

BTBT), để lại khoảng trống trong việc hiểu sự phối hợp giữa hoạt tính thủy lực tiềm ẩn của XLC và hiệu ứng tạo mầm/độn của BTBT khi cả hai được sử dụng cùng nhau.

Do đó, nghiên cứu này nhằm phát triển một hệ thống vữa ba thành phần bền vững bao gồm xi măng, XLC và BTBT. Nền chất kết dính bao gồm 70% xi măng và 30% XLC (theo khối lượng), và BTBT được đưa vào như một sự thay thế một phần bổ sung cho xi măng ở các mức 5%, 10% và 20% (tức là hàm lượng xi măng giảm tương ứng trong khi giữ nguyên XLC). Các mục tiêu chính là: (i) đánh giá ảnh hưởng của các nồng độ BTBT khác nhau đến hiệu suất cơ học (cường độ nén và uốn), và (ii) xác định mức thay thế BTBT tối ưu cân bằng giữa tính toàn vẹn của kết cấu, việc sử dụng chất thải và hiệu quả kinh tế.

## 2. VẬT LIỆU VÀ CHẾ TẠO MẪU

### 2.1 Vật liệu

Xi măng Portland PCB40, với khối lượng riêng xấp xỉ 3,09 g/cm<sup>3</sup> được xác định bằng phương pháp bình tỷ trọng, đã được sử dụng trong nghiên cứu này. Loại xi măng này có thời hạn sử dụng không quá ba tháng và tuân thủ các yêu cầu kỹ thuật nêu trong TCVN 6260-2020.

Bùn thải bê tông được thu gom từ trạm trộn bê tông của Công ty Cổ phần Đầu tư Xây dựng Mekong, địa chỉ 17 Đường số 30, Khu phố 1, Thủ Đức, Thành phố Hồ Chí Minh. Loại bùn thải này chủ yếu được tạo ra trong quá trình vệ sinh máy móc, thiết bị và xe trộn bê tông sau khi trộn. Nó có dạng sệt, màu xám nhạt (Hình 1).

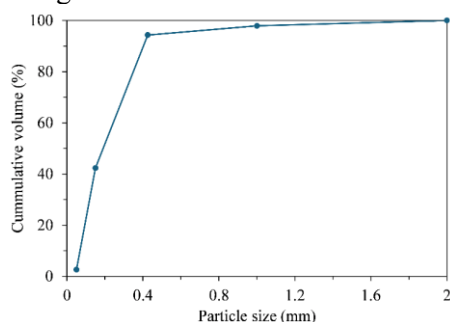
Xi hạt lò cao nghiền mịn (mác S95) được sử dụng làm phụ gia khoáng hoạt tính. Nó là sản phẩm phụ thu được từ quá trình sản xuất sắt thép tại khu liên hợp thép Hòa Phát. Vật liệu này đáp ứng đầy đủ các yêu cầu kỹ thuật quy định trong TCVN 11586:2016 đối với xi hạt lò cao nghiền mịn dùng trong bê tông và vữa. Xi có dạng bột mịn màu xám nhạt, với khối lượng riêng xấp xỉ 2,92 g/cm<sup>3</sup> và độ mịn cao (diện tích bề mặt riêng) là 5820 cm<sup>2</sup>/g.

Cốt liệu mịn được sử dụng là cát sông có khối lượng riêng 2,5 g/cm<sup>3</sup>. Phân bố kích thước hạt của nó được minh họa trong Hình 2,

với hơn 90% khối lượng lọt qua sàng nhỏ hơn 1,25 mm. Theo TCVN 7570:2006 [17], loại cát này được phân loại là cát mịn.



Hình 1. Thu gom BTBT tại trạm trộn bê tông



Hình 2. Cấp phối hạt của cát

## 2.2 Chuẩn bị mẫu

Năm hỗn hợp vữa được chuẩn bị với tỷ lệ nước/chất kết dính (N/CKD) = 0,5. Cần lưu ý rằng chất kết dính bao gồm xi măng, XLC và BTBT. Tỷ lệ chất kết dính:cát được đặt là 1:3. Thành phần cấp phối của vữa được thể hiện trong Bảng 1. Năm hỗn hợp vữa bao gồm: hỗn hợp vữa thông thường không có XLC và BTBT được chuẩn bị làm đối chứng; hỗn hợp XM-XLC thuần không có BTBT được chuẩn bị trong đó XLC được sử dụng để thay thế 30% xi măng theo khối lượng; ba hỗn hợp XM-XLC-BTBT được chuẩn bị với BTBT thay thế xi măng ở mức 5, 10, 20% (theo tổng khối lượng chất kết dính). Cần lưu ý rằng để duy trì độ chảy loãng đủ, tất cả các hỗn hợp vữa đều được thêm 1% phụ gia siêu dẻo.

Bảng 1. Cấp phối mẫu vữa trên 1000 g XM

	XM (g)	XLC (g)	BTBT (g)	Cát (g)	Nước (g)

Chuẩn	1000	0	0	3000	500
X-BT0	700	300	0	3000	500
X-BT5	650	300	50	3000	500
X-BT10	600	300	100	3000	500
X-BT20	500	300	200	3000	500

Quy trình trộn cho các mẫu vữa được thực hiện theo quy trình bao gồm bốn bước:

- Bước 1: Trộn xi măng và nước ở tốc độ thấp trong 30 giây.
- Bước 2: Cho từ từ cát vào bát trộn trong khi hỗn hợp tiếp tục được trộn ở tốc độ thấp. Bước này kéo dài 30 giây.
- Bước 3: Để hỗn hợp nghỉ trong 30 giây.
- Bước 4: Trộn hỗn hợp ở tốc độ cao trong 60 giây.

Sau khi hoàn tất quá trình trộn, vữa được đổ vào khuôn 40 x 40 x 160 mm và đặt trên bàn rung. Quá trình rung được thực hiện 60 lần trong vòng 1 phút. Các mẫu sau đó được bảo dưỡng ở nhiệt độ phòng trong 24 giờ trước khi tháo khuôn và tiếp tục được bảo dưỡng trong nước cho đến ngày thí nghiệm.

## 3. KHẢO SÁT

Cường độ nén của vữa 28 ngày tuổi cũng được đo theo ASTM C349 với tốc độ gia tải 2,4 kN/s. Đối với mỗi nhóm mẫu, sáu mẫu vữa kích thước 4x4x4 cm được sử dụng và kết quả lấy giá trị trung bình.

Để đánh giá lợi ích kinh tế, công thức chi phí sản xuất bê tông (CMC) từ Silva và cộng sự [4] được áp dụng và điều chỉnh. Công thức này bao gồm chi phí vật liệu (CM), và chi phí xử lý chất thải (DC) được mô tả như sau:

$$CMC = CM - DC \quad (1)$$

Trong đó, CMC là chi phí sản xuất trên một đơn vị khối lượng (VNĐ/kg); CM là chi phí nguyên liệu thô rắn (xi măng, XLC, cát); DC là chi phí xử lý chất thải (khoản tiết kiệm đạt được nhờ tái sử dụng CSW). Giả định rằng CSW có sẵn tại trạm trộn bê tông thương phẩm và việc tái sử dụng vật liệu này dẫn đến giảm chi phí xử lý chất thải cũng như chi phí mua xi măng.

Để thực hiện tính toán chi phí, đơn giá trung bình cho các vật liệu thành phần và quy trình xử lý được áp dụng:

- Xi măng Portland thông thường: 2.000 VNĐ/kg
- Cát sông tự nhiên: 200 VNĐ/kg
- Nước máy (giá công nghiệp): 14 VNĐ/kg
- XLC: chi phí của vật liệu này có thể được chia thành hai kịch bản: 1) Các trạm trộn bê tông thương phẩm cần mua với chi phí 800 VNĐ/kg; 2) Vật liệu được coi là chất thải sẵn có nên chi phí mua có thể bỏ qua khi tính đến chi phí xử lý.
- Chi phí xử lý/thải bỏ BTBT: 1.300 VNĐ/kg

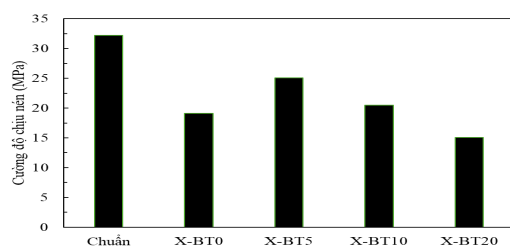
Trong nghiên cứu này, việc sử dụng CSW để sản xuất vữa giúp loại bỏ hoặc giảm bớt chi phí xử lý BTBT cũng như chi phí xi măng sử dụng. Để hiểu rõ hơn về lợi ích chi phí của việc sử dụng BTBT trong sản xuất vữa, Tỷ lệ Chi phí/Hiệu suất (CPR) được tính bằng cách chia chi phí sản xuất (CMC) cho cường độ nén 28 ngày ( $N_{28}$ ) như mô tả:

$$CPR = \frac{CMC}{N_{28}} \quad (2)$$

## 4. KẾT QUẢ

### 4.1 Cường độ chịu nén

Hình 3 thể hiện cường độ chịu nén 28 ngày của các mẫu vữa. Khi so với mẫu chuẩn các mẫu vữa có sự kết hợp của xi lò cao và bùn thải bê tông cho kết quả nén thấp hơn. Điều này chủ yếu đến từ tác động của 30% xi lò cao trong hỗn hợp. Dễ dàng nhận thấy, mẫu X-BT0 chỉ đạt 55% khi so với mẫu chuẩn. Tuy nhiên khi thay xi măng bằng BTBT, các mẫu tổng hợp cho cường độ nén cao hơn đáng kể khi so với mẫu XLC thuần. Điều này có thể giải thích bằng sự có mặt của thành phần  $Ca(OH)_2$  trong BTBT sẽ phản ứng với xi lò cao và tạo thêm nhiều C-S-H hỗ trợ cho cường độ nén. Việc thay thế 5 và 10% CKD bằng BTBT cho kết quả tương tự với mẫu xi lò cao thuần túy. Điều này cho thấy BTBT rất phù hợp cho hỗn hợp nền XM-XLC.



Hình 3. Cường độ chịu nén 28 ngày của các mẫu vữa

### 4.2 Lợi ích chi phí

Bảng 2 trình bày lượng vật liệu tính toán cần thiết để sản xuất 1 m<sup>3</sup> hỗn hợp vữa. Bảng 3 và 4 tóm tắt chi phí sản xuất (CMC) và tỷ lệ chi phí - hiệu suất (CPR) được tính toán trong hai kịch bản. Việc giảm CMC chủ yếu liên quan đến việc giảm sử dụng xi măng và loại bỏ chi phí xử lý chất thải. Silva và cộng sự [4] đã báo cáo rằng việc tái chế các sản phẩm phụ công nghiệp trong hệ thống xi măng làm giảm chi phí sản xuất tổng thể đồng thời cải thiện tính bền vững.

Kết quả tính toán chi phí sản xuất (CMC) và tỷ lệ chi phí trên cường độ nén 28 ngày (CPR) được trình bày trong Bảng 4 cho thấy việc thay thế một phần xi măng bằng BTBT mang lại lợi ích kinh tế rõ rệt, đặc biệt khi xét đến hai kịch bản cung ứng XLC khác nhau. Trong kịch bản 1 (XLC phải mua với giá 800 VNĐ/kg), CMC của các hỗn hợp giảm dần khi hàm lượng CSW tăng, cụ thể X-BT0 giảm 11,36%, X-BT5 giảm 18,03%, X-BT10 giảm 24,64% và X-BT20 giảm mạnh nhất 37,71% so với mẫu đối chứng. Tuy nhiên, CPR, chỉ số phản ánh chi phí để đạt được 1 MPa cường độ nén, lại cho thấy bức tranh khác: X-BT0 có CPR tăng vọt 49,31% (58.227 VNĐ/MPa) do cường độ suy giảm quá lớn; X-BT5 chỉ tăng nhẹ 5,27% (41.052 VNĐ/MPa), trong khi X-BT10 và X-BT20 lần lượt tăng 18,50% và 33,38%. Như vậy, dù X-BT20 tiết kiệm chi phí nhất nhưng hiệu suất cơ học thấp khiến CPR kém hơn hẳn. Trong kịch bản 2 (XLC được coi là chất thải, chi phí mua bằng 0), lợi ích kinh tế càng nổi bật: CMC của X-BT5 giảm 29,51%, X-BT10 giảm 36,08%, X-BT20 giảm 49,06%. Đáng chú ý, CPR của X-BT5 giảm 9,48% (35.302 VNĐ/MPa) so với đối chứng, trở thành hỗn hợp có hiệu quả kinh tế tổng thể tốt nhất. X-BT10 có CPR gần như không đổi (tăng nhẹ 0,52%), trong khi X-BT20 vẫn có CPR cao hơn 9,08% mặc dù tiết kiệm chi phí lớn. Tổng hợp từ cả hai kịch bản, hỗn hợp X-BT5 (thay thế 5% CSW) luôn mang lại sự cân bằng tối ưu giữa giảm chi phí sản xuất, duy trì cường độ chấp nhận được và cải thiện hoặc không làm xấu đi đáng kể chỉ số CPR.

Bảng 2. Khối lượng vật liệu có trong 1 m<sup>3</sup> vữa

	XM (g)	XLC (g)	BTBT (g)	Cát (g)	Nước (g)
Chuẩn	482.082	0	0	1446.246	241.041
X-BT0	338.019	144.865	0.000	1448.654	241.442
X-BT5	312.627	144.289	24.048	1442.893	240.482
X-BT10	287.435	143.718	47.906	1437.177	239.530
X-BT20	237.647	142.588	95.059	1425.881	237.647

Bảng 3. Lợi ích chi phí tính theo kịch bản 1

	CMC (vnd)	Δ CMC (%)	CPR (vnd/MPa)	Δ CPR (%)
Chuẩn	1.256.788	0	38.997.777	0
X-BT0	1.114.015	-11.360	58.227.084	49.309
X-BT5	1.030.226	-18.027	41.051.794	5.267
X-BT10	947.099.8	-24.641	46.211.262	18.497
X-BT20	782.808.5	-37.714	52.014.431	33.378

Bảng 4. Lợi ích chi phí tính theo kịch bản 2

	CMC (vnd)	Δ CMC (%)	CPR (vnd/MPa)	Δ CPR (%)
Chuẩn	1.256.788	0	38.997.777	0
X-BT0	969.149.7	-22.887	50.655.291	29.893
X-BT5	885.936.3	-29.508	35.302.243	-9.476
X-BT10	803.382.1	-36.077	39.198.931	0.516
X-BT20	640.220.4	-49.059	42.540.035	9.083

## 5. KẾT LUẬN

Dựa trên các kết quả thực nghiệm và phân tích chi phí, hiệu suất của vữa ba thành phần sử dụng xi hạt lò cao nghiền mịn (XLC) và bùn thải bê tông (BTBT), có thể rút ra các kết luận sau:

Việc thay thế 30% xi măng bằng XLC làm giảm đáng kể cường độ nén 28 ngày (chỉ còn 55% so với mẫu chuẩn). Tuy nhiên, khi bổ sung BTBT ở mức 5% và 10% (các mẫu X-BT5 và X-BT10), cường độ nén được cải thiện rõ rệt nhờ phản ứng pozzolan giữa Ca(OH)<sub>2</sub> có sẵn trong BTBT và XLC, tạo thêm C-S-H. Mẫu X-BT5 đạt cường độ 25,1 MPa, cao hơn 31% so với mẫu X-BT0 (19,1 MPa).

Chi phí sản xuất (CMC) giảm dần khi tăng hàm lượng BTBT, mức giảm từ 11,4% (X-BT0) đến 37,7% (X-BT20) trong kịch bản 1 và lên tới 49,1% trong kịch bản 2. Tuy nhiên, chỉ số tỷ lệ chi phí/hiệu suất (CPR) cho thấy X-BT5 là phương án tối ưu nhất, đặc biệt trong kịch bản 2 khi CPR giảm 9,5% so với mẫu

chuẩn, đồng nghĩa với việc đạt được 1 MPa cường độ với chi phí thấp hơn.

Xét tổng hợp các tiêu chí về cường độ, chi phí sản xuất, CPR và khả năng tận dụng chất thải, hỗn hợp X-BT5 (thay thế 5% khối lượng chất kết dính bằng BTBT trên nền 70% xi măng + 30% XLC) được khuyến nghị là cấp phối tối ưu cho sản xuất vữa bền vững, đáp ứng yêu cầu kỹ thuật và kinh tế trong các ứng dụng xây dựng thông thường.

## TÀI LIỆU THAM KHẢO

- [1] B.D. Olagunju and O.A. Olanrewaju: Life Cycle Assessment of Ordinary Portland Cement (OPC), IntechOpen, London (2021).
- [2] M.S. Imbabi, C. Carrigan and J. McKenna, Int. J. Sustain. Built Environ., Vol.1(2012), pp. 1-13.
- [3] B. Strnadel, P. Mec, L. Mészárosová and R. Hela, Mater. Struct., Vol.54(2021), Article number 123.
- [4] D.O.F. Silva, M. Quattrone, R.C.O. Romano and S.C. Angulo, Resour. Conserv. Recycl., Vol.155(2020), 104653.
- [5] M. Keppert, R. Černý, P. Reiterman and O. Holčápek, Constr. Build. Mater., Vol.278(2021), 122352.
- [6] J. Winnefeld, M. Zajac, F. Goetz-Neunhoeffler and B. Lothenbach, Constr. Build. Mater., Vol.367(2023), 130289.

# BẢN ĐỒ TIẾNG ỒN MÁY BAY: THỰC TRẠNG TẠI VIỆT NAM VÀ KINH NGHIỆM QUỐC TẾ

Trần Đình Cường<sup>1\*</sup>, Đào Hồng Anh<sup>2</sup>, Võ Hoàng Thái<sup>2</sup>, Lê Văn Lưu<sup>1</sup>, Đặng Duy Khanh<sup>3</sup>

<sup>1</sup>*Khoa Xây dựng, Học viện Hàng không Việt Nam*

<sup>2</sup>*Sinh viên lớp 22ĐHXD01, Khoa Xây dựng, Học viện Hàng không Việt Nam*

<sup>3</sup>*Khoa Xây dựng, Đại học Nguyễn Tất Thành*

\*Email: [Cuongtd@vaa.edu.vn](mailto:Cuongtd@vaa.edu.vn)

## TÓM TẮT

Bài báo phân tích thực trạng xây dựng và quản lý bản đồ tiếng ồn máy bay tại Việt Nam, đồng thời so sánh với thông lệ quốc tế nhằm xác định các khoảng cách và đề xuất hướng hoàn thiện. Phương pháp nghiên cứu bao gồm tổng hợp tài liệu và phân tích so sánh. Kết quả cho thấy, tại Việt Nam, bản đồ tiếng ồn chủ yếu được xây dựng dựa trên mô hình lý thuyết trong giai đoạn thiết kế, chưa được hiệu chỉnh bằng số liệu đo đạc thực tế, không cập nhật theo hoạt động khai thác và chưa được công khai. Trong khi đó, các quốc gia phát triển áp dụng mô hình quản lý động, kết hợp giữa mô hình và đo đạc, cập nhật định kỳ và minh bạch hóa dữ liệu. Từ đó, bài báo đề xuất các giải pháp theo lộ trình, bao gồm bổ sung đo đạc và kiểm chứng mô hình, xây dựng hệ thống quan trắc và cập nhật định kỳ, hướng tới cơ sở dữ liệu quốc gia và tích hợp vào quy hoạch đô thị.

**TỪ KHÓA:** Bản đồ tiếng ồn máy bay, Mô hình tính toán, Quan trắc tiếng ồn, Quản lý tiếng ồn, Quy hoạch đất đai

## ABSTRACT

This paper analyzes the current state of aircraft noise mapping and management in Vietnam and compares it with international practices to identify existing gaps and propose improvement directions. The research methodology includes literature review and comparative analysis. The results indicate that in Vietnam, aircraft noise maps are primarily developed during the design stage based on theoretical models. However, they are not calibrated using actual measurement data, are not updated according to operational changes, and are not publicly disclosed. In contrast, developed countries adopt a dynamic management approach, combining modeling with real-world measurements, conducting periodic updates, and ensuring data transparency. Based on these findings, the paper proposes a set of phased solutions, including enhancing noise measurements and model validation, establishing a noise monitoring system with regular updates, and ultimately developing a national database integrated with urban planning.

**KEYWORDS:** Aircraft noise mapping, Computational modeling, Noise monitoring, Noise management, Land-use planning

## 1. ĐẶT VẤN ĐỀ

Ngành hàng không Việt Nam phát triển nhanh chóng, kéo theo việc mở rộng và xây dựng mới nhiều cảng hàng không. Theo quy hoạch, số cảng hàng không sẽ tăng từ 22 (năm 2026) lên 30 (năm 2030) và 33 (năm 2050) [1]. Sự

gia tăng hoạt động bay đã làm nổi cộm vấn đề ô nhiễm tiếng ồn, gây ảnh hưởng đáng kể đến cộng đồng dân cư xung quanh sân bay.

Trong bối cảnh đó, bản đồ tiếng ồn máy bay đóng vai trò là một công cụ quan trọng trong công tác quản lý và quy hoạch. Trước hết, bản đồ tiếng ồn cung cấp cơ sở khoa học cho việc quy hoạch sử dụng đất, giúp xác định

các vùng chịu ảnh hưởng khác nhau của tiếng ồn để từ đó đưa ra các định hướng phát triển phù hợp. Bên cạnh đó, đây còn là công cụ hỗ trợ quản lý môi trường, giúp các cơ quan chức năng đánh giá mức độ tác động của hoạt động hàng không và xây dựng các biện pháp giảm thiểu. Ngoài ra, bản đồ tiếng ồn còn góp phần nâng cao tính minh bạch thông tin, tạo điều kiện để cộng đồng tiếp cận và hiểu rõ hơn về mức độ ảnh hưởng của tiếng ồn trong khu vực sinh sống [2], [3], [4].

Tuy nhiên, thực tế tại Việt Nam cho thấy việc xây dựng và quản lý bản đồ tiếng ồn máy bay vẫn còn tồn tại nhiều hạn chế. Hiện nay, các bản đồ tiếng ồn được xây dựng trong giai đoạn thiết kế cảng hàng không, dựa vào các mô hình tính toán lý thuyết, thông qua phần mềm chuyên dụng. Việt Nam còn thiếu các hướng dẫn pháp lý và quy trình tiêu chuẩn cho việc đo đạc và đánh giá tiếng ồn máy bay, cũng như thiếu hệ thống quan trắc phù hợp [5]. Các nghiên cứu cho thấy độ chính xác của mô hình tính toán chỉ được cải thiện khi có sự hiệu chỉnh bằng số liệu đo thực tế [6]. Trong bối cảnh lưu lượng hàng không gia tăng, nhu cầu đánh giá tiếng ồn ngày càng trở nên quan trọng [7]. Điều này đặt ra yêu cầu cập nhật và hiệu chỉnh bản đồ tiếng ồn để phản ánh điều kiện khai thác thực tế. Cuối cùng, việc thiếu các chính sách và hệ thống quản lý đồng bộ cũng như cơ chế công bố thông tin đã hạn chế khả năng tiếp cận của cộng đồng đối với dữ liệu tiếng ồn hàng không [8].

Từ thực trạng nêu trên, bài báo tập trung xem xét mức độ tiệm cận của phương pháp xây dựng và quản lý bản đồ tiếng ồn máy bay tại Việt Nam so với các thông lệ quốc tế. Từ đó đề xuất một khung chuyên đổi từ “bản đồ tĩnh” sang “quản lý động” tại Việt Nam. Nghiên cứu được thực hiện dựa vào phương pháp tổng hợp tài liệu và phân tích so sánh.

## **2. CƠ SỞ LÝ THUYẾT VÀ PHƯƠNG PHÁP XÂY DỰNG BẢN ĐỒ TIẾNG ỒN MÁY BAY**

Bản đồ tiếng ồn máy bay là công cụ biểu diễn phân bố không gian của mức độ tiếng ồn thông qua các đường đồng mức, thể

hiện giá trị tiếng ồn tại các khu vực xung quanh sân bay [5], [6]. Các bản đồ này thường được xây dựng dựa trên các chỉ số tiếng ồn [9]. Trong lĩnh vực hàng không dân dụng, việc xây dựng và đánh giá tiếng ồn được định hướng bởi các tiêu chuẩn quốc tế, đặc biệt là ICAO (International Civil Aviation Organization) [4], trong đó quy định các phương pháp đánh giá, kiểm soát và giảm thiểu tiếng ồn máy bay, đồng thời nhấn mạnh vai trò của quy hoạch sử dụng đất và quản lý môi trường xung quanh sân bay.

Về phương pháp xây dựng, bản đồ tiếng ồn máy bay hiện nay chủ yếu được thiết lập thông qua các mô hình tính toán chuyên dụng. Hai công cụ phổ biến nhất là INM (Integrated Noise Model) và AEDT (Aviation Environmental Design Tool), trong đó AEDT là phiên bản phát triển mới hơn, được sử dụng rộng rãi tại nhiều quốc gia [10]. Các mô hình này cho phép mô phỏng mức độ phát sinh và lan truyền tiếng ồn từ hoạt động bay dựa trên các thuật toán tiêu chuẩn, kết hợp với dữ liệu về đặc tính tàu bay, chế độ vận hành và điều kiện khai thác. Kết quả đầu ra là các bản đồ đường đồng mức tiếng ồn, phục vụ cho đánh giá tác động môi trường và quy hoạch.

Các bản đồ tiếng ồn được xây dựng theo phương pháp trên là kết quả của mô hình dự báo, phản ánh kịch bản khai thác giả định hoặc dự kiến, chứ không phải là dữ liệu đo đạc thực tế tại hiện trường. Do đó, nếu không được hiệu chỉnh bằng số liệu quan trắc thực tế trong quá trình khai thác, độ chính xác và khả năng phản ánh đúng mức độ ảnh hưởng tiếng ồn đến cộng đồng có thể bị hạn chế.

## **3. THỰC TRẠNG BẢN ĐỒ TIẾNG ỒN MÁY BAY TẠI VIỆT NAM**

### **3.1 Thực trạng triển khai**

Tại Việt Nam, bản đồ tiếng ồn máy bay chủ yếu được xây dựng trong giai đoạn chuẩn bị đầu tư và thiết kế các cảng hàng không. Cụ thể, nội dung này thường xuất hiện trong các Báo cáo đánh giá tác động môi trường và hồ sơ thiết kế kỹ thuật của dự án sân bay. Mục tiêu chính của việc lập bản đồ tiếng ồn ở giai đoạn này là dự báo phạm vi ảnh hưởng của tiếng ồn

để phục vụ công tác thẩm định dự án và đề xuất các giải pháp giảm thiểu ban đầu. Tuy nhiên, sau khi dự án được phê duyệt và đi vào khai thác, các bản đồ này hầu như không được tiếp tục sử dụng như một công cụ quản lý động mà chỉ dừng lại ở vai trò tài liệu phục vụ thiết kế [11]. Phương pháp xây dựng bản đồ tiếng ồn tại Việt Nam chủ yếu dựa trên các mô hình tính toán như INM, sử dụng các dữ liệu đầu vào về loại tàu bay, quỹ đạo bay và số lượng chuyến bay theo kế hoạch khai thác dự kiến [5].

## 3.2 Những hạn chế chủ yếu

### 3.2.1 Thiếu đo đạc và hiệu chỉnh thực tế

Các nghiên cứu tại Việt Nam cho thấy hoạt động đo đạc tiếng ồn chủ yếu được thực hiện tại một số vị trí và trong các chiến dịch khảo sát ngắn hạn, phục vụ so sánh với kết quả mô hình. Kết quả cho thấy tồn tại sự khác biệt giữa giá trị tính toán và số liệu đo, đồng thời nhấn mạnh vai trò của dữ liệu thực tế trong việc kiểm chứng và nâng cao độ chính xác của mô hình [5], [7], [6]. Tuy nhiên, các hoạt động này chưa được triển khai như một hệ thống quan trắc liên tục và tích hợp trong công tác quản lý vận hành sân bay cũng như cập nhật bản đồ tiếng ồn.

### 3.2.2 Không cập nhật theo hoạt động khai thác

Hoạt động hàng không có tính chất động, thường xuyên thay đổi theo thời gian, bao gồm sự thay đổi về loại tàu bay, tần suất chuyến bay và quỹ đạo bay. Tuy nhiên, tại Việt Nam, việc cập nhật bản đồ tiếng ồn sau khi sân bay đi vào khai thác chưa được đề cập rõ ràng trong các nghiên cứu và tài liệu kỹ thuật hiện có. Điều này có thể dẫn đến sự sai lệch giữa bản đồ tiếng ồn được xây dựng ban đầu và thực tế phát sinh tiếng ồn.

### 3.2.3 Thiếu công khai và minh bạch thông tin

Một hạn chế đáng kể là các bản đồ tiếng ồn máy bay tại Việt Nam chưa được công bố rộng rãi cho cộng đồng. Người dân trong khu

vực chịu ảnh hưởng khó tiếp cận thông tin chính thức về mức độ tác động, từ đó hạn chế khả năng tham gia giám sát và phản hồi. Điều này cũng làm giảm tính minh bạch trong quản lý môi trường hàng không.

### 3.2.4 Chưa tích hợp với quy hoạch đô thị

Bản đồ tiếng ồn hiện chưa được sử dụng hiệu quả như một công cụ hỗ trợ quy hoạch sử dụng đất xung quanh sân bay. Việc thiếu liên kết giữa dữ liệu tiếng ồn và quy hoạch đô thị có thể dẫn đến phát triển khu dân cư trong các vùng chịu ảnh hưởng cao, làm gia tăng xung đột giữa hoạt động hàng không và đời sống người dân.

Tóm lại, việc xây dựng và sử dụng bản đồ tiếng ồn máy bay tại Việt Nam hiện vẫn mang tính tĩnh, chủ yếu phục vụ giai đoạn thiết kế ban đầu. Các bản đồ này thường được xây dựng bằng phần mềm theo hướng dẫn của ICAO, nhưng việc cập nhật và gắn với dữ liệu khai thác thực tế chưa được đề cập rõ ràng trong các tài liệu hiện có, khác với cách tiếp cận quản lý động tại nhiều quốc gia.

## 4. KINH NGHIỆM QUỐC TẾ VỀ XÂY DỰNG BẢN ĐỒ TIẾNG ÒN MÁY BAY

Tại các quốc gia có ngành hàng không phát triển, quản lý tiếng ồn máy bay đã chuyển từ cách tiếp cận tĩnh sang mô hình động, trong đó bản đồ tiếng ồn không chỉ là sản phẩm của giai đoạn thiết kế mà trở thành một công cụ được cập nhật và sử dụng thường xuyên trong quá trình khai thác. Những kinh nghiệm quốc tế cho thấy một số điểm mấu chốt sau.

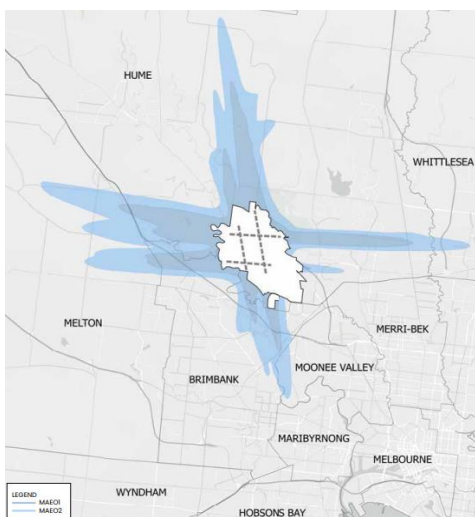
### 4.1 Kết hợp mô hình và đo đạc thực tế

Các quốc gia phát triển thường sử dụng mô hình tính toán để xây dựng bản đồ tiếng ồn ban đầu, tuy nhiên kết quả được hiệu chỉnh dựa trên dữ liệu đo đạc thực tế. Hệ thống quan trắc tiếng ồn được lắp đặt tại nhiều vị trí xung quanh sân bay nhằm ghi nhận liên tục mức ồn phát sinh từ hoạt động bay. Dữ liệu này được sử dụng để so sánh, đánh giá và điều chỉnh các tham số trong mô hình, từ đó nâng cao độ

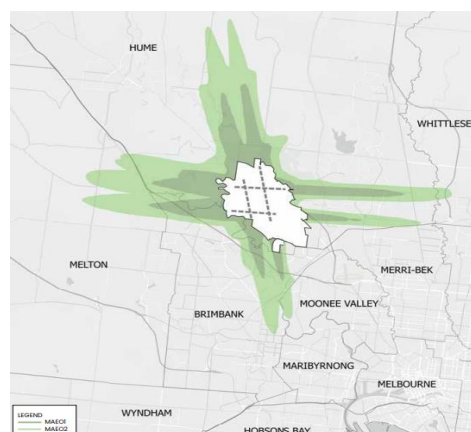
chính xác của bản đồ tiếng ồn. Cách tiếp cận này giúp đảm bảo rằng bản đồ không chỉ mang tính dự báo mà còn phản ánh sát thực tế khai thác [12].

#### 4.2 Cập nhật định kỳ

Một đặc điểm nổi bật trong quản lý tiếng ồn tại các nước phát triển là việc cập nhật bản đồ tiếng ồn theo chu kỳ, thường là hàng năm hoặc theo các mốc thay đổi quan trọng trong hoạt động khai thác. Ví dụ, tại sân bay Melbourne (Úc), bản đồ tiếng ồn được cập nhật định kỳ và công bố công khai qua cổng thông tin điện tử, cho phép người dân tra cứu theo vị trí (Hình 1, Hình 2). Mỗi khi có sự thay đổi về đội bay, tần suất chuyến bay, quỹ đạo bay hoặc hạ tầng sân bay, dữ liệu sẽ được cập nhật và đưa vào mô hình để tái tính toán bản đồ tiếng ồn. Việc cập nhật định kỳ này giúp các cơ quan quản lý luôn nắm bắt được diễn biến thực tế của tiếng ồn và kịp thời điều chỉnh các chính sách liên quan [12].



Hình 1: Bản đồ tiếng ồn máy bay của sân bay Melbourne, Úc năm 2007 [12]



Hình 2: Bản đồ tiếng ồn máy bay của sân bay Melbourne, Úc năm 2021 [12]

#### 4.3 Minh bạch hóa dữ liệu

Minh bạch thông tin là một yếu tố quan trọng trong quản lý môi trường hàng không tại các quốc gia tiên tiến. Bản đồ tiếng ồn và các dữ liệu liên quan thường được công bố rộng rãi thông qua các cổng thông tin điện tử của sân bay hoặc cơ quan quản lý. Người dân có thể dễ dàng tra cứu mức độ tiếng ồn tại khu vực sinh sống, cũng như theo dõi các thay đổi theo thời gian. Ngoài ra, nhiều quốc gia còn thiết lập các kênh tiếp nhận phản hồi và khiếu nại về tiếng ồn, qua đó tăng cường sự tham gia của cộng đồng và nâng cao tính minh bạch trong quản lý [12], [13].

#### 4.4 Quản lý chủ động và giảm thiểu tiếng ồn

Các quốc gia phát triển không chỉ dừng ở việc đánh giá và công bố thông tin mà còn áp dụng các biện pháp quản lý chủ động để giảm thiểu tiếng ồn. Các giải pháp bao gồm điều chỉnh quỹ đạo bay nhằm tránh khu dân cư nhạy cảm, hạn chế bay đêm, ưu tiên tàu bay ít ồn và áp dụng quy trình khai thác giảm tiếng ồn. Các quyết định này được đưa ra dựa trên phân tích từ bản đồ tiếng ồn đã được cập nhật và hiệu chỉnh, qua đó khẳng định vai trò trung tâm của công cụ này trong quản lý môi trường hàng không [12].

Nhìn chung, kinh nghiệm quốc tế cho thấy việc quản lý tiếng ồn máy bay hiệu quả đòi hỏi sự kết hợp giữa mô hình tính toán và dữ liệu thực tế, cùng với cơ chế cập nhật liên tục, minh bạch thông tin và các biện pháp can thiệp chủ động trong khai thác. Đây là những yếu tố cốt lõi mà Việt Nam có thể tham khảo để hoàn thiện hệ thống quản lý tiếng ồn trong thời gian tới.

## 5. SO SÁNH VÀ THẢO LUẬN

Để làm rõ sự khác biệt trong cách tiếp cận quản lý tiếng ồn máy bay, có thể so sánh giữa Việt Nam và các quốc gia phát triển theo các tiêu chí chính như trong Bảng 1.

Bảng 1. So sánh bản đồ tiếng ồn máy bay giữa Việt Nam và quốc tế

Tiêu chí	Việt Nam	Quốc tế
Cơ sở dữ liệu	Lý thuyết	Lý thuyết + đo đạc thực tế
Cập nhật	Không	Định kỳ (hàng năm hoặc theo thay đổi)
Công khai	Không	Có (truy cập công khai)
Ứng dụng	Giai đoạn thiết kế	Quản lý vận hành và môi trường

So sánh cho thấy khác biệt cốt lõi nằm ở cách tiếp cận: Việt Nam chủ yếu sử dụng bản đồ tiếng ồn cho giai đoạn thiết kế, trong khi các quốc gia phát triển coi đây là công cụ quản lý vận hành động, được cập nhật và kiểm chứng liên tục. Hiện Việt Nam còn thiếu hệ thống quan trắc chuyên dụng, dẫn đến hạn chế trong hiệu chỉnh mô hình và giảm độ tin cậy của bản đồ. Đồng thời, cơ chế cập nhật gần như chưa được thiết lập, khiến bản đồ không phản ánh kịp thời sự thay đổi của hoạt động khai thác. Bên cạnh đó, khung pháp lý còn thiếu và chưa đồng bộ, chưa gắn kết với quy hoạch và công khai thông tin.

Những hạn chế này cho thấy khoảng cách giữa Việt Nam và thông lệ quốc tế không chỉ ở kỹ thuật mà còn ở cách tiếp cận quản lý, làm cơ sở đề xuất các giải pháp hoàn thiện trong các phân tiếp theo.

## 6. ĐỀ XUẤT CHO VIỆT NAM

Từ những phân tích về thực trạng và kinh nghiệm quốc tế, để nâng cao hiệu quả xây dựng và quản lý bản đồ tiếng ồn máy bay tại Việt Nam, cần triển khai các giải pháp theo lộ trình phù hợp, bao gồm ngắn hạn, trung hạn và dài hạn.

### 6.1 Giải pháp ngắn hạn

Trước mắt, cần tập trung vào việc bổ sung dữ liệu thực tế nhằm kiểm chứng và cải thiện độ tin cậy của các bản đồ tiếng ồn hiện có. Cụ thể, cần triển khai các chương trình đo đạc tiếng ồn tại một số cảng hàng không lớn như Nội Bài, Tân Sơn Nhất, Đà Nẵng, nơi có mật độ khai thác cao và ảnh hưởng đáng kể đến khu dân cư xung quanh. Các chiến dịch đo đạc này nên được thực hiện theo phương pháp chuẩn, tại nhiều vị trí đại diện và trong các khung thời gian khác nhau (ngày, tối, đêm). Dữ liệu thu thập được sẽ được sử dụng để so sánh với kết quả từ mô hình tính toán hiện có, từ đó tiến hành hiệu chỉnh các tham số mô hình. Việc kiểm chứng này là bước quan trọng để đánh giá mức độ sai lệch giữa dự báo và thực tế, đồng thời tạo nền tảng cho các bước cải tiến tiếp theo.

### 6.2 Giải pháp trung hạn

Trong giai đoạn trung hạn, cần xây dựng một hệ thống quan trắc tiếng ồn máy bay mang tính hệ thống và lâu dài, thường được gọi là mạng lưới NMN (Noise Monitoring Network). Hệ thống này bao gồm các trạm đo tiếng ồn cố định được bố trí xung quanh khu vực sân bay, kết nối với trung tâm dữ liệu để thu thập và xử lý thông tin theo thời gian thực. Trên cơ sở dữ liệu thu thập được, các cơ quan quản lý có thể thực hiện việc cập nhật bản đồ tiếng ồn theo chu kỳ, ví dụ hàng năm hoặc khi có thay đổi lớn trong hoạt động khai thác. Việc cập nhật định kỳ không chỉ giúp bản đồ phản ánh đúng thực trạng mà còn hỗ trợ đánh giá hiệu quả của các biện pháp giảm thiểu tiếng ồn đã được áp dụng. Đồng thời, trong giai đoạn này cần từng bước chuẩn hóa quy trình xây dựng, hiệu chỉnh và cập nhật bản đồ tiếng ồn theo các hướng dẫn quốc tế.

### 6.3 Giải pháp dài hạn

Về dài hạn, cần xây dựng hệ thống quản lý tiếng ồn máy bay ở cấp quốc gia. Trước hết, cần hình thành cơ sở dữ liệu tích hợp từ các sân bay, bao gồm cả dữ liệu mô hình và đo đạc thực tế, đồng thời thiết lập cơ chế công khai thông tin để cộng đồng dễ dàng tiếp cận. Bản đồ tiếng ồn cần được tích hợp vào quy hoạch sử dụng đất và đô thị, nhằm kiểm soát phát triển tại các khu vực chịu ảnh hưởng và áp dụng các giải pháp giảm thiểu phù hợp. Song song, cần hoàn thiện khung pháp lý, quy định rõ trách nhiệm trong đo đạc, cập nhật và công bố thông tin.

Các giải pháp này hướng tới xây dựng hệ thống quản lý tiếng ồn hiện đại, minh bạch và phù hợp thông lệ quốc tế, góp phần giảm tác động môi trường và nâng cao chất lượng sống của cộng đồng.

## 7. KẾT LUẬN

Bài báo cho thấy bản đồ tiếng ồn máy bay tại Việt Nam được xây dựng ở giai đoạn thiết kế dựa trên mô hình dự báo, nhưng chưa được hiệu chỉnh, cập nhật và công khai đầy đủ, làm hạn chế vai trò trong quản lý môi trường. Trong khi đó, các quốc gia phát triển đã áp dụng mô hình quản lý động, kết hợp mô hình và dữ liệu quan trắc, cập nhật định kỳ và tích hợp vào vận hành cũng như công khai. Do đó, Việt Nam cần chuyển đổi sang cách tiếp cận này thông qua hoàn thiện hệ thống quan trắc, cập nhật dữ liệu và khung pháp lý, nhằm nâng cao hiệu quả quản lý và giảm thiểu tác động đến cộng đồng.

## TÀI LIỆU THAM KHẢO

[1] “Quyết định số 648/QĐ-TTg của Thủ tướng Chính phủ: Phê duyệt Quy hoạch tổng thể phát triển hệ thống cảng hàng không, sân bay toàn quốc thời kỳ 2021 - 2030, tầm nhìn đến năm 2050”.

[2] “Airport Planning Manual - Part II - Land Use and Environmental Management (Doc 9184 - Part 2)”, ICAO.

[3] “Recommended Method for Computing Noise Contours Around Airports (Doc 9911)”, ICAO.

[4] “Annex 16 - Environmental Protection - Volume I - Aircraft Noise”, ICAO.

[5] T. L. Nguyen, S. Naoaki, T. T. Vu, S. Keishi, M. Koichi, và Y. Ichiro, “New guidance manual for the monitoring and evaluation of aircraft noise in Vietnam with an experimental application to the aircraft noise monitoring at Noi Bai International Airport”, *INTER-NOISE NOISE-CON Congr. Conf. Proc.*, vol 265, tr 5759–5768, tháng 2 2023, doi: 10.3397/in\_2022\_0850.

[6] T. L. Bui, T. L. Nguyen, M. Morinaga, T. Morihara, và Y. Hiraguri, “Effect of measurement-based noise source model of military airplanes on the validity of aircraft noise estimation in Vietnam”, *Acoust. Sci. Technol.*, vol 42, số p.h 1, tr 50–57, 2021, doi: 10.1250/ast.42.50.

[7] “A Comprehensive Study On The Effects Of Noise Abatement Departure Procedures On Noise Contours Around Tan Son Nhat International Airport”, *IJAST*. Truy cập: 13 Tháng Tư 2026. [Online]. Available at: <https://ijast.org/volume-3-issue-2-article-3/>

[8] T. Vu, T. L. Nguyen, M. Ohya, K. Sakoda, và I. Yamada, “The development of sustainable policies to manage noise around airports in Vietnam”. Truy cập: 14 Tháng Tư 2026. [Online]. Available at: <https://ince.publisher.ingentaconnect.com/c>

ontentone/ince/incecp/2023/00000265/0000002/art00092?utm

[9] M. J. Crocker, “Fundamentals of Acoustics, Noise, and Vibration”, trong *Handbook of Noise and Vibration Control*, 1st a.b, M. J. Crocker, B.t.v, Wiley, 2007, tr 1–16. doi: 10.1002/9780470209707.ch1.

[10] “What is a noise model? | Federal Aviation Administration”. Truy cập: 13 Tháng Tư 2026. [Online]. Available at: <https://www.faa.gov/faq/what-noise-model>

[11] “Thông tư 52/2022/TT-BGTVT quy định về bảo vệ môi trường trong hoạt động hàng không dân dụng”.

[12] “Noise contours and reports”. Truy cập: 10 Tháng Tư 2026. [Online]. Available at: <https://www.melbourneairport.com.au/community/noise-contours-and-reports>

[13] “Géoportail”. Truy cập: 14 Tháng Tư 2026. [Online]. Available at: <https://www.geoportail.gouv.fr/>

# ẢNH HƯỞNG CỦA ĐỘ MẠNH ĐẾN KIỂM TOÁN DÀN THÉP MÁI NHỊP LỚN CHO CÔNG TRÌNH SÂN BAY: SO SÁNH GIỮA TCVN 5575:2024 VÀ AISC 360-22

Nguyễn Văn Giang<sup>1,\*</sup>, Nguyễn Thành Đạt<sup>2,\*</sup>

<sup>1</sup>Khoa Xây dựng, Trường Đại học Công nghệ TP.HCM (HUTECH)

<sup>2</sup>Học viện Hàng Không Việt Nam

\*Email: nv.giang@hutech.edu.vn

## TÓM TẮT

Bài báo trình bày so sánh kiểm toán khả năng chịu lực giữa hai hệ tiêu chuẩn thiết kế kết cấu thép thông qua mô hình dàn Pratt nhịp 60 m định hướng ứng dụng cho kết cấu mái nhà ga sân bay. Mô hình gồm 20 nút và 37 phần tử, được phân tích bằng phương pháp phần tử hữu hạn thanh phẳng trên nền tảng MATLAB, trong đó hệ số sử dụng (utilization ratio – UR) được xác định cho từng thanh theo hai phương pháp kiểm toán tương ứng. Kết quả cho thấy các thanh chịu kéo có giá trị UR gần như tương đương giữa hai tiêu chuẩn, dao động trong khoảng 0,21–0,25, trong khi các thanh chịu nén xuất hiện sự phân kỳ đáng kể, với giá trị UR theo tiêu chuẩn Việt Nam có thể lớn hơn nhiều lần khi độ mảnh tăng cao. Khi tỷ số  $KL/r$  tăng từ 30 đến 75, UR theo tiêu chuẩn Việt Nam tăng phi tuyến từ 0,38 lên 1,75, còn theo tiêu chuẩn Hoa Kỳ chỉ tăng nhẹ từ 0,21 đến 0,29; đồng thời, sự thay đổi hệ số chiều dài tính toán K ảnh hưởng mạnh đến các thanh xiên đầu dàn, có thể làm chuyển trạng thái từ đạt sang không đạt kiểm toán. Kết quả cho thấy vai trò chi phối của độ mảnh và hệ số K đối với thanh nén trong dàn mái nhịp lớn.

**TỪ KHOÁ:** Dàn thép nhịp lớn; TCVN 5575:2024; AISC 360-22; Độ mảnh

## ABSTRACT

This paper presents a comparative evaluation of structural capacity verification based on two steel design standards through a 60 m span Pratt truss model oriented toward airport terminal roof applications. The model consists of 20 nodes and 37 members, analyzed using the planar truss finite element method implemented in MATLAB, where the utilization ratio (UR) is calculated for each member according to the respective design provisions. The results indicate that tension members exhibit nearly identical UR values between the two standards, ranging from 0.21 to 0.25, whereas compression members show significant divergence, with UR values under the Vietnamese standard being considerably higher as slenderness increases. As the slenderness ratio  $KL/r$  increases from 30 to 75, the UR under the Vietnamese standard rises nonlinearly from 0.38 to 1.75, while the American standard shows only a slight increase from 0.21 to 0.29. In addition, variations in the effective length factor K have a pronounced impact on diagonal members, potentially shifting them from acceptable to non-compliant conditions. The findings highlight the governing role of slenderness and the effective length factor in the stability assessment of compression members in long-span truss roof structures.

**KEYWORDS:** Large-span steel truss; TCVN 5575:2024; AISC 360-22; Slenderness ratio

## 1. GIỚI THIỆU

Nhà ga hành khách sân bay yêu cầu không gian mái thông suốt, không cột giữa, với nhịp phổ biến 40–80 m [5]. Các công trình tiêu biểu như Nhà ga T2 Cảng Hàng không Quốc tế Nội Bài và Nhà ga sân bay Long Thành (đang thiết kế) sử dụng kết cấu mái nhịp lớn với dàn thép tải nhịp 60 m

trở lên [4]. Dàn thép phẳng là giải pháp ưu tiên nhờ hiệu quả vật liệu và khả năng lắp ghép.

Tại Việt Nam, TCVN 5575:2024 [1] là tiêu chuẩn thiết kế bắt buộc; AISC 360-22 [2] được tham chiếu song song tại các dự án quy mô lớn hoặc có vốn nước ngoài. Hai tiêu chuẩn xây dựng đường cong ổn định theo cách tiếp cận khác nhau, dẫn đến phân kỳ kết quả kiểm toán – đặc biệt với thanh nén có độ mảnh  $KL/r$  lớn [3].

Bài báo định lượng sự phân kỳ UR giữa hai tiêu chuẩn trên dàn Pratt nhịp 60 m, khảo sát ảnh hưởng của KL/r và hệ số K đến thanh nén – nhóm thanh không chế an toàn trong kết cấu mái nhịp lớn. Kết quả có giá trị tham khảo trong phạm vi mô hình nghiên cứu.

## 2. MÔ HÌNH VÀ PHƯƠNG PHÁP NGHIÊN CỨU

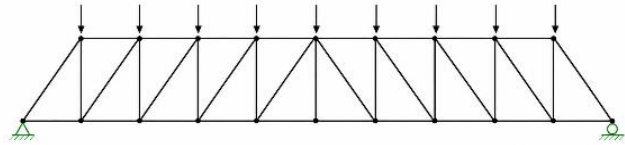
### 2.1. Mô hình kết cấu và giả thiết phân tích

Nghiên cứu sử dụng mô hình dàn Pratt nhịp 60 m định hướng ứng dụng cho kết cấu mái nhà ga sân bay. Dàn có chiều cao 6 m, tương ứng tỷ số nhịp trên chiều cao L/h = 10. Mô hình gồm 20 nút và 37 phần tử thanh, được phân nhóm thành các thanh biên dưới (BC), thanh biên trên (TC), thanh đứng (V), thanh xiên (DR/DL) và thanh đầu dàn (EP). Điều kiện biên được giả thiết gồm gối khớp tại nút 1 và gối con lăn tại nút 11, phù hợp với sơ đồ làm việc của dàn phẳng nhịp lớn một nhịp đơn giản. Hình học mô hình, sơ đồ tải trọng và điều kiện biên được thể hiện trên Hình 1.

Phân tích nội lực được thực hiện bằng mô hình phần tử hữu hạn thanh phẳng trên nền tảng MATLAB. Trong nghiên cứu này, mỗi thanh được giả thiết làm việc theo lý thuyết thanh hai lực, liên kết nút được xem là khớp lý tưởng trong mặt phẳng phân tích, và ứng xử vật liệu được giả thiết đàn hồi tuyến tính trong giai đoạn xác định nội lực. Do mục tiêu chính của bài báo là so sánh kết quả kiểm toán khả năng chịu lực giữa hai hệ tiêu chuẩn trên cùng một cơ sở nội lực, phân tích chưa xét đến các ảnh hưởng ngoài mặt phẳng, độ lệch hình học ban đầu, ứng suất dư và hiệu ứng bậc hai toàn hệ. Các ảnh hưởng này được phản ánh gián tiếp thông qua hệ số chiều dài tính toán K và thông qua công thức ổn định của từng tiêu chuẩn trong giai đoạn kiểm toán thanh nén.

Cách tiếp cận nêu trên cho phép tách bạch hai lớp bài toán: (i) xác định nội lực trong hệ dàn trên cùng một mô hình cơ học; và (ii) đánh giá sự khác biệt của hệ số sử dụng (UR) do chính quy định kiểm toán của từng tiêu chuẩn gây ra. Do đó, sai khác về UR được hiểu chủ yếu là hệ quả của sự khác

nhau giữa các đường cong ổn định và phương pháp suy giảm sức kháng nén, thay vì do sự khác nhau trong mô hình phân tích kết cấu.



**Hình 1:** Sơ đồ hình học và điều kiện biên, tải trọng của dàn Pratt nhịp 60m

**Bảng 1:** Thông số mô hình và tham số khảo sát dàn Pratt

Thông số	Giá trị	Ghi chú
Nhịp / chiều cao dàn	60 m / 6 m	L/h = 10
Số nút / phần tử	20 / 37	Dàn Pratt phẳng
Điều kiện biên	Khớp – Con lăn	Nút 1 và Nút 11
Mô hình phần tử	Thanh hai lực	Khớp lý tưởng tại nút
Vật liệu	E = 200 GPa; fy = 345 MPa	ASTM A572 Gr.50
Tiết diện TC, BC	□200×200×10 mm	A = 76,0 cm <sup>2</sup> ; r = 77,7 mm
Tiết diện DR, DL	□150×150×8 mm	A = 45,4 cm <sup>2</sup> ; r = 58,1 mm
Hệ số chiều dài K	0,8 / 1,0 / 1,2	Tham số khảo sát độ nhảy
Miền độ mảnh KL/r	30 – 75 (bước 5)	K và KL/r độc lập nhau
Tải trọng	Tập trung tại nút biên trên	Giả định; quy đổi từ tải mái
Tiêu chuẩn	TCVN 5575:2024; AISC 360-22	So sánh hệ số sử dụng UR

Độ mảnh của thanh nén được xác định theo  $\lambda = KL/r$ , trong đó L là chiều dài hình học, K là hệ số chiều dài tính toán và r là bán kính quán tính của tiết diện.

Theo AISC 360-22:

$$\phi_c P_n = \phi_c F_{cr} A_g, \text{ với } \phi_c = 0,9 \tag{1}$$

$F_{cr} = [0,658(F_y/F_e)] \cdot F_y$  khi  $KL/r \leq 4,71\sqrt{(E/F_y)}$  (vùng không đàn hồi)

$F_{cr} = 0,877 \cdot F_e$  khi  $KL/r > 4,71\sqrt{(E/F_y)}$  (vùng đàn hồi)

Theo TCVN 5575:2024:

$$NR_d = \phi A_f y / \gamma_c \tag{2}$$

$\lambda = (KL / \pi r) \cdot \sqrt{(f_y/E)}$ ;  $\varphi$  nội suy theo đường cong ổn định loại b (thanh hộp hàn)

Hệ số sử dụng được xác định:

$$UR = NEd/NRd \quad (3)$$

Trong đó  $F_{cr}$  và  $\varphi$  là các đại lượng phản ánh suy giảm sức kháng nén do ổn định. Thanh không đạt kiểm toán khi  $UR \geq 1,0$ .

**Bảng 2.** Nội lực và hệ số sử dụng UR của các thanh đại diện ( $K = 1,0$ )

Thanh	Loại	N (kN)	KL/r	UR (TCVN)	UR (AISC)	$\Delta$ (%)
BC5	Kéo	+1 125	—	0,245	0,259	-6
TC4	Nén	-1 080	62	0,520	0,217	+140
DR8	Nén	-525	72	1,146	0,186	+516

## 2.2. Vật liệu, tải trọng và tham số khảo sát

Vật liệu thép được giả thiết có mô đun đàn hồi  $E = 200$  GPa và giới hạn chảy  $f_y = 345$  MPa. Tải trọng được đặt tập trung tại các nút biên trên nhằm mô phỏng tác động tổng hợp của tính tải mái và hoạt tải khai thác mái. Trong phạm vi nghiên cứu này, tải trọng được sử dụng theo dạng tải nút để phản ánh cơ chế truyền tải điển hình của hệ xà gồ–dàn mái đối với bài toán dàn phẳng. Các thông số chính của mô hình được tóm tắt trong Bảng 1.

Bài báo tập trung khảo sát hai tham số chi phối ổn định của thanh nén là tỷ số độ mảnh  $KL/r$  và hệ số chiều dài tính toán  $K$ . Trong đó,  $KL/r$  được khảo sát trong khoảng từ 30 đến 75 với bước tăng 5; hệ số  $K$  được xét ở ba mức 0,8; 1,0 và 1,2. Việc lựa chọn miền khảo sát này nhằm đại diện cho các trạng thái làm việc thường gặp của thanh nén trong dàn mái nhịp lớn, từ trường hợp được kiểm chế tương đối tốt đến trường hợp bất lợi hơn về điều kiện liên kết và chiều dài hữu hiệu. Trên cơ sở đó, các thanh nén điển hình thuộc nhóm biên trên, thanh xiên và thanh biên đầu dàn (EP) được lựa chọn để phân tích độ nhạy của kết quả kiểm toán.

Cần lưu ý rằng trong nghiên cứu này,  $K$  được xem là tham số khảo sát phục vụ đánh giá độ nhạy, không phải giá

trị xác định từ phân tích ổn định riêng của toàn hệ. Vì vậy, kết quả thu được phản ánh xu hướng biến thiên của UR khi điều kiện chiều dài hữu hiệu thay đổi, từ đó làm rõ mức độ nhạy cảm của từng nhóm thanh đối với giả thiết ổn định.

## 2.3. Phạm vi áp dụng và giới hạn nghiên cứu

Kết quả của nghiên cứu này được xây dựng trên cơ sở một mô hình dàn Pratt phẳng nhịp 60 m, với giả thiết tải trọng tập trung tại nút, vật liệu thép làm việc trong miền đàn hồi tuyến tính, và kiểm toán ổn định thanh nén được thực hiện chủ yếu thông qua các tham số độ mảnh  $KL/r$  và hệ số chiều dài tính toán  $K$ . Trong khuôn khổ này, cùng một tập nội lực được sử dụng để so sánh trực tiếp giữa TCVN 5575:2024 và AISC 360-22, nhằm làm rõ ảnh hưởng của công thức kiểm toán ổn định đến hệ số sử dụng của các thanh nén.

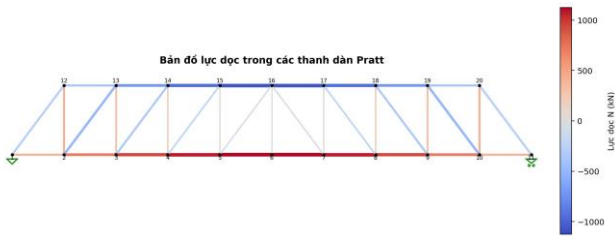
Cần nhấn mạnh rằng nghiên cứu chưa xét đến một số yếu tố có thể ảnh hưởng đến ứng xử thực của kết cấu, bao gồm liên kết bán cứng tại nút, ổn định ngoài mặt phẳng, sai lệch hình học ban đầu, ứng suất dư, cũng như các hiệu ứng bậc hai hình học–vật liệu [8]. Ngoài ra, các hiện tượng cục bộ tại nút dàn và tương tác không gian của hệ kết cấu cũng không được xem xét trong mô hình hiện tại.

Do đó, các kết luận của bài báo nên được hiểu như một so sánh mang tính định hướng giữa hai hệ tiêu chuẩn trên cùng một mô hình đại diện, thay vì là cơ sở thay thế cho quy trình thiết kế chi tiết. Kết quả nghiên cứu có thể hữu ích trong giai đoạn tiền thiết kế và đánh giá sơ bộ, đặc biệt trong việc nhận diện các thanh nén nhạy cảm với giả thiết độ mảnh và lựa chọn tiêu chuẩn kiểm toán phù hợp đối với kết cấu mái nhịp lớn.

## 3. KẾT QUẢ VÀ THẢO LUẬN

### 3.1. Phân bố nội lực

Bản đồ lực dọc (Hình 2) ghi nhận: biên dưới BC chịu kéo (màu đỏ), biên trên TC và thanh xiên DR chịu nén (màu xanh), thanh biên đầu dàn chịu nén lớn do tiếp nhận phản lực gối. Võng lớn nhất tại giữa nhịp  $\approx -46$  mm ( $L/1300$ ), trong giới hạn sử dụng. Thanh nén bị chi phối bởi ổn định tổng thể, nhạy cảm hơn với  $KL/r$  và  $K$  – là đối tượng phân tích chính.



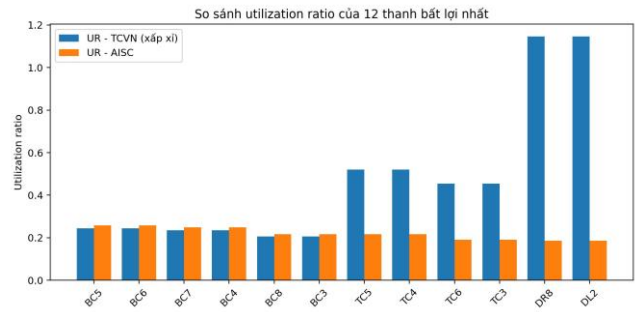
**Hình 2:** Bản đồ lực dọc trong dàn Pratt (đỏ = kéo, xanh = nén, kN)

### 3.2. So sánh TCVN 5575:2024 và AISC 360-22

**Bảng 3.** Hệ số sử dụng UR của các thanh đại diện theo TCVN 5575:2024 và AISC 360-22 ( $K = 1,0$ )

Thanh	Loại	$KL/r$	UR (TCVN)	UR (AISC)	$\Delta$ (%)
BC5	Kéo — biên dưới	—	0,25	0,26	-4
BC3	Kéo — biên dưới	—	0,21	0,21	0
TC4	Nén — biên trên	62	0,52	0,21	+148
TC5	Nén — biên trên	62	0,52	0,21	+148
DR8	Nén — thanh xiên	72	1,15	0,19	+505
DL2	Nén — thanh xiên	72	1,15	0,19	+505

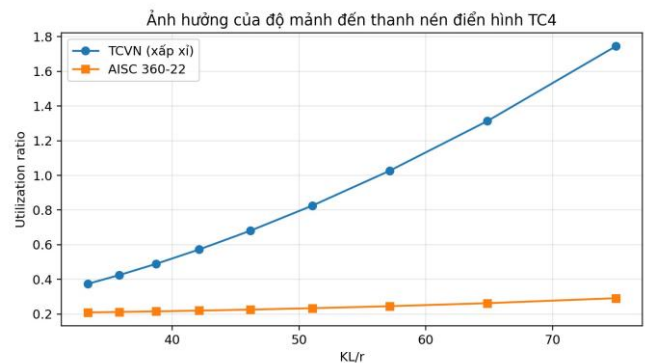
Biểu đồ cột (Hình 3) xác nhận: nhóm BC có  $UR \approx 0,21-0,25$ , gần như trùng nhau giữa hai tiêu chuẩn. Nhóm TC phân kỳ  $\approx 148\%$ ; nhóm xiên DR8, DL2 vượt ngưỡng  $UR = 1,0$  theo TCVN trong khi AISC chỉ cho  $UR \approx 0,19$  – chênh lệch tuyệt đối hơn 0,95. Sự phân kỳ tập trung hoàn toàn ở thanh nén có độ mảnh lớn [2][3]. Cần lưu ý rằng giá trị UR của TC4 trong Bảng 2 là kết quả tại trạng thái mô hình cơ sở, còn Hình 4 là khảo sát tham số trong đó nội lực dọc của thanh TC4 được giữ không đổi và tỷ số  $KL/r$  được thay đổi giả định để đánh giá độ nhạy của UR.



**Hình 3:** So sánh UR của 12 thanh bất lợi nhất – TCVN (nội suy) và AISC 360-22

### 3.3. Ảnh hưởng của $KL/r$ đến thanh nén TC4

Hình 4 ghi nhận: khi  $KL/r$  tăng từ 30 đến 75, UR theo TCVN tăng phi tuyến từ 0,38 lên 1,75, vượt ngưỡng  $UR = 1,0$  tại  $KL/r \approx 57$ ; UR theo AISC chỉ tăng từ 0,21 lên 0,29. Khoảng cách  $\Delta UR$  mở rộng từ 0,17 ( $KL/r = 30$ ) đến 1,46 ( $KL/r = 75$ ). Vùng  $KL/r = 50-75$  là vùng phổ biến cho thanh biên trên nhịp 40–80 m, cho thấy lựa chọn tiêu chuẩn ảnh hưởng quyết định đến kết quả thiết kế [1][3].



**Hình 4:** Ảnh hưởng  $KL/r$  đến UR thanh TC4 – TCVN (nội suy) và AISC 360-22

Sự sai khác giữa hai tiêu chuẩn chủ yếu xuất phát từ cách xây dựng đường cong ổn định thanh nén. Trong TCVN 5575:2024, hệ số ổn định  $\phi$  được xác định theo dạng đường cong Perry–Robertson có xét ảnh hưởng của khuyết tật ban đầu và loại tiết diện, do đó sức kháng nén suy giảm nhanh hơn khi độ mảnh quy đổi tăng. Trong khi đó, AISC 360-22 sử dụng biểu

thức ứng suất tới hạn nén  $F_{cr}$  theo hàm thực nghiệm phụ thuộc tỷ số  $F_y/F_e$ , cho phép mức suy giảm khả năng chịu nén diễn ra mềm hơn trong vùng độ mảnh trung bình và lớn. Vì vậy, đối với các thanh nén có  $KL/r$  cao, kết quả kiểm toán theo TCVN thường cho giá trị hệ số sử dụng UR lớn hơn đáng kể so với AISC. [2][3][7].

### 3.4. Ảnh hưởng của hệ số K

Khảo sát  $K = 0,8 / 1,0 / 1,2$  ghi nhận: DR8 nhạy cảm nhất – UR theo TCVN tăng từ  $0,74 \rightarrow 1,15 \rightarrow 1,64$ . Thanh DR7:  $0,53 \rightarrow 0,82 \rightarrow 1,17$ ; TC4, TC5:  $0,35 \rightarrow 0,52 \rightarrow 0,73$ . Thay đổi 20% trong K đẩy DR8 từ đạt sang vượt ngưỡng xác định K sát thực tế liên kết là yếu tố quyết định an toàn [1] [6].

## 4. KẾT LUẬN

### 4.1. Kết luận

Trên cơ sở phân tích mô hình dàn Pratt nhịp 60 m và so sánh kết quả kiểm toán giữa TCVN 5575:2024 và AISC 360-22 trên cùng một tập nội lực tương đối, có thể rút ra một số nhận xét chính như sau:

- Các thanh nén thể hiện độ nhạy cao hơn so với thanh kéo trong kiểm toán theo cả hai tiêu chuẩn. Trong khi các thanh kéo biên dưới có hệ số sử dụng thấp và sai khác không đáng kể, các thanh nén biên trên và thanh xiên có xu hướng chi phối điều kiện kiểm toán.
- Sự phân kỳ giữa hai tiêu chuẩn tập trung chủ yếu ở các thanh nén có độ mảnh lớn. Khi tỷ số  $KL/r$  tăng, hệ số sử dụng theo TCVN có xu hướng tăng nhanh hơn so với AISC, dẫn đến khả năng đạt hoặc vượt ngưỡng kiểm toán sớm hơn trong cùng điều kiện nội lực.
- Hệ số chiều dài tính toán K ảnh hưởng đáng kể đến kết quả kiểm toán thanh nén. Sự thay đổi của K làm thay đổi độ mảnh hữu hiệu, từ đó tác động trực tiếp

đến hệ số sử dụng, đặc biệt đối với các thanh xiên và thanh gần gối.

- Sự khác biệt giữa hai tiêu chuẩn mang tính chất phụ thuộc trạng thái làm việc của thanh, trong đó các thanh nén mảnh nhạy cảm hơn với phương pháp đánh giá ổn định, còn các thanh kéo ít bị ảnh hưởng.

### 4.2. Kiến nghị

(1) Trong thiết kế dàn thép nhịp lớn, cần tập trung kiểm soát các thanh nén có độ mảnh lớn, do đây là nhóm phần tử nhạy cảm với giả thiết ổn định và tiêu chuẩn kiểm toán.

(2) Việc xác định hệ số K cần được xem xét phù hợp với điều kiện liên kết và hệ giằng, đặc biệt đối với các thanh xiên và thanh đầu dàn, nhằm đảm bảo đánh giá đúng khả năng chịu lực.

(3) Khi sử dụng đồng thời TCVN 5575:2024 và AISC 360-22, cần so sánh kết quả trên cùng cơ sở nội lực và hiểu rằng sai khác chủ yếu xuất phát từ cách xây dựng công thức ổn định thanh nén.

(4) Cần tiếp tục nghiên cứu theo hướng bổ sung số liệu nội lực chi tiết, mở rộng mô hình không gian và xét các tổ hợp tải trọng đầy đủ, nhằm nâng cao độ tin cậy và khả năng áp dụng thực tế của kết quả.

## TÀI LIỆU THAM KHẢO

- [1] Bộ Xây dựng Việt Nam, TCVN 5575:2024 – Kết cấu thép – Tiêu chuẩn thiết kế. Hà Nội: NXB Xây dựng, 2024.
- [2] American Institute of Steel Construction, AISC 360-22 Specification for Structural Steel Buildings. Chicago: AISC, 2022.
- [3] Galambos, T.V. và Surovek, A.E., Structural Stability of Steel. Hoboken, NJ: Wiley, 2008.
- [4] Liew, J.Y.R. và Wang, C.K., Structural Analysis, 7th ed. Boca Raton: CRC Press, 2018.

- [5] ICAO, Airport Planning Manual, Doc 9184, Part 1.  
Montreal: ICAO, 2019.
- [6] Yura, J.A., "Fundamentals of Beam Bracing," AISC  
Engineering Journal, 38(1), 2001.
- [7] Trahair, N.S. et al., The Behaviour and Design of Steel  
Structures to EC3, 4th ed., CRC Press, 2008.
- [8] Ziemian, R.D. (ed.), Guide to Stability Design Criteria  
for Metal Structures, 6th ed., Wiley, 2010.

# MÔ PHỎNG PHẦN TỬ HỮU HẠN ĐÁNH GIÁ NGUY CƠ GÂY NỨT CỦA TƯỜNG BÊ TÔNG CỐT THÉP KHỐI LỚN CHỊU TẢI TRỌNG NGANG

Đinh Hồng Bá Thi<sup>1,\*</sup>Phạm Bá Tùng<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Khoa kỹ thuật Xây dựng, Đại học Bách Khoa TP.HCM

<sup>2</sup>Khoa Xây dựng, Học viện Hàng không Việt Nam

\*Email: thi.dinh1@hcmut.edu.vn

## TÓM TẮT

Nghiên cứu tập trung vào vách bê tông cốt thép khối lớn thường dùng làm bể chứa và tường chắn đất, với bản mặt phẳng ngàm chặt vào móng và chịu tải trọng ngang do áp lực đất, nước. Mặc dù thiết kế cốt thép đã đảm bảo khả năng chịu lực, hiện tượng co ngót nội sinh dưới điều kiện kìm giữ vẫn chưa được khảo sát đầy đủ. Quan sát thực tế cho thấy vết nứt thường khởi phát từ đỉnh vách và lan xuống chân tường, với bề rộng giảm dần theo chiều sâu. Nhóm nghiên cứu đã xây dựng mô hình phần tử hữu hạn phi tuyến để đánh giá chỉ số nứt. Kết quả chỉ ra rằng co ngót bị kìm giữ tạo ra ứng suất kéo cục bộ vượt giới hạn bền kéo của bê tông, trong đó độ cứng móng, hệ số ma sát và đặc tính cơ-nhiệt của vật liệu là các yếu tố quyết định vị trí, hướng và độ rộng vết nứt. Do đó, cần xem xét co ngót nội sinh như một tải trọng biến dạng trong thiết kế và áp dụng phân tích phi tuyến để dự đoán chính xác quá trình hình thành và phát triển vết nứt.

**TỪ KHOÁ:** Vách bê tông khối lớn, co ngót nội sinh, vết nứt do co ngót, phân tích phi tuyến

## ABSTRACT

This study focuses on large reinforced concrete walls commonly used in storage tanks and retaining structures, with the wall slab rigidly fixed to the foundation and subjected to lateral earth and water pressures. Although the reinforcement design ensures adequate load-bearing capacity, restrained autogenous shrinkage has not been sufficiently investigated. Field observations show that cracks often initiate at the top of the wall and propagate downward toward the base, with crack width decreasing with depth. A nonlinear finite element model was developed to evaluate the cracking index. The results indicate that restrained shrinkage generates localized tensile stresses exceeding the tensile strength of concrete, while foundation stiffness, friction coefficient, and the thermo-mechanical properties of the material are the key factors governing the location, direction, and width of cracking. Therefore, autogenous shrinkage should be considered as an imposed strain load in design, and nonlinear analysis should be used to accurately predict crack initiation and propagation.

**KEYWORDS:** Massive RC walls, autogenous shrinkage, Shrinkage-induced cracking, nonlinear analysis

## 1. GIỚI THIỆU

### 1.1. Tổng quan về nghiên cứu

Hiện tượng nứt trên vách bê tông cốt thép tầng hầm là vấn đề phổ biến và nghiêm trọng, ảnh hưởng trực tiếp đến khả năng sử dụng và độ bền của công trình ngầm. Vết nứt không chỉ làm giảm khả năng chịu lực mà còn gây phân bố ứng suất không đồng đều, dễ lan rộng dưới tải trọng tiếp theo

và tạo điều kiện cho độ ẩm, muối, CO<sub>2</sub> xâm nhập, dẫn đến ăn mòn cốt thép và rút ngắn tuổi thọ kết cấu.

Nguyên nhân chính là co ngót bị kìm giữ của bê tông: thể tích giảm do mất nước nhưng bị ràng buộc bởi móng và đất xung quanh, sinh ra ứng suất kéo nội sinh vượt giới hạn bền kéo. Áp lực ngang từ đất cũng thúc đẩy sự hình thành và phát triển vết nứt. Mặc dù thiết kế cốt thép đã đảm bảo chịu

tải trọng ngoài, biến dạng do co ngót thường bị bỏ qua, dẫn đến đánh giá thấp chiều rộng và vị trí vết nứt.

## 1.2. Đặc điểm của công trình

Nghiên cứu này xây dựng và ứng dụng mô hình phần tử hữu hạn phi tuyến trong ATENA để mô phỏng đồng thời co ngót dài hạn và tải trọng ngang của vách bê tông cốt thép tầng hầm, nhằm dự đoán thời điểm khởi phát, hướng lan truyền và chiều rộng vết nứt. Mô hình được triển khai với các tham số vật liệu bê tông và cốt thép phù hợp, sau đó thực hiện phân tích tham số về mức co ngót, hình học vách, bố trí cốt thép và tương tác đất-kết cấu, đồng thời đối chiếu kết quả mô phỏng với quan trắc thực địa về vị trí và bề rộng vết nứt trên các vách hiện có.



**Hình 1:** Các vết nứt trên vách tầng hầm tại khu vực Quận 1

Trong phạm vi này, co ngót bê tông được biểu diễn dưới dạng tải trọng biến dạng nội sinh phương ngang theo thời gian, còn ảnh hưởng của trọng lượng bản thân, nhiệt độ và từ biến được bỏ qua. Cốt thép được lý tưởng hóa là thanh liên kết hoàn hảo với bê tông. Dù các giả định này có thể ảnh hưởng đến độ lớn tuyệt đối của chiều rộng vết nứt, chúng cho phép phân tích tham số nhất quán các yếu tố kiểm soát nứt do co ngót trong vách tầng hầm.

## 1.3. Giai đoạn thi công và thực hiện mô phỏng cho kết cấu

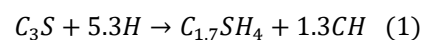
Quá trình co ngót và nứt nẻ của tường tầng hầm thường được chia thành ba giai đoạn: Giai đoạn 1 thi công và dưỡng hộ bê tông tường trong 28 ngày, khi co ngót xảy ra nhưng tác động chưa lớn; Giai đoạn 2 thi công chống thấm và lấp đất hố móng trong khoảng 15–30 ngày, làm tường bắt đầu chịu áp lực đất ngang; và giai đoạn 3 dài hạn, khi tường đồng thời chịu co ngót khô và áp lực đất gần như không đổi. Trong nghiên cứu này, mô phỏng được thực hiện từ giai đoạn 2 trở đi, tức sau khi kết thúc dưỡng hộ, với thời gian phân tích khoảng 6–7 tháng sau 28 ngày đổ bê tông.

## 2. CƠ SỞ LÝ THUYẾT

### 2.1. Co ngót

Co ngót là sự giảm thể tích của bê tông do mất nước, gây biến dạng theo thời gian và có thể tạo ứng suất nội, dẫn đến nứt nếu không được kiểm soát. Hiện tượng này gồm hai giai đoạn: Co ngót ngắn hạn xảy ra trong 24 giờ đầu sau khi đổ, và co ngót dài hạn kéo dài từ vài tuần đến nhiều năm tùy môi trường. Do vết nứt thường xuất hiện sau 2–7 ngày kể từ khi đổ bê tông và phát triển kéo dài theo thời gian, nên nghiên cứu này chỉ tập trung vào co ngót dài hạn.

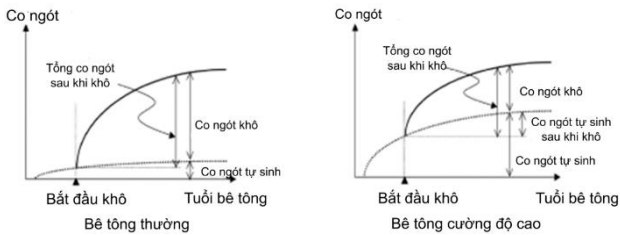
Trong thiết kế, độ co ngót bê tông thường được hiểu là tổng của co ngót khô và co ngót tự sinh, còn biến dạng co ngót ở trạng thái dẻo thường không xét đến. Co ngót khô xảy ra khi nước thoát ra khỏi các lỗ mao dẫn sau khi bê tông đã đông cứng, gây ứng suất kéo trong vật liệu; co ngót tự sinh phát sinh do phản ứng thủy hóa xi măng, khi thể tích sản phẩm thủy hóa nhỏ hơn ban đầu, tạo lỗ rỗng và làm bê tông co lại. Dạng co ngót này thường nhỏ trong bê tông thường nhưng có thể đáng kể ở bê tông cường độ cao có tỷ lệ nước/xi măng ( $N/X$ ) thấp, và có thể được kiểm soát thông qua việc lựa chọn cấp cường độ và thành phần cấp phối phù hợp. Phản ứng thủy hóa cơ bản có thể viết gần đúng là:



Do thể tích sản phẩm rắn chỉ còn khoảng 90% so với xi măng và nước ban đầu, nước bị tiêu thụ nhanh làm giảm áp suất trong lỗ rỗng và tạo lực mao dẫn theo phương trình Laplace [1]:

$$P = \frac{2\gamma \cos(\theta)}{r} \quad (2)$$

Trong đó  $P$  là áp suất mao dẫn,  $\gamma$  là sức căng bề mặt,  $\theta$  là góc tiếp xúc và  $r$  là bán kính mao quản. Vì vậy, bê tông có tỷ lệ nước/xi măng thấp thường có mao quản nhỏ hơn, nên áp suất mao dẫn lớn hơn và co ngót tự sinh cũng lớn hơn; nói cách khác, bê tông cường độ càng cao thì biến dạng co ngót hóa học càng đáng kể.



**Hình 2:** Biến dạng co ngót của bê tông thường và bê tông cường độ cao

Theo Eurocode2, co ngót khô và co ngót tự sinh có thể tính toán bằng công thức sau:

Co ngót bê tông khô [1] (drying shrinkage):

$$\varepsilon_{cd} = \beta_{as} k_h \varepsilon_{cd,0} \quad (3)$$

Với:

$$\beta_{as} = \frac{(t - t_s)}{(t - t_s) + \sqrt{h_0^3}} \quad (4)$$

Trong đó:

$k_h$ : Là hệ số phụ thuộc kích thước danh nghĩa

$h_0$ : Dựa theo bảng sau:

**Bảng 1:** Biến dạng co ngót của bê tông thường và bê tông cường độ cao [2]

$k_h$	100	200	300	$\geq 500$
$h_0$	1	0.85	0.75	0.7

$t$ : Là tuổi của bê tông tại thời điểm xét

$t_s$ : Là tuổi của bê tông lúc bắt đầu co ngót khô

$h_0$ : Là kích thước danh nghĩa của mặt cắt ngang  $2A_c/u$

$A_c$ : Là diện tích mặt cắt ngang bê tông

$u$ : Là chu vi phần mặt cắt ngang mà nó co ngót khô.

Co ngót bê tông tự sinh [2] (autogenous shrinkage):

$$\varepsilon_{ca} = \beta_{as} k_h \varepsilon_{ca}(\infty) \quad (5)$$

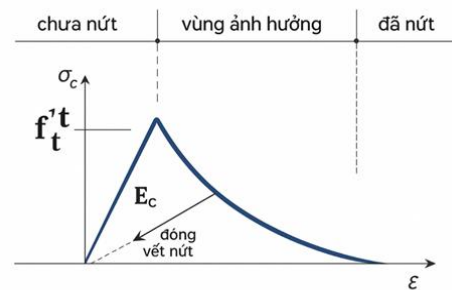
Trong đó:

$\varepsilon_{ca}(\infty) = 2.5 \times (f_{ck} - 10) \times 10^{-6}$ : Giá trị co ngót tự sinh cuối cùng khi phản ứng thủy hóa gần như hoàn tất

$\beta_{as} = 1 - e^{-0.2t^{0.5}}$ : Mức độ hình thành co ngót theo thời gian

## 2.2. Độ rộng vết nứt

Vết nứt trong kết cấu bê tông cốt thép thường xuất hiện khi ứng suất kéo vượt quá cường độ kéo của bê tông, khoảng  $0.7\sqrt{f_{ck}}$ . Chúng làm giảm thẩm mỹ, độ kín nước, khả năng bảo vệ cốt thép và độ bền, đồng thời ảnh hưởng đến khả năng truyền lực của kết cấu. Vì vậy, việc dự đoán chính xác độ rộng và sự phát triển vết nứt là rất cần thiết trong thiết kế, đặc biệt với các công trình đòi hỏi độ an toàn và độ bền cao.



**Hình 3:** Giai đoạn hình thành vết nứt

Vật liệu trải qua ba giai đoạn: Trước khi nứt, chịu kéo đàn hồi tuyến tính đến cường độ kéo tối đa  $f_t^t$ ; gần đạt giới hạn này, vi vết nứt xuất hiện và lan dần, ứng suất giảm nhưng vật liệu vẫn truyền lực; sau khi giải phóng hoàn toàn ứng suất tại đầu vết nứt, bê tông không còn chịu kéo, vết nứt mở rộng mà không cần thêm lực, chỉ phụ thuộc vào biến dạng kéo tiếp theo.

Độ rộng khe nứt đơn  $w$  chính là khoảng cách tách rời thực tế giữa hai bề mặt vết nứt, đo theo phương vuông góc

với mặt nứt, sau khi bê tông đã hoàn toàn giải phóng ứng suất kéo tại vị trí nứt, được tính theo [3], [4]:

$$w = \varepsilon_{cr} \times L' \quad (6)$$

Trong đó:

$\varepsilon_{cr}$ : Biến dạng nứt, biến dạng theo phương vuông góc với mặt nứt, đo sau khi ứng suất ở vết nứt đã hoàn toàn giải phóng.

$L'$ : Chiều rộng băng nứt, hay chiều dài vùng lan truyền biến dạng nứt.

Khi mô hình có nhiều vết nứt (nhiều phần tử hoặc nhiều dải vết nứt), ta tính tổng độ rộng vết nứt bằng [3], [4]:

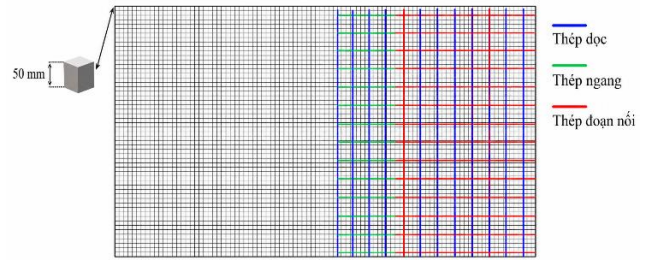
$$\sum w_i = \sum (\varepsilon_{cr} \times L') \quad (7)$$

Với mỗi  $i$  một phần tử bị nứt.

Thông số tổng các độ rộng vết nứt sẽ thể hiện tổng “mức hư hại” trên toàn mô hình.

### 2.3. Xây dựng mô hình vật liệu

Kết cấu tường bê tông cốt thép 3D được mô phỏng bằng phần mềm ATENA, trong đó bê tông được mô hình hóa bằng phần tử khối 3D kích thước 50 mm và cốt thép bằng phần tử thanh 1D. Mô hình vật liệu bê tông sử dụng CC3DNonLinCementitious2 [4] (fracture-plastic), phù hợp cho phân tích phi tuyến với các thông số đặc trưng như mô đun đàn hồi, hệ số Poisson, cường độ kéo và nén. Cốt thép được giả thiết bám dính hoàn hảo với bê tông, làm việc theo mô hình đàn hồi-dẻo lý tưởng và được đơn giản hóa thành các thanh thẳng. Mô hình sử dụng ba loại đường kính thép với các thông số cơ bản được xác định cụ thể.



**Hình 4:** Mô hình phần tử hữu hạn

Mặt bên trái, phải và mặt đáy của tường sẽ có điều kiện biên ngàm vì khi đổ bê tông tường các mặt này tiếp xúc với cột, nền bê tông đã xây từ trước và các kết cấu này được xem như cứng hoàn toàn.

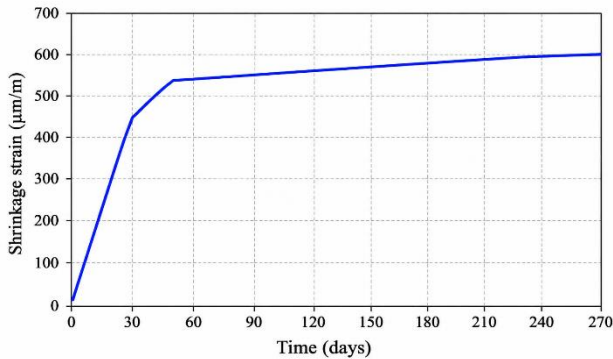
### 3. KỊCH BẢN MÔ PHỎNG

Mô hình tường bê tông cốt thép được gán biến dạng co ngót thể tích không đổi theo phương ngang  $\varepsilon_{xx} = 600 \mu\text{m}/\text{m}$  và khảo sát trong bốn trường hợp:

- Thay đổi chiều dài tường, từ 4 – 6 m, khoảng tầng 0.5 m, cấp phối bê tông (EC2) là C30/37.
- Thay đổi cấp phối bê tông theo (EC2), từ C25/30 đến C60/70.
- Thay đổi lượng cốt thép, tăng khoảng cách bố trí thép theo phương ngang từ 100 – 200 mm, khoảng tầng là 50 mm, và thay đổi đường kính cốt thép 12 mm và 14 mm. Cốt thép phương đứng giữ nguyên.
- Thay đổi biện pháp thi công, trường hợp 1 chỉ đổ bê tông vách tầng hầm, với điều kiện biên ngàm ở hai mặt bên và mặt đáy, sau đó xét thêm áp lực đất để khảo sát. Trường hợp 2 đổ đồng thời vách tầng hầm và dầm sàn phía trên, với điều kiện biên ngàm bốn mặt trên, dưới, trái và phải; dầm sàn phía trên được giả thiết cứng hoàn toàn và không mô phỏng riêng, rồi tiếp tục xét ảnh hưởng của áp lực đất.

Ba trường hợp đầu chỉ xét ảnh hưởng của co ngót dài hạn đến biến dạng của tường, còn trường hợp cuối xét đồng thời co ngót dài hạn và áp lực đất ngang. Đất lấp là đất cát,

với áp lực đất tính theo ( $P = 18z \text{ (kN/m}^2\text{)}$ ), trong đó ( $z$ ) là độ sâu từ đỉnh xuống đáy tường.

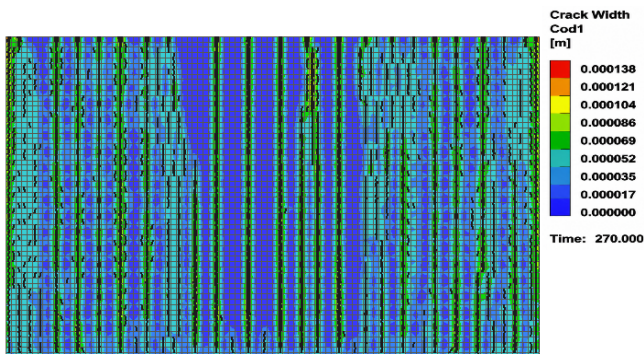


Hình 5: Biến dạng co ngót thể tích theo bước thời gian

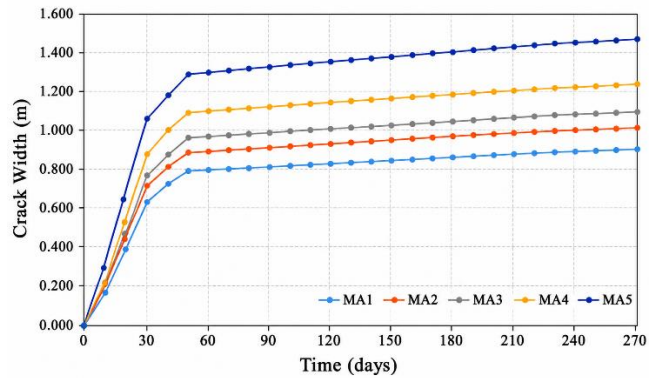
## 4. KẾT QUẢ VÀ THẢO LUẬN

### 4.1. Đánh giá vết nứt khi thay đổi chiều dài

Các vết nứt trong trường hợp mô phỏng đầu tiên của mô hình tường có dạng đường đi gần như là đường thẳng từ trên đỉnh đến chân tường và xuất hiện tập trung ở gần 2 bên mép tường và ở giữa tường. Vết nứt xuất hiện đầu tiên là 2 vết nứt ngoài cùng của tường, thời gian xuất hiện là tại bước thứ 3 và kéo dài từ cạnh trên của tường xuống cạnh đáy của tường. Các vết nứt tiếp theo xuất hiện ở giữa tường vào bước thứ 7, vết nứt phát triển cả về số lượng, chiều dài và độ rộng. Các vết nứt xuất hiện sau có đặc điểm chung là xuất phát từ gần cạnh đáy của bức tường kéo dài lên cạnh đỉnh tường. Và theo thời gian sau bước thứ 50, các vết nứt dọc theo mặt tường sẽ không xuất hiện, thay vào đó chiều rộng của các vết nứt trước đó sẽ tiếp tục tăng. Tương ứng theo đó, chuyển vị tăng dần khi chiều dài tường tăng.



Hình 6: Độ rộng vết nứt MA5

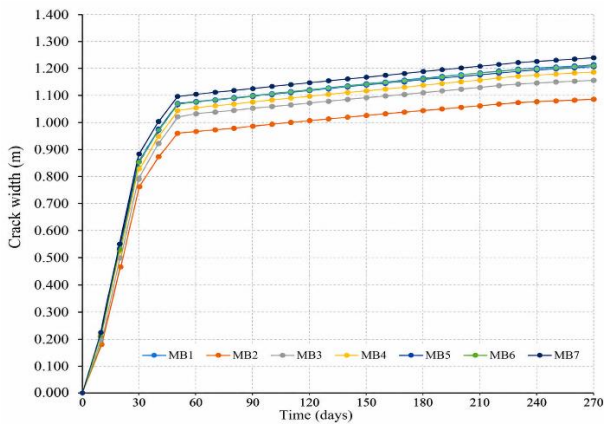


Hình 7: Đồ thị tổng độ rộng vết nứt toàn kết cấu MA

Tổng chiều rộng vết nứt của toàn kết cấu là giá trị tổng chiều rộng vết nứt của các phần tử điểm nút trên mô hình. Từ đồ thị có thể thấy, tổng chiều rộng vết nứt tăng dần từ MA1 đến MA5. Qua đó, kích thước dài của mô hình tăng tỷ lệ thuận với số lượng vết nứt.

### 4.2. Đánh giá vết nứt khi thay đổi cấp phối bê tông

Trường hợp khi thay đổi cấp phối bê tông của mô hình, độ rộng vết nứt tối đa có sự khác biệt không đồng đều ở các lớp cường độ, độ rộng vết nứt tối đa của lớp bê tông C45/55 rộng hơn so với các lớp cường độ bê tông khác, độ rộng vết nứt tối đa của C25/30 là nhỏ nhất. Tuy nhiên, xét mặt tổng thể thì số phần tử có sự phân bố chiều rộng vết nứt nhiều nhất là C60/75 và nhỏ nhất là C25/30. Vì vậy, chiều rộng vết nứt có xu hướng tăng khi cường độ bê tông tăng.

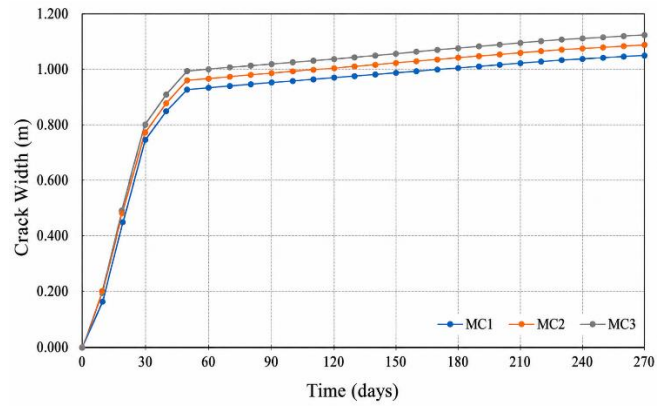


**Hình 4:** Đồ thị tổng độ rộng vết nứt toàn kết cấu MB

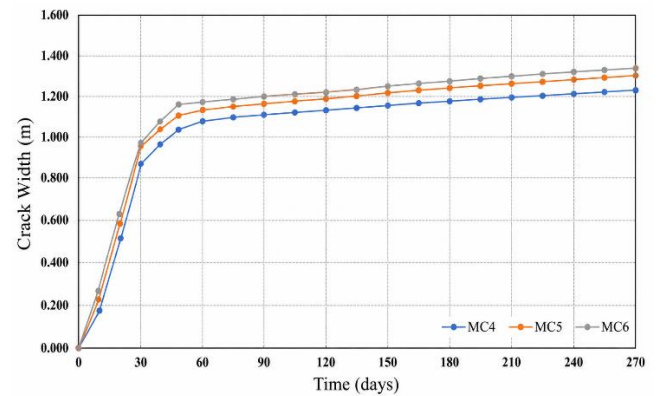
Xem xét giá trị tổng chiều rộng vết nứt của toàn kết cấu. Từ đồ thị có thể thấy, tổng chiều rộng vết nứt tăng dần từ MB1 đến MB7, đường MB1 gần như trùng với MB2, đường MB5 gần như trùng với MB6. Qua đó, khi lớp cường độ của mô hình tăng thì số lượng vết nứt tăng.

### 4.3. Đánh giá vết nứt và sự chuyển vị khi thay đổi cốt thép

Khi bê tông co lại, cốt thép bị nén sẽ sinh ra nội lực cùng phương, ngược chiều chống lại sự co đồng thời giảm số lượng vết nứt sinh ra. Để đáp ứng các giới hạn về chiều rộng vết nứt, ứng suất trong thép phải được giữ ở mức an toàn, qua đó cần cung cấp đủ số lượng thép. Đối với trường hợp thay đổi số lượng cốt thép bố trí phương ngang trong mô hình, chiều rộng vết nứt giảm dần khi số lượng cốt thép tăng. Đồng thời khi đường kính cốt thép tăng, độ rộng vết nứt sẽ giảm.



**Hình 9:** Đồ thị tổng độ rộng vết nứt toàn kết cấu MC1-3



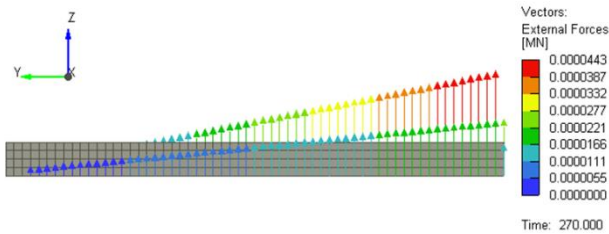
**Hình 10:** Đồ thị tổng độ rộng vết nứt toàn kết cấu MC4-6

Đồ thị tổng độ rộng vết nứt cho thấy, tổng chiều rộng vết nứt tăng dần từ MC1 đến MC3. Tương tự tổng độ chiều vết nứt tăng dần từ MC4 đến MC6, tuy nhiên về gần cuối, đường MC5 và MC6 gần như trùng nhau, cần xem xét kèm theo đồ thị độ rộng vết nứt lớn nhất đối với cặp mô hình này để đưa ra nhận định mô hình nào có sự an toàn hơn. Qua đó, số lượng cốt thép theo phương ngang của mô hình tăng tỷ lệ nghịch với số lượng vết nứt.

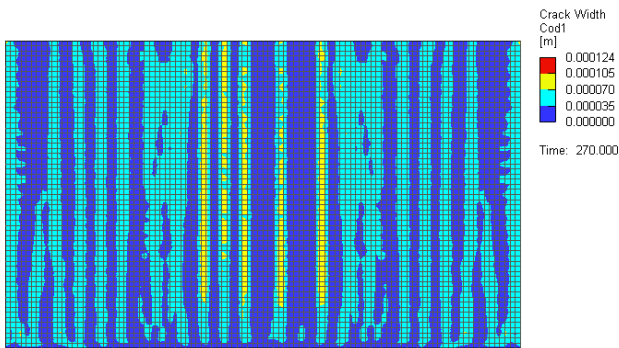
### 4.4. Đánh giá vết nứt khi thay đổi biện pháp thi công

Trường hợp cuối cùng là thay đổi điều kiện biên của mô hình, vết nứt của mô hình thứ hai có sự thay đổi so với mô

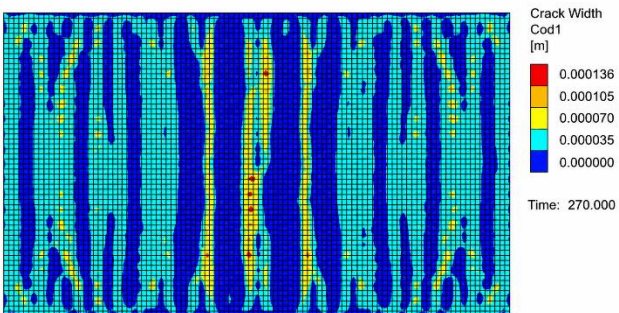
hình thứ nhất. MD2 xuất hiện vết nứt đầu tiên ở bước thứ 5, trễ hơn so với MD1. Vị trí vết nứt của MD2 ở gần 4 góc cạnh ngoài của mô hình và phát triển đi vào giữa. Đến bước 7, MD2 xuất hiện các vết nứt ở cạnh trên và dưới, vết nứt phát triển vào giữa tường. Ở bước thứ 29 có sự xuất hiện của áp lực đất, mô hình chịu ngoại lực phân bố như Hình 11.



**Hình 11:** Vectors ngoại lực của MD1 và MD2

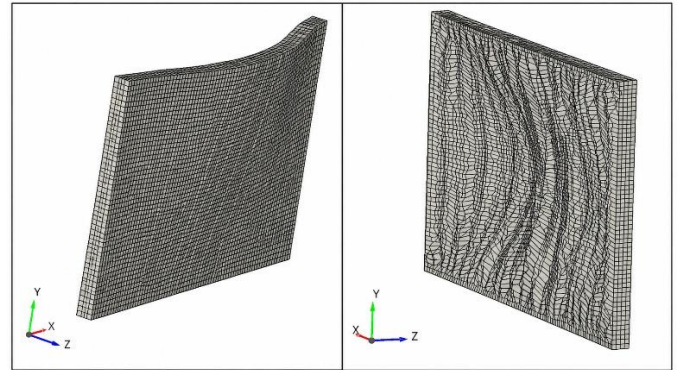


**Hình 12:** Độ rộng vết nứt MD1



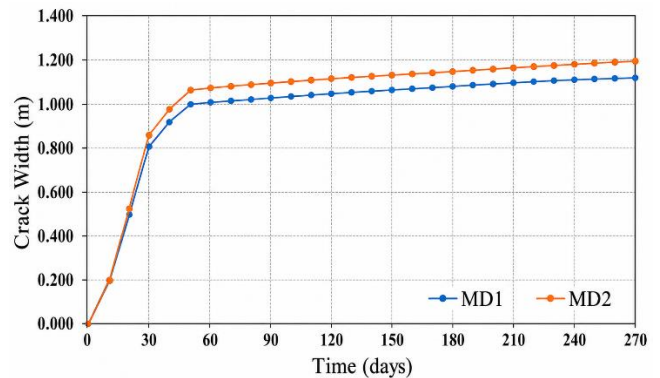
**Hình 13:** Độ rộng vết nứt MD2

Chuyên vị của MD1 tập chung ở giữa và cạnh trên của tường trong khi chuyên vị của MD2 chỉ tập trung ở giữa tường, vì vậy xu hướng biến dạng của 2 mô hình khác nhau.



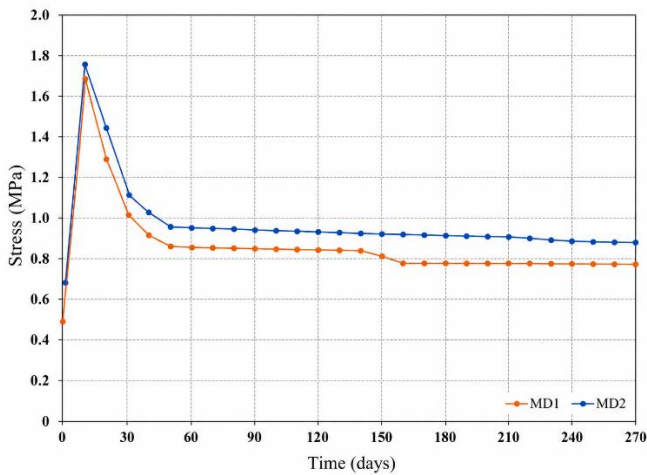
**Hình 14:** Xu hướng biến dạng của MD1 (bên trái) và MD2 (bên phải)

Cũng như các trường hợp phân tích trên, nên xét đến đồ thị tổng độ rộng vết nứt. Đồ thị cho thấy, tổng chiều rộng vết nứt tăng dần từ MD1 đến MD2.

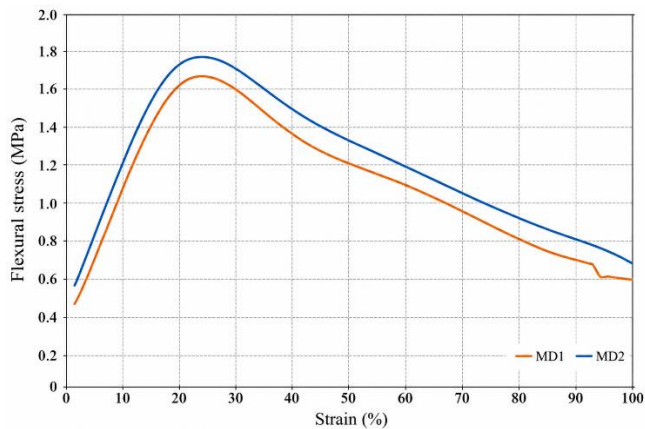


**Hình 15:** Đồ thị tổng độ rộng vết nứt toàn kết cấu MD

Đồ thị ứng suất theo thời gian trong 10 bước đầu cho thấy ứng suất tăng rồi giảm đột ngột, phản ánh sự xuất hiện và phát triển của vết nứt do co ngót, làm suy giảm khả năng chịu lực của kết cấu theo thời gian. Đồ thị ứng suất–biến dạng biểu diễn mối quan hệ giữa ứng suất và biến dạng trung bình tại vùng nứt, với ứng xử của mô hình gồm ba giai đoạn chính: đàn hồi, hình thành vết nứt và phát triển độ rộng vết nứt.



**Hình 16:** Ứng suất phân bố trong cốt thép của MD



**Hình 17:** Đồ thị ứng suất – biến dạng trong bê tông của MD

## 5. KẾT LUẬN

Nghiên cứu cho thấy co ngót bị kìm giữ là nguyên nhân chính gây nứt vách bê tông cốt thép tầng hầm; độ cứng móng, hệ số ma sát, cấp phối bê tông và bố trí cốt thép đều ảnh hưởng rõ đến vị trí, chiều rộng và mức phát triển vết nứt. Kết quả mô phỏng cũng cho thấy vách dài hơn và bê tông cường độ cao hơn thường có xu hướng nứt nhiều hơn, trong khi tầng cốt thép giúp giảm bề rộng nứt. Vì vậy, co ngót nội sinh nên được xem như một tải trọng biến dạng trong thiết kế và phân tích phi tuyến là cần thiết để dự đoán nứt chính xác hơn.

## TÀI LIỆU THAM KHẢO

- [1] P. Bamforth, D. Chisholm, J. Gibbs and T. Harrison: Properties of Concrete for Use in Eurocode 2, The Concrete Centre, Camberley, Surrey (2008).
- [2] European Committee for Standardization (CEN), EN 1992-1-1:2004, Eurocode 2: Design of concrete structures – Part 1-1: General rules and rules for buildings, Brussels, 2004.
- [3] U. Häussler-Combe: Computational Structural Concrete: Theory and Applications, 2nd enlarged and improved ed., Ernst & Sohn, Berlin (2023).
- [4] S. Prakash: Ph.D. thesis, (2018).

# A UNIFIED FRAMEWORK FOR COMPARATIVE ANALYSIS OF RC BEAM DESIGN USING TCVN 5574:2018, EN 1992-1-1:2023, AND ACI 318-25

Trong V. Trinh<sup>1,2</sup>, Cuong D. Tran<sup>3</sup>, Khanh D. Dang<sup>3,\*</sup>

<sup>1</sup>Faculty of Civil Engineering, Ho Chi Minh City University of Technology (HCMUT),

<sup>2</sup>Vietnam National University Ho Chi Minh City (VNU-HCM)

<sup>3</sup>Faculty of Civil Engineering, Vietnam Aviation Academy (VAA)

\*Email: khanddd@vaa.edu.vn

## TÓM TẮT

Nghiên cứu này trình bày phân tích so sánh thiết kế dầm bê tông cốt thép dựa trên TCVN 5574:2018, EN 1992-1-1:2023 (Eurocode 2) và ACI 318-25. Một khung đánh giá thống nhất được phát triển để đảm bảo các điều kiện đầu vào nhất quán, bao gồm các đặc tính hình học, tải trọng và vật liệu. Chiến lược quy đổi vật liệu được áp dụng để chuyển đổi các đặc tính của bê tông và thép Việt Nam thành các thông số tương đương được sử dụng trong tiêu chuẩn Eurocode và ACI. Các quy trình thiết kế uốn và cắt được thực hiện cho mỗi tiêu chuẩn trong cùng điều kiện. Một nghiên cứu tham số được thực hiện bằng cách thay đổi mômen uốn, cường độ bê tông, cấp thép và tiết diện dầm. Ngoài các kết quả đầu ra thông thường như tỷ lệ gia cố và sử dụng cần thiết, hai chỉ số hiệu suất được đưa ra, bao gồm giới hạn an toàn và hiệu suất vật liệu, để đánh giá hoạt động thiết kế. Kết quả cho thấy Eurocode 2 nhìn chung mang lại biên độ an toàn cao hơn và hiệu quả sử dụng vật liệu tốt hơn so với TCVN 5574 và ACI 318. Sự khác biệt đáng kể cũng được quan sát thấy trong dự đoán thiết kế cắt giữa các mã. Nghiên cứu đề xuất cung cấp một cách tiếp cận có hệ thống để so sánh các tiêu chuẩn thiết kế và cung cấp những hiểu biết sâu sắc hữu ích cho thực tiễn kỹ thuật.

**TỪ KHOA:** Dầm bê tông cốt thép, so sánh tiêu chuẩn thiết kế, eurocode 2, hệ số an toàn, hiệu quả vật liệu.

## ABSTRACT

This study presents a comparative analysis of reinforced concrete (RC) beam design based on TCVN 5574:2018, EN 1992-1-1:2023 (Eurocode 2), and ACI 318-25. A unified computational framework is developed to ensure consistent input conditions, including geometry, loading, and material properties. A material mapping strategy is applied to convert Vietnamese concrete and steel properties into equivalent parameters used in Eurocode and ACI standards. The design procedures for flexure and shear are implemented for each code under the same conditions. A parametric study is conducted by varying bending moment, concrete strength, steel grade, and beam geometry. In addition to conventional outputs such as required reinforcement and utilization ratio, two performance indices are introduced, including safety margin and material efficiency, to evaluate the design behavior. The results show that Eurocode 2 generally provides higher safety margins and better material efficiency compared to TCVN 5574 and ACI 318. Significant differences are also observed in shear design predictions among the codes. The proposed framework provides a systematic approach for comparing design standards and offers useful insights for engineering practice.

**KEYWORDS:** Reinforced concrete beam, design code comparison, eurocode 2, safety margin,

## 1. INTRODUCTION

Reinforced concrete (RC) beams are widely used in civil engineering structures. In Vietnam, RC beams are mainly designed according to TCVN 5574:2018, while many international projects use Eurocode 2 (EN 1992-1-1) and ACI 318. In recent years, new versions of Eurocode 2 (EN 1992-1-

1:2023) and ACI 318-25 have been introduced. These updated codes include changes in strength models, safety factors, and shear design methods. As a result, the design results such as bending capacity, shear resistance, and minimum reinforcement may be different even for the same beam [1], [2], [3].

Many studies have compared different design codes for RC beams. Some studies focus on shear resistance and compare ACI 318, Eurocode 2, and other standards [4], [5], [6], [7]. Other studies compare beam design results and show that Eurocode 2 can give more economical reinforcement than ACI 318 in some cases [6]. In Vietnam, several works have also compared TCVN 5574:2018 with international codes to understand the differences and improve design practice [5], [7]. However, most of these studies only consider a few examples or older versions of the codes. They also do not provide a general framework for large parametric studies. Recent studies have also compared TCVN, Eurocode 2, and ACI 318 using updated design provisions and parametric analysis approaches [8], [9].

Another important issue is the difference in material definitions. TCVN, Eurocode 2, and ACI 318 use different concrete strength classes and steel grades. These differences come from different testing methods and safety formats. Without a proper material mapping, the comparison between codes may not be accurate. In addition, recent studies show that the new Eurocode 2 (2023) and ACI 318-25 include important changes in shear design, which can significantly affect the results [10].

This study aims to evaluate the material efficiency and safety margin of RC beam design using TCVN 5574:2018, EN 1992-1-1:2023, and ACI 318-25. A unified computational framework is developed. First, a consistent material model is used to convert Vietnamese concrete and steel properties to equivalent values in Eurocode and ACI. Then, design calculations for flexure and shear are implemented for each code using the same input parameters.

A parametric study is carried out for different bending moments, concrete strengths, and steel grades. Besides common outputs such as required reinforcement and utilization ratio, two additional indices are used: safety margin

$(M_d/M_u)$  and efficiency index  $(M_d/A_s_{req})$ . These indices help to evaluate both safety and material usage.

The novelty of this study is threefold. First, it develops a unified framework to compare RC beam design across three major codes with consistent material mapping. Second, it performs a systematic parametric study instead of using only a few cases. Third, it introduces simple performance indices to clearly compare safety and efficiency among different design codes. Compared to previous studies, most existing works only analyze a limited number of beam cases and do not ensure consistent material definitions between different standards. In contrast, the proposed unified framework in this study standardizes input conditions and applies a material mapping strategy, allowing a more systematic and fair comparison. This also enables large-scale parametric analysis and improves the reproducibility of the results.

## 2. THEORETICAL

### 2.1. Flexural design

The flexural capacity of reinforced concrete (RC) beams is determined based on force equilibrium and strain compatibility according to design standards [1], [2], [3]. The design bending capacity is given by:

$$M_d = A_s f_y \left( d - \frac{a}{2} \right) \quad (1)$$

where the equivalent stress block depth is:

$$a = \frac{A_s f_y}{\alpha f_c b} \quad (2)$$

where the design bending capacity is denoted by  $M_d$  (kNm), while  $A_s$  ( $\text{mm}^2$ ) represents the area of tensile reinforcement and  $f_y$  (MPa) is the yield strength of steel. The effective depth of the beam section is denoted by  $d$  (mm), and  $b$  (mm) is the beam width. The equivalent stress block depth is denoted by  $a$  (mm), which depends on the stress block

coefficient  $\alpha$  (-) and the compressive strength of concrete  $f_c$  (MPa).

### 2.2. Shear design

The shear resistance of RC beams consists of contributions from concrete and shear reinforcement [1], [2], [3]:

$$V_d = V_c + V_s \tag{3}$$

The contribution of shear reinforcement is:

$$V_s = \frac{A_{sw}}{s} f_y d \tag{4}$$

where  $V_d$  (kN) is the design shear capacity,  $V_c$  (kN) is the concrete contribution, and  $V_s$  (kN) is the shear reinforcement contribution. The parameter  $A_{sw}$  (mm<sup>2</sup>) is the shear reinforcement area,  $s$  (mm) is the stirrup spacing, and  $d$  (mm) is the effective depth. The formulation of  $V_c$  differs among design codes, where Eurocode 2 considers size effect and reinforcement ratio, while TCVN and ACI use simplified empirical expressions [4], [6], [7].

### 2.3. Code-specific design formulations

To provide a clearer comparison, the main flexural and shear design formulations of the three standards are summarized in Table 1 and Table 2.

Table 1: Comparison of flexural design formulations for different standards.

Item	TCVN 5574:2018	Eurocode 2 (EN 1992-1-1:2023)	ACI 318-25
Design strength	$R_b, R_s$	$f_{cd}, f_{yd}$	$f_c, f_y$
Safety format	Included in $R_b, R_s$	Partial factors ( $\gamma_c, \gamma_s$ )	Strength reduction factor $\phi$
Stress block	Rectangular stress block	Rectangular block ( $\lambda, \eta$ factors)	Whitney stress block
Key equation	$\alpha_m = \frac{M}{R_b b h_0^2}$	$M_{Rd} = A_s f_{yd} Z$	$M_n = A_s f_y \dots$ $\left( d - \frac{a}{2} \right)$
Design capacity	$M_d = M_n$	$M_d = M_{Rd}$	$M_d = \phi M_n$

Item	TCVN 5574:2018	Eurocode 2 (EN 1992-1-1:2023)	ACI 318-25
Neutral axis $\zeta$ method	Direct design	Strain compatibility	$a = \frac{A_s f_y}{0.85 f'_c b}$
Remarks	Direct design strength	Semi-probabilistic approach	$\phi$ depends on strain condition

Table 2: Comparison of shear design formulations for different standards.

Item	TCVN 5574:2018	Eurocode 2	ACI 318-25
Total shear	$V_d = V_c + V_s$	$V_d = \min(V_{Rds}, \dots, V_{Rd,max})$	$V_d = \phi \dots (V_c + V_s)$
Concrete part	Empirical ( $R_{br}$ )	$V_{Rdc}$ with size effect	$V_c = 0.17 \dots \sqrt{f'_c} b d$
Reinforcement part	$V_s = \frac{A_{sw}}{s} \dots R_s (0.9h_0)$	$V_{Rds} = \frac{A_{sw}}{s} \dots z f_{yd} \cot \theta$	$V_s = \frac{A_{sw}}{s} f_y d$
Model type	Simplified	Variable inclination model	strut Empirical
Safety factor	Included in $R_{br}, R_s$	Included in $f_{cd}, f_{yd}$	$\phi = 0.75$
Remarks	Conservative	More detailed and flexible	Simple and widely used

The formulations presented in Tables 1 and 2 summarize the main calculation procedures for flexural and shear design according to each standard. These formulations are directly implemented in the unified computational framework described in Section 3. Based on these equations, the design resistance ( $M_d$  and  $V_d$ ) is calculated and compared with the applied actions ( $M_u$  and  $V_u$ ) to evaluate the structural safety. Therefore, the results presented in this study can be verified and reproduced using the provided formulations.

### 2.4. Utilization ratio

The structural safety is evaluated using the utilization ratio:

$$UR = \frac{S_d}{R_d} \tag{5}$$

where  $UR$  is the utilization ratio,  $S_d$  is the design action, and  $R_d$  is the design resistance. A value of  $UR \leq 1$  indicates a safe design, while  $UR > 1$  indicates an unsafe condition.

### 2.5. Performance indices

To compare different design codes, two performance indices are introduced. The safety margin is defined as:

$$SM = \frac{M_d}{M_u} \tag{6}$$

and the material efficiency index is defined as:

$$EI = \frac{M_d}{A_s} \tag{7}$$

where  $SM$  is the safety margin,  $M_u$  (kNm) is the applied bending moment, and  $EI$  represents the efficiency of reinforcement usage. These indices are used to evaluate both safety and material efficiency.

### 2.6. Discussion on code differences

Although the fundamental principles are similar, TCVN 5574:2018, EN 1992-1-1:2023, and ACI 318-25 adopt different safety formats and empirical models [1]–[3]. These differences lead to variations in flexural capacity, shear resistance, and required reinforcement under identical conditions.

## 3. METHODOLOGY

### 3.1. Unified computational framework

A unified computational framework is developed to enable a consistent comparison of RC beam design across TCVN 5574:2018, EN 1992-1-1:2023, and ACI 318-25. The framework ensures identical input conditions, including

geometry, loading, and material properties. The workflow consists of three steps: input definition, material mapping, and code-based evaluation. This approach eliminates inconsistencies caused by different input assumptions. This unified framework is consistent with previous comparative studies [4], [5], [6], [7].

### 3.2. Material mapping strategy

To ensure a fair comparison, Vietnamese material properties are converted into equivalent parameters used in Eurocode 2 and ACI 318. The mapping is implemented at the parameter level (e.g., concrete strength class and steel grade) to ensure consistency without modifying the original design formulations. This approach ensures that differences in results are due to design models rather than inconsistent material definitions.

In this study, the mapping is based on the relationship between cube strength and cylinder strength. The compressive strength used in Eurocode 2 and ACI 318 is expressed in terms of cylinder strength, while TCVN uses cube strength. Therefore, an approximate conversion is applied, where the cylinder strength is taken as 0.8 times the cube strength.

Similarly, the steel grades are mapped based on equivalent yield strength to ensure comparable material properties across the three standards. The material equivalence used in this study is summarized in Table 3.

Table 3. Material mapping between TCVN, Eurocode 2, and ACI 318.

Material	TCVN	Eurocode 2	ACI 318
Concrete	B25 (cube)	C20/25 ( $f_{ck}=20$ )	$f'_c = 20$ MPa
	B30	C25/30	$f'_c = 25$ MPa
	B40	C32/40	$f'_c = 32$ MPa
Steel	CB400V	B500B ( $f_{yk}=500$ )	Grade 60

Material	TCVN	Eurocode 2	ACI 318	
	( $f_y=400$ )		( $f_y=420$ )	
CB500V		B500C ( $f_{yk}=500$ )	Grade	75
	( $f_y=500$ )		( $f_y=520$ )	

This mapping ensures that the comparison among different standards is consistent and reliable.

### 3.3. Code-based design evaluation

The design verification is performed by comparing the design action and the design resistance according to each standard. For flexural design, the condition is:

$$M_d \geq M_u \tag{8}$$

For shear design, the condition is:

$$V_d \geq V_u \tag{9}$$

where  $M_u$  and  $V_u$  are the applied bending moment and shear force, respectively. The detailed formulations of  $M_d$  and  $V_d$  follow the theoretical expressions presented in Section 2.

### 3.4. Parametric study

A parametric study is conducted to evaluate the influence of key design variables, including bending moment, concrete strength, steel grade, and beam geometry. The bending moment was varied from 50 kNm to 500 kNm with an increment of 25 kNm. A total of 19 cases were analyzed. For each case, design results are computed using the procedures described in Section 2. Outputs include required reinforcement, utilization ratio, and shear capacity. In addition, performance indices such as safety margin and material efficiency are used to quantify differences among design codes.

## 4. RESULTS AND DISCUSSION

### 4.1. Case study

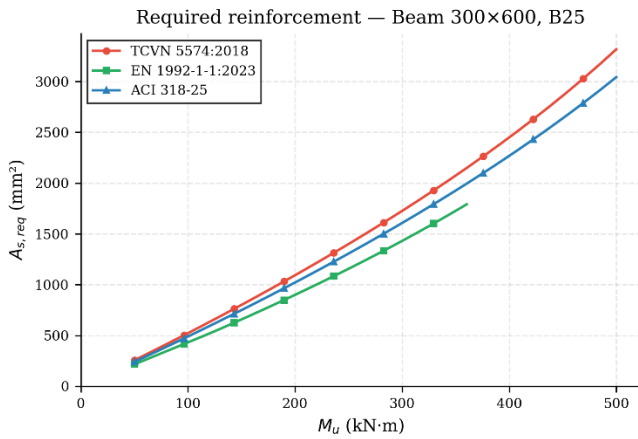
A baseline reinforced concrete beam is analyzed to provide a direct comparison among TCVN 5574:2018, EN 1992-1-1:2023, and ACI 318-25. The input parameters are defined as follows: beam width  $b=300$ mm, total height  $h=600$ mm, concrete cover 40mm, bending moment  $M_u=300$ kNm, and shear force  $V_u=150$ kN. The material properties correspond to concrete class B25 and steel grade CB400V. The design results obtained from the three standards are summarized in Table 4.

Table 4. Summary of design results for the baseline beam.

Parameter	TCVN 5574:2018	EN 1992-1-1:2023	ACI 318-25
$A_s$ (mm <sup>2</sup> )	1726	1431	1607
$M_d$ (kNm)	265.6	312.1	282.5
UR (flexure)	1.129	0.961	1.062
$V_c$ (kN)	52.9	84.2	127.7
$V_s$ (kN)	140.5	430.1	184.6
$V_d$ (kN)	193.4	383.7	234.3
UR (shear)	0.776	0.391	0.640

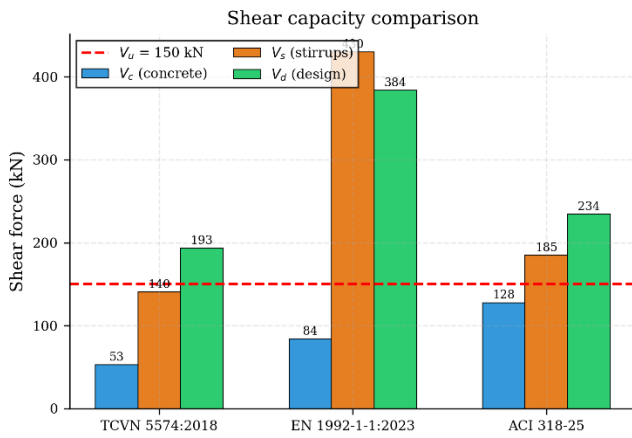
From Table 1, it can be observed that Eurocode 2 requires the smallest reinforcement area while providing the highest flexural capacity. In contrast, TCVN results in the largest required reinforcement and a utilization ratio greater than unity, indicating that the section does not satisfy the flexural requirement under the given loading. ACI 318 provides intermediate results between the two standards.

The comparison of required reinforcement versus bending moment is illustrated in Fig 1, where Eurocode 2 consistently shows lower reinforcement demand. Although some cases do not satisfy the flexural requirement, they are included to compare the relative behavior among the design codes.



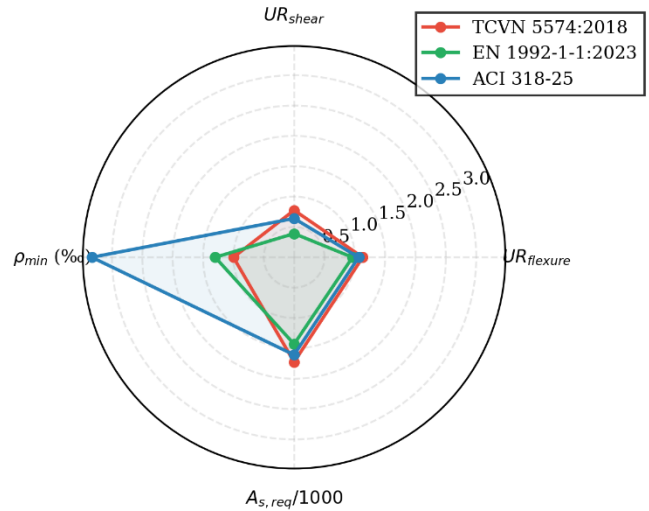
**Fig 1:** Required reinforcement versus bending moment for different design codes.

The shear behavior is further compared in Fig 2, which highlights significant differences in predicted shear capacity among the codes.



**Fig 2:** Comparison of shear capacity predicted by different standards.

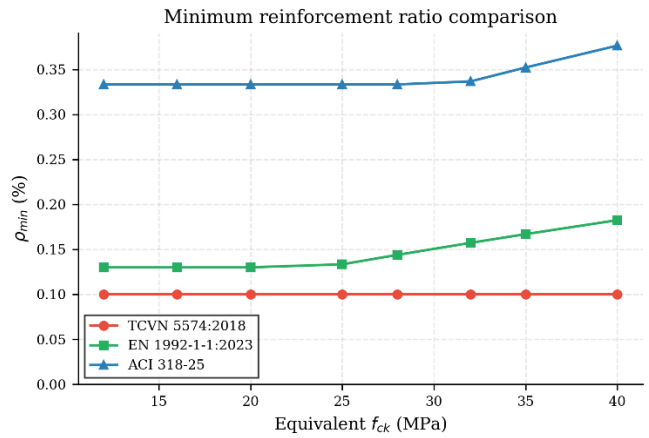
The overall performance of the beam is visualized using a radar chart in Fig 3, combining flexural and shear utilization ratios.



**Fig 3:** Radar chart of utilization ratios for flexure and shear.

In addition, the variation of minimum reinforcement ratio is presented in Fig 4, showing notable differences in design requirements across the standards.

These results demonstrate that even for a simple baseline beam, the predicted structural performance can vary significantly depending on the selected design code.



**Fig 4:** Minimum reinforcement ratio according to different design codes.

## 4.2. Parametric study

The parametric results are presented in Fig. 5-10 to evaluate the influence of bending moment, geometry, concrete strength, and steel grade on design performance.

To improve clarity, a summary of the parametric study results is presented in Table 5, including the main trends and relative differences among the design standards.

Table 5. Summary of parametric study results.

Parameter	TCVN 5574:2018	Eurocode 2	ACI 318
Safety margin (SM) Lower	Lower	Higher	Moderate
Material efficiency	Lower	Higher	Moderate
Reinforcement (As)	Higher	Lower	Medium
Shear capacity	Lower	Higher	Medium
Overall trend	Conservative	Efficient	Balanced

From Table 5, Eurocode 2 generally shows higher safety margin and better material efficiency, while TCVN tends to be more conservative. ACI 318 provides intermediate results between the two standards.

The variation of safety margin with respect to bending moment is shown in Fig 5.

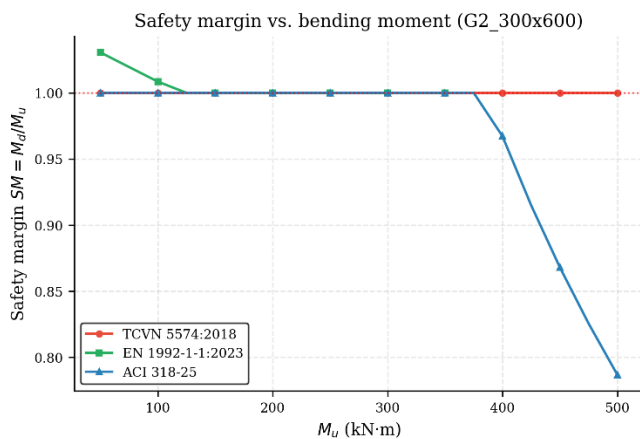


Fig 5: Variation of safety margin (Md/Mu) with respect to bending moment for different design codes.

The corresponding material efficiency is illustrated in Fig 6.

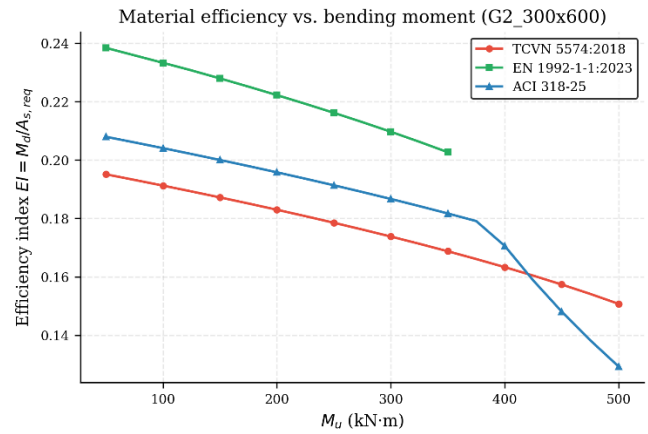


Fig 6: Material efficiency (Md/As) versus bending moment for different design standards.

Fig 7 presents the variation of flexural utilization ratio.

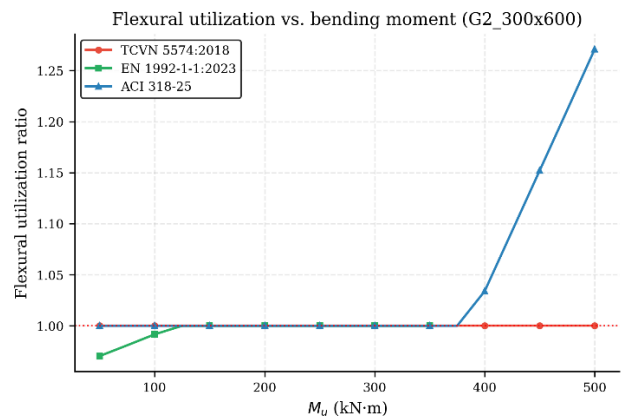
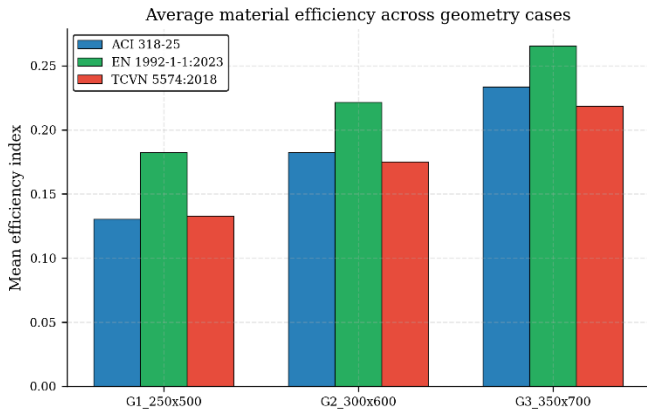
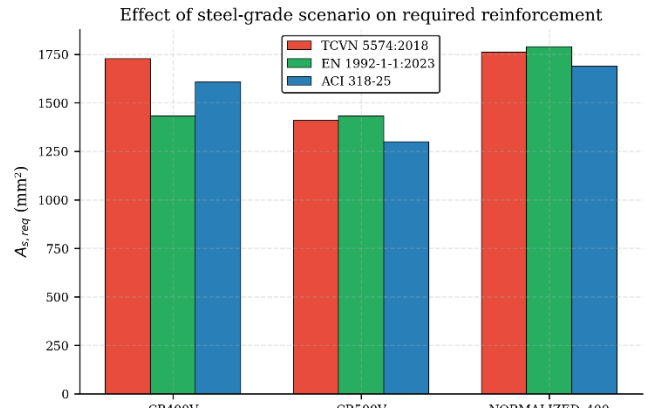


Fig 7: Flexural utilization ratio as a function of bending moment for TCVN, Eurocode 2, and ACI 318.

The effect of beam geometry on material efficiency is summarized in Fig 8.

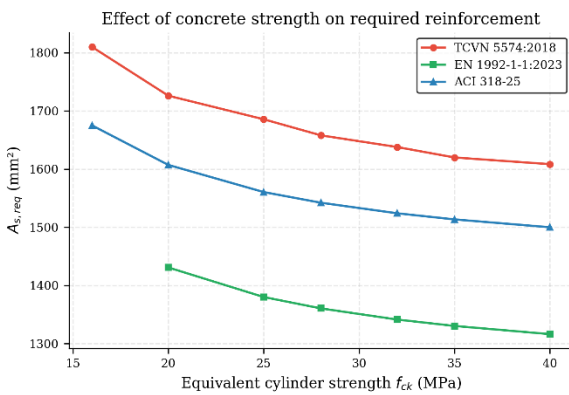


**Fig 8:** Effect of beam geometry on material efficiency for different design codes.



**Fig 10:** Comparison of flexural performance for different steel grades across design standards.

The influence of concrete strength is shown in Fig 9.



**Fig 9:** Influence of concrete strength on flexural capacity and safety margin.

Finally, the effect of steel grade is illustrated in Fig 10.

Similar trends have been reported in previous studies [4], [6], [7].

### 4.3. Discussion

The parametric results reveal consistent differences among the three design standards.

The safety margin decreases with increasing bending moment for all codes, as shown in **Error! Reference source not found.** However, Eurocode 2 maintains a higher safety margin, while TCVN and ACI exhibit a faster reduction. This indicates a more efficient resistance prediction in Eurocode 2.

**Error! Reference source not found.** shows that Eurocode 2 achieves better material efficiency by requiring less reinforcement for similar capacity. ACI provides moderate performance, whereas TCVN generally requires more reinforcement.

The variation of utilization ratio in **Error! Reference source not found.** confirms that TCVN reaches the limit state earlier, while Eurocode 2 remains within acceptable limits over a wider range of loading.

The effects of geometry, concrete strength, and steel grade (**Error! Reference source not found.**, **Error! Reference source not found.**, **Error! Reference source not found.**)

follow similar trends for all codes. Increasing these parameters improves structural performance; however, the relative differences between the standards remain consistent. This indicates that the discrepancies mainly arise from differences in design formulations rather than input conditions.

Overall, Eurocode 2 tends to provide higher efficiency and safety margin, ACI shows balanced behavior, and TCVN exhibits relatively conservative performance in several cases. The higher shear resistance in Eurocode 2 is mainly due to the variable strut inclination model and the contribution of shear reinforcement. In addition, safety factors and formulation differences also influence the results.

## 5. CONCLUSIONS

This study presents a unified framework for comparing RC beam design based on TCVN 5574:2018, EN 1992-1-1:2023, and ACI 318-25 under consistent input conditions. The results show clear differences in flexural and shear behavior among the design codes. Eurocode 2 generally provides higher safety margins for the investigated cases and better material efficiency, while TCVN 5574 and ACI 318 may lead to lower safety margins under certain conditions. The proposed performance indices effectively highlight differences in design philosophy. From the perspective of Vietnamese engineering practice, the findings provide useful insights when applying TCVN 5574 in comparison with international standards. The proposed framework can support engineers in understanding code differences and improving design decisions in practice.

## TÀI LIỆU THAM KHẢO

- [1] European Committee for Standardization, “EN 1992-1-1:2023 – Eurocode 2: Design of concrete structures – Part 1-1,” CEN, Brussels, Belgium, 2023.
- [2] Vietnam Ministry of Construction, “TCVN 5574:2018 – Concrete and reinforced concrete structures – Design standard,” Vietnam Ministry of Construction, Hanoi, Vietnam, 2018.
- [3] ACI Committee 318, “Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-25),” American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, USA, 2025.
- [4] H. Ekpo and E. Harrison, “A comparative analysis of codes prediction of shear resistance in beams without shear reinforcement,” *Engineering Structures*, vol. 210, 2020.
- [5] T. Nguyen, “A review of Vietnamese and international standards for reinforced concrete design,” *Journal of Construction Engineering*, 2019.
- [6] S. Saprikis et al., “Proposed formula and comparison of shear strength of RC beams with design codes,” *Structures*, 2022.
- [7] T. Tran, “Assessment of shear resistance of RC members without shear reinforcement of Vietnam standard,” *Journal of Structural Engineering*, 2021.
- [8] O. A. Harry and I. E. Ekop, “A Comparative Analysis of Codes Prediction of Shear Resistance in Beams without Shear Reinforcement,” *American Journal of Civil Engineering and Architecture*, vol. 4, no. 1, pp. 39–43, Feb. 2016, doi: 10.12691/ajcea-4-1-6.
- [9] N. Rizqyani and T. Tavio, “PROPOSED FORMULA AND COMPARISON OF SHEAR STRENGTHS OF REINFORCED CONCRETE BEAMS UNDER VARIOUS CODES,” *GEOMATE Journal*, vol. 23, no. 99, pp. 9–16, Nov. 2022.
- [10] W. Wegrzynski, “EN 1992-1-1:2023 – A new look at the issue of punching shear design,” *Structural Concrete*, 2023.

# ĐÁNH GIÁ HƯ HỎNG DÀM CẦU BÊ TÔNG CỐT THÉP VEN BIỂN BẰNG CHỈ SỐ TƯƠNG QUAN CC VÀ MÔ HÌNH PHẦN TỬ HỮU HẠN

Trần Minh Sang<sup>1,\*</sup>, Hà Minh Tuấn<sup>2</sup>

<sup>1,2</sup>*Khoa Xây Dựng, Trường Đại học Công nghệ Thành phố Hồ Chí Minh*  
*\*Tác giả liên hệ: minhsangmytho@gmail.com*

## TÓM TẮT

Nghiên cứu đánh giá trạng thái làm việc của dầm G8 thuộc cầu bê tông cốt thép ven biển thông qua thí nghiệm tải di động cùng với chỉ số tương quan CC và mô phỏng phần tử hữu hạn. Dữ liệu chuyển vị được thu thập từ 6 cảm biến dưới tác dụng của hai xe chạy song song, sau đó so sánh với kết quả mô phỏng để xác định sai lệch. Chỉ số tương quan CC được sử dụng để phân tích sự thay đổi chuyển vị và chẩn đoán hư hỏng. Kết quả cho thấy sự suy giảm độ cứng kết cấu, với hư hỏng tập trung tại các vị trí 3/8L và 7/8L, phù hợp giữa thí nghiệm và mô hình. Nghiên cứu chứng minh hiệu quả của việc kết hợp thử tải thực tế và phân tích dữ liệu trong đánh giá sức khỏe cầu, đặc biệt đối với công trình chịu môi trường xâm thực biển.

**TỪ KHÓA:** Bê tông cốt thép, cầu ven biển, thử tải di động, mô hình phần tử hữu hạn, hư hỏng kết cấu

## ABSTRACT

This study evaluates the structural performance of beam G8 in a coastal reinforced concrete bridge using a moving load test combined with the correlation coefficient (CC) index and finite element modeling. Displacement data were collected from six sensors under the action of two vehicles moving in parallel and compared with simulation results to identify discrepancies. The CC index was applied to analyze displacement variations and diagnose structural damage. The results indicate a reduction in structural stiffness, with damage concentrated at locations 3/8L and 7/8L, showing good agreement between experimental observations and the numerical model. The study demonstrates the effectiveness of integrating field load testing with data analysis for structural health assessment, particularly for structures exposed to aggressive marine environments.

**KEYWORDS:** Reinforced concrete, coastal bridges, moving load testing, finite element modeling, structural damage.

## 1. TỔNG QUÁT

Cầu bê tông cốt thép là hạ tầng giao thông quan

trọng, nhiều công trình tại Việt Nam đã khai thác lâu năm, đặc biệt các cầu ven biển chịu môi trường

xâm thực khắc nghiệt. Tác động của hơi muối, độ trình thường xuyên chịu tác động của môi ẩm cao và tải trọng giao thông có thể gây suy giảm trường có độ ẩm và hàm lượng muối cao, độ cứng, hư hỏng bê tông và ăn mòn cốt thép, ảnh hưởng tăng nguy cơ giảm yếu vật liệu theo hướng đến khả năng chịu lực. Do đó, việc đánh giá thời gian.

trạng thái làm việc của cầu thông qua thử tải kết hợp mô hình phân tử hữu hạn là cần thiết nhằm đảm bảo an toàn và phục vụ bảo trì.

Các phương pháp đánh giá không phá hủy đã được nghiên cứu rộng rãi, trong đó sự thay đổi đặc trưng động học được xem là dấu hiệu hư hỏng kết cấu (Doebeling và cộng sự, 1996). Lĩnh vực giám sát sức khỏe công trình đang chuyển từ mô hình vật lý sang hướng tiếp cận dựa trên dữ liệu (Farrar và cộng sự, 2025). Đồng thời, các phương pháp học máy ngày càng được ứng dụng trong đánh giá kết cấu (Bao & Li, 2021; Flah và cộng sự, 2021). Sự phát triển của công nghệ cảm biến cũng góp phần nâng cao hiệu quả các kỹ thuật NDT (Hassani và cộng sự, 2021; Hassani & Dackermann, 2023), đặc biệt đối với các công trình quy mô lớn (Sofi và cộng sự, 2022).

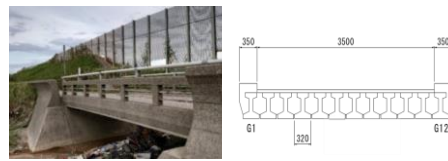
Tại Việt Nam, một số nghiên cứu đã áp dụng các phương pháp tối ưu trong chẩn đoán hư hỏng tấm vữa & cầu dây treo (Cao và cộng sự, 2020; Ngọc và cộng sự, 2023). Tuy nhiên, các nghiên cứu về cầu bê tông cốt thép ven biển sử dụng dữ liệu thử tải thực tế để kiểm chứng mô hình phân tử hữu hạn vẫn còn hạn chế.

## 2. ĐỐI TƯỢNG VÀ CHỈ SỐ CC NGHIÊN CỨU

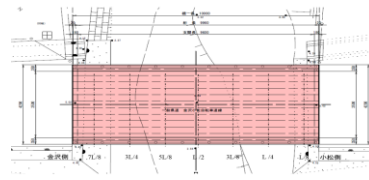
### 2.1 Đối tượng nghiên cứu

Đối tượng nghiên cứu là dầm G8 thuộc cầu số 245 (Hình 1), một cầu dầm bê tông cốt thép ứng lực trước được xây dựng năm 1986 tại tỉnh Ishikawa, Nhật Bản. Cầu có chiều dài khoảng 10 m và bề rộng 3,5 m, phục vụ giao thông xe đạp và nằm cách bờ biển khoảng 30 m. Do vị trí gần biển, công

Về hình học, cầu có độ dốc ngang 2% và độ dốc dọc 0,5%. Kết cấu nhịp gồm 12 dầm chủ bố trí theo phương ngang, ký hiệu từ G1 đến G12, trong đó G1 nằm phía núi và G12 phía biển. Dầm giữa nhịp (G8) được lựa chọn để khảo sát do chịu tác động đồng thời của tải trọng khai thác và điều kiện môi trường.



Hình 1: Cầu số 245, mặt cắt ngang cầu

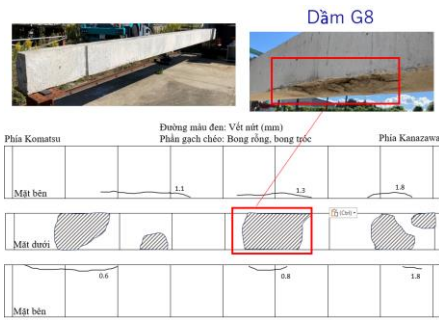


Hình 2: Mặt bằng cầu

Kết quả khảo sát hiện trạng dầm G8 cho thấy một số khu vực dưới dầm xuất hiện bong tróc lớp bê tông bảo vệ và lộ cốt thép. Các hư hỏng này được cho là do tác động xâm thực muối biển kéo dài kết hợp với điều kiện khai thác, dẫn đến suy giảm độ cứng và khả năng chịu lực của kết cấu.



Hình 3. Hiện tượng bong tróc bê tông dưới mặt cầu



Hình 4. Vị trí hư hỏng dầm G8

### 2.2 Chỉ số đánh giá hư hỏng CC

Hệ số tương quan CC (Correlation Coefficient) được sử dụng để đo lường mức độ liên kết giữa hai biến. Tseng and Naidu (2002) đã áp dụng CC trong phương pháp trở kháng để đánh giá hư hỏng kết cấu trên mẫu nhôm. Tương tự, Min et al. (2012) sử dụng CC để theo dõi sự thay đổi chỉ số trong miền tần số trước và sau khi xảy ra hư hỏng.

Trong nghiên cứu này, CC được sử dụng để đánh giá sự thay đổi chuyển vị dầm. Giá trị CC nằm trong khoảng [-1, 1]; nếu vượt ngoài khoảng này, kết quả tính toán hoặc đo lường có sai sót. Giá trị CC = 1 biểu thị dầm không hư hỏng, CC = -1 biểu thị tương quan nghịch hoàn toàn, và CC = 0 cho thấy không có mối liên hệ giữa hai biến.

Dưới đây là công thức tính chỉ số CC:

$$CC = \frac{Cov(\sigma_{u_j^d}, \sigma_{u_j^i})}{\sigma_{u_j^d} \cdot \sigma_{u_j^i}}$$

Trong đó:

- $u_j^i$  và  $u_j^d$ : chuyển vị đo được trước và sau hư hỏng khi lực tại vị trí thứ j
- $\sigma_{u_j^i}, \sigma_{u_j^d}$  là độ lệch chuẩn của giá trị  $u_j^i$  và  $u_j^d$ :

- $Cov(\sigma_{u_j^d}, \sigma_{u_j^i}) = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (u_j^d - \bar{u}_j^d)(u_j^i - \bar{u}_j^i)$
- $\bar{u}_j^d$  và  $\bar{u}_j^i$  là các giá trị trung bình của hai dữ liệu từ giá trị chuyển vị.

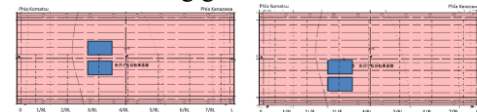
## 3. THÍ NGHIỆM XE CHẠY

### 3.1 Giới thiệu thí nghiệm

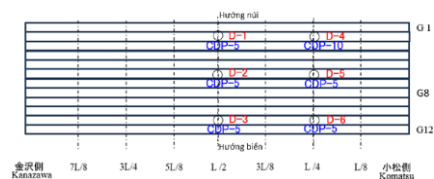
Giá trị chuyển vị được đo bằng chuyển vị kế (Hình 5) theo phương pháp sự thay đổi chuyển vị. Nghiên cứu xem xét dầm sàn cầu bê tông cốt thép chịu tải di động, với tải tập trung mỗi bánh xe là 1,25 kN, tác dụng tại 8 điểm. Tải được quy đổi từ tải trọng xe 5 kN (4 bánh), kích thước mỗi xe  $880 \times 1.090$  mm; có 2 xe chạy song song (Hình 6). Chuyển vị được ghi tại 6 vị trí (D1→D6): 2 điểm phía núi, 2 điểm giữa nhịp và 2 điểm phía biển (Hình 7). Thực hiện 7 trường hợp tải tại các vị trí 1/8L đến 7/8L (hướng tiến từ Komatsu). Kết quả chuyển vị dùng để đánh giá sai lệch giữa thí nghiệm và mô phỏng.



Hình 5: Hệ thống ghi nhận dữ liệu và thử tải



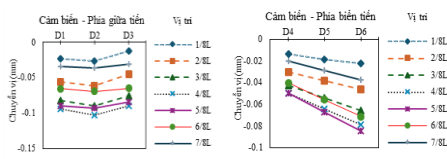
Hình 6: Quy trình thí nghiệm phía giữa tiến và biển tiến



Hình 7: Vị trí 6 cảm biến đo chuyển vị và dầm G8

### 3.2 Kết quả thí nghiệm

Dữ liệu thí nghiệm được thu từ 6 cảm biến chuyển vị. Các cảm biến phản ánh ứng xử của kết cấu khi tải trọng di chuyển trên cầu (Xem hình 8): tải trọng càng gần vị trí cảm biến thì giá trị chuyển vị đo được càng lớn. Phía giữa tiến có cảm biến D2 (4/8L) có chuyển vị lớn nhất là -0.1026mm. Tương đương phía biển tiến có cảm biến D6 (5/8L) có chuyển vị lớn nhất là -0.0843mm nhất và tại cảm biến D3(1/8L), D4(1/8L) có giá nhỏ nhất. So sánh kết quả chuyển vị giữa các điểm bố trí ở hai bên mép dọc cầu cho thấy D1 có chuyển vị thấp hơn so với D3, và D6 có chuyển vị thấp hơn D4 .

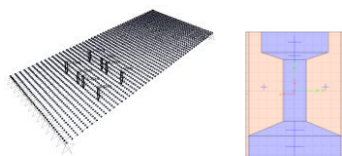


Hình 8: Kết quả chuyển vị đo được từ 6 cảm biến

## 4. MÔ HÌNH PHẦN TỬ HỮU HẠN

### 4.1 Giới thiệu mô hình

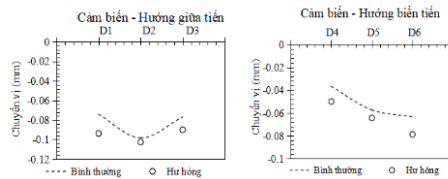
Nghiên cứu mô phỏng một hệ dầm cầu với chiều dài nhịp  $L=9.6m$  (Hình 9), với mặt cắt ngang hình chữ nhật có kích thước  $b \times h = 0.34m \times 0.425m$  tổng cộng 12 dầm chịu tải tập trung  $P=1.25 kN$  (xem mục 3.1 và hình 9). Vị trí đặt tải cách đầu dầm một đoạn 1.2 m cách khoảng suốt chiều dài dầm. Bê tông được mô phỏng là vật liệu đàn hồi tuyến tính có mô đun đàn hồi  $E = 3.0 \times 10^7 kN/m^2$ ; hệ số Poisson  $\nu = 0.2$ . Mô phỏng được xây dựng bằng phần mềm SAP2000 được sử dụng để xây dựng mô hình và gán tải trọng.



Hình 9: Mặt bằng tải trọng và mặt cắt tiết diện từ mô hình phần tử hữu hạn

### 4.2 Kết quả mô phỏng và so sánh với thí nghiệm

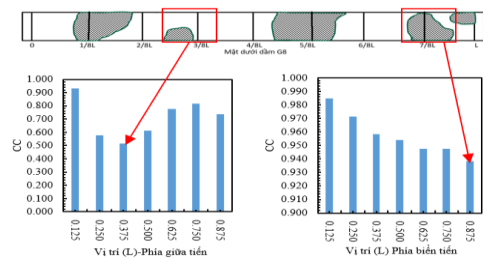
Kết quả mô phỏng chuyển vị ngang nhịp cầu được so sánh với số liệu thí nghiệm (Hình 10) cho thấy xu thế phân bố chuyển vị là tương đồng tại D2&D5, trị lớn nhất tại giữa nhịp. Có sự chênh lệch cao nhất tại điểm D1&D6 là 20.9%&19.4%, cụ thể -0.094mm&-0.079mm (thí nghiệm) so với -0.074mm&-0.063mm (mô phỏng). Sự chênh lệch này phản ánh sự suy giảm độ cứng của kết cấu cầu trong quá trình khai thác thực tế.



Hình 10: So sánh chuyển vị tại 6 cảm biến giữa mô phỏng và thí nghiệm (4L/8)

### 4.3 Đánh giá thí nghiệm

Dựa trên biểu đồ (Hình 11), chỉ số CC đạt giá trị thấp nhất tại 3/8L (phía giữa tiến) và 7/8L (phía biển tiến), đồng thời các vị trí khác cũng có xu hướng giảm. Điều này cho thấy dầm G8 bị hư hỏng tại hai vị trí 3/8L và 7/8L, phù hợp với kết quả chẩn đoán từ chỉ số CC đúng với vị trí thí nghiệm.



Hình 11: Biểu đồ xác định vị trí hư hỏng

theo chỉ số CC dầm G8

## 5. KẾT LUẬN

Nghiên cứu khẳng định việc kết hợp thí nghiệm tải di động, chỉ số CC và mô hình phần tử hữu hạn là phương pháp hiệu quả trong đánh giá dầm G8 cầu bê tông cốt thép ven biển. Kết quả cho thấy mô hình phản ánh tốt ứng xử thực tế, với sai lệch tương đối do suy giảm độ cứng. Chỉ số CC xác định rõ hư hỏng tại 3/8L và 7/8L, phù hợp với thí nghiệm, qua đó chứng minh độ tin cậy của phương pháp trong đánh giá sức khỏe kết cấu.

## LỜI CẢM ƠN

Nhóm nghiên cứu chân thành cảm ơn Giáo sư Saiji Fukada, Đại học Kanazawa (Nhật Bản) đã cùng hỗ trợ thực hiện nghiên cứu này.

## TÀI LIỆU THAM KHẢO

- [1] Doebling, S. W., Farrar, C. R., Prime, M. B., & Shevitz, D. W. (1996). *Damage identification and health monitoring of structural and mechanical systems from changes in their vibrational characteristics: A literature review*. Los Alamos National Laboratory Report LA-13070-MS.
- [2] Farrar, C. R., Dervilis, N., & Worden, K. (2025). *The past, present and future of structural health monitoring*. Strain.
- [3] Bao, Y., & Li, H. (2021). *Machine learning paradigm for structural health monitoring*. Structural Health Monitoring.
- [4] Flah, M., Regnier, J., & Laefer, D. F. (2021). *Machine learning algorithms in civil structural health monitoring: A systematic review*. Archives of Computational Methods in Engineering.
- [5] Hassani, S., Zhou, X., & Dackermann, U. (2021). *Structural health monitoring in composite structures: A comprehensive review*. Sensors.
- [6] Hassani, S., & Dackermann, U. (2023). *A systematic review of advanced sensor technologies for nondestructive testing and structural health monitoring*. Sensors.
- [7] Sofi, A., Regita, J. J., Rane, B., & Lau, H. H. (2022). *Structural health monitoring using wireless smart sensor network – An overview*. Mechanical Systems and Signal Processing.
- [8] Cao, L. T., Sỹ, B. V., & Duy, H. Đ. (2020). *Chẩn đoán hư hỏng trong kết cấu tấm sử dụng phương pháp năng lượng biến dạng kết hợp với thuật toán di truyền*. Tạp chí Khoa học Công nghệ Xây dựng.
- [9] Ngọc, L. N., Hữu, Q. N., & Thanh, T. N. (2023). *Nghiên cứu khả năng áp dụng thuật toán tối ưu tổ hợp nhân tạo trong chẩn đoán hư hỏng cầu dây treo dân sinh*. Tạp chí Khoa học Giao thông Vận tải.
- [10] Tseng, K. K.-H., & Naidu, A. S. K. (2002). Non-parametric damage detection and characterization using smart piezoceramic material. *Smart Materials and Structures*, 11, 317.
- [11] Min, J., Park, S., Yun, C.-B., Lee, C.-G., & Lee, C. (2012). Impedance-based structural health monitoring incorporating neural network technique for identification of damage type and severity. *Engineering Structures*, 39, 210–220.

# MÔ PHỎNG SỐ TRUYỀN NHIỆT VÀ BIẾN DẠNG NHIỆT CỦA DÀM BÊ TÔNG CỐT THÉP CHỊU LỬA THEO EUROCODE BẰNG PHẦN MỀM ABAQUS

Đinh Hồng Bá Thi<sup>1</sup>, Phạm Bá Tùng<sup>2,\*</sup>

<sup>1</sup>Khoa kỹ thuật Xây dựng, Đại học Bách Khoa TP.HCM

<sup>2</sup>Khoa Xây dựng, Học viện Hàng không Việt Nam

\*Email: thi.dinh1@hcmut.edu.vn

## TÓM TẮT

Nghiên cứu khảo sát quá trình truyền nhiệt và biến dạng của dầm bê tông cốt thép ngàm hai đầu chịu đường cong cháy chuẩn Eurocode EN 1991-1-2 (ISO 834) trong 3 giờ. Mô hình phần tử hữu hạn giải bài toán kết hợp cơ – nhiệt (fully coupled thermal-stress) trong Abaqus, sử dụng mô hình Concrete Damaged Plasticity (CDP) cho bê tông và mô hình đàn hồi–dẻo cho cốt thép, với các thông số vật liệu phụ thuộc nhiệt độ theo Eurocode. Kết quả sau 180 phút cho thấy nhiệt độ mặt đáy dầm đạt khoảng 1110°C trong khi tâm dầm chỉ đạt 520°C; chuyển vị lớn nhất khoảng 5,2 mm xuất hiện gần vị trí ngàm do hiệu ứng kim giữ giãn nở nhiệt. Phân tích hội tụ lưới xác định kích thước phần tử 30 mm là phù hợp. Nghiên cứu cung cấp quy trình mô hình hóa và cơ sở dữ liệu cho thiết kế kết cấu bê tông cốt thép chịu lửa.

**TỪ KHOẢ:** Dầm bê tông, Abaqus, truyền nhiệt, biến dạng nhiệt, ngàm 2 đầu.

## ABSTRACT

This study investigates the heat transfer and deformation response of a reinforced concrete (RC) beam with both ends fixed, subjected to the standard fire curve defined in Eurocode EN 1991-1-2 (ISO 834) for 3 hours. A fully coupled thermal–stress finite element analysis was performed in Abaqus, employing the Concrete Damaged Plasticity (CDP) model for concrete and an elastic–plastic constitutive model for the reinforcing steel, with temperature-dependent material parameters according to Eurocode. After 180 minutes, the bottom surface of the beam reached approximately 1110°C while the core temperature remained around 520°C; a maximum displacement of about 5.2 mm occurred near the fixed-end region due to restrained thermal expansion. A mesh convergence study confirmed that a 30 mm element size provides an appropriate balance between accuracy and computational cost. The study contributes a modeling procedure and reference data for the fire-resistant design of RC structures.

**KEYWORDS:** Concrete beam, Abaqus, heat transfer, thermal deformation, fixed-end restraint.

## 1. GIỚI THIỆU

### 1.1. Lý do chọn đề tài

Kết cấu bê tông cốt thép khi chịu tác động nhiệt trực tiếp từ lửa thường xuất hiện nứt, mất ổn định và có nguy cơ nổ vỡ do áp suất hơi nước tích tụ. Việc phân tích truyền nhiệt trong dầm giúp dự báo phân bố nhiệt độ, mức độ suy giảm cường độ và khả năng chịu lửa của kết cấu.

Hiện nay đã có nhiều nghiên cứu mô phỏng dầm bê tông cốt thép chịu lửa bằng phương pháp phần tử hữu hạn và tiêu chuẩn Eurocode. Tuy nhiên, phần lớn các nghiên cứu trước

đây tập trung vào trường hợp dầm tựa đơn hoặc dầm chịu đồng thời tải trọng cơ học và tải nhiệt nhằm đánh giá khả năng chịu lực và giới hạn chịu lửa của cấu kiện. Trong khi đó, các nghiên cứu chuyên sâu về ứng xử của dầm ngàm hai đầu dưới tác dụng thuần túy của tải nhiệt, đặc biệt là sự hình thành chuyển vị và ứng suất do giãn nở nhiệt bị kim giữ trong giai đoạn đầu của quá trình cháy, vẫn còn hạn chế. Trong bối cảnh Việt Nam, nơi các công trình dân dụng và công nghiệp thường sử dụng dầm có liên kết ngàm hoặc bán ngàm, việc nghiên cứu sâu ứng xử chịu lửa dưới điều kiện ràng buộc mạnh này là rất cần thiết nhằm cung cấp cơ sở

khoa học cho thiết kế an toàn và đánh giá nguy cơ cháy nổ thực tế.

### 1.2. Mục tiêu nghiên cứu

Mục tiêu chính của nghiên cứu là xây dựng và kiểm chứng quy trình mô phỏng số thermo-mechanical bằng phần mềm Abaqus cho dầm bê tông cốt thép ngàm hai đầu chịu tải nhiệt chuẩn Eurocode EN 1991-1-2 (ISO 834). Cụ thể, nghiên cứu tập trung:

- Xây dựng mô hình phần tử hữu hạn sử dụng mô hình Concrete Damaged Plasticity (CDP) kết hợp tham số vật liệu nhiệt độ phụ thuộc theo Eurocode.
- Phân tích quá trình truyền nhiệt, phân bố nhiệt độ theo thời gian và biến dạng nhiệt (đặc biệt là chuyển vị và ứng suất nội sinh do kìm giữ giãn nở nhiệt) trong điều kiện không có tải trọng cơ học.

Kết quả nghiên cứu không chỉ cung cấp quy trình mô hình hóa chi tiết mà còn làm rõ ảnh hưởng của điều kiện liên kết ngàm đến ứng xử chịu lửa của dầm bê tông cốt thép, góp phần bổ sung dữ liệu cho thiết kế kết cấu chịu lửa tại Việt Nam.

### 1.3. Cơ sở lý thuyết

Quá trình dẫn nhiệt trong bê tông được mô tả bởi phương trình dẫn nhiệt Fourier:

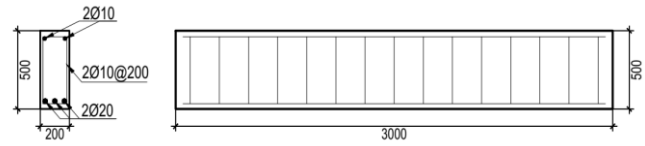
$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (k \nabla T) \tag{1}$$

Trong đó  $T(x, t)$  là nhiệt độ,  $\rho$  là khối lượng riêng,  $c$  là nhiệt dung riêng và  $k$  là độ dẫn nhiệt của bê tông.

## 2. MÔ HÌNH MÔ PHỎNG TRONG ABAQUS

### 2.1. Hình học dầm và điều kiện biên

Dầm bê tông có kích thước các cạnh là  $200 \times 500 \times 3000 \text{ mm}$  và cốt thép bên trong được bố trí như Hình 1.



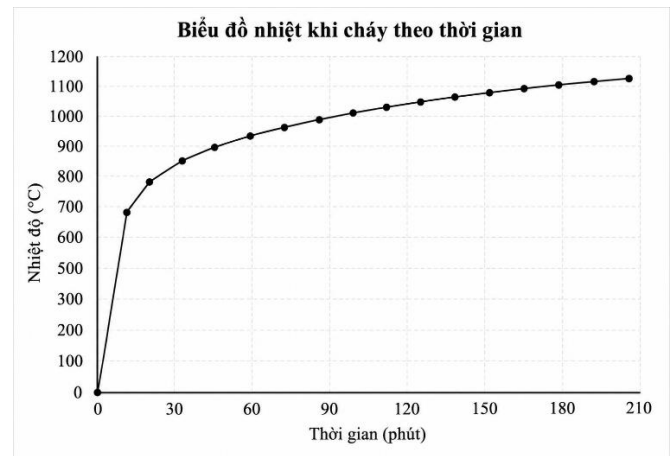
Hình 1: Cấu tạo hình học của dầm

Kết cấu dầm được mô hình hóa bằng phần mềm phần tử hữu hạn Abaqus với kích thước phần tử khối lập phương cạnh lần lượt là  $a = 50 \text{ mm}, 40 \text{ mm}, 30 \text{ mm}, 20 \text{ mm}$ . Cốt thép và cốt đai được mô hình hóa bởi các phần tử thanh 1 chiều.

Điều kiện biên là dầm sẽ được ngàm chống chuyển vị 6 bậc tự do chuyển vị và quay ở hai mặt bên, nhiệt độ ban đầu của dầm được đặt là  $25^\circ\text{C}$ . Quá trình truyền nhiệt là sự dẫn nhiệt từ nguồn nhiệt có tập giá trị được tính toán theo công thức mô tả đường cong nhiệt khi cháy của tiêu chuẩn Eurocode EN 1991-1-2 (ISO 834) [1] đưa vào dầm chỉ từ tiếp xúc trực tiếp với mặt đáy ( $200 \times 3000 \text{ mm}$ ), không xem xét trao đổi nhiệt đối lưu và bức xạ giữa dầm với môi trường xung quanh, thời gian khảo sát là 3 tiếng:

$$T_g = 20 + 345 \log_{10}(8t + 1) \tag{2}$$

Với  $T_g$  là nhiệt độ ( $^\circ\text{C}$ ),  $t$  là thời gian (phút).



Hình 2: Biểu đồ nhiệt khi cháy theo thời gian

### 2.2. Mô hình vật liệu

#### 2.2.1 Mô hình vật liệu bê tông

Abaqus cung cấp mô hình Concrete Damaged Plasticity (CDP) để mô hình hóa ứng xử của bê tông dưới tác dụng cơ học và nhiệt. Mô hình này giả định rằng hai chế độ hỏng chính là nứt do kéo và phá hủy do nén. Dưới lực kéo đơn trục, phản ứng ứng suất-biến dạng tuân theo mối quan hệ đàn hồi tuyến tính cho đến khi đạt đến giá trị của ứng suất hỏng. Ứng suất hỏng tương ứng với sự bắt đầu của các vết nứt nhỏ trong vật liệu bê tông. Vượt quá ứng suất hỏng, sự hình thành các vết nứt nhỏ được biểu thị bằng phản ứng ứng suất-biến dạng mềm dần.

Bảng 1: Các tham số mặc định của mô hình Concrete Damaged Plasticity (CDP) trong Abaqus

Dilation angle	Eccentricity	fb0/fc0	K	Viscosity
40	0.1	1.16	0.67	0

Do đó, các thông số đàn hồi cần thiết để thiết lập phần đầu tiên của mối quan hệ là mô đun đàn hồi  $E_c$ , cường độ nén  $f_{ck}$  và cường độ kéo  $f_{ct}$ . Các giá trị trên sẽ thay đổi theo nhiệt độ và được quy định trong tiêu chuẩn Eurocode, chọn bê tông C30/37 để tính toán nên giá trị cường độ nén đặc trưng ở  $25^\circ C$  (cường độ trên mẫu trụ)  $f_{ck} = 30 MPa$ . Sau đó,  $E_c(\theta)$ ,  $f_{ck}(\theta)$  và  $f_{ct}(\theta)$  được tính toán bằng công thức theo Tiêu chuẩn Eurocode [2]:

$$E_c(25^\circ C) = 22000 \times \left(\frac{f_{cm}}{10}\right)^{0.3} = 33000 MPa \quad (3)$$

$$f_{ct}(25^\circ C) = 0.3 \times f_{ck}^{2/3} = 2.90 MPa \quad (\leq C 50 / 6C) \quad (4)$$

Với  $f_{cm} = f_{ck} + 8$  là cường độ nén trung bình của bê tông ở nhiệt độ  $25^\circ C$ , đơn vị  $MPa$ .

Mô đun đàn hồi  $E_c(\theta)$  (MPa):

$$E_c(\theta) = E_c(25^\circ C) \quad 20^\circ C \leq \theta \leq 100^\circ C$$

$$E_c(\theta) = (1.015 - 0.00154 \times \theta + 2 \times 10^{-7} \times \theta^2 + 3 \times 10^{-10} \times \theta^3) \times E_c(25^\circ C) \quad (5)$$

$$100^\circ C < \theta \leq 100^\circ C$$

$$E_c(\theta) = 0 \quad \theta > 1000^\circ C$$

Ứng suất nén  $f_{ck}(\theta)$  (MPa):

$$f_{ck}(\theta) = \frac{3 \times \varepsilon \times f_{ck}(25^\circ C)}{\varepsilon_{c1,\theta} \left(2 + \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{c1,\theta}}\right)^3\right)} \quad (6)$$

Với  $\varepsilon_{c1,\theta}$  tra từ bảng 3.1 của EN 1992-1-2.

Ứng suất kéo  $f_{ct}(\theta)$  (MPa):

$$f_{ct}(\theta) = f_{ct}(25^\circ C) \quad 20^\circ C \leq \theta \leq 100^\circ C$$

$$f_{ct}(\theta) = (1 - (\theta - 100) / 500) \times f_{ct}(25^\circ C) \quad 100^\circ C < \theta \leq 600^\circ C$$

$$f_{ct}(\theta) = 0 \quad \theta > 600^\circ C$$

Sử dụng biểu thức của Eurocode 2 [2] để xác định dữ liệu đường cong ứng suất - biến dạng nén cho bê tông C30/37:

$$\sigma(\theta) = f_{ck}(\theta) \frac{k\eta - \eta^2}{1 + (k - 2)\eta} \quad (8)$$

Trong đó:

$\eta$ : Biến dạng chuẩn hóa

$k$ : Tham số điều khiển hình dạng đường cong

Biến dạng dẻo dùng cho Abaqus [6]:

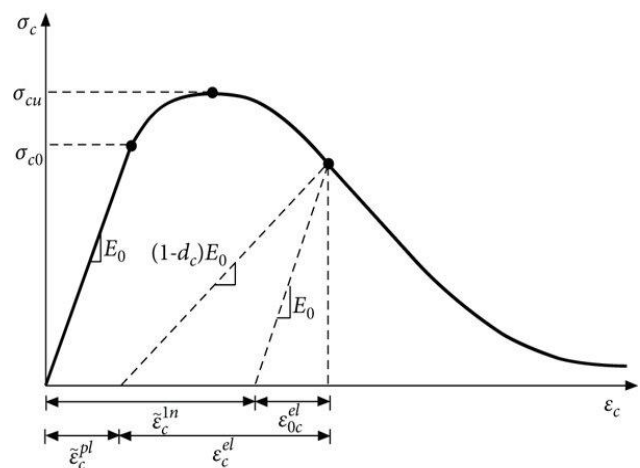
$$\varepsilon_c^{pl} = \varepsilon_c^{in} - \frac{d_c}{(1 - d_c)} \frac{\sigma_c(\theta)}{E_c(\theta)} (\%) \quad (9)$$

Trong đó:

$d_c$ : Biến số hư hỏng nén

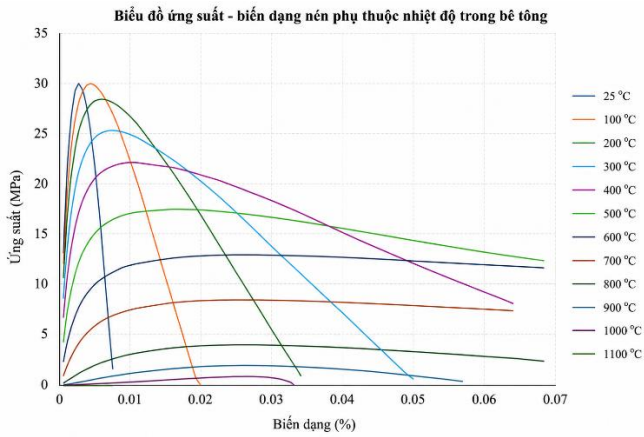
$\varepsilon_{0c}^{el}$ : Biến dạng nén đàn hồi (%)

$\varepsilon_{0c}^{in}$ : Biến dạng nén không đàn hồi (%)



Hình 3: Mô hình bê tông CDP dưới ứng suất nén [6]

Sau quá trình tính toán sẽ nhận được bảng các giá trị của ứng suất - biến dạng phá hủy nén và nhập chúng vào mô hình vật liệu CDP.



**Hình 4:** Biểu đồ ứng suất - biến dạng nén phụ thuộc nhiệt độ trong bê tông

Đối với dữ liệu đường cong ứng suất - biến dạng kéo trong bê tông, mô hình đường cong suy giảm ứng suất sau nứt do Hordijk đề xuất (1991) [4] được sử dụng để tính:

$$\frac{\sigma_t(\theta)}{f_{cm}(\theta)} = \left[ 1 + \left( c_1 \frac{w}{w_c} \right)^3 \right] \times e^{-c_2 \frac{w}{w_c}} - \frac{w}{w_c} (1 + c_1^3) \quad (10)$$

Trong đó:

$w$  : Độ rộng vết nứt (mm)

$w_c = \frac{2G_f}{f_{cm}}$  : Độ mở rộng vết nứt tới hạn (ứng suất giảm về 0) (mm)

$c_1 = 3, c_2 = 6.93$  : Hệ số thực nghiệm

$G_f = G_{f0} \left( \frac{f_{cm}}{f_{cm0}} \right)^{0.7} = 0.073 \times (f_{cm})^{0.18}$  : Năng lượng phá hủy

khi kéo theo CEB-FIP Model Code 1990 [5] (N/mm)

$G_{f0}$  : Giá trị cơ bản (phụ thuộc vào kích thước cốt liệu lớn nhất  $d_{max}$ ) (N/mm)

Biến dạng dẻo dùng cho Abaqus [6]:

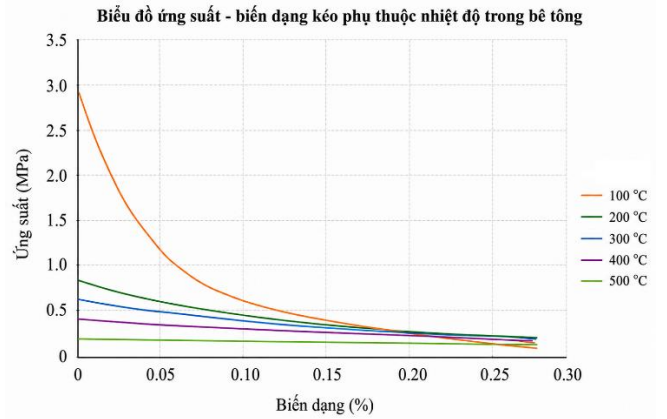
$$\varepsilon_t^{pl} = \varepsilon_t^{cr} - \frac{d_t}{(1-d_t)} \frac{\sigma_t(\theta)}{E_0(\theta)} \quad (11)$$

Trong đó:

$\varepsilon_t^{cr}$  : Biến dạng kéo không đàn hồi sau khi bê tông bắt đầu nứt (%)

$l_{ch}$  : Chiều dài đặc trưng phần tử (mm)

Sau quá trình tính toán sẽ nhận được bảng các giá trị của ứng suất - biến dạng phá hủy kéo và nhập chúng vào mô hình vật liệu CDP.



**Hình 4:** Biểu đồ ứng suất - biến dạng kéo phụ thuộc nhiệt độ trong bê tông

Các đặc tính nhiệt cần thiết cho phân tích nhiệt là độ dẫn nhiệt, nhiệt dung riêng và khối lượng riêng. Các đặc tính này thay đổi theo nhiệt độ và các phương trình điều khiển cho các đặc tính nhiệt của bê tông được xác định theo Eurocode [3] được biểu diễn trong các phương trình:

Hệ số dẫn nhiệt  $\lambda_c$  (W/mK) :

$$\lambda_c = 2 - 0.2451 \left( \frac{\theta}{100} \right) + 0.0107 \left( \frac{\theta}{100} \right)^2 \quad (12)$$

$20^\circ C \leq \theta \leq 120^\circ C$

Nhiệt dung riêng  $c_{p,c}(\theta)$  (J/KgK) :

$$\begin{aligned} c_{p,c} &= 900 & 20^\circ C < \theta \leq 100^\circ C \\ c_{p,c} &= 800 + \theta & 100^\circ C < \theta \leq 200^\circ C \\ c_{p,c} &= 900 + \theta/2 & 200^\circ C < \theta \leq 400^\circ C \\ c_{p,c} &= 1100 & 400^\circ C < \theta \leq 1200^\circ C \end{aligned} \quad (13)$$

Khối lượng riêng  $\rho_c(\theta)$  (Kg/m<sup>3</sup>) :

$$\begin{aligned} \rho_c &= \rho \times (20^\circ C) & 20^\circ C < \theta \leq 115^\circ C \\ \rho_c &= \rho \times (20^\circ C) \times [1 - 0.02 \times (\theta - 115) / 85] & 115^\circ C < \theta \leq 200^\circ C \\ \rho_c &= \rho \times (20^\circ C) \times [0.98 - 0.03 \times (\theta - 200) / 200] & 200^\circ C < \theta \leq 400^\circ C \\ \rho_c &= \rho \times (20^\circ C) \times [0.98 - 0.07 \times (\theta - 400) / 800] & 400^\circ C < \theta \leq 1200^\circ C \end{aligned} \quad (14)$$

Dưới đây là các phương trình biến dạng nhiệt  $\varepsilon_c(\theta)$  (Thermal strain or Thermal expansion coefficient) của bê tông theo Eurocode 2 (EN 1992-1-2:2004, mục 3.3.2) [3]:

$$\varepsilon_c = -1.2 \times 10^{-4} + 6 \times 10^{-6} \times \theta + 1.4 \times 10^{-11} \times \theta^3$$

$$\varepsilon_c = 12 \times 10^{-3} \quad \begin{matrix} 20^\circ C < \theta \leq 80^\circ C \\ 80^\circ C < \theta \leq 120^\circ C \end{matrix} \quad (15)$$

### 2.2.2 Mô hình vật liệu cốt thép

Trong nghiên cứu này, cốt thép được mô phỏng bằng mô hình vật liệu đàn hồi – dẻo lý tưởng (Elastic–perfectly plastic) với ứng xử chịu kéo và nén là đối xứng. Các thông số cơ học được xác định từ thí nghiệm thực tế bao gồm: Mô đun đàn hồi  $E_s = 209\text{GPa}$ , giới hạn chảy  $f_y = 507\text{MPa}$  và hệ số Poisson  $\nu = 0.3$ . Sự làm việc đồng thời giữa cốt thép và bê tông được giả thiết là dính bám hoàn hảo (Perfect bond), nghĩa là không có hiện tượng trượt tương đối giữa hai vật liệu. Các giá trị này được sử dụng trực tiếp trong mô hình phần tử hữu hạn để mô phỏng ứng xử cơ học của cốt thép dưới tác dụng của tải trọng và nhiệt độ.

Module đàn hồi  $E_s(\theta)$  (GPa):

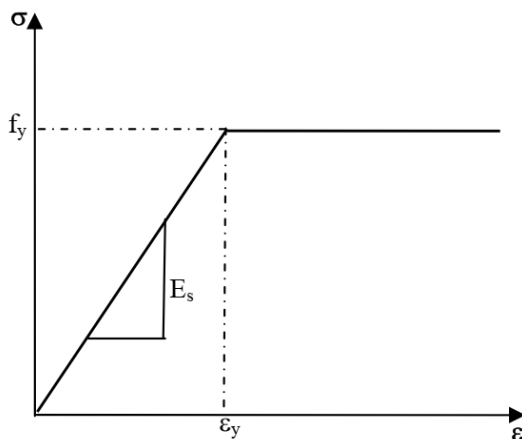
$$E_s(\theta) = k_E(\theta) \times E_s = k_E(\theta) \times 209 \quad (16)$$

Ứng suất kéo  $f_{ct}(\theta)$  (MPa):

$$f_y(\theta) = k_y(\theta) \times f_{yk} = k_y(\theta) \times 507 \quad (17)$$

Với  $k_E(\theta) = E_{s,\theta} / E_s$  và  $k_y(\theta) = f_{y,\theta} / f_{yk}$  tra từ bảng

3.2a của EN 1992-1-2 [2].



**Hình 6:** Định luật ứng suất – biến dạng song tuyến cho cốt thép [6]

Các tham số nhiệt phục vụ cho phân tích gồm độ dẫn nhiệt, nhiệt dung riêng và khối lượng riêng. Những đại lượng này phụ thuộc vào nhiệt độ, và quan hệ biến thiên của chúng đối với cốt thép được xác định theo Eurocode [3] như trình bày trong các phương trình sau:

Hệ số dẫn nhiệt  $\lambda_s$  (W / mK) :

$$\lambda_s = 54 - 3.33 \times 10^{-2} \times \theta \quad 20^\circ C \leq \theta \leq 80^\circ C$$

$$\lambda_s = 27.3 \quad 80^\circ C < \theta \leq 120^\circ C \quad (18)$$

Nhiệt dung riêng  $c_{p,s}(\theta)$  (J / KgK) :

$$c_{p,s} = 425 + 7.73 \times 10^{-1} \times \theta - 1.69 \times 10^{-3} \times \theta^2 + 2.22 \times 10^{-6} \times \theta^3 \quad 20^\circ C < \theta \leq 600^\circ C$$

$$c_{p,s} = 666 - 13002 / (\theta - 738) \quad 60^\circ C < \theta \leq 73^\circ C \quad (19)$$

$$c_{p,s} = 545 - 17820 / (\theta - 731) \quad 73^\circ C < \theta \leq 90^\circ C$$

$$c_{p,s} = 650 \quad 90^\circ C < \theta \leq 120^\circ C$$

Khối lượng riêng  $\rho_s = 7850\text{Kg} / \text{m}^3$  (Với mọi nhiệt độ)

Dưới đây là các phương trình biến dạng nhiệt  $\varepsilon_s(\theta)$  (Thermal strain or Thermal expansion coefficient) của cốt thép theo Eurocode 2 (EN 1992-1-2:2004, mục 3.2.2) [3]:

$$\varepsilon_s = -2.416 \times 10^{-4} + 1.2 \times 10^{-5} \times \theta + 1.4 \times 10^{-8} \times \theta^2$$

$$\varepsilon_c = 11 \times 10^{-3} \quad \begin{matrix} 20^\circ C < \theta \leq 750^\circ C \\ 750^\circ C < \theta \leq 860^\circ C \end{matrix} \quad (20)$$

$$\varepsilon_s = -6.2 \times 10^{-3} + 2 \times 10^{-5} \times \theta \quad 860^\circ C < \theta \leq 1200^\circ C$$

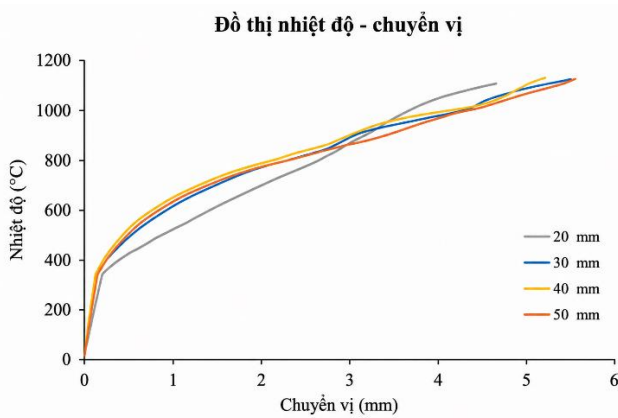
## 3. KẾT QUẢ VÀ THẢO LUẬN

### 3.1. Phân tích hội tụ lưới

Theo EN 1992-1-2, biến dạng tổng bằng biến dạng nhiệt và biến dạng ứng suất trong kết cấu cộng lại, do đó sự chênh lệch nhiệt độ gây uốn vĩnh cửu của dầm. Càng duy trì lâu, bê tông mất mô-đun đàn hồi và cường độ, dẫn đến độ cứng tổng thể giảm và độ võng dầm tăng. Đồ thị chuyển vị theo nhiệt độ sẽ minh họa xu hướng này.

Để đảm bảo tính độc lập của lưới và độ tin cậy của kết quả, phân tích hội tụ lưới đã được thực hiện với bốn kích thước phần tử khác nhau: 20 mm, 30 mm, 40 mm và 50 mm. Đồ thị mối quan hệ giữa nhiệt độ và chuyển vị tại điểm có biến dạng cực đại (Hình 12) cho thấy các đường cong có xu hướng hội tụ tốt khi kích thước phần tử giảm.

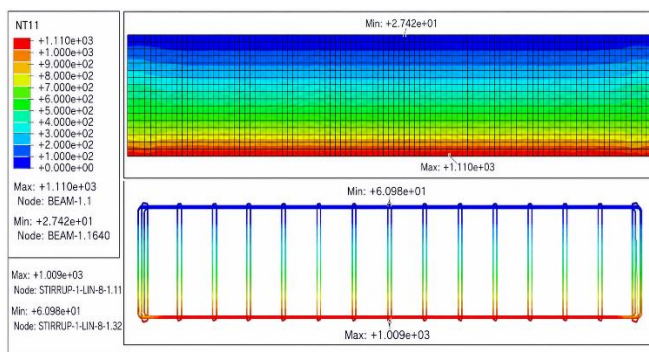
Cụ thể, đường cong ứng với kích thước phần tử 20 mm và 30 mm gần như trùng nhau, với sai số về chuyển vị cuối cùng nhỏ hơn 3%. Khi kích thước phần tử lớn hơn 40 mm, sự chênh lệch bắt đầu rõ rệt hơn. Do đó, kích thước phần tử 30 mm được lựa chọn cho các mô phỏng chính thức nhằm cân bằng giữa độ chính xác và chi phí tính toán.



**Hình 7:** Đồ thị nhiệt độ chuyển vị tại điểm có biến dạng cực đại trên dầm

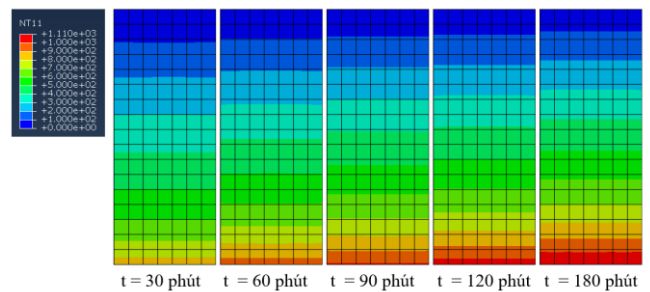
### 3.2. Phân bố nhiệt theo thời gian

Trường nhiệt độ trong dầm được trình bày qua bản đồ phổ nhiệt (contour plots) tại các thời điểm sau 3 tiếng ( $t = 180$  phút). Lúc này, nhiệt độ mặt dưới đáy dầm đạt  $1110^{\circ}\text{C}$ , nhiệt độ tại trung tâm dầm đạt khoảng  $520^{\circ}\text{C}$ , nhiệt độ tại vị trí cốt thép chính khoảng  $1009^{\circ}\text{C}$ .



**Hình 8:** Phân bố nhiệt độ trong dầm và cốt thép tại thời điểm  $t = 180$  phút

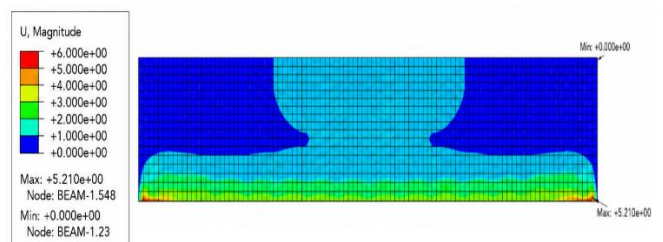
Để đánh giá độ tin cậy của mô hình, kết quả phân bố nhiệt độ trong dầm sau 180 phút được đối chiếu với xu hướng nhiệt độ trong các nghiên cứu trước đây và quy luật truyền nhiệt theo Eurocode EN 1992-1-2. Kết quả cho thấy nhiệt độ tập trung lớn tại bề mặt chịu lửa và giảm dần vào vùng lõi dầm, phù hợp với quy luật truyền nhiệt của kết cấu bê tông chịu cháy tiêu chuẩn ISO 834. Giá trị nhiệt độ tại vị trí cốt thép và tâm dầm có sai khác nhỏ so với các nghiên cứu tham khảo, cho thấy mô hình có độ tin cậy chấp nhận được.



**Hình 9:** Phân bố nhiệt độ trong dầm sau 180 phút

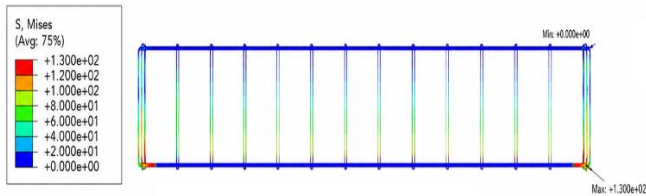
### 3.2. Ảnh hưởng của nhiệt độ theo thời gian đến kết cấu

Kết quả cho thấy gradient nhiệt lớn giữa trên và dưới dầm sinh ra biến dạng nhiệt không đều: Phần đáy dầm (bề mặt chịu lửa) nở nhiều hơn phần trên. Đặc biệt là vị trí bên dưới và gần 2 đầu ngàm (vị trí ràng buộc) có chuyển vị lớn nhất (Hình 10). Nguyên nhân do tiếp xúc gần với nguồn nhiệt, nơi này có xu hướng nở ra nhưng lại bị kiềm giữ lại, tạo ứng suất và chuyển vị lớn (5.2 mm) tại đây.



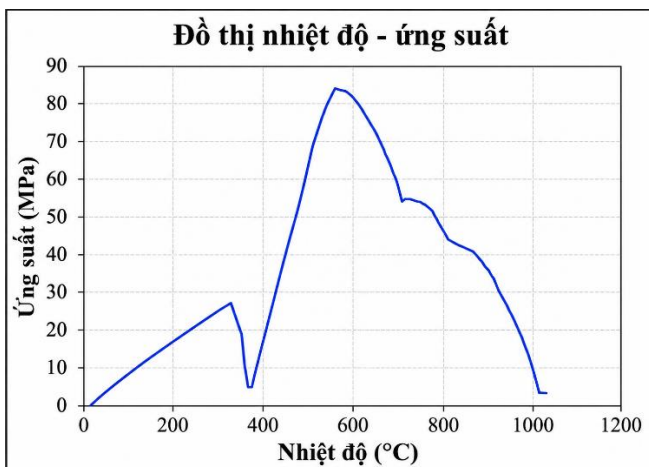
**Hình 10:** Chuyển vị trên dầm tại thời điểm 3 giờ (Step Time = 180 mins)

Tương tự với thép bên trong, khi bê tông giãn nở sẽ kéo theo thép bên trong, nhưng bị chặn lại bởi ngàm chống chuyển vị sẽ tạo ra ứng suất lớn trong thép (124.7 MPa).



**Hình 11:** Ứng suất trong cốt thép tại thời điểm 3 giờ (Step Time = 180 mins)

Đồ thị cho thấy ứng suất trong cốt thép tăng mạnh do hiệu ứng kìm giữ giãn nở nhiệt khi nhiệt độ tăng từ 300°C đến khoảng 550–600°C, đạt giá trị cực đại khoảng 83.55 MPa. Sau đó, ứng suất giảm dần do sự suy giảm đáng kể cường độ và mô đun đàn hồi của thép ở nhiệt độ cao (theo Eurocode 2). Sự sụt giảm mạnh sau 600°C phản ánh quá trình mất khả năng chịu lực của cốt thép khi nhiệt độ tiếp tục tăng.



**Hình 12:** Đồ thị nhiệt độ - ứng suất tại điểm có ứng suất cực đại trên thép

Nghiên cứu đã trình bày kết quả mô phỏng số ứng xử nhiệt – cơ của dầm bê tông cốt thép ngàm hai đầu chịu đường cong cháy chuẩn ISO 834 theo Eurocode EN 1991-1-2 trong 180 phút, trong điều kiện không xét tải trọng cơ học. Quy trình mô hình hóa được thiết lập trên cơ sở phương pháp phần tử hữu hạn kết hợp mô hình Concrete Damaged Plasticity (CDP) cho bê tông và mô hình đàn hồi – dẻo cho cốt thép, với các tham số vật liệu phụ thuộc nhiệt độ theo Eurocode. Phân tích hội tụ lưới với bốn kích thước phần tử (20, 30, 40, 50 mm) xác định kích thước 30 mm là phù hợp, bảo đảm cân bằng giữa độ chính xác và chi phí tính toán.

Kết quả mô phỏng cho thấy sau 180 phút, nhiệt độ tại mặt đáy dầm đạt khoảng 1110°C trong khi tâm dầm chỉ đạt 520°C, phản ánh đặc trưng truyền nhiệt chậm trong môi trường bê tông. Chuyển vị lớn nhất khoảng 5,2 mm xuất hiện gần vị trí ngàm – là vùng giãn nở nhiệt bị kìm giữ mạnh nhất bởi điều kiện biên. Ứng suất nội sinh trong cốt thép tăng nhanh trong khoảng 300–600°C, sau đó suy giảm do mất cường độ và mô đun đàn hồi ở nhiệt độ cao theo Eurocode 2. Các kết quả này khẳng định rằng chuyển vị và ứng suất phát sinh chủ yếu từ chênh lệch nhiệt độ và sự kìm giữ giãn nở nhiệt bởi liên kết ngàm, chứ không phải từ tải trọng cơ học.

Hạn chế của nghiên cứu: Mô hình chưa xét đến tác dụng đồng thời của tải trọng cơ học, ảnh hưởng của cốt thép dự ứng lực, cũng như hiện tượng nổ vỡ bê tông (spalling) do áp suất hơi nước trong quá trình cháy.

Hướng nghiên cứu tiếp theo: Mở rộng mô hình theo hướng kết hợp đồng thời tải trọng cơ học và tải nhiệt, tích hợp cơ chế nổ vỡ bê tông (spalling), và áp dụng cho các tiết diện kết cấu phức tạp hơn như dầm chữ T hoặc dầm dự ứng lực, nhằm phản ánh sát hơn điều kiện làm việc thực tế của công trình.

**TÀI LIỆU THAM KHẢO**

**4. KẾT LUẬN**

- [1] European Committee for Standardization (CEN), EN 1991-1-2:2002, Eurocode 1: Actions on structures – Part 1-2: General actions – Actions on structures exposed to fire, Brussels, 2002.
- [2] European Committee for Standardization (CEN), EN 1992-1-1:2004, Eurocode 2: Design of concrete structures – Part 1-1: General rules and rules for buildings, Brussels, 2004
- [3] European Committee for Standardization (CEN), EN 1992-1-2:2004, Eurocode 2: Design of concrete structures – Part 1-2: General rules – Structural fire design, Brussels, 2004.
- [4] Hordijk, D.A.: Local approach to fatigue of concrete, Ph.D. thesis, Delft University of Technology, (1991).
- [5] Comité Euro-International du Béton (CEB), CEB-FIP Model Code 1990, Thomas Telford, London, (1993).
- [6] Software Documentation Dassault Systèmes, Abaqus/CAE User’s Guide & Abaqus/Standard User’s Manual, Version 2020, Providence, RI, USA, 2020.

# Nghiên cứu công nghệ xử lý nền móng mặt đường cứng sân bay bằng bê tông đông cứng nhanh

## Research on the treatment technology for the subbase and subgrade of airport rigid pavements using rapid-setting concrete

ThS. Ngô Văn Quân<sup>1,\*</sup>, ThS. Ngô Văn Tinh<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Học viện Hàng không Việt Nam  
Email: quannv@vaa.edu.vn

### TÓM TẮT

Trong quá trình khai thác tại các cảng hàng không, sân bay, mặt đường cứng sân bay thường chịu tác dụng của tải trọng bánh tàu bay lặp lại nhiều lần cùng với các chế độ thủy nhiệt bất lợi và sự lão hóa vật liệu. Các yếu tố này có thể gây ra nhiều dạng hư hỏng cấu trúc của mặt đường cứng sân bay như nứt gãy tấm bê tông xi măng, phá hủy do giãn nở, phù bùn và cập kênh-bạc. Trong đó, “phù bùn” và “cập kênh-bạc” thường xảy ra khi nền móng mặt đường bị bão hòa nước, làm cho vật liệu mịn bị đẩy ra khỏi lớp móng và nền đất phía dưới. Quá trình này dần hình thành các khoảng rỗng dưới tấm bê tông, từ đó làm suy giảm khả năng truyền tải của kết cấu mặt đường, gây lún cục bộ và suy giảm tuổi thọ khai thác. Vì vậy, cần có các giải pháp hiệu quả để xử lý nền móng, đặc biệt là các phương pháp lấp đầy khoảng rỗng dưới tấm bê tông xi măng. Trong đó, bê tông đông cứng nhanh được xem là một giải pháp tiềm năng phù hợp với điều kiện khai thác tại các cảng hàng không, sân bay ở Việt Nam.

**TỪ KHÓA:** Mặt đường cứng sân bay, nền và móng, phù bùn, khoảng rỗng dưới tấm, bê tông đông cứng nhanh.

### ABSTRACT

During operation at airports and airfields, rigid airport pavements are frequently subjected to repeated aircraft wheel loads together with unfavorable hydrothermal conditions and material aging. These factors can cause various forms of structural damage to airport pavement, such as cement concrete slab fracturing, expansion failure, sludge extrusion, and unevenness of cement concrete slabs. Of these, sludge extrusion and unevenness of cement concrete slabs often occur when the pavement base becomes waterlogged, causing fine material to be pushed out of the base layer and the underlying subgrade. This process gradually forms voids beneath the concrete slabs, thereby reducing the load-transfer capacity of the pavement structure, leading to localized settlement and a reduction in service life. Therefore, effective solutions are required to treat the pavement foundation, particularly methods for filling voids beneath cement concrete slabs. Rapid-hardening concrete is considered a potential solution that is suitable for the operational conditions of airports and airfields in Vietnam.

**KEYWORDS:** Airport rigid pavement; subgrade and subbase; mud pumping; voids beneath concrete slabs; rapid-setting concrete.

### THUẬT NGỮ

BTXM = Bê tông xi măng  
CHK = Cảng hàng không  
FWD = Falling Weight Deflectometer  
KCMĐ = Kết cấu mặt đường

## 1. Giới thiệu

Trong quá trình khai thác tại CHK, sân bay, KCMĐ cứng sân bay thường chịu tác dụng thường xuyên của tải trọng

bánh tàu bay với chu kỳ tải lặp lại nhiều lần, cùng với đó là tác dụng của các điều kiện thủy nhiệt bất lợi như sự xâm nhập của nước mưa và nước mặt, nhiệt độ nóng lạnh thay đổi thất thường theo mùa, sự hóa già của vật liệu xây dựng. Từ đó, theo thời gian sẽ tạo ra các hư hỏng cấu trúc của mặt đường cứng sân bay như: nứt gãy tấm BTXM, phá hủy do giãn nở, đập, phù bùn và cập kênh-bạc... Đối với dạng hư hỏng “phù bùn” và “cập kênh-bạc”, đây là 02 dạng hư hỏng thường gặp trong điều kiện khai thác khi nền móng mặt đường cứng sân bay bị bão hòa nước: nước và vật liệu mịn bị đẩy ra khỏi lớp nền móng, khi nền móng bão hòa nước thì áp lực của tải trọng tàu bay truyền xuống tạo thêm áp lực

thùy động, càng làm suy giảm mối liên kết của các lớp vật liệu. Dần dần, quá trình này dẫn đến sự hình thành khoảng rỗng giữa tấm bê tông và lớp nền móng phía dưới, sự tồn tại của khoảng rỗng làm giảm khả năng truyền tải của hệ KCMĐ, gây ra các hiện tượng lún cục bộ của tấm BTXM, nứt gãy tấm và làm suy giảm tuổi thọ khai thác của KCMĐ cứng sân bay. Thực trạng này, đòi hỏi phải có các giải pháp xử lý nền móng của KCMĐ cứng sân bay, nhất là tiến hành các biện pháp phù hợp để lấp đầy khoảng rỗng. Trong số các giải pháp xử lý hiện nay, có một phương pháp có thể nghiên cứu áp dụng phù hợp trong điều kiện khai thác CHK, sân bay ở Việt Nam, đó là phương pháp bê tông đông cứng nhanh.

## 2. Cơ sở khoa học của phương pháp bơm bê tông đông cứng nhanh

### 2.1. Nguyên lý của công nghệ

Phương pháp bơm bê tông đông cứng nhanh (*Rapid-setting concrete injection*) hoạt động dựa trên nguyên lý: đầu tiên, khoan lỗ xuyên qua tấm BTXM của KCMĐ cứng sân bay tại vị trí có khoảng trống, hốc rỗng dưới tấm; sau đó, tiến hành bơm vữa bê tông có độ chảy cao vào lớp nền móng dưới tấm (Hình 1); tiếp theo, vật liệu vữa bê tông sẽ điền đầy, thẩm thấu và lấp đầy khoảng rỗng dưới tấm BTXM; sau khi đông cứng, vật liệu vữa bê tông được bơm sẽ tạo lớp nâng đỡ bổ sung dưới tấm BTXM, tăng độ cứng của nền móng, phục hồi khả năng truyền tải của toàn bộ hệ KCMĐ cứng sân bay.



Hình 1 – Hình ảnh bơm bê tông đông cứng nhanh [1]

Do vật liệu sử dụng có tốc độ đông kết nhanh, KCMĐ cứng sân bay có thể được khai thác trở lại trong thời gian ngắn, phù hợp với yêu cầu khai thác liên tục của CHK, sân bay.

### 2.2. Xác định áp lực bơm vật liệu

Áp lực bơm phải đủ lớn để vật liệu vữa BTXM có thể lan tỏa trong lớp nền móng và lấp đầy khoảng rỗng, nhưng không được vượt quá giới hạn có thể gây nâng tấm BTXM

quá cao độ quy định hoặc nứt tấm.

Áp lực bơm được xác định theo công thức [2]:

$$P = \gamma h + \Delta P$$

Trong đó:

$P$ : áp lực bơm (Pa)

$\gamma$ : trọng lượng riêng của vật liệu bơm ( $N/m^3$ )

$h$ : chiều cao cột vật liệu trong lỗ bơm (m)

$\Delta P$ : tổn thất áp lực do ma sát trong ống bơm (Pa)

Theo một số nghiên cứu, thực tế thi công KCMĐ cứng sân bay, áp lực bơm thường được khống chế trong khoảng từ 0.2 đến 0.35 Mpa [3] nhằm hạn chế nguy cơ nâng tấm BTXM quá mức trong KCMĐ cứng sân bay, để tránh gãy tấm.

### 2.3. Xác định thể tích khoảng rỗng cần bơm

Theo nguyên tắc khối lượng vật liệu gia cố hoặc vữa phủ được xác định theo thể tích vùng cần xử lý [2],[4], thể tích khoảng trống, hốc rỗng dưới tấm BTXM được xác định theo biểu thức:

$$V_v = A \times t_v$$

Trong đó:

$V_v$ : thể tích khoảng rỗng ( $m^3$ )

$A$ : diện tích tấm BTXM hoặc vùng ảnh hưởng ( $m^2$ )

$t_v$ : chiều dày trung bình của khoảng rỗng (m)

Trong trường hợp khoảng rỗng không đồng đều, thể tích có thể được tính theo:

$$V_v = \sum(A_i \times t_i)$$

với:

$A_i$ : diện tích vùng  $i$

$t_i$ : chiều dày khoảng rỗng tại vùng  $i$ .

Thể tích vật liệu bơm vữa bê tông đông cứng nhanh thực tế thường lớn hơn thể tích khoảng rỗng tính toán do tổn thất vật liệu trong lớp móng và sự thẩm thấu của vật liệu vào nền đất. Một số nghiên cứu cho thấy tỷ lệ hao hụt vữa có thể khoảng 10% trong quá trình bơm [5].

Do đó, hệ số dự phòng thường được lấy:

$$V_{bom} = (1.1-1.3) V_v$$

### 2.4. Sự cải thiện mô đun nền sau gia cố

Sau khi bơm bê tông đông cứng nhanh, độ cứng của nền móng dưới tấm BTXM gia tăng đáng kể. Mô đun nền của hệ KCMĐ cứng sân bay có thể được biểu diễn bằng hệ số nền  $k$ . Hệ số nền được xác định theo [6-8]:

$$k = \frac{p}{\delta}$$

Trong đó:

$k$ : mô đun nền ( $MN/m^3$ )

$p$ : áp lực tác dụng lên tấm bê tông ( $MN/m^2$ )

$\delta$ : độ lún của tấm BTXM (m)

Sau khi gia cố, mô đun nền mới có thể được biểu diễn như:

$$k_{gia\ cố} = k_0 + \Delta k$$

Trong đó:

$k_0$ : mô đun nền ban đầu

$\Delta k$ : mức tăng mô đun nền do vật liệu bơm.

Các nghiên cứu thực nghiệm cho thấy công nghệ bơm bê tông đông cứng nhanh có thể làm tăng mô đun nền từ 30% đến 80% tùy thuộc vào kích thước khoảng rỗng, tính chất lớp móng, loại vật liệu bơm sử dụng.

Việc lấp đầy khoảng rỗng dưới tấm bê tông giúp tăng diện tích tiếp xúc giữa tấm BTXM và lớp móng, giảm ứng suất uốn trong tấm BTXM, giảm biến dạng của KCMĐ cứng sân bay.

### 3. Xác định hiệu quả của phương pháp bê tông đông cứng nhanh thông qua giá trị ứng suất tấm BTXM theo lý thuyết Westergaard

#### 3.1. Giả thiết cơ bản của mô hình Westergaard

Lý thuyết của Westergaard được sử dụng rộng rãi trên thế giới để phân tích ứng suất trong mặt đường BTXM [6-7]. Các giả thiết cơ bản gồm:

- Tấm BTXM là tấm đàn hồi, đồng nhất và đẳng hướng.
- Tấm BTXM đặt trên nền đàn hồi kiểu Winkler.
- Phản lực nền tỷ lệ với độ lún của tấm.
- Tải trọng tác dụng lên mặt đường được coi là tải phân bố tròn.

Mô hình này cho phép xác định ứng suất uốn trong tấm BTXM tại các vị trí trung tâm tấm, cạnh tấm, góc tấm.

#### 3.2. Bán kính độ cứng tương đối của tấm bê tông

Một tham số quan trọng trong lý thuyết Westergaard là bán kính độ cứng tương đối [6-7]:

$$l = \left( \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)k} \right)^{0.25}$$

Trong đó:

$l$ : bán kính độ cứng tương đối (m)

$E$ : mô đun đàn hồi của bê tông (MPa)

$h$ : chiều dày tấm bê tông (m)

$\nu$ : hệ số Poisson của bê tông

$k$ : mô đun nền (MN/m<sup>3</sup>)

Sau khi bơm gia cố nền:

$$k_{gia\ cố} > k_{ban\ đầu}$$

Mô đun của nền gia tăng sau khi gia cố bằng bê tông đông cứng nhanh, làm cho bán kính độ cứng  $l$  giảm. Điều

này làm giảm ứng suất uốn trong tấm BTXM.

#### 3.3. Ứng suất uốn tại tâm tấm BTXM

Ứng suất uốn tại trung tâm tấm BTXM theo Westergaard [6-7]:

$$\sigma_c = \frac{3P}{2\pi h^2} \left[ \ln\left(\frac{l}{a}\right) + 0.615 \right]$$

Trong đó:

$\sigma_c$ : ứng suất uốn tại trung tâm tấm

$P$ : tải trọng bánh máy bay (N)

$a$ : bán kính tiếp xúc tải (m)

Khi mô đun nền  $k$  tăng lên sau gia cố bằng bê tông đông cứng nhanh thì  $l$  giảm, từ đó làm cho giá trị ứng suất uốn tại tâm tấm BTXM  $\sigma_c$  cũng giảm.

#### 3.4. Ứng suất tại cạnh tấm BTXM

Ứng suất tại cạnh tấm BTXM [6-7]:

$$\sigma_e = \frac{3P}{2\pi h^2} \left[ \ln\left(\frac{l}{a}\right) + 0.572 \right]$$

Trong đó:

$\sigma_e$ : ứng suất uốn tại cạnh tấm

$P$ : tải trọng bánh máy bay (N)

$h$ : chiều dày tấm bê tông (m)

$l$ : bán kính độ cứng tương đối (m)

$a$ : bán kính tiếp xúc tải (m)

Đây thường là vị trí nguy hiểm nhất của tấm BTXM của KCMĐ cứng sân bay.

Sau khi bơm gia cố nền bằng bê tông đông cứng nhanh, khoảng rỗng được lấp đầy thì mô đun nền  $k$  tăng lên sau gia cố thì  $l$  giảm, từ đó ứng suất cạnh tấm BTXM giảm đáng kể.

#### 3.5. Ứng suất tại góc tấm BTXM

Ứng suất tại góc tấm [6-7]:

$$\sigma_{góc\ tấm} = \frac{3P}{h^2} \left( 1 - \frac{a}{\sqrt{2}l} \right)$$

Trong đó:

$\sigma_{góc\ tấm}$ : ứng suất uốn tại góc tấm

$P$ : tải trọng bánh máy bay (N)

$h$ : chiều dày tấm bê tông (m)

$a$ : bán kính tiếp xúc tải (m)

$l$ : bán kính độ cứng tương đối (m)

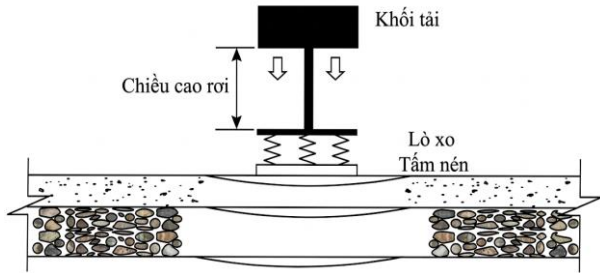
Trong trường hợp tồn tại khoảng rỗng dưới góc tấm, ứng suất góc tấm BTXM tăng mạnh. Sau khi bơm vật liệu gia cố bằng bê tông đông cứng nhanh, các khoảng trống, hốc rỗng được lấp đầy, nền làm việc đồng đều hơn, ứng suất góc tấm BTXM giảm.

### 4. Phương pháp xác định mô đun nền bằng thí nghiệm FWD

### 4.1. Nguyên lý thí nghiệm

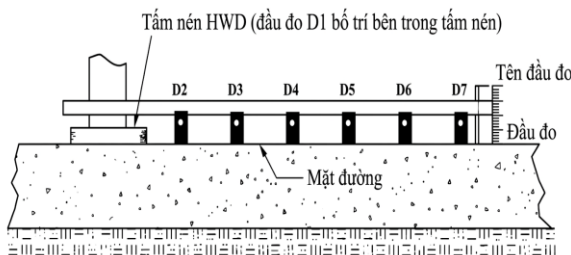
Thí nghiệm FWD được thực hiện bằng thiết bị Falling Weight Deflectometer [9] với bộ phận tạo xung lực, tấm ép, các cảm biến đo võng, cảm biến đo lực, hệ thống ghi, lưu trữ và xử lý dữ liệu, phần mềm thu thập dữ liệu, phần mềm xử lý dữ liệu, cảm biến đo nhiệt độ mặt đường, định vị GPS, camera.

Thiết bị tạo ra xung tải trọng động tương tự tải trọng bánh tàu bay tác dụng lên KCMĐ và đo chịu võng của tấm BTXM (Hình 2).



Hình 2 - Mô tả xung tải tạo ra bởi thiết bị HWD

Các cảm biến đo võng: Số lượng đầu đo cảm biến thường là 7 đầu đo, tối thiểu là 5 đầu đo. Các đầu đo võng được lắp đặt thẳng hàng trên một giá đỡ dọc theo hướng xe đi và có một đầu đo được đặt tại tâm tấm ép (Hình 3). Các đầu đo khác cách tâm một khoảng cách quy định, thông thường khoảng cách giữa các đầu đo không lớn hơn 300mm (khoảng cách các đầu đo đến tâm tấm ép theo thứ tự là: 0; 300; 600; 900; 1200; 1500; 1800mm...).



Hình 3 - Các đầu đo hướng tâm từ tấm nền

Dữ liệu võng được sử dụng để tính toán mô đun đàn hồi của nền k của hệ KCMĐ [9].

### 4.2. Xác định mô đun nền từ kết quả FWD

Mô đun nền có thể được xác định theo biểu thức gần đúng [9-10]:

$$k = \frac{P}{\pi a^2 \delta_0}$$

Trong đó:

$k$ : mô đun nền (MN/m<sup>3</sup>)

$P$ : tải trọng tác dụng (kN)

$a$ : bán kính tấm tải (m)

$\delta_0$ : độ võng tại tâm tải (mm), được xác định thông qua thí nghiệm FWD.

### 4.3. Đánh giá hiệu quả gia cố nền

Mô đun nền được xác định trước khi bơm gia cố (ban đầu), sau khi bơm gia cố. Hiệu quả gia cố được đánh giá theo:

$$\eta = \frac{k_{gia\ cố} - k_{ban\ đầu}}{k_{ban\ đầu}} \times 100\%$$

Trong đó:

$\eta$ : mức cải thiện mô đun nền (%)

$k_{ban\ đầu}$ : mô đun nền trước gia cố

$k_{gia\ cố}$ : mô đun nền sau gia cố.

Các nghiên cứu cho thấy sau khi bơm vật liệu [11-12]:

$$k_{gia\ cố} = 1.3 \text{ đến } 1.8 k_{ban\ đầu}$$

## 5. Quy trình công nghệ thi công bê tông đông cứng nhanh

### 5.1. Thí nghiệm hiện trường

Quy trình thí nghiệm gồm các bước:

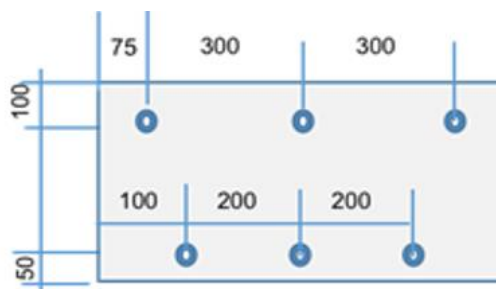
- Thí nghiệm FWD trước khi sửa chữa để xác định mô đun nền ban đầu.
- Tiến hành bơm bê tông hoặc vữa đông cứng nhanh.
- Sau 3–7 ngày, thực hiện lại thí nghiệm FWD.
- Phân tích chịu võng và xác định mô đun nền sau gia cố.
- So sánh kết quả trước và sau sửa chữa.

### 5.2. Quy trình thi công

Quy trình thi công theo công nghệ bê tông đông cứng nhanh qua 5 bước, cụ thể như sau:

Bước 1. Khoan lỗ bơm bê tông:

- Khoan các lỗ xuyên qua tấm BTXM của KCMĐ cứng sân bay để đưa vật liệu gia cố vào nền móng.
- Yêu cầu kỹ thuật (Hình 4):
  - + Đường kính lỗ khoan: 30 – 50 mm
  - + Khoảng cách lỗ khoan: 1,5 – 3 m
  - + Khoảng cách tới mép tấm:  $\geq 0,5$  m
- Sau khi khoan:
  - + Vệ sinh lỗ khoan bằng khí nén
  - + Lắp ống bơm bê tông (injection pipe).



**Hình 4** – Sơ đồ bố trí các lỗ khoan tấm BTXM

**Bước 2. Chuẩn bị bê tông đông cứng nhanh**

- Bê tông hoặc vữa sử dụng phải có các đặc tính: độ chảy cao, cường độ phát triển nhanh, có khả năng tự lấp đầy khoảng rỗng.
- Cấp phối đề xuất cho 1 m<sup>3</sup> vật liệu bơm (**Bảng 1**):

**Bảng 1** – Cấp phối đề xuất bê tông đông cứng nhanh

Thành phần	Hàm lượng
Xi măng PCB40	1435 kg
Nước	550 lít
Phụ gia siêu dẻo	14 lít
Phụ gia trương nở	14 kg

Cường độ nén thiết kế [1]:  $f'c \approx 30$  MPa

**Bước 3. Bơm bê tông đông cứng nhanh gia cố nền**

Hỗn hợp vữa bê tông đông cứng nhanh, bao gồm nước, xi măng, phụ gia siêu dẻo, phụ gia trương nở được thiết kế cấp phối và được bơm vào nền móng thông qua các lỗ khoan bằng máy bơm áp lực thấp. Áp lực bơm khuyến nghị từ 0.2 đến 0.35 MPa [3].

Trong quá trình bơm cần theo dõi khối lượng vật liệu bơm, quan sát hiện tượng vật liệu trào lên tại các khe nối, kê hồ để kiểm soát độ nâng của tấm BTXM. Thông thường giới hạn nâng tấm BTXM nhỏ hơn 5 mm để tránh tấm BTXM bị nứt nứt, gãy.

**Bước 4. Kiểm tra sau bơm**

Sau 5 – 7 ngày, tiến hành khoan kiểm tra tại các vị trí nghi ngờ còn khoảng rỗng, từ đó đánh giá mức độ lấp đầy của vật liệu bơm.

Nếu phát hiện khoảng rỗng dưới tấm BTXM sẽ tiến hành bơm bổ sung.

**Bước 5. Hoàn thiện mặt đường**

Sau khi hoàn thành công tác bơm bê tông đông cứng nhanh, tiến hành bịt kín các lỗ khoan bằng vữa xi măng, vệ sinh bề mặt tấm BTXM, phục hồi tình trạng khai thác tại CHK, sân bay chỉ sau khi thi công từ 4 đến 6 giờ.

Phương pháp công nghệ bê tông đông cứng nhanh khi xử lý nền móng của KCMĐ cứng sân bay có khả năng lấp đầy các khoảng rỗng, làm tăng mô đun nền k của nền móng mặt đường cứng sân bay, làm ổn định tấm BTXM, giảm hiện tượng phui bùn, kéo dài tuổi thọ mặt đường cứng sân bay, giảm chi phí bảo trì. Ngoài ra, do vật liệu đông cứng nhanh, thời gian đưa CHK, sân bay vào khai thác chỉ còn từ 4 đến 6 giờ, hạn chế gián đoạn hoạt động khai thác của sân bay nên rất phù hợp trong điều kiện khai thác tại CHK, sân bay.

**TÀI LIỆU THAM KHẢO**

- [1] Thuyết minh biện pháp xử lý đường đầu cầu và tứ nón các mố cầu Gói thầu EX-6: Km 63+300 ÷ Km 72+000, Dự án đường cao tốc Hà Nội – Hải Phòng, 2017.
- [2] TCVN 14149:2024, Công trình thủy lợi – Yêu cầu kỹ thuật thi công và nghiệm thu khoan phụt vữa vào nền đất để chống thấm, 2024.
- [3] U.S. Department of Defense, UFC 3-270-01: O&M Manual – Asphalt and Concrete Pavement Maintenance and Repair, Washington, DC, 2018.
- [4] Nguyễn Uyên, Xử lý nền đất yếu trong xây dựng, Hà Nội: NXB Xây dựng, 2013.
- [5] Preparation and Performance Improvement Mechanism Investigation of High-Performance Cementitious Grout Material for Semi-Flexible Pavement, 2023.
- [6] Nguyễn Quang Chiếu, Mặt đường bê tông xi măng, Hà Nội: NXB Giao thông Vận tải, 2004.
- [7] Phạm Huy Khang, Thiết kế mặt đường bê tông xi măng đường ô tô và mặt đường sân bay, Hà Nội: NXB Giao thông Vận tải, 2010.
- [8] Nguyễn Minh Khoa, Vũ Hoài Nam, Dương Tất Sinh, Giáo trình công nghệ tiên tiến trong xây dựng mặt đường bê tông xi măng, Hà Nội: NXB Khoa học Tự nhiên và Công nghệ, 2018.
- [9] TCVN 11365:2016, Mặt đường sân bay – Xác định số phân cấp mặt đường bằng thiết bị đo vòng bằng quả nặng thả rơi, 2016.

**KẾT LUẬN**

- [10] Federal Aviation Administration, AC 150/5320-6: Airport Pavement Design and Evaluation, Washington, DC, 2021.
- [11] Federal Highway Administration, Slab Stabilization and Load Transfer Restoration, Washington, DC, 2006.
- [12] D. Chen, Z. Pan, Z. Chang, P. Mo, and T. Hao, “Experimental study on grouting reinforcement for voids beneath concrete pavement,” Construction and Building Materials, 2019.

# STRUCTURAL RECOVERY OF CEMENT PASTES UNDER SHEARING: EFFECT OF WATER-TO-CEMENT RATIO

Phạm Bá Tùng<sup>1,\*</sup>

<sup>1</sup>Giảng viên khoa Xây dựng, Học viện Hàng không Việt Nam

\*Email: tungpb@vaa.edu.vn

## TÓM TẮT

Nghiên cứu này khảo sát ảnh hưởng của tỷ lệ nước/xi măng (W/C) đến khả năng hồi phục cấu trúc của hồ xi măng dưới điều kiện cắt có kiểm soát. Các hồ xi măng với năm tỷ lệ Nước/Xi măng khác nhau (0,7; 0,6; 0,55; 0,5 và 0,4) được thử nghiệm bằng máy đo rheology cốt trực (Anton Paar MCR 102) trong dòng chảy Taylor-Couette. Quy trình thí nghiệm bao gồm hai chu kỳ giống hệt nhau, mỗi chu kỳ có bước tiền cắt, tiếp theo là các bước giảm dần tốc độ cắt từ  $300 \text{ s}^{-1}$  xuống  $30 \text{ s}^{-1}$ , với thời gian nghỉ 30 giây giữa hai chu kỳ. Sự chênh lệch ứng suất cắt giữa chu kỳ thứ nhất và chu kỳ thứ hai được sử dụng để đánh giá khả năng hồi phục cấu trúc. Kết quả cho thấy ba dạng hành vi khác nhau phụ thuộc vào W/C. Ở W/C cao (0,7), ứng suất cắt trong chu kỳ 2 cao hơn chu kỳ 1, cho thấy sự tái tạo cấu trúc mạnh mẽ. Ở các tỷ lệ Nước/Xi măng trung bình (0,6 và 0,55), ứng suất ở cả hai chu kỳ gần như trùng khớp, cho thấy sự cân bằng động giữa phá vỡ và tái kết tụ. Ở Nước/Xi măng thấp (0,5 và 0,4), ứng suất trong chu kỳ 2 thấp hơn đáng kể so với chu kỳ 1, phản ánh sự phá vỡ cấu trúc không thể hồi phục. Một chỉ số hồi phục cấu trúc được đưa ra để định lượng các quan sát này. Các phát hiện nhấn mạnh vai trò quan trọng của tỷ lệ Nước/Xi măng trong việc quyết định khả năng hồi phục của hồ xi măng.

**TỪ KHOA:** Hồ xi măng, lưu biến học, hồi phục cấu trúc, tỷ lệ Nước/Xi măng, tính hồi biến

## ABSTRACT

This study investigates the effect of the water-to-cement (W/C) ratio on the structural recovery of cement paste under controlled shearing conditions. Cement pastes with five different W/C ratios (0.7, 0.6, 0.55, 0.5, and 0.4) were tested using a coaxial cylinder rheometer (Anton Paar MCR 102) under Taylor-Couette flow. The rheological protocol consisted of two identical cycles, each including a pre-shearing step followed by descending shear rate steps from  $300 \text{ s}^{-1}$  to  $30 \text{ s}^{-1}$ , with a 30 second rest period between cycles. The difference in shear stress between the first and second cycle was used to characterize structural recovery. Results reveal three distinct behaviors depending on W/C. At high W/C (0.7), the shear stress in Cycle 2 was higher than in Cycle 1, indicating strong structural rebuilding (rheopectic behavior). At intermediate W/C ratios (0.6 and 0.55), the stresses in both cycles were nearly identical, suggesting a dynamic equilibrium between breakage and re-aggregation. At low W/C (0.5 and 0.4), the stress in Cycle 2 was significantly lower than in Cycle 1, reflecting irreversible structural breakdown. A structural recovery index was introduced to quantify these observations. The findings highlight the critical role of W/C in governing the thixotropic recovery of cement paste.

**KEYWORDS:** Cement paste, Rheology, Structural recovery, Shear, Water-to-cement ratio, Thixotropy.

## 1. INTRODUCTION

In its fresh state, cement paste is a concentrated flocculated suspension. Its internal structure directly influences the workability, pumpability, formwork pressure, and final hardened properties of concrete [1]. During processing steps such as mixing, transporting, and placing, the

paste is subjected to various shear rates that continuously break down its flocculated network. Conversely, when shearing stops or decreases, the structure begins to rebuild. This capacity for structural recovery, known as thixotropy, is a critical rheological property for controlling formwork pressure in self-consolidating concrete, mixture stability, and mold-filling ability [2, 3].

Ferron et al. [2] demonstrated that the aggregation and breakage kinetics of cement paste are highly dependent on shear history. They found that the timescale for re-aggregation is significantly longer than that for breakdown. Furthermore, the presence of admixtures (superplasticizers, viscosity-modifying agents) and clays can profoundly alter these kinetics. However, the water-to-cement (W/C) ratio is a fundamental parameter that governs interparticle spacing, surface interactions, and the strength of flocculated bonds. Despite its importance, a systematic evaluation of how W/C alone affects structural recovery under controlled shear conditions is limited.

The objective of this study is to investigate the influence of W/C ratio (ranging from 0.4 to 0.7) on the structural recovery of cement paste. Using a two-cycle rheological protocol, we analyze the change in shear stress between consecutive cycles. A relative stress index is proposed to quantify recovery. The results provide insight into the thixotropic behavior of cement paste and offer practical guidance for mixture design in concrete construction.

## 2. MATERIAL AND METHODS

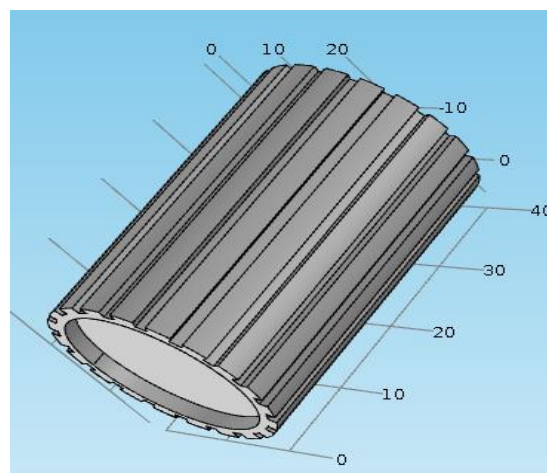
### 2.1. Material

Portland cement PCB40, with a density of approximately  $3.09 \text{ g/cm}^3$  determined by the pycnometer method, was used in this study. This type of cement has a shelf life of no more than three months and complies with the technical requirements specified in TCVN 6260-2020.

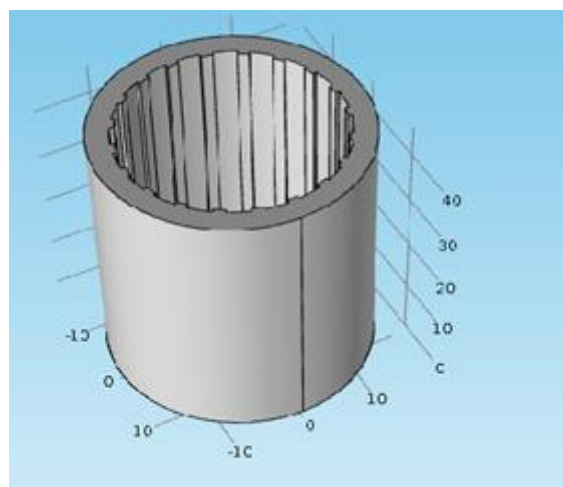
Five pastes different water-to-cement ratios (W/C) were used: 0.7, 0.6, 0.55, 0.5, and 0.4. No chemical admixtures were added to isolate the effect of W/C. The mixing procedure followed standard practice: dry mixing of cement for 30 seconds, addition of water, slow mixing for 60 seconds, scraping, and then high-speed mixing for 60 seconds. Immediately after mixing, the paste was transferred to the rheometer for testing.

### 2.2. Rheometer

The rheological behavior of cement pastes was characterized by a Couette type rheometer Anton Par MCR 102 equipped with a rotating inner cylinder (mobile) of 13.33 mm diameter and 40 mm height with a hollow at the bottom and a recipient (outer cylinder) of 14.46mm diameter and 67mm height (Figure 1). The horizontal distance between both cylinders is 1.13mm, the radius ratio is equal 1.08 which is considered as narrow gap [4]. The vertical gap (distance between the bottom of the recipient and the mobile) can vary from 0 to 27mm. This type of rheometer and the gap are considered suitable for measuring the rheological behaviors of cement materials [5]. Both cylinders are also grooved in order to avoid slipping.



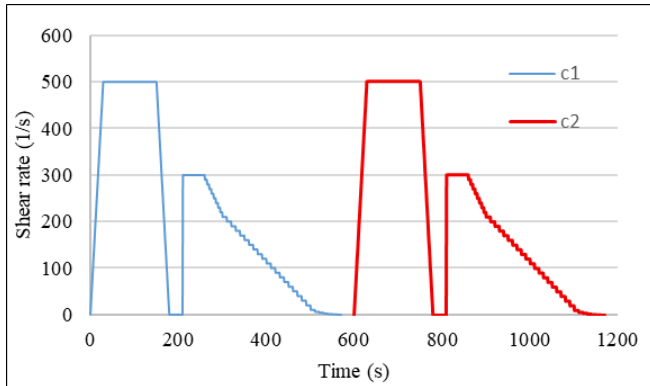
(a)



(b)

**Figure 1:** The inner (a) and outer (b) cylinders of the rheometer

**2.2. Rheometer**



**Figure 2:** Rheological protocol used

The protocol developed by Pham et al. [6] is adopted (Figure 2) which composed of two identical cycles separated by 30s resting time. Each cycle includes a pre-shearing at 500 s<sup>-1</sup> in 120 s which is followed by a pause of 60s and a series of descendant steps of shear rate descending from 300s<sup>-1</sup> to 0.1s<sup>-1</sup> in 360s. The protocol was applied on a series of independent mixtures.

**3. RESULTS**

**3.1. Rheological results**

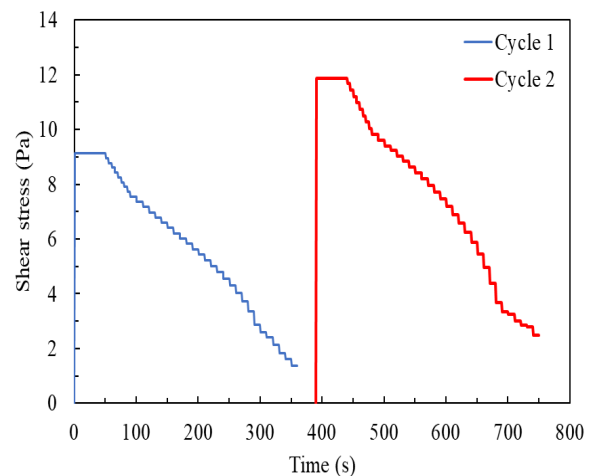
Figure 3 (a)-(e) presents the rheological results of cement pastes with different water to cement ratios. The structural recovery can be classified into three categories according W/C: highly recovering, moderately recovering and low recovering.

Pastes with high W/C (>0.6) representing by W/C, the shear stress obtained in cycle 2 was higher than that of cycle 1. This indicates the high structural recovery after the shearing in the first cycle (Figure 3a). Indeed, the abundant water provides sufficient mobility for particles to re-flocculate, possibly forming a more organized or stronger network (rheopectic behavior). The recovery is robust.

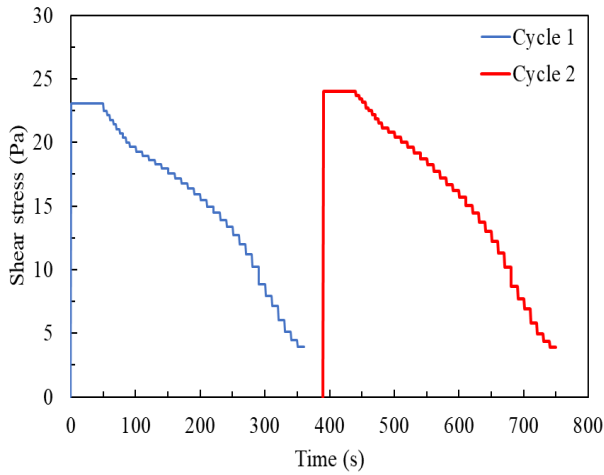
Intermediate recovering capacity pastes represented by W/C 0.6 and 0.55 (Figure 3b and c), the stress obtained in Cycle 1 and Cycle 2 are nearly superimposed. This suggests a dynamic equilibrium between shear-induced breakage and rest-induced rebuilding. The structure reaches a reproducible steady-state condition after the first cycle. This observation aligns with Ferron et al. [2], who noted a limiting floc size under constant shear. At these W/C ratios, the balance between aggregation and breakage kinetics is nearly identical in both cycles.

At low W/C (0.5 and 0.4), the shear stress in Cycle 2 is significantly lower than in Cycle 1 (Figure 3d and e). With less water, interparticle distances are small, and attractive forces (e.g., van der Waals) dominate, forming a strong, dense flocculated network. The high shear in Cycle 1 breaks this network. However, due to high particle concentration and restricted mobility, the paste cannot fully rebuild its original structure during the short rest period.

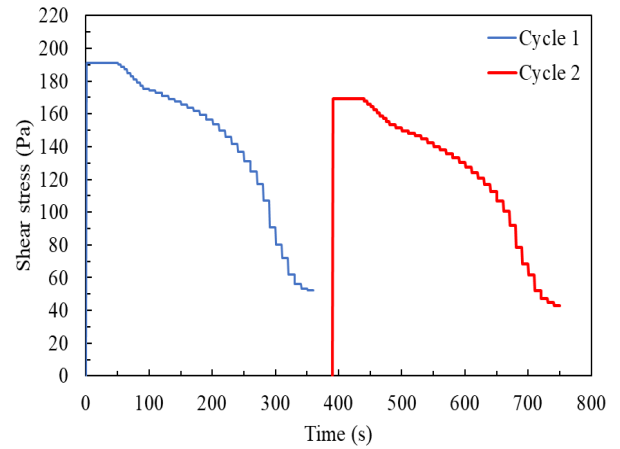
Consequently, the broken structure yields lower stress in Cycle 2. This supports the conclusion by Ferron et al. [2] that the timescale for recovery is longer than for breakdown, and at low W/C, recovery is severely hindered.



(a) W/C = 0.7

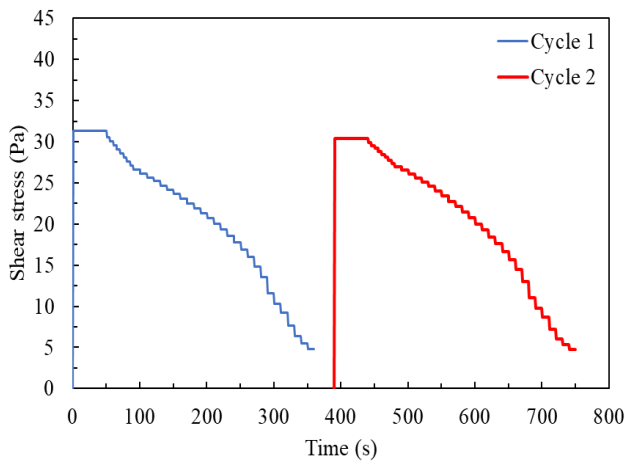


(b) W/C = 0.6

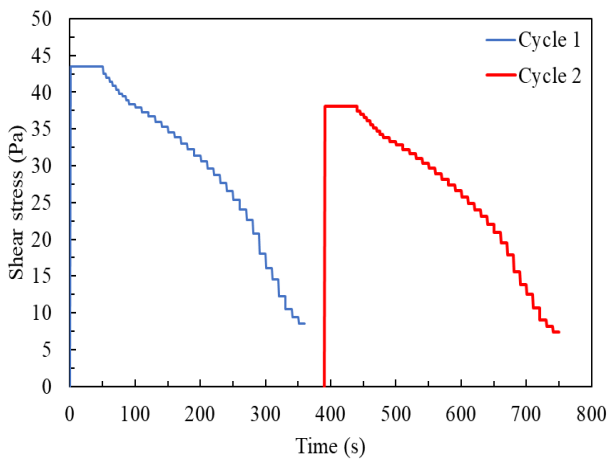


(e) W/C = 0.4

**Figure 3:** Rheological results of cement pastes



(c) W/C = 0.55



(d) W/C = 0.5

### 3.2. Structural recovery index

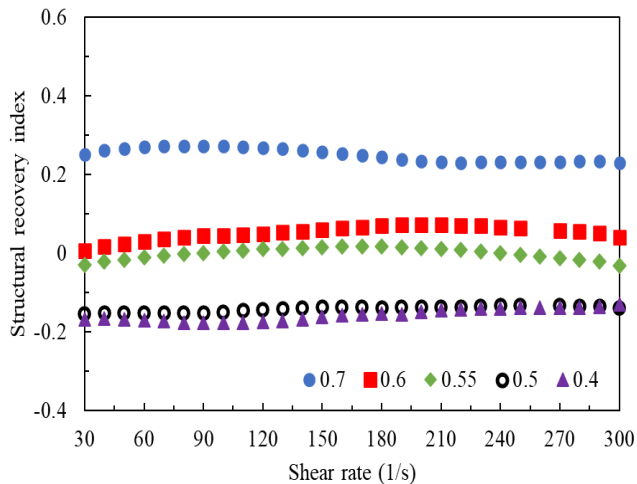
In order to characterize the structural recovery of cement pastes under shearing, structural recovery index is applied based on the Equation 1:

$$I_r = \frac{S_1^i - S_2^i}{S_2^i} \quad (1)$$

Where  $S_1^i$  and  $S_2^i$  are respectively the shear stress measured at shear rate step  $i$  in Cycle 1 and 2;  $I_r$  is recovery index.

Figure 4 shows the recovery index of all cement pastes with different W/C. It is noted that positive values of  $I_r$  indicate the recovery capacity outweighed the breakage from the Cycle 1 while negative values heralds the opposite. It can be observed that W/C with high structural recovery capacity displaced the value about 0.2 regardless shear rate values. This signifies that 20% of cement pastes network was newly formed after the first cycle. Besides, moderate structural recovery capacity pastes displayed index about 0 and low structural pastes show negative values at about -0.2. The index seemed to be independent of shear rates values. In addition, it is interested to notice that the index values of W/C 0.6 and

0.55 as well as 0.4 and 0.5 were similar despite the difference in W/C. This aids to conclude that the structural recovery does not depend only on W/C but also the shear history and the rheometer characteristics. Each category of pastes displays similar structural recovery index.



**Figure 4:** Structural recovery index of cement pastes

#### 4. CONCLUSION

Based on the experimental results obtained from the two-cycle rheological protocol, the following conclusions can be drawn:

- 1. The water-to-cement (W/C) ratio is a key parameter controlling the structural recovery of cement paste after shearing. Three distinct recovery regimes were identified:
  - **High recovery (W/C = 0.7):** Cycle 2 stress > Cycle 1 stress, indicating strong re-flocculation and network strengthening.
  - **Moderate recovery (W/C = 0.6 and 0.55):** Cycle 2 stress  $\approx$  Cycle 1 stress, indicating a reversible, balanced behavior where breakage and aggregation reach dynamic equilibrium.

- **Low recovery (W/C = 0.5 and 0.4):** Cycle 2 stress < Cycle 1 stress, indicating irreversible structural breakdown due to restricted particle mobility and high interparticle forces.
- 2. The proposed structural recovery index, calculated from the relative difference in shear stress between the two cycles, provides a simple and effective quantitative measure of recovery. This index was found to be relatively independent of shear rate and clearly distinguishes the three behavioral regimes.
- 3. Pastes with similar W/C ratios (e.g., 0.6 and 0.55; 0.5 and 0.4) exhibited comparable recovery index values, suggesting that structural recovery is not solely determined by W/C but also influenced by shear history and rheometer geometry. Nevertheless, the index reliably categorizes pastes into high, moderate, and low recovery groups.

#### TÀI LIỆU THAM KHẢO

- [1] R. Larson: The Structure and Rheology of Complex Fluids, Oxford University Press, Oxford (1999).
- [2] R.D. Ferron, S. Shah, E. Fuente and C. Negro, Aggregation and breakage kinetics of fresh cement paste, Cement and Concrete Research, Vol.50(2013), pp. 1-10.
- [3] N.A. Tregger, M.E. Pakula and S.P. Shah, Influence of clays on the rheology of cement pastes, Cement and Concrete Research, Vol.40(2010), pp. 384-391.
- [4] O. Wallevik, Avoiding inaccurate interpretations of rheological measurements for cement-based materials, Cement and Concrete Research, Vol.78(2015), pp. 100-109.
- [5] J. Bhatti, Sedimentation behaviors in cement pastes subjected to continuous shear in rotational viscometers,

Cement and Concrete Research, Vol.12(1982), pp. 69-78.

- [6] B.T. Pham, Segregation of cement grouts during their rheological measurements, in International RILEM Workshop on Rheological Measurements of Cement-based Materials (IRWRMC'18), (2018), pp. 38-42.

# NGHIÊN CỨU PHÂN TÍCH SỰ PHÂN BỐ ÁP SUẤT CỦA CÁNH SWEPT WING SỬ DỤNG AIRFOIL SC(2)-0410 TRÊN BLENDED-WINGLETS

Nguyễn Trần Trọng Nghĩa<sup>1,\*</sup> Cao Đăng Minh<sup>1</sup> Phạm Hùng<sup>1</sup> Phạm Bá Tùng<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Khoa Kỹ thuật Hàng không, Học viện Hàng không Việt Nam

<sup>2</sup>Khoa Xây dựng, Học viện Hàng không Việt Nam

## TÓM TẮT

Nghiên cứu phân tích sự tương tác và ảnh hưởng giữa Airfoil SC(2)-0410 và Blended Winglet đến sự phân bố áp suất và một số đặc tính khí động học cánh swept wing. Mô phỏng external flow bằng phương pháp Computational Fluid Dynamics (CFD) trong Ansys, dùng bộ giải compressible URANS kết hợp mô hình nhiễu loạn SST k- $\omega$ . Hai cấu hình cánh có và không có winglet được khảo sát trong điều kiện dòng cận âm  $M=0.85$ , góc tấn  $0^\circ$ , tham số khí quyển ở độ cao 10km. Các đại lượng đánh giá chính gồm  $C_L$ ,  $C_D$ , tỷ số  $C_L/C_D$ , phân bố  $C_p$  và  $C_{p,cri}$ . Kết quả cho thấy blended winglet làm tăng  $C_L$  từ 0.10091 lên 0.25018, đồng thời cũng làm  $C_D$  tăng từ 0.00619 lên 0.01720, khiến tỷ số  $C_L/C_D$  giảm từ 16.29 xuống 14.54. Phân bố  $C_p$  cho thấy cường độ sóng xung kích suy yếu và quá trình phục hồi áp suất diễn ra mượt hơn ở cánh có winglet. Có thể kết luận rằng blended winglet có thể cải thiện đặc tính khí động cục bộ, nhưng không bảo đảm nâng cao hiệu suất khí động tổng thể đối với mọi cấu hình airfoil.

**TỪ KHÓA:** SC(2)-0410, Blended Winglet, động lực học chất lưu tính toán (CFD)

## ABSTRACT

This study analyzes the interaction and influence between the SC(2)-0410 airfoil and the blended winglet on the pressure distribution and several aerodynamic characteristics of a swept wing. External flow simulation was carried out using Computational Fluid Dynamics (CFD) in Ansys, employing a compressible URANS solver coupled with the SST k- $\omega$  turbulence model. Two wing configurations, with and without a winglet, were investigated under subsonic flow conditions at  $M=0.85$ , an angle of attack of  $0^\circ$ , and atmospheric parameters corresponding to an altitude of 10 km. The primary assessment parameters include  $C_L$ ,  $C_D$ , the  $C_L/C_D$  ratio, the  $C_p$  distribution, and  $C_{p,cri}$ . The results show that the blended winglet increases  $C_L$  from 0.10091 to 0.25018, while also increasing  $C_D$  from 0.00619 to 0.01720, causing the  $C_L/C_D$  ratio to decrease from 16.29 to 14.54. The  $C_p$  distribution indicates that the shock-wave intensity is weakened and the pressure recovery process becomes smoother on the wing with the winglet. It can be concluded that the blended winglet may improve local aerodynamic characteristics, but it does not guarantee an improvement in overall aerodynamic efficiency for every airfoil configuration.

**KEYWORDS:** SC(2)-0410, Blended Winglet, Computational Fluid Dynamics (CFD)

## 1. MỞ ĐẦU

Ngành hàng không Việt Nam đang ưu tiên phát triển công nghệ cánh máy bay để nâng cao hiệu quả vận hành. Các

mildly swept wing vẫn tồn tại nhiều hạn chế: lực nâng chưa tối ưu, lực cản cao và dễ stall sớm. Airfoil SC(2)-0410 do NASA công bố [3] là biên dạng siêu tới hạn nhưng chưa

khắc phục triệt để các vấn đề vận hành thực tế. Các nghiên cứu và Trung Quốc chủ yếu so sánh airfoil này với các loại khác mà chưa đề xuất giải pháp phát triển cụ thể. Tại Việt Nam, các công trình trong nước lại tập trung chủ yếu vào airfoil NACA hoặc thiết kế UAV/VTOL.

Việc áp dụng winglet lên cánh xuôi đang phổ biến với tuyên bố giảm induced drag, wave drag, tiết kiệm nhiên liệu và cải thiện L/D. Tuy nhiên, winglet có thực sự mang lại lợi ích rõ rệt hay chỉ tăng trọng lượng cấu trúc, gây nhiễu loạn khí động học cục bộ, tăng chi phí chế tạo và giảm hiệu suất ở regime transonic vẫn cần kiểm chứng khách quan.

Mặc dù đã tồn tại nhiều nghiên cứu CFD về swept wing, airfoil SC(2) series và blended winglet, hầu hết chỉ phân tích riêng lẻ từng yếu tố hoặc kết hợp tối đa hai thành phần trong điều kiện subsonic/low-speed với turbulence model đơn giản (Spalart-Allmaras hoặc k- $\epsilon$ ). Nghiên cứu hiện tại khảo sát đồng thời và có hệ thống sự kết hợp giữa airfoil SC(2)-0410, blended winglet trên swept wing góc  $35^\circ$  dưới điều kiện cruise transonic thực tế ( $M = 0.85$ ,  $\alpha = 0^\circ$ ) bằng bộ giải FANS kết hợp mô hình SST k- $\omega$ . Cách tiếp cận này nắm bắt chính xác tương tác giữa sóng xung kích, lớp biên và xoáy đầu mút, đồng thời so sánh chi tiết hiệu suất khí động học với baseline, từ đó làm rõ winglet có thực sự có lợi hay không và đề xuất cải tiến thiết kế thực tiễn cho ngành hàng không Việt Nam.

### 1.1 Mục tiêu Nghiên cứu

Mục đích chính của đề tài Phân tích sự phân bố áp suất của airfoil SC(2)-0410 áp dụng cánh swept wing với winglet là tập trung nghiên cứu hướng tới tính khả thi về cải thiện các hiệu suất khí động học bao gồm 3 điều chính là lực nâng-cản và trì hoãn hoặc suy yếu sóng sóc của cánh máy bay từ sự kết hợp giữa airfoil SC(2)-0410 và winglet. Cụ thể, hướng đến mục tiêu:

- Phân tích được ảnh hưởng của winglet khi áp dụng lên SC(2)-0410 đến lực nâng, lực cản của máy bay thông qua từng kết quả mô phỏng

cứu tại Iran

- Đánh giá được tác động tổng thể của sự kết hợp trên dựa vào biểu đồ áp suất và hệ số nâng-cản
- Bước đầu xây dựng mô hình trên phần mềm vẽ CAD nhằm đưa lên phần mềm mô phỏng CFD.

### 1.2 Đối tượng Nghiên cứu

Airfoil SC(2)-0410 được dùng làm biến chính áp dụng lên cánh mildly swept wing để làm thay đổi toàn bộ bề mặt hình học, trong đó tập trung đánh giá ảnh hưởng blended winglet. Nghiên cứu xem xét sự phân bố áp suất trên bề mặt cánh, sự thay đổi lực nâng và lực cản

### 1.3 Phương pháp Nghiên cứu

Xây dựng các mô hình 3D và mô phỏng khí động học bằng phương pháp tính toán động lực học chất lưu (CFD) bằng phần mềm Ansys. Sau đó tiến hành phân tích, so sánh kết quả định lượng các thông số khí động học thu được của Airfoil SC(2)-0410 khi có và không có winglet nhằm đánh giá sự thay đổi của các trường hợp

Tập trung vào điều kiện transonic cruise điển hình ( $M = 0.85$ ,  $Reynolds \approx 5.25 \times 10^6$ ) để nghiên cứu tương tác sóng xung kích và phân bố áp suất mà không có ảnh hưởng mạnh từ góc tấn.

Giảm chi phí tính toán (URANS transient rất tốn tài nguyên).

### 1.4 Câu hỏi Nghiên cứu

Liệu Airfoil SC(2)-0410 có ảnh hưởng thế nào đến hiệu quả của blended winglet ở tốc độ cận âm? Có phải một cánh máy bay có biên dạng cánh (airfoil) bất kỳ, khi gắn winglet vào đều cải thiện hiệu suất bay?

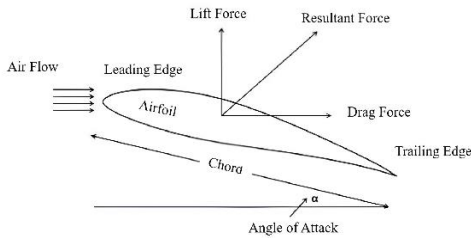
## 2. CƠ SỞ LÝ THUYẾT

### 2.1 Khái niệm và Hệ số Khí động học

Lực nâng (L) là thành phần lực vuông góc với hướng dòng tự do, lực cản (D) là thành phần lực song song với hướng

dòng tới. Tỷ số  $L/D$  là chỉ số then chốt đánh giá hiệu suất khí động học tổng thể của cánh.

Để so sánh đặc tính giữa các cấu hình, các hệ số không thứ nguyên được sử dụng: hệ số lực nâng  $C_L$ , hệ số lực cản  $C_D$ ,



Hình 1: Sơ đồ phân tích lực.

### 2.2 Công thức

$$C_L = \frac{L}{\frac{1}{2} \rho_{\infty} V_{\infty}^2 S_{ref}} \quad (1)$$

$$C_D = \frac{D}{\frac{1}{2} \rho_{\infty} V_{\infty}^2 S_{ref}} \quad (2)$$

$$C_p = \frac{p - p_{\infty}}{\frac{1}{2} \rho_{\infty} V_{\infty}^2} \quad (3)$$

$$C_{p,cri} = \frac{2}{\gamma M_{\infty}^2} \left[ \left( \frac{1 + \frac{\gamma - 1}{2} M_{\infty}^2}{1 + \frac{\gamma - 1}{2}} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma - 1}} - 1 \right] \quad (4)$$

Trong đó:

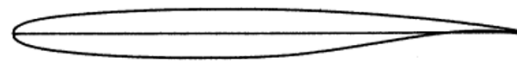
- $V_{\infty}$  : Vận tốc của dòng tự do, đơn vị  $m/s$ .
- $\rho_{\infty}$  : Khối lượng riêng của dòng tự do, đơn vị  $kg/m^3$ .
- $S_{ref}$  : Diện tích tham chiếu, đơn vị  $m^2$ .
- $p_{\infty}$  : Áp suất tĩnh của dòng khí ở xa vật thể (dòng tự do), đơn vị Pa.
- $p$  : Áp suất tĩnh cục bộ tại điểm đang xét, đơn vị Pa
- $\gamma$  : Chỉ số đoạn nhiệt của chất khí.
- $M_{\infty}$  : Số Mach của dòng khí tự do (tỉ số giữa vận tốc dòng tự do và vận tốc âm thanh).

### 2.3 Xoáy đầu cánh và Lực cản Cảm ứng

hệ số áp suất  $C_p$ , và hệ số áp suất tới hạn  $C_{p,cri}$  (điểm mà dòng khí cục bộ đạt Mach 1).

Sự chênh lệch áp suất giữa hai mặt cánh tạo ra dòng khí tràn từ dưới lên trên tại đầu cánh, hình thành xoáy đầu cánh (wingtip vortex). Xoáy này sinh ra lực cản cảm ứng (induced drag), làm giảm hiệu suất nâng và tăng tiêu hao năng lượng [1].

### 2.4 Giới thiệu về Airfoil SC(2)-0410



Hình 2: Airfoil SC(2)-0410

Airfoil SC(2)-0410 thuộc dòng airfoil siêu tới hạn do NASA phát triển, có độ dày tối đa 10 % tại  $x/c \approx 0,38$ . Thiết kế mặt trên tương đối phẳng nhằm trì hoãn và làm suy yếu sóng xung kích ở chế độ cận âm cao [3].

### 2.5 Công nghệ Winglet

Winglet là bề mặt khí động gắn tại đầu cánh nhằm giảm lực cản cảm ứng bằng cách làm yếu xoáy đầu cánh. Richard T. Whitcomb đã tiên phong giới thiệu khái niệm này năm 1975 [5,6]. Blended winglet là biến thể hiện đại với phần chuyển tiếp mượt mà, giảm thiểu nhiễu loạn bổ sung và tăng hiệu quả khí động. Theo báo cáo NASA TN D-8260, winglet có thể giảm lực cản cảm ứng tới 20 % [6].

## 3. QUY TRÌNH NGHIÊN CỨU VÀ MÔ PHỎNG

### 3.1 Bộ giải

Do mô phỏng ở vận tốc Mach 0.85. Trong nghiên cứu này chọn sử dụng bộ giải URANS cho dòng nén được (compressible URANS) cùng với mô hình nhiễu loạn SST k

Hệ phương trình Unsteady Favre-Averaged Navier-Stokes – UFANS cho dòng nén được:

- Phương trình liên tục:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \tilde{u}_i)}{\partial x_i} = 0 \quad (5)$$

- Phương trình động lượng:

$$\frac{\partial(\rho \tilde{u}_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \tilde{u}_i \tilde{u}_j)}{\partial x_j} = \frac{-\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \bar{\tau}_{ij} - \overline{\rho u_i'' u_j''} \right] \quad (6)$$

- Phương trình năng lượng:

$$\frac{\partial(\rho \tilde{E})}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \tilde{u}_j \tilde{H})}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( k_{eff} \partial \tilde{T} / \partial x_j + \tilde{u}_i (\tau_{ij})_{eff} \right) \quad (7)$$

- $t$  : thời gian.
- $\tau_{ij}$  : Tensor ứng suất nhớt.
- $u_i''$  : Thành phần dao động của vận tốc theo Favre decomposition.
- $\overline{\rho u_i'' u_j''}$  : tensor ứng suất Reynolds Favre-averaged (ứng suất rối).
- $\tilde{u}_i$  : Vận tốc trung bình Favre theo phương  $i$ .
- $x_i$  : Tọa độ không gian ( $i = 1,2,3$ ).
- $\tilde{E}$  : Tổng năng lượng riêng trung bình Favre (internal + kinetic).
- $\tilde{H}$  : Tổng enthalpy riêng trung bình Favre
- $k_{eff}$  : Hệ số dẫn nhiệt hiệu dụng.
- $\tilde{T}$  : Nhiệt độ Favre-averaged.
- $(\tau_{ij})_{eff}$  : Ứng suất nhớt hiệu dụng.
- $(\tau_{ij})_{eff} \equiv \bar{\tau}_{ij} - \overline{\rho u_i'' u_j''}$

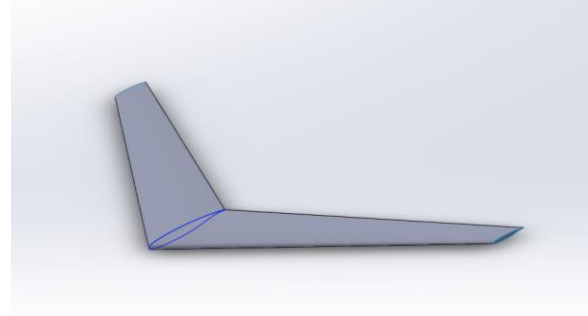
### 3.2 Thông số hình học

#### 3.2.1 Thông số hình học cánh

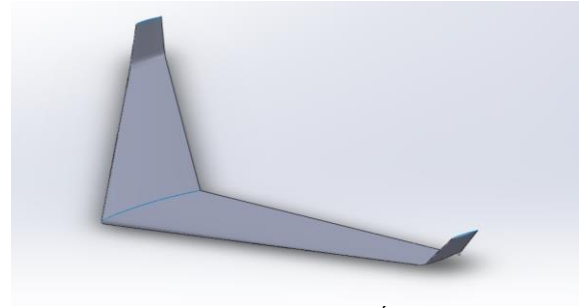
Thông số kỹ thuật chung

- Sải: 4.5m

- Dây cung gốc: 1m
- Dây cung đầu cánh: 0.25m
- Góc quét: 35°
- Diện tích tham chiếu: 2.02478791 m<sup>2</sup>



Hình 3: cánh SC(2)-0410 không có Winglet



Hình 4: cánh SC(2)-0410 gắn Blended Winglet

Thông số kỹ thuật winglet:

- Góc quét: 35°
- Chiều cao winglet: 0.675m
- Cant: 60°

#### 3.2.2 Miền tính toán

- Nửa hình hộp (L,W, H): 15 x 7.5 x 7.5 m
- Body of influence (L,W, H): 3.5 x 3.7 x 1.3 m
- Loại phần tử lưới Poly-Hexcore
- Điều kiện biên: Farfield, Symmetry
- Wall adiabatic (heat flux = 0)
- Diện tích  $S_{ref} = 2.02478791$  m<sup>2</sup>
- MAC 0.7271603 m

### 3.3 Thông số đầu vào

- Nhiệt độ tĩnh ( $T_{static}$ ): 223.25 K
- Áp suất tĩnh ( $P_{static}$ ): 26500 Pa

- Số Mach: 0.85
- Reynolds  $\approx 5.25 \times 10^6$
- Mật độ (Density):  $0.4135 \text{ kg/m}^3$
- Độ nhớt động  $1.4575e-05 \text{ kg/m.s}$
- Mô hình độ nhớt: Sutherland's Law
- Khí lý tưởng

### 3.4 Thông số tính toán

- Solver: URANS
- Density based
- Mô hình turbulence: SST k- $\omega$
- Số Mach: 0.85
- Góc tấn:  $0^\circ$
- CFL number: 1.0 (có thích ứng tự động)
- Bước thời gian ( $\Delta T$ ) : 0.00078s
- Tiêu chuẩn hội tụ:  $10^{-4}$

## 4. KẾT QUẢ VÀ THẢO LUẬN

Bảng 1: Hệ số lực nâng - cản (không có Winglet):

$C_L$	$C_D$	$\frac{C_L}{C_D}$
0.10091	0.0061937	16.29236159

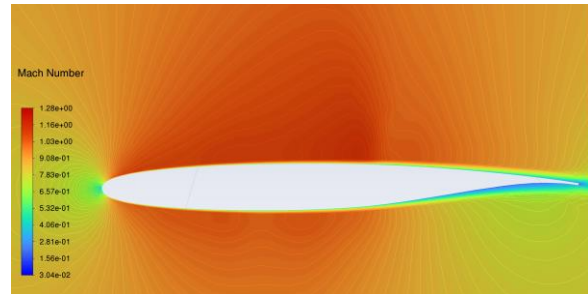
Bảng 2: Hệ số lực nâng - cản (có Winglet):

$C_L$	$C_D$	$\frac{C_L}{C_D}$
0.250181444	0.017201266	14.54436226

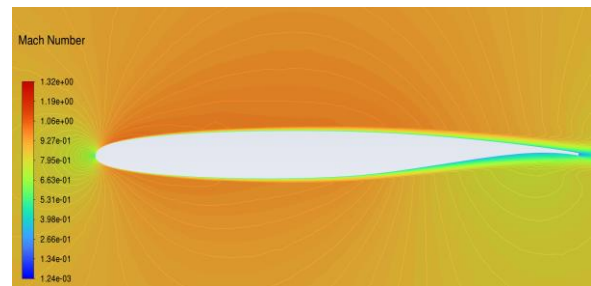
Mặc dù blended winglet giúp giảm đáng kể lực cản cảm ứng (induced drag) nhờ làm suy yếu xoáy đầu mút và giảm downwash, từ đó tăng góc tấn công hiệu dụng và nâng cao hệ số lực nâng ( $C_L$ ) một cách rõ rệt, nhưng tỷ số  $C_L/CD$  lại giảm so với cấu hình cánh không winglet.

Nguyên nhân xuất phát từ việc winglet làm tăng diện tích bề mặt ướt toàn bộ cánh, dẫn đến lực cản ma sát tăng mạnh. Đồng thời, tại vùng chuyển tiếp blended giữa winglet và cánh chính còn phát sinh thêm lực cản nhiễu (interference drag). Trong điều kiện dòng chảy transonic ( $M = 0.85$ ), sự

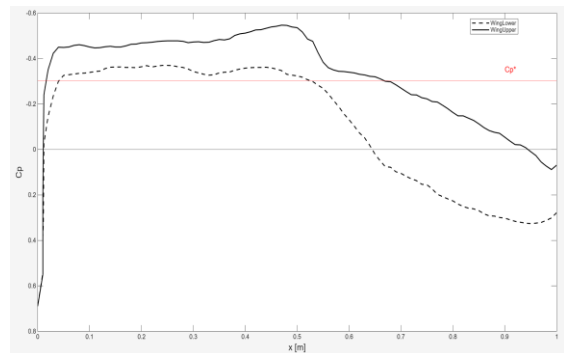
tương tác phức tạp này còn làm thay đổi cục bộ phân bố áp suất và vị trí sóng xung kích, góp phần gia tăng wave drag. Kết quả là mức tăng của hệ số lực cản tổng ( $C_D$ ) vượt trội hơn mức tăng của  $C_L$ , khiến tỷ số  $C_L/CD$  suy giảm.



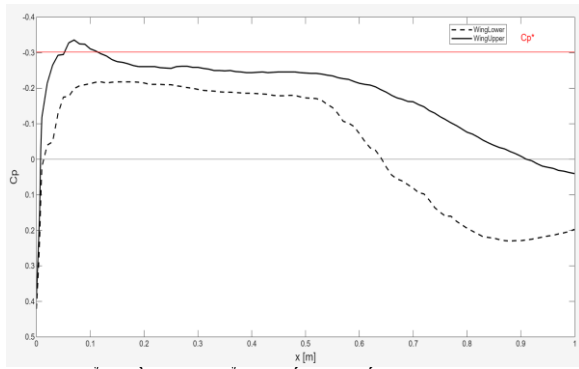
Hình 5: Vận tốc Mach phân bố trên bề mặt cánh không có Winglet



Hình 6: Vận tốc Mach phân bố trên bề mặt cánh có Winglet



Hình 7: Biểu đồ phân bố hệ số áp suất cánh không có Winglet theo  $x/c$



Hình 8: Biểu đồ phân bố hệ số áp suất cánh có Winglet theo  $x/c$

Theo đồ thị phân bố hệ số áp suất ở 50% sải cánh, cấu hình sử dụng winglet cho thấy cường độ sóng xung kích suy yếu rõ rệt so với cánh cơ bản. Vùng dòng chảy siêu âm cục bộ ở mặt trên, được xác định thông qua giá trị  $C_p$  vượt ngưỡng  $C_{p^*}$ , bị thu hẹp theo chiều dương. Hiện tượng này có thể liên quan đến sự suy giảm vận tốc dòng chảy hướng xuống (downwash velocity) tác động lên cánh, làm cho đỉnh hút ở mặt trên yếu hơn. Cùng lúc đó,  $CL(x)$  được phân bố lại, góp phần tạo ra quá trình phục hồi áp suất mượt hơn so với cánh không có winglet. Ở mặt dưới, vùng siêu âm cục bộ đã hoàn toàn nằm dưới ngưỡng  $C_{p^*}$ , cho thấy sóng xung kích suy giảm đáng kể. Điều này giúp lực nâng tổng thể tăng, đồng thời loại bỏ phần lớn lực cản sóng so với cánh không có winglet. Do đó, mặc dù winglet có nhiều lợi ích trong việc cải thiện hiệu suất, việc đánh đổi với các bất lợi hình học và hiệu ứng khí động học mà winglet mang lại không phải lúc nào cũng hiệu quả với mọi loại airfoil.

## TÀI LIỆU THAM KHẢO

- [1]. Anderson, J. D. (n.d.). *Introduction to flight*. McGraw-Hill Education
- [2]. Anderson, J. D. (2024). *Fundamentals of aerodynamics* (7th ed.). McGraw-Hill Education.
- [3]. Carlson, A. (2022, February 17). *The father of winglets: Richard T. Whitcomb, Class of 1943*. WPI Journal.
- [4]. Vaezi, E., & Fijani, M. J. H. (2021). *Numerical investigations on winglet effects on aerodynamic and aeroacoustic performance of a civil aircraft wing*.

- [5]. Campbell, R. L., & Lynde, M. N. (2018). *Building a practical natural laminar flow design capability*. American Institute of Aeronautics and Astronautics (AIAA).
- [6]. Utomo, M. S. K. T. S., et al. (2024). *Analysis of blended winglet parameters on the aerodynamic performance of a wing using CFD*.

# Nghiên cứu các thông số của xe gây tai nạn giao thông tại khu vực nội đô Thành phố Hồ Chí Minh

Lê Văn Lưu<sup>1\*</sup>, Trần Đình Cường<sup>1</sup>, Bùi Nam Phương<sup>1</sup>, Nguyễn Duy Tân<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Khoa Xây dựng, Học viện Hàng không Việt Nam

\*Email: [luuly@vaa.edu.vn](mailto:luuly@vaa.edu.vn)

## TÓM TẮT

Nghiên cứu “Các thông số của xe gây tai nạn giao thông tại khu vực nội đô Thành phố Hồ Chí Minh” tập trung phân tích cơ chế hình thành tai nạn giữa ô tô và xe đạp trong điều kiện giao thông không đồng nhất. Đây là một trong những nghiên cứu đóng vai trò quan trọng trong việc xác định nguyên nhân gây tai nạn giao thông của xe ô tô và xe đạp cũng như mức độ chấn thương của nó gây ra. Kết quả nghiên cứu chỉ ra rằng việc không đảm bảo khoảng cách an toàn là nguyên nhân chính dẫn đến va chạm giữa các phương tiện đang di chuyển cùng chiều trong dòng xe hỗn hợp. Phát hiện này giúp các nhà hoạch định phát triển hạ tầng giao thông trong việc tổ chức giao thông phù hợp với đặc điểm giao thông hỗn hợp nhằm giảm thiểu rủi ro tai nạn và nâng cao an toàn cho nhóm đối tượng dễ bị tổn thương như người đi xe đạp.

**TỪ KHÓA:** Giao thông không đồng nhất, Khoảng cách an toàn, Chấn thương, Va chạm

## ABSTRACT

The study “Parameters of Vehicles Causing Traffic Accidents in the Inner City of Ho Chi Minh City” focuses on analyzing the mechanisms of accidents between cars and bicycles under heterogeneous traffic conditions. This study plays an important role in identifying the causes of traffic accidents involving cars and bicycles, as well as assessing the severity of the resulting injuries. The research findings indicate that failure to maintain a safe distance is the primary cause of collisions between vehicles traveling in the same direction in mixed traffic flow. These findings provide valuable insights for traffic infrastructure planners to better organize traffic under mixed conditions, thereby minimizing accident risks and improving safety for vulnerable road users such as cyclists.

**KEYWORDS:** Heterogeneous traffic, Safe distance, Injuries, Collision

## 1. GIỚI THIỆU

Trong những năm gần đây, phong trào tập luyện thể dục thể thao của người dân Thành phố Hồ Chí Minh có xu hướng tăng theo thời gian, đi liền với đó là các môn thể dục ngoài trời bắt đầu phát triển như chạy bộ, đạp xe đạp được xem là một trong số những môn thể thao được người dân thành phố đặc biệt quan tâm. Tình trạng đạp xe của người dân thành phố đan xen giữa những phương tiện ô tô, cơ giới sẽ phát triển những rủi ro tiềm ẩn nguy cơ tai nạn giao thông đường bộ gia tăng.

Số liệu thống kê của các câu lạc bộ đạp xe trên địa bàn Thành phố Hồ Chí Minh cho thấy lượng người tham gia đạp xe tại khu vực phường Thảo Điền chiếm tỷ lệ lớn hơn nhiều lần so với những khu vực khác (Sở Văn hóa và Thể thao Thành phố Hồ Chí Minh, 2025). Tại trục đường chính Mai Chí Thọ nối từ Trung tâm thành phố đến nút giao An Phú, cung đường này là tuyến đường giao thông chính ở phía đông Thành phố Hồ Chí Minh, nơi có lưu lượng giao thông hỗn hợp gồm ô tô, xe tải, xe buýt, xe máy và xe đạp cùng sử dụng mặt đường. Sự chênh lệch tốc độ đáng kể giữa xe

cơ giới và xe đạp làm tăng nguy cơ va chạm, đặc biệt là tại các làn đường nhập làn, giao lộ và khu vực giao thông đông đúc. Va chạm giữa ô tô và xe đạp thường xảy ra khi người đi xe đạp không giữ khoảng cách an toàn khi vượt hoặc bám sát phía sau. Do xe đạp nhỏ, tốc độ thấp và khả năng tăng tốc hạn chế, người lái ô tô dễ dàng đánh giá sai khoảng cách và thời gian phản ứng. Theo WHO (2023), người tham gia giao thông dễ bị tổn thương như người đi xe đạp có nguy cơ bị thương nặng cao hơn khi va chạm với xe cơ giới. Do đó, mục tiêu chính của nghiên cứu này là phân tích các thông số của xe gây tai nạn với xe đạp từ đó đề xuất giải pháp hữu hiệu để giảm thiểu tai nạn giao thông của người sử dụng xe đạp trên đường Mai Chí Thọ có ý nghĩa quan trọng đối với an toàn giao thông đô thị.

Phần còn lại của bài báo được tổ chức như sau. Sau phần giới thiệu, phần 2 trình bày tổng quan về các nghiên cứu trước đây. Phần 3 xây dựng khung lý thuyết và các công thức tính toán liên quan đến va chạm giữa xe gây tai nạn và xe đạp. Phần 4 kết quả tính toán tình huống tai nạn giao thông ngoài thực tế, phần kết luận và thảo luận sẽ được cấu trúc trong phần 5.

## 2. CÁC NGHIÊN CỨU TRƯỚC ĐÂY

Các nghiên cứu trước đây đã chỉ ra rằng va chạm giữa ô tô và xe đạp là một trong những loại tai nạn phổ biến nhất ở khu vực đô thị nơi mà mật độ xe hai bánh cao, đặc biệt là ở các nước đang phát triển. Nhiều nghiên cứu đã xác định rằng sự khác biệt về kích thước, khả năng tăng tốc và mức độ bảo vệ giữa hai loại phương tiện này làm tăng mức độ nghiêm trọng của thương tích đối với người điều khiển xe đạp trong các vụ va chạm. Hurt và cộng sự (1981) chỉ ra rằng một nguyên nhân quan trọng trong các tai nạn liên quan đến xe đạp là do người lái ô tô không phát hiện hoặc phát hiện chậm các phương tiện hai bánh trong tầm nhìn của họ. Savolainen và Mannering (2007) cho thấy mức độ nghiêm trọng của thương tích tăng lên đáng kể trong các vụ va chạm nhiều phương tiện, đặc biệt là khi xe máy va chạm với ô tô, do sự khác biệt lớn về khối lượng và động năng.

Hơn nữa, các nghiên cứu gần đây nhấn mạnh vai trò của tốc độ, việc không giữ khoảng cách an toàn, chuyển làn đột ngột và coi thường tín hiệu giao thông của người đi xe đạp là một trong những yếu tố rủi ro chính trên đường. Quddus và cộng sự (2010) cho thấy tai nạn giữa ô tô và xe đạp thường xảy ra nhiều hơn ở các giao lộ, nơi có sự xung đột về hướng đi và tầm nhìn hạn chế. Trong môi trường giao thông hỗn hợp ở châu Á, mật độ xe cộ cao và sự giao thoa liên tục giữa ô tô và xe đạp làm tăng khả năng xảy ra va chạm bên hông và trực diện. Tổ chức Y tế Thế giới (WHO, 2023) cũng lưu ý rằng người sử dụng xe hai bánh là nhóm dễ bị tổn thương, chiếm tỷ lệ cao trong số các vụ tai nạn giao thông gây tử vong ở nhiều quốc gia. Do đó, nghiên cứu sự tương tác giữa ô tô và xe đạp là rất quan trọng trong việc đề xuất các giải pháp tổ chức giao thông và giảm thiểu tai nạn đô thị.

## 3. PHƯƠNG PHÁP NGHIÊN CỨU

Bên cạnh yếu tố con người thì yếu tố phương tiện tham gia giao thông cũng góp phần đáng kể hình thành tai nạn giao thông, mặc dù có rất nhiều nghiên cứu trong và ngoài nước đã đề cập vấn đề này nhưng đề hiệu sâu cơ chế hình thành tai nạn của các phương tiện gây ra vẫn là một điều bí ẩn của các nghiên cứu trước đây. Trong nghiên cứu này, nhóm tác giả tiến hành phân tích các yếu tố thuộc về phương tiện như 1) gia tốc, 2) tốc độ của phương tiện lao lên phía trước, 3) thời gian hãm phanh của phương tiện, 4) chiều dài đường hãm, 5) khoảng cách giữa xe gây tai nạn và xe liền kề phía sau và 6) thời gian phản ứng tâm lý của lái xe khi gặp sự cố. Các thông số trên giúp chúng ta xác định chính xác cơ chế hình thành tai nạn giao thông trên đường hiện nay giữa xe ô tô và xe đạp.

### 3.1 Gia tốc của xe gây tai nạn khi hãm phanh gấp

Gia tốc của xe là một đại lượng động quan trọng, phản ánh tốc độ thay đổi vận tốc của xe theo thời gian và đóng vai trò then chốt trong việc phân tích tai nạn giao thông trên đường. Trong điều kiện tốc độ cao, sự thay đổi gia tốc đột ngột, đặc biệt là gia tốc âm (phanh

gấp), thường liên quan trực tiếp đến nguy cơ va chạm liên hoàn. Khi người lái xe phản ứng chậm trước những tình huống bất ngờ, sự giảm gia tốc đột ngột có thể tạo ra sự bất ổn trong luồng giao thông, làm tăng khả năng va chạm từ phía sau. Hơn nữa, gia tốc dương lớn (gia tốc nhanh) trong điều kiện giao thông tắc nghẽn cũng góp phần làm tăng sự dao động vận tốc giữa các xe. Sự không nhất quán về gia tốc giữa các xe trong giao thông là một trong những nguyên nhân chính gây ra "sóng xung kích", dẫn đến tắc nghẽn và tai nạn. Khi gặp sự cố lái, người lái xe thường xử lý bằng cách hãm phanh gấp (hãm khẩn cấp), trường hợp này gia tốc hãm được xác định bằng công thức (1):

$$j_{ay} = j_a \cdot \cos\alpha \pm g \cdot \sin\alpha, \frac{m}{s^2} \quad (1)$$

Trong đó:

Ký hiệu (+) khi xe lên dốc, (-) khi xe xuống dốc

$\alpha$ : góc nghiêng trên đoạn hãm xe (tức là độ dốc dọc của đường), (độ)

$j_a$ : gia tốc hãm của xe gây tai nạn trên đoạn đường nằm ngang  $\frac{m}{s^2}$

Ngoài ra, trên các đoạn đường xe gây tai nạn được xác định có gia tốc lớn do lớn, khi đó yếu tố gây tai nạn giao thông cần quan tâm đến hệ số sức cản của bánh xe và mặt đường. Gia tốc lăn lúc này được tính theo công thức (2), gia tốc lớn nhất của xe gây tai nạn khi hãm bởi các trục bánh sau  $j_{as}$  (công thức 3) và gia tốc lớn nhất của xe gây tai nạn khi hãm bởi các bánh xe ở trục trước  $j_{at}$  (công thức 4). Thứ tự các công thức tính toán được trình bày như sau:

$$j_K = g(f \cdot \cos\alpha \pm g \cdot \sin\alpha), \frac{m}{s^2} \quad (2)$$

Trong đó:

f là hệ số sức cản lăn của bánh xe và mặt đường.

$$j_{as} = \left[ \frac{(j_a \cdot a) + g - (b \cdot h)}{(g \cdot a) + h + (j_a + f \cdot g)} \cdot \cos\alpha \pm \sin\alpha \right] \cdot \frac{g}{S_1}, \frac{m}{s^2} \quad (3)$$

Trong đó:

a, b – khoảng cách từ trọng tâm đến trục trước và trục sau của xe, (m);

h: chiều cao từ trọng tâm của ô tô đến mặt đường, (m);

g – gia tốc trọng trường,  $\frac{m}{s^2}$

$$j_{at} = \left[ \frac{(j_a \cdot b) + g \cdot a \cdot f}{(g \cdot L) - h(j_a - f \cdot g)} \cdot \cos\alpha \pm \sin\alpha \right] \cdot \frac{g}{S_2}, \frac{m}{s^2} \quad (4)$$

Trong đó:

$$S_1 = S_2 = 1,1 (m)$$

L – khoảng cách giữa 2 trục trước và sau của ô tô, (m).

### 3.2 Tốc độ của xe gây tai nạn

Trong điều kiện giao thông đô thị tại TP. Hồ Chí Minh, tốc độ của ô tô và xe đạp đóng vai trò quan trọng trong các vụ tai nạn liên quan đến xe đạp cùng chiều. Xe đạp thường di chuyển với tốc độ thấp và khả năng tăng tốc hạn chế, sự chênh lệch tốc độ lớn giữa các phương tiện dễ dẫn đến va chạm từ phía sau. Khi các phương tiện cơ giới duy trì tốc độ cao mà không quan sát đầy đủ, thời gian phản ứng bị rút ngắn đáng kể, làm giảm khả năng xử lý các tình huống bất ngờ. Hơn nữa, luồng giao thông hỗn hợp và mật độ dân cư cao tại TP. Hồ Chí Minh làm tăng sự biến động tốc độ giữa các phương tiện, đặc biệt là trên các tuyến đường không có làn đường dành riêng cho xe đạp. Những yếu tố này dẫn đến việc các vụ tai nạn liên quan đến xe đạp cùng chiều thường xảy ra do thiếu kiểm soát tốc độ và khoảng cách không an toàn. Do đó, quản lý tốc độ phù hợp với điều kiện giao thông đô thị và tổ chức làn đường hiệu quả là những giải pháp quan trọng để giảm thiểu rủi ro tai nạn. Khi xe gây tai nạn bắt đầu hãm thì tốc độ của nó được xác định theo công thức 5, tuy nhiên trong trường hợp lái xe gây tai nạn thả lỏng bàn đạp hãm phanh và cho xe trôi tự do thì tốc độ của xe gây tai nạn được xác định theo công thức 6. Ngoài ra, nếu biết được chiều dài vệt hãm phanh trước vị trí đâm xe thì vận tốc của xe gây tai nạn được xác định theo công thức 7, và thời điểm đâm vào phương tiện khác được xác định theo công thức 8. Thứ tự các công thức tính toán được trình bày như sau:

$$V_a = 1,8 \cdot j_a \cdot t_3 \sqrt{26 \cdot S_u \cdot j_a}, \frac{km}{h} \quad (5)$$

$t_3$  – thời gian thực hiện gia tốc hãm của xe gây tai nạn, (s);

$S_u$  – chiều dài vệt hãm của xe gây tai nạn, (m).

$$V_a = 1,8 \cdot j_a \cdot t_3 + \sqrt{26 \cdot S_u \cdot j_a + \left[ \sqrt{j_K \cdot S_K - 4,3 j_K (j_a - j_K) t_3^2} + 1,8 (j_a - j_K) t_3 \right]^2} \quad (6)$$

Trong đó:

$t_5$  - thời gian hãm phanh một lần

$t_5 = 0,3$  đối với bộ hãm phanh thủy lực;

$t_5 = 2t_3$  đối với phanh hơi

$S_K$  – chiều dài cần khắc phục của xe gây tai nạn trong lúc lăn tự do trước khi dừng lại hẳn, (m).

$$V_a = 1,8 \cdot j_a \cdot t_3 + \sqrt{26 \cdot S'_K + V_H^2} \cdot \frac{km}{h} \quad (7)$$

Trong đó:

$V_H$  – tốc độ của xe gây tai nạn trước khi đâm xe, km/h. Khi tính toán có thể lấy  $V_H$  giá trị bằng trị số tốc độ của xe đi trước xe gây tai nạn trước lúc xung đột  $V_t$

$$V_a = \sqrt{26 \cdot S''_u \cdot j_a} \cdot \frac{km}{h} \quad (8)$$

Trong đó:

$S''_u$  – chiều dài vệt hãm xe từ lúc đâm xe đến khi xe dừng lại

### 3.3 Thời gian hãm phanh của xe gây tai nạn

Trong các vụ va chạm trực diện với xe đạp, thời gian phanh là yếu tố then chốt để tránh tai nạn. Vì xe đạp di chuyển chậm, nếu phương tiện phía sau phát hiện tình huống muộn, thời gian phản ứng và lực phanh thường không đủ để dừng xe đạp một cách an toàn. Ở tốc độ đô thị, thậm chí chỉ chậm trễ vài phần nhỏ của giây cũng làm tăng đáng kể quãng đường dừng xe. Điều này làm tăng nguy cơ va chạm từ phía sau với xe đạp, đặc biệt là trong điều kiện giao thông tắc nghẽn. Do đó, duy trì khoảng cách và kiểm soát tốc độ là những yếu tố quan trọng để bù đắp cho thời gian phanh hạn chế. Thời gian hãm phanh của xe gây tai nạn tính bằng công thức 9, tuy nhiên thời gian chuyển động của xe gây tai nạn trước khi đâm xe lại được tính bằng công thức 10, thời gian chuyển động của xe gây tai nạn trong lúc hãm sau khi đâm xe là công thức 11, thời gian trước khi đâm xe công thức 11, và cuối cùng thời gian dừng xe được tính toán dựa trên công thức 12. Thứ tự của các công thức tính toán thời gian được thể hiện như sau:

$$T_7 = t_2 + t_3 + t_4 = t_2 + 0,5 \cdot t_3 + \frac{V_a^2}{3,6 \cdot j_a} \quad (s) \quad (9)$$

Trong đó:

$t_4$  – thời gian chuyển động của xe gây tai nạn ở giai đoạn hãm xe trực tiếp

$$t'_4 = \frac{V_a}{3,6 \cdot j_a} - \sqrt{\frac{2 \cdot S''_u}{j_a}} \quad (10)$$

$$t''_4 = \sqrt{\frac{2 \cdot S''_u}{j_a}} \quad (s) \quad (11)$$

$$T_0 = t_1 + t_2 + 0,5 \cdot t_3 + \frac{V_a}{3,6 \cdot j_a} \quad (s) \quad (12)$$

### 3.4 Chiều dài hãm phanh của xe gây tai nạn

Trong các vụ va chạm trực diện với xe đạp ở nội thành TP. Hồ Chí Minh, quãng đường phanh của ô tô là yếu tố then chốt quyết định khả năng tránh tai nạn. Khi tốc độ tăng, quãng đường phanh tăng theo cấp số nhân, khiến ô tô khó dừng kịp thời khi phát hiện xe đạp phía trước ở khoảng cách ngắn. Trong điều kiện đô thị đông đúc, trên đường trơn trượt hoặc tầm nhìn hạn chế, quãng đường phanh có xu hướng tăng lên đáng kể. Điều này làm tăng nguy cơ va chạm từ phía sau, đặc biệt khi người lái xe không giữ khoảng cách an toàn. Do đó, kiểm soát tốc độ và dự đoán tình huống là những yếu tố quan trọng để giảm thiểu rủi ro liên quan đến quãng đường phanh. Chiều dài hãm phanh là một thông số quan trọng, chiều dài này được xác định bằng công thức (13) và chiều dài dừng lại của xe gây tai nạn được tính bằng công thức 14. Các công thức này được tính toán như sau:

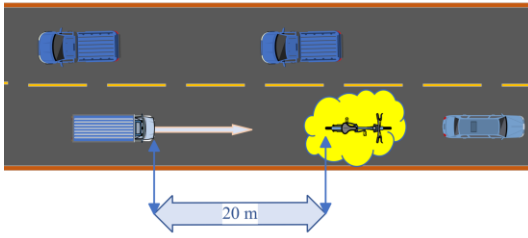
$$S_T = (t_2 + 0,5 \cdot t_3) \frac{V_a}{3,6} + \frac{V_a^2}{26 \cdot j_a} = (t_2 + t_3) \frac{V_a}{3,6} + S_u \quad (m) \quad (13)$$

$$S_0 = (t_1 + t_2 + 0,5 \cdot t_3) \frac{V_a}{3,6} + \frac{V_a^2}{26 \cdot j_a} = (t_1 + t_2 + t_3) \frac{V_a}{3,6} + S_u \quad (m) \quad (14)$$

## 4. KẾT QUẢ NGHIÊN CỨU CHO MỘT TRƯỜNG HỢP TẠI NẠN GIAO THÔNG TẠI THÀNH PHỐ HỒ CHÍ MINH

Mô tả tình huống: Một ô tô đang chạy trên đường Mai Chí Thọ, Phường Thảo Điền, Thành Phố Hồ Chí Minh với vận tốc  $V_a = 72 \text{ km/h}$ , trước ô tô có người đi xe đạp với vận tốc 18 km/h đột nhiên bị ngã cách ô tô gây tai nạn  $S_n = 20 \text{ m}$  (hình minh họa), ô tô sau khi đâm vào người đi xe đạp đã đi thêm một đoạn  $S''_n = 7 \text{ m}$  mới dừng lại. Xét các

thông số liên quan để đưa ra kết luận cuối cùng của vụ tai nạn nói trên.



Hình 1: Tình huống va chạm giữa xe ô tô và xe đạp

Dữ liệu đầu vào của vụ va được trình bày tại bảng bên dưới

Bảng 1: Dữ liệu của vụ tai nạn giao thông

STT	Thông số	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị
1	Giá tốc hãm của xe gây tai nạn	$j$	3,2	$m/s^2$
2	Thời gian phản ứng tâm lý	$t_1$	1,0	s
3	Thời gian hãm xe	$t_2$	0,12	s
4	Thời gian tăng/giảm tốc	$t_4$	0,18	s
5	Vận tốc xe gây tai nạn	$V_a$	72	km/h
6	Vận tốc xe mục tiêu (xe đạp)	$V_n$	18	km/h
7	Khoảng cách ban đầu xe mục tiêu	$S_n$	20	m

Tổng thời gian phản ứng của hệ thống được xác định bằng tổng các thành phần thời gian phản ứng tâm lý, thời gian hãm xe và thời gian tăng/giảm tốc, cụ thể  $t = t_1 + t_2 + t_4 = 1,0 + 0,12 + 0,18 = 1,30$  s

Trên cơ sở đó, khoảng cách xe gây tai nạn  $S_a$  được xác định thông qua quan hệ động học giữa vận tốc hai phương tiện và khả năng giảm tốc của xe. Khi áp dụng công thức tính toán với  $S'' = 8$ , thành phần tỷ lệ vận tốc cho giá trị  $\frac{V_a}{V_n} \cdot S_n = \frac{72}{18} \cdot 20 = 80$  m. Đồng thời, thành phần động học liên quan đến quá trình hãm xe được tính từ biểu thức  $\frac{V_a^2}{26j} = \frac{72^2}{26 \cdot 3,2} \approx 62,31$ , suy ra  $\sqrt{62,31} \approx 7,89$  và  $\sqrt{8} \approx 2,83$ , dẫn đến giá trị hiệu chỉnh  $(7,89 - 2,83)^2 \approx 25,60$ . Từ đó, khoảng cách thực tế của xe gây tai nạn được xác định là  $S_a = 80 - 25,60 = 54,40$  m.

Hiệu số không gian giữa xe gây tai nạn và xe mục tiêu được tính bằng  $S_a - S_n = 54,40 - 20 = 34,40$  m. Tuy nhiên, để đảm bảo an toàn trong tình huống phanh khẩn cấp, khoảng cách dừng tối thiểu được xác định theo mô hình động học là

$S_a^{min} = t \cdot \frac{(V_a - V_n)}{3,6} + \frac{(V_a - V_n)^2}{26j}$ . Với chênh lệch vận tốc  $V_a - V_n = 54$  km/h = 15 m/s, thành phần phản ứng cho giá trị  $1,30 \cdot 15 = 19,5$  m, trong khi thành phần hãm xe đạt  $\frac{54^2}{26 \cdot 3,2} \approx 35,05$  m. Do đó, khoảng cách tối thiểu an toàn được xác định là  $S_a^{min} = 54,55$  m.

So sánh hai giá trị cho thấy  $34,40 < 54,55$ , chứng tỏ khoảng cách thực tế giữa hai phương tiện nhỏ hơn đáng kể so với yêu cầu an toàn trong điều kiện vận hành. Điều này phản ánh hệ thống không còn đủ dự trữ không gian để thực hiện quá trình giảm tốc nhằm tránh va chạm. Về mặt động học giao thông, sự chênh lệch vận tốc lớn kết hợp với thời gian phản ứng và đặc tính hãm xe đã làm gia tăng đáng kể quãng đường dừng yêu cầu, dẫn đến trạng thái mất an toàn.

Từ kết quả phân tích, có thể kết luận rằng tình huống giao thông được khảo sát là không an toàn, với nguy cơ va chạm cao và không thể tránh khỏi nếu không có sự thay đổi đáng kể về hành vi lái xe hoặc điều kiện vận hành của dòng xe.

## 5. THẢO LUẬN

Kết quả phân tích cho thấy, trong điều kiện giao thông hỗn hợp, sự chênh lệch tốc độ giữa xe đạp và các phương tiện cơ giới, đặc biệt là ô tô, tạo ra những tình huống đòi hỏi mức độ phản ứng khẩn cấp rất cao từ người tham gia giao thông. Trong bối cảnh này, yếu tố quyết định không chỉ nằm ở đặc tính kỹ thuật của các phương tiện mà còn phụ thuộc rất nhiều vào kỹ năng quan sát, dự đoán và phản ứng kịp thời của cả người lái ô tô và người đi xe đạp. Đối với người lái ô tô, việc duy trì khoảng cách an toàn, sớm nhận diện các vật thể di chuyển chậm và điều chỉnh tốc độ phù hợp là rất quan trọng để giảm thiểu nguy cơ va chạm. Trong khi đó, người đi xe đạp cần trang bị kỹ năng quan sát giao thông chủ động, lựa chọn tư thế đi xe phù hợp và

tránh các điểm mù của các phương tiện cơ giới để giảm thiểu rủi ro trong các tình huống bất ngờ.

Từ góc độ an toàn hệ thống, việc nâng cao kỹ năng phản ứng khẩn cấp của cả hai nhóm người tham gia giao thông nên được coi là giải pháp bổ sung quan trọng bên cạnh các biện pháp can thiệp về cơ sở hạ tầng. Đồng thời, khuyến khích sử dụng xe đạp thường xuyên như một phương tiện giao thông mang lại lợi ích kép: cải thiện sức khỏe cộng đồng thông qua việc tăng cường hoạt động thể chất và giảm phát thải khí nhà kính, góp phần giảm thiểu ô nhiễm đô thị. Các nghiên cứu quốc tế cũng chỉ ra rằng khi người tham gia giao thông được đào tạo tốt hơn về cách ứng phó với các tình huống xung đột và khi xe đạp được sử dụng rộng rãi trong một hệ thống giao thông có tổ chức, thì mức độ an toàn tổng thể không chỉ được cải thiện mà còn thúc đẩy sự phát triển bền vững của đô thị.

## TÀI LIỆU THAM KHẢO

- [1] World Health Organization (WHO). (2023). Global status report on road safety. Geneva.
- [2] OECD/ITF. (2020). Cycling Safety. International Transport Forum Publishing.
- [3] Hurt, H. H., Ouellet, J. V., & Thom, D. R. (1981). Motorcycle Accident Cause Factors and Identification of Countermeasures. Traffic Safety Center, University of Southern California.
- [4] Savolainen, P. T., & Mannering, F. L. (2007). Probabilistic models of motorcyclists' injury severities in single- and multi-vehicle crashes. *Accident Analysis & Prevention*, 39(5), 955–963.
- [5] Quddus, M. A., Noland, R. B., & Chin, H. C. (2010). An analysis of motorcycle injury and vehicle damage severity using ordered probit models. *Journal of Safety Research*, 33(4), 445–462.
- [6] World Health Organization. (2023). Global status report on road safety 2023. Geneva: WHO.

# Phân tích cơ chế va chạm giữa ô tô và người đi bộ trong môi trường giao thông đô thị: Trường hợp nghiên cứu tại Thành phố Hồ Chí Minh

Lê Văn Lưu<sup>1,\*</sup>, Trần Đình Cường<sup>1</sup>, Bùi Nam Phương<sup>1</sup>, Nguyễn Duy Tân<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Khoa Xây dựng, Học viện Hàng không Việt Nam

\*Email: [luulyv@vaa.edu.vn](mailto:luulyv@vaa.edu.vn)

## TÓM TẮT

Nghiên cứu phân tích cơ chế va chạm giữa ô tô và người đi bộ trên tuyến Mai Chí Thọ, Thành phố Hồ Chí Minh thông qua mô hình động học dừng xe và khoảng cách xử lý tình huống va chạm. Kết quả tính toán cho thấy chiều dài dừng xe của ô tô là 41,1 m, nhỏ hơn khoảng cách thực tế đến điểm va chạm là 41,96 m. Điều này chứng minh người lái xe vẫn có khả năng tránh tai nạn nếu phát hiện nguy hiểm kịp thời và thực hiện thao tác phanh đúng kỹ thuật. Nguyên nhân chính của vụ việc được xác định là thiếu quan sát, đánh giá chậm tình huống và phản ứng muộn của người điều khiển phương tiện. Trên cơ sở đó, nghiên cứu đề xuất các giải pháp giảm tốc độ khai thác, tăng cường hạ tầng sang đường an toàn và ứng dụng công nghệ giám sát nhằm nâng cao an toàn cho người đi bộ trong môi trường giao thông đô thị.

**TỪ KHÓA:** An toàn giao thông đô thị, Người đi bộ sang đường, Va chạm, Khoảng cách dừng xe, Phân tích tai nạn giao thông

## ABSTRACT

This study analyzes the collision mechanism between cars and pedestrians on Mai Chi Tho Street, Ho Chi Minh City, using a kinematic model of vehicle stopping and collision response distance. Calculations show that the stopping distance of the car is 41.1 m, smaller than the actual distance to the point of impact (41.96 m). This demonstrates that the driver could have avoided the accident if they had detected the danger in time and performed the braking maneuvers correctly. The main cause of the incident was identified as a lack of observation, slow assessment of the situation, and delayed reaction by the driver. Based on this, the study proposes solutions such as reducing operating speeds, improving safe pedestrian crossing infrastructure, and applying monitoring technology to enhance pedestrian safety in urban traffic environments.

**KEYWORDS:** Urban traffic safety, Pedestrian crossing, Collision, Stopping sight distance, Traffic accident analysis

## 1. GIỚI THIỆU

Những năm gần đây, cùng với quá trình đô thị hóa nhanh chóng của Thành phố Hồ Chí Minh và sự sáp nhập địa giới hành chính với Bình Dương và Bà Rịa Vũng Tàu. Sau khi sáp nhập, lưu lượng phương tiện tham gia giao thông tăng mạnh, đặc biệt là trục đường chính Mai Chí Thọ. Cung đường này chịu tác động lớn bởi mật độ phương tiện từ các trục đường

chính từ hướng Quận 7 (cũ), Bình Thạnh (cũ), đặc biệt hơn tuyến đường này hiện đang gánh một lượng lớn phương tiện từ cao tốc Long Thành – Dầu Giây. Lượng phương tiện tăng mạnh kéo theo gánh nặng cho hạ tầng giao thông đô thị, gắn liền với lưu lượng giao thông là các tai nạn giao thông trên đường cũng có khuynh hướng tăng theo tỷ lệ phương tiện. Hơn nữa, nhu cầu đi lại của người đi bộ cũng tăng lên đều đặn, đặc biệt là

ở các khu vực trung tâm, khu dân cư và các tuyến đường giao thông chính. Tuy nhiên, việc người lái xe không giữ khoảng cách an toàn và thiếu quan sát khi lái xe tiềm ẩn nguy cơ tai nạn giao thông nghiêm trọng, đặc biệt là đối với người đi bộ qua đường (hình minh họa). Trên các tuyến đường có mật độ giao thông cao như đường Mai Chí Thọ, nơi nhiều phương tiện di chuyển với tốc độ cao, việc không giảm tốc độ hoặc không quan sát cẩn thận tại các vạch kẻ đường, giao lộ và dải phân cách mở làm tăng đáng kể khả năng va chạm. Trên thực tế, nhiều tai nạn xảy ra khi người lái xe ô tô đánh giá sai khoảng cách với các phương tiện trong dòng xe hỗn hợp, chính vì điều này dẫn đến người lái xe không phản ứng kịp thời khi thấy người đi bộ hoặc tâm thần bị hạn chế bởi các yếu tố như xe phía trước, điều kiện ánh sáng và môi trường giao thông phức tạp. Theo Tổ chức Y tế Thế giới (2023), người đi bộ là một trong những nhóm dễ bị tổn thương nhất trong giao thông đô thị, với nguy cơ cao bị thương nặng và tử vong trong các vụ va chạm với phương tiện cơ giới. Do đó, việc nghiên cứu và phân tích các yếu tố liên quan đến hành vi của người lái xe khi không quan sát và duy trì khoảng cách an toàn, và sau đó đề xuất các giải pháp thích hợp để giảm thiểu tai nạn liên quan đến người đi bộ trên các tuyến đường trọng điểm như Mai Chí Thọ, là vô cùng quan trọng trong việc nâng cao an toàn giao thông đô thị.

Phần còn lại của bài báo được tổ chức như sau. Sau phần giới thiệu, phần 2 trình bày tổng quan về các nghiên cứu trước đây. Phần 3 xây dựng khung lý thuyết và các công thức tính toán liên quan đến va chạm giữa xe gây tai nạn và xe đạp. Phần 4 kết quả tính toán tình huống tai nạn giao thông ngoài thực tế, phần kết luận và thảo luận sẽ được cấu trúc trong phần 5.

## 2. CÁC NGHIÊN CỨU TRƯỚC ĐÂY

Tai nạn giao thông đường bộ giữa xe ô tô và người đi bộ sang đường đã được rất nhiều nghiên cứu trên thế giới thực hiện, các nghiên cứu này tập trung phân tích mức độ tai nạn, chấn thương của người đi bộ. Nghiên cứu của Park và Ko (2020) tại Seoul cho thấy các yếu tố ảnh hưởng đến tai nạn giữa phương tiện

và người đi bộ có thể chia thành hai nhóm chính: đặc điểm cá nhân (tuổi, giới tính của người đi bộ và người lái xe) và đặc điểm môi trường xây dựng (cấu trúc đường, khu dân cư, mật độ giao thông). Các phát hiện của nghiên cứu chỉ ra rằng môi trường giao thông đô thị và hành vi người lái xe cũng như người đi bộ đóng vai trò quan trọng trong việc tạo thành các tai nạn. Điều đáng chú ý, tai nạn liên quan đến người đi bộ xảy ra tại khu vực đô thị chiếm tỷ lệ cao hơn đáng kể so với những khu vực nông thôn và vùng ven đô thị, kết quả này được Berlin (2024) phát hiện và cũng là kết quả nghiên cứu quan trọng trong thời kỳ này. Phát hiện này cho thấy tính cấp thiết của việc nghiên cứu các yếu tố rủi ro trong môi trường giao thông đô thị. Nghiên cứu định tính tại Iran (2025) đã phân loại các yếu tố gây tai nạn thành hai nhóm: yếu tố trực tiếp (người lái xe, người đi bộ, phương tiện, hạ tầng đường bộ) và yếu tố gián tiếp (quản lý, văn hóa giao thông, điều kiện kinh tế - xã hội). Trong đó, hành vi của người lái xe như thiếu quan sát, không giữ khoảng cách an toàn được xác định là nguyên nhân quan trọng dẫn đến va chạm.

Các nghiên cứu trước đó cũng chỉ ra rằng điều kiện môi trường như ánh sáng kém, thời tiết xấu hoặc tầm nhìn bị hạn chế làm tăng đáng kể nguy cơ tử vong khi xảy ra va chạm giữa ô tô và người đi bộ. Mueller và cộng sự (1987) cho thấy tỷ lệ tử vong cao hơn trong điều kiện thiếu ánh sáng hoặc tầm nhìn hạn chế so với những khu vực được trang bị đầy đủ. Gần đây, các nghiên cứu sử dụng mô hình hiện đại như học máy (machine learning) và mô hình học sâu (deep learning) đã chỉ ra rằng các yếu tố như tốc độ xe, loại phương tiện, hành vi sang đường không đúng quy định, vị trí va chạm (giữa đoạn đường, giao lộ) và điều kiện ánh sáng đều ảnh hưởng mạnh đến mức độ nghiêm trọng của tai nạn. Đặc biệt, va chạm thường xảy ra nhiều hơn tại các vị trí giữa đoạn đường và khu vực có tầm nhìn hạn chế. Bên cạnh đó, các báo cáo của cơ quan an toàn giao thông cho thấy người đi bộ là nhóm dễ bị tổn thương, chiếm tỷ lệ đáng kể trong tổng số người tử vong do tai nạn giao thông, mặc dù tỷ lệ tham gia giao thông không cao tương ứng.

## 3. PHƯƠNG PHÁP NGHIÊN CỨU

Bên cạnh yếu tố con người thì yếu tố phương tiện tham gia giao thông cũng góp phần đáng kể hình thành tai nạn giao thông, mặc dù có rất nhiều nghiên cứu trong và ngoài nước đã đề cập vấn đề này nhưng đề hiểu sâu cơ chế hình thành tai nạn của các phương tiện gây ra vẫn là một điều ngỡ ngàng của các nghiên cứu trước đây. Trong nghiên cứu này, nhóm tác giả tiến hành phân tích tình huống người lái xe ô tô không tập trung quan sát dẫn đến va chạm với người đi bộ đang sang đường. Cụ thể hơn, nghiên cứu xem xét hai khía cạnh va chạm đó là 1) người lái xe ô tô không kịp hãm phanh, 2) người lái xe ô tô kịp thời hãm phanh. Dữ liệu thực nghiệm sẽ giải thích rõ từng khía cạnh chi tiết về đặc điểm các giai đoạn hình thành tai nạn giữa người lái xe ô tô và người đi bộ.

### 3.1 Trường hợp va chạm không kịp hãm phanh

Tai nạn giao thông được hình thành theo chuỗi cơ chế va chạm, trong trường hợp này người lái xe đóng vai trò quan trọng góp phần hình thành tai nạn, các nguyên nhân gây tai nạn như tầm nhìn hạn chế, không đảm bảo khoảng cách an toàn, lái xe không quan sát... Trong những nguyên nhân thì yếu tố không đảm bảo khoảng cách an toàn được xem là nguyên nhân chính dẫn đến va chạm theo đoàn xe. Trong phạm vi nghiên cứu này, chúng tôi xây dựng các công thức tính toán quan trọng để xác định khoảng cách va chạm (công thức 1) trong trường hợp lái xe không kịp hãm phanh và được trình bày dưới đây.

$$S_a = \frac{S_n}{V_n} \cdot V_a, (m) = \frac{V_n}{3,6} \cdot t_n, (m) \quad (1)$$

Trong đó:

$S_n, V_n, t_n$ : Khoảng cách, tốc độ, thời gian đi của người đi bộ sang đường

### 3.2. Trường hợp va chạm kịp hãm phanh

Trường hợp người lái xe kịp hãm phanh nhưng tai nạn vẫn xảy ra thì các yếu tố

ảnh hưởng khác như gia tốc, lực quán tính, chất lượng phương tiện cần phải xem xét và thậm chí thời gian qua đường của người đi bộ. Do đó, để xác định thời gian dẫn đến va chạm giữa xe ô tô và người đi bộ sang đường, chúng tôi tiến hành tính toán theo công thức 2.

$$t'_T = \frac{V_a}{3,6 \cdot j_a} - \sqrt{\frac{2 \cdot S''_T}{j_a}}, (s) \quad (2)$$

Trong đó:

$t'_T$  - thời gian hãm xe của xe gây tai nạn trước khi va chạm

Để phân tích va chạm giữa xe cơ giới và người đi bộ, cần xây dựng một cơ sở lý thuyết nhằm mô tả mối quan hệ không gian và thời gian giữa hai đối tượng chuyển động. Trong đó, khoảng cách từ xe tại thời điểm phát hiện nguy hiểm đến vị trí của người đi bộ là một đại lượng quan trọng, quyết định khả năng tránh va chạm. Bên cạnh đó, tiêu chí thời gian va chạm (Time to Collision – TTC) được sử dụng để đánh giá mức độ rủi ro của tình huống giao thông. Thông qua việc kết hợp các phương trình động học với thời gian phản ứng của người lái và đặc tính phanh của phương tiện, các công thức dưới đây được thiết lập nhằm xác định khoảng cách an toàn tối thiểu cũng như điều kiện xảy ra va chạm giữa xe và người đi bộ được xét trên 2 tiêu chí về thời gian, cụ thể thời gian của xe gây tai nạn và thời gian của người đi bộ sang đường, chi tiết hơn là xem xét khía cạnh thời gian của xe gây tai nạn và người đi bộ theo từng trường hợp 1) thời gian xe gây tai nạn nhỏ hơn thời gian người đi bộ, khi đó khoảng cách cần thiết của xe gây tai nạn được tính theo công thức 3; 2) thời gian xe gây tai nạn lớn hơn thời gian người đi bộ (xe gây tai nạn đang chạy ở trạng thái hãm phanh muộn), khi đó khoảng cách xe gây tai nạn được tính theo công thức 4.

$$S_a = \frac{S_n}{V_n} \cdot V_a - \left[ \sqrt{\frac{V_a^2}{26j_a}} - \sqrt{S''_T} \right]^2, (s) \quad (3)$$

Trong đó:

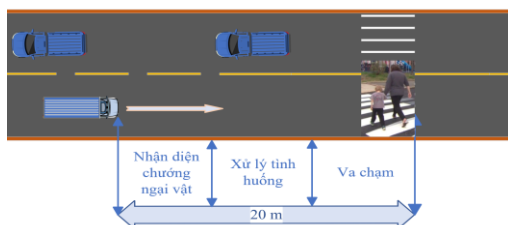
$S''_T$  - khoảng cách cần khắc phục của xe gây tai nạn

$$S_a = \frac{j_a}{2} \left[ \frac{S_n}{V_n} \cdot 3,6 + \sqrt{\frac{2S_n''}{j_a}} \right] - S_n'', (m) \quad (4)$$

Các công thức trên được tính với trường hợp tai nạn giao thông xảy ra do xe gây tai nạn đâm vào người đi bộ ở trước mũi xe. Nếu xe gây tai nạn đâm vào người đi bộ ở bên cạnh mép xe thì  $S_a$  vẫn được tính khoảng cách từ vị trí va chạm đến phần trên của xe gây tai nạn. Khi tính quãng đường sẽ xảy ra hai trường hợp đó là 1)  $S_0 < S_a$  thì lái xe có đủ khả năng ngăn chặn được tai nạn xảy ra, 2)  $S_0 \geq S_a$  chứng tỏ lái xe không có khả năng ngăn chặn tai nạn xảy ra.

#### 4. KẾT QUẢ NGHIÊN CỨU CHO MỘT TRƯỜNG HỢP TẠI NẠN GIAO THÔNG TẠI THÀNH PHỐ HỒ CHÍ MINH

Mô tả tình huống: Xét tình huống lái xe ô tô va chạm người đi bộ sang đường tại đường Mai Chí Thọ (hình minh họa). Các thông số liên quan đến vụ va chạm được cho trong bảng bên dưới.



Hình: Cơ chế hình thành va chạm giữa xe ô tô và người đi bộ

Chiều dài dừng xe của xe gây tai nạn được tính bằng:

$$S_0 = (t_1 + t_2 + t_3) \frac{V_a}{3,6} + S_u = (0,8 + 0,5 + 0,2) \frac{53}{3,6} + 24 = 46 \text{ m}$$

Khoảng cách thực tế của xe gây tai nạn đến vị trí đâm xe tại thời điểm người đi bộ trong trường nhìn của lái xe

$$S_a = \frac{S_n}{V_n} \cdot V_a - \left[ \frac{V_a^2}{26j_a} - \sqrt{S_n''} \right]^2 = \frac{53}{10,5} \cdot 9 - \left[ \frac{53^2}{26 \cdot 3,9} - \sqrt{14} \right]^2 = 43,7 \text{ m}$$

Từ kết quả phân tích  $S_0 \geq S_a$ , có thể kết luận rằng tình huống giao thông được khảo sát là không an toàn, người lái xe không có khả năng ngăn chặn tai nạn.

Bảng 1: Thông số liên quan đến vụ tai nạn

Thông số	Ký hiệu	Giá trị	Đơn vị	Ghi chú
Vận tốc ô tô	$V_a$	48	km/h	Xe gây tai nạn
Vận tốc xe đạp	$V_n$	12	km/h	Người đi xe đạp sang đường
Gia tốc chậm dần khi phanh	$j_a$	4,2	m/s <sup>2</sup>	Hiệu quả phanh
Khoảng cách tai nạn trong tầm nhìn	$S_n$	11	m	Khi đối tượng xuất hiện
Quãng đường xe đi sau va chạm	$S_n''$	10	m	Sau khi đâm va
Thời gian phản ứng lái xe	$t_1$	0,8	s	Nhận biết nguy hiểm
Thời gian chuyển chân phanh	$t_2$	0,5	s	Từ ga sang phanh
Thời gian tăng lực phanh	$t_3$	0,2	s	Phanh đạt hiệu quả
Quãng đường phanh	$S_u$	21,1	m	Tính toán
Chiều dài dừng xe	$S_0$	41,1	m	Khoảng cách cần để dừng
Khoảng cách thực tế đến điểm va chạm	$S_a$	41,96	m	Khoảng cách xử lý thực tế
So sánh kết quả	$(S_0 < S_a)$	Đúng		Có thể tránh tai nạn
Kết luận nguyên nhân		Lỗi người lái		Chậm quan sát/phanh muộn

Trước hết, chiều dài dừng xe của ô tô được xác định bằng tổng quãng đường xe đi trong thời gian phản ứng tâm lý – thao tác của người lái và quãng đường phanh kỹ thuật. Với

các khoảng thời gian phản ứng, chuyển chân phanh và tăng lực phanh lần lượt là 0,8 s; 0,5 s và 0,2 s, cùng gia tốc chậm dần khi phanh là 4,2 m/s<sup>2</sup>, tính được chiều dài dừng xe của ô tô là  $S_0 = 41,1$ . Đây là khoảng cách tối thiểu cần thiết để xe có thể dừng hẳn trong điều kiện người lái phản ứng đúng lúc và hệ thống phanh làm việc bình thường.

Tiếp theo, căn cứ vào vị trí người đi xe đạp xuất hiện trong tầm nhìn, vận tốc chuyển động của người đi xe đạp và quãng đường xe tiếp tục di chuyển sau va chạm, xác định được khoảng cách thực tế từ ô tô đến điểm va chạm tại thời điểm phát hiện nguy hiểm là  $S_a = 41,96$ . Giá trị này phản ánh không gian thực tế mà người lái xe có thể sử dụng để xử lý tình huống.

So sánh hai đại lượng cho thấy ( $S_0 < S_a$ ). Điều này chứng tỏ về mặt kỹ thuật, ô tô vẫn có đủ khoảng cách cần thiết để dừng lại trước vị trí va chạm nếu người điều khiển phát hiện nguy hiểm kịp thời và thực hiện thao tác phanh đúng quy trình. Nói cách khác, tai nạn không phải do điều kiện khách quan khiến xe không thể tránh va chạm, mà chủ yếu xuất phát từ yếu tố con người trong quá trình điều khiển phương tiện.

Từ kết quả phân tích có thể kết luận nguyên nhân chính dẫn đến tai nạn là người lái ô tô thiếu chú ý quan sát, đánh giá chậm tình huống giao thông hoặc chậm trễ trong thao tác phanh khi phát hiện người đi xe đạp sang đường. Đây là lỗi chủ quan của người điều khiển phương tiện, làm mất cơ hội tránh tai nạn mặc dù điều kiện kỹ thuật vẫn cho phép.

## 5. KẾT LUẬN, THẢO LUẬN VÀ ĐỀ XUẤT GIẢI PHÁP

### 5.1. Kết luận

Khu vực đường Mai Chí Thọ tại Thành phố Hồ Chí Minh đang trong quá trình chuyển đổi mạnh mẽ về chức năng sử dụng đất khi hình thành các trung tâm thương mại, khu vui chơi và không gian công cộng quy mô lớn. Sự gia tăng các hoạt động này kéo theo nhu cầu đi bộ sang đường ngày càng cao, trong khi đặc trưng của tuyến đường vẫn mang tính chất của một trục giao thông tốc độ cao với lưu lượng xe cơ giới lớn. Kết quả phân tích cho thấy các

vụ va chạm giữa ô tô và người đi bộ chủ yếu xuất phát từ việc người lái xe không giảm tốc độ, thiếu quan sát khi tiếp cận khu vực có người qua đường, kết hợp với hành vi sang đường chưa đúng quy định của người đi bộ và sự thiếu hụt các công trình hỗ trợ an toàn. Đặc biệt, các va chạm thường xảy ra tại khu vực giữa đoạn đường hoặc gần các điểm mở dải phân cách, nơi không được tổ chức giao thông phù hợp, dẫn đến nguy cơ chấn thương nghiêm trọng do chênh lệch lớn về tốc độ giữa người đi bộ và phương tiện cơ giới.

### 5.2. Thảo luận

Trong bối cảnh khu vực này đang phát triển thành trung tâm dịch vụ – thương mại mới, xung đột giữa người đi bộ và dòng xe cơ giới là vấn đề khó tránh khỏi nếu hạ tầng và tổ chức giao thông không được điều chỉnh kịp thời. Thực tế cho thấy tuyến đường Mai Chí Thọ hiện vẫn ưu tiên khả năng lưu thông nhanh của phương tiện hơn là đảm bảo an toàn cho các đối tượng dễ bị tổn thương. Khi các trung tâm thương mại và khu vui chơi đi vào hoạt động, mật độ người đi bộ sẽ tăng mạnh và phân bố không đều, khiến các vị trí sang đường tự phát xuất hiện nhiều hơn. Trong khi đó, người điều khiển ô tô thường có xu hướng duy trì tốc độ cao và ít chú ý đến các tình huống bất ngờ, đặc biệt tại những vị trí không có tín hiệu điều khiển. Điều này phản ánh sự thiếu đồng bộ giữa quy hoạch phát triển đô thị và tổ chức giao thông hiện hữu. Bên cạnh đó, yếu tố tâm lý và hành vi của người tham gia giao thông cũng góp phần làm gia tăng rủi ro, khi người đi bộ có xu hướng lựa chọn lộ trình ngắn nhất thay vì tuân thủ các điểm sang đường chính thức nếu khoảng cách quá xa hoặc bất tiện.

### 5.3. Đề xuất

Để giảm thiểu chấn thương cho người đi bộ khi sang đường tại khu vực này, cần có cách tiếp cận tổng hợp, kết hợp giữa cải thiện hạ tầng, điều chỉnh tổ chức giao thông và nâng cao hiệu quả quản lý. Trước hết, việc bổ sung các công trình vượt qua đường như cầu vượt hoặc hầm chui tại những vị trí tập trung đông người là cần thiết nhằm tách biệt dòng người

đi bộ khỏi dòng xe cơ giới. Đồng thời, các điểm qua đường trên mặt đất cần được thiết kế lại theo hướng an toàn hơn, với vạch sơn rõ ràng, đảo dừng chân giữa dải phân cách và hệ thống đèn tín hiệu ưu tiên cho người đi bộ. Hệ thống chiếu sáng cũng cần được tăng cường để đảm bảo khả năng quan sát trong điều kiện ban đêm.

Bên cạnh đó, việc điều chỉnh tổ chức giao thông theo hướng giảm tốc độ khai thác tại các đoạn đường gần khu thương mại là giải pháp quan trọng nhằm hạn chế mức độ nghiêm trọng của va chạm nếu xảy ra. Các biện pháp như bố trí biển cảnh báo, sơn gờ giảm tốc hoặc tạo vùng giao thông chậm cần được áp dụng nhằm buộc người lái xe chú ý hơn đến người đi bộ. Ngoài ra, ứng dụng công nghệ trong giám sát và cảnh báo, như hệ thống camera xử phạt hoặc thiết bị cảnh báo khi có người sang đường, sẽ góp phần nâng cao hiệu quả quản lý và ý thức chấp hành của người tham gia giao thông. Cuối cùng, công tác tuyên truyền và giáo dục cần được đẩy mạnh nhằm thay đổi hành vi của cả người lái xe và người đi bộ. Người điều khiển phương tiện cần được nâng cao nhận thức về việc giảm tốc độ và nhường đường, trong khi người đi bộ cần được hướng dẫn sử dụng đúng các vị trí qua đường an toàn. Tổng thể, việc đảm bảo an toàn cho người đi bộ tại khu vực đường Mai Chí Thọ không chỉ là giải pháp giảm thiểu tai nạn trước mắt mà còn là định hướng lâu dài trong phát triển đô thị bền vững, hướng tới một hệ thống giao thông cân bằng và an toàn cho mọi đối tượng tham gia.

## TÀI LIỆU THAM KHẢO

- [1] Park, S., & Ko, D. (2020). Investigating the factors influencing pedestrian–vehicle crashes. *Sustainability*.
- [2] Kopsacheilis, A., & Politis, I. (2024). Exploring factors influencing pedestrian accident severity in Berlin.
- [3] Kouchakinejad-Eramsadati, L. et al. (2025). Factors influencing pedestrian traffic collision in Iran.
- [4] Mueller, B.A. et al. (1987). Factors associated with pedestrian-vehicle collision injuries and fatalities.

[5] NHTSA (2023). Pedestrian Safety Report.

[6] Scientific Reports (2025). Behavioral determinants of pedestrian collisions.

# Nghiên cứu ảnh hưởng của các phương pháp xử lý vỏ cà phê đến tính chất cơ học và khả năng công tác của vật liệu xi măng khi thay thế cát

Huỳnh Trọng Nghĩa<sup>1</sup>, Nguyễn Văn Đoàn<sup>1</sup>, Trần Lê Anh Hòa<sup>1</sup>, Trần Quốc Huy<sup>1</sup>, Nguyễn Ngọc Xuân Hiếu<sup>1</sup>, Hà Minh Tuấn<sup>1,\*</sup>, Phạm Bá Tùng<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Khoa Xây dựng, Trường Đại học Công nghệ TP.HCM

<sup>2</sup>Khoa Xây dựng, Học viện Hàng không Việt Nam

\*Email: hm.tuan@hutech.edu.vn

## TÓM TẮT

Nghiên cứu này khảo sát ảnh hưởng của việc sử dụng vỏ cà phê làm vật liệu thay thế cát trong vữa xi măng với bốn trạng thái xử lý: không xử lý, xử lý NaOH, khô bão hòa và bão hòa nước. Kết quả cho thấy vỏ cà phê không xử lý làm giảm mạnh độ lưu động, cản trở quá trình ninh kết và làm suy giảm đáng kể cường độ cơ học do sự hiện diện của các hợp chất hữu cơ gây ức chế thủy hóa xi măng. Ngược lại, xử lý NaOH giúp cải thiện đáng kể tính công tác và cường độ nhờ loại bỏ một phần các thành phần lignin, hemicellulose cùng các chất ức chế khác từ đó tăng khả năng liên kết với hồ xi măng và khôi phục quá trình thủy hóa. Mẫu bão hòa nước trong phạm vi nghiên cứu cho thấy hiệu quả về độ lưu động và cường độ nhờ giảm hiện tượng hút nước và cung cấp cơ chế dưỡng ẩm nội. Tuy nhiên, tất cả các mẫu sử dụng vỏ cà phê đều có cường độ thấp hơn mẫu đối chứng. Kết quả cho thấy vỏ cà phê có thể được sử dụng như vật liệu thay thế một phần cốt liệu mịn trong các ứng dụng phù hợp khi được xử lý thích hợp.

**TỪ KHOÁ:** Vữa bền vững, vỏ cà phê, độ lưu động, cường độ chịu uốn, NaOH.

## ABSTRACT

This study investigates the effects of using coffee husk as a partial replacement for fine aggregate in cement mortar under four treatment conditions: untreated, NaOH-treated, dry saturated, and water-saturated. The results indicate that untreated coffee husk significantly reduces flowability, inhibits setting behavior, and drastically decreases mechanical strength due to the presence of soluble organic compounds, particularly sugars, which retard cement hydration. In contrast, NaOH treatment effectively improves performance by partially removing lignin, hemicellulose, and other inhibitory substances, thereby enhancing interfacial bonding between the coffee husk and cement paste and restoring the cement hydration process. Within the scope of this study, water-saturated samples exhibit improved flowability and mechanical performance among modified mixes, attributed to reduced water absorption and internal curing effects. However, all mixes containing coffee husk show lower flexural strengths compared to the control due to the porous and low-stiffness nature of lignocellulosic materials. Overall, coffee husk demonstrates potential as a sustainable material for partial replacement of fine aggregate in suitable applications, provided that appropriate treatment methods are applied.

**KEYWORDS:** Sustainable mortar, coffee husk, flowability, flexural strength, NaOH.

## 1. GIỚI THIỆU

Trong những năm gần đây, tình trạng thiếu hụt cát xây dựng đang trở thành một vấn đề nghiêm trọng trên toàn cầu. Nhu cầu cát cho ngành xây dựng tăng nhanh do quá trình đô thị hóa và phát triển hạ tầng, trong khi nguồn cung cát tự nhiên ngày càng suy giảm. Theo nhiều nghiên cứu, cát là tài nguyên được khai thác nhiều thứ hai trên thế giới sau nước,

với mức tiêu thụ hàng năm lên tới hàng chục tỷ tấn. Việc khai thác cát quá mức đã gây ra nhiều hệ lụy như xói lở bờ sông, suy thoái hệ sinh thái và mất cân bằng địa chất. Tại Việt Nam, tình trạng khan hiếm cát xây dựng cũng ngày càng rõ rệt, đặc biệt ở khu vực Đồng bằng sông Cửu Long, nơi hoạt động khai thác cát đã gây sạt lở nghiêm trọng và ảnh hưởng đến đời sống dân cư [1,2].

Việt Nam là một trong những quốc gia sản xuất và xuất khẩu cà phê lớn nhất thế giới, với sản lượng hàng năm dao động khoảng 1,5–1,8 triệu tấn cà phê nhân. Quá trình chế biến cà phê tạo ra một lượng lớn phụ phẩm, trong đó vỏ cà phê chiếm khoảng 40–50% khối lượng quả tươi. Điều này đồng nghĩa với việc mỗi năm Việt Nam thải ra hàng triệu tấn vỏ cà phê. Phần lớn lượng chất thải này chưa được xử lý hiệu quả, thường bị đổ bỏ hoặc đốt ngoài trời, gây ô nhiễm môi trường, phát thải khí nhà kính và ảnh hưởng đến chất lượng đất và nước [3,4].

Trong bối cảnh đó, việc tận dụng các loại chất thải nông nghiệp làm vật liệu thay thế trong xây dựng đang nhận được sự quan tâm rộng rãi. Nhiều nghiên cứu đã chỉ ra rằng các vật liệu như tro trấu, vỏ dừa, xỉ sinh học hay bã cà phê có thể được sử dụng thay thế một phần cốt liệu tự nhiên trong vữa xi măng. Đặc biệt, một số nghiên cứu gần đây đã thử nghiệm sử dụng vỏ cà phê hoặc bã cà phê làm cốt liệu thay thế cát trong vữa hoặc gạch xây, cho thấy tiềm năng cải thiện tính bền vững và giảm chi phí vật liệu [5-7]. Tuy nhiên, các nghiên cứu này vẫn còn hạn chế về xử lý vật liệu và ảnh hưởng của trạng thái ẩm của vỏ cà phê đến tính chất cơ học của vữa.

Xuất phát từ những vấn đề trên, nghiên cứu này được thực hiện nhằm đánh giá khả năng sử dụng vỏ cà phê làm vật liệu thay thế một phần cát trong vữa xây dựng. Vỏ cà phê sau khi thu gom sẽ được phơi khô và tiến hành bốn phương pháp xử lý khác nhau gồm: (1) để nguyên trạng, (2) xử lý bằng dung dịch NaOH, (3) để nguyên và bão hòa nước, và (4) xử lý NaOH kết hợp bão hòa nước. Việc xử lý bằng NaOH được chứng minh có khả năng loại bỏ một phần lignin, hemicellulose và tạp chất hữu cơ, từ đó cải thiện độ bám dính giữa cốt liệu hữu cơ và hồ xi măng [8,9]. Trong khi đó, quá trình bão hòa nước nhằm hạn chế hiện tượng hút nước mạnh của vật liệu hữu cơ, giúp ổn định tỷ lệ nước/xi măng và cải thiện tính công tác của vữa. Sự kết hợp các phương pháp xử lý này được kỳ vọng sẽ cải thiện tính chất cơ học và độ bền của vữa sử dụng vỏ cà phê.

## 2. VẬT LIỆU VÀ CHẾ TẠO MẪU

### 2.1. Vật liệu

Nghiên cứu này sử dụng loại xi măng PCB40 (Hình 1(a)), có nhiều điểm vượt trội, phù hợp với nhiều dạng công trình xây dựng như: cầu đường, nhà cao tầng, nhà dân dụng. Xi măng được mua loại của công ty Star Max, đảm bảo hạn sử dụng của xi măng dưới 3 tháng và đạt yêu cầu kỹ thuật theo TCVN 2682:2009 về Xi măng Poóc-lăng - Yêu cầu kỹ thuật.

Trong nghiên cứu lần này loại cát được dùng là loại cát được sử dụng phổ biến nhiều trong thi công để chế tạo mẫu vữa là cát vàng (Hình 1(b)). Đặc điểm của loại cát này là chúng có màu vàng đặc trưng, sử dụng loại cát này làm cho việc chế tạo mẫu vữa nhanh cứng. Cát được mua từ cửa hàng vật liệu xây dựng.

Nước trộn và bảo dưỡng vữa xi măng sử dụng nước sinh hoạt trong phòng thí nghiệm, không chứa váng dầu hoặc váng mỡ, có độ pH không nhỏ hơn 4 và không lớn hơn 12.5. Nước đạt tiêu chuẩn TCVN 4506:2012 Nước trộn bê tông và vữa – Yêu cầu kỹ thuật.

Phụ gia CT-11B được sử dụng để giúp vữa có độ dẻo tốt hơn, hạn chế hiện tượng nứt do co ngót, mà còn tạo lớp màng bảo vệ giúp vữa chống lại sự xâm nhập của nước và các tác nhân môi trường. Ngoài ra, phụ gia CT-11B còn cải thiện quá trình thủy hóa xi măng, giúp tăng tốc độ phát triển cường độ sớm của vữa, từ đó nâng cao khả năng chịu lực.

Sau khi thu gom từ cơ sở sản xuất, vỏ cà phê được phơi khô (Hình 1(c)). Khi đã khô hoàn toàn, vỏ cà phê được phân loại xử lý tiếp theo thông qua 4 trường hợp.

- Trường hợp 1, mẫu khô được ứng dụng trực tiếp để trộn vữa thí nghiệm.
- Trường hợp 2, vỏ cà phê được ngâm trong dung dịch NaOH 5% trong 24 giờ để loại bỏ một thành phần hữu cơ. Sau đó vỏ cà phê được rửa nhiều lần bằng nước sạch đến khi độ pH của nước đạt mức trung tính và đem phơi khô lại. Trạng thái sau khi

ngâm, vỏ cà phê chuyển từ màu nâu đậm sang màu sáng và bề mặt vỏ trở nên thô ráp, xù xì hơn so với mẫu chưa qua xử lý NaOH 5%.

- Trường hợp 3, mẫu khô được ngâm trong nước trong 1 giờ đến khi bão hòa nước sẽ được lấy ra lau khô bề mặt để đạt trạng thái bão hòa bề mặt khô và sử dụng.
- Trường hợp 4, mẫu đã xử lý qua NaOH 5% được ngâm trong nước trong 1 giờ đến khi bão hòa nước sẽ được lấy ra lau khô bề mặt để đạt trạng thái bão hòa bề mặt khô và sử dụng.



(a) (b) (c)

**Hình 1:** Vật liệu được sử dụng để làm vữa: (a) xi măng; (b) cát; (c) vỏ cà phê

## 2.2. Chuẩn bị mẫu

Cấp phối mẫu đối chứng được xây dựng dựa trên tỷ lệ vữa chuẩn 1 phần xi măng : 3 phần cát theo khối lượng, tham khảo TCVN 6016:2011 (ISO 679:2009) về phương pháp xác định cường độ của vữa xi măng. Tuy nhiên, do nghiên cứu sử dụng cát tự nhiên và vỏ cà phê thay thế một phần cát, đồng thời vỏ cà phê có khả năng hút nước cao, tỷ lệ nước/chất kết dính (N/CKD) được điều chỉnh thành 0,6 dựa trên thí nghiệm sơ bộ nhằm đảm bảo hỗn hợp có đủ độ lưu động để tạo mẫu. Hàm lượng vỏ cà phê được lựa chọn ở mức 5% khối lượng cát ban đầu để khảo sát tính khả thi ban đầu của vật liệu thay thế.

Năm hỗn hợp vữa được chuẩn bị với tỷ lệ nước/chất kết dính (N/CKD) = 0,6. Trong đó vỏ cà phê được xử lý qua các

trường hợp sẽ được dùng để thay thế 5% cát theo khối lượng. Thành phần cấp phối của vữa được thể hiện trong Bảng 1. Năm hỗn hợp vữa bao gồm: hỗn hợp vữa thông thường không có VCP được chuẩn bị làm đối chứng; 4 hỗn hợp VCP qua 4 trường hợp xử lý sẽ được chuẩn bị với việc thay 5% cát bằng VCP. Kí hiệu của mẫu này tuân tự là VCP-K, VCP-Na, VCP-K-BH, VCP-Na-BH cho 4 trường hợp. Cần lưu ý rằng để duy trì độ chảy loãng đủ, tất cả các hỗn hợp vữa đều được thêm 1% phụ gia siêu dẻo. Quy trình trộn cho các mẫu vữa được thực hiện theo quy trình bao gồm bốn bước:

- Bước 1: Trộn xi măng và nước ở tốc độ thấp trong 30 giây.
- Bước 2: Cho từ từ cát vào bát trộn trong khi hỗn hợp tiếp tục được trộn ở tốc độ thấp. Bước này kéo dài 30 giây.
- Bước 3: Để hỗn hợp nghỉ trong 30 giây.
- Bước 4: Trộn hỗn hợp ở tốc độ cao trong 60 giây.

Sau khi hoàn tất quá trình trộn, vữa được đổ vào khuôn 40 x 40 x 160 mm và đặt trên bàn rung. Quá trình rung được thực hiện 60 lần trong vòng 1 phút. Các mẫu sau đó được bảo dưỡng ở nhiệt độ phòng trong 24 giờ trước khi tháo khuôn và tiếp tục được bảo dưỡng trong nước cho đến ngày thí nghiệm.

Bảng 1: Thành phần cấp phối mẫu vữa trên 1000g xi măng

	XM (g)	VCP (g)	Cát (g)	Nước (g)	Ghi chú
Chuẩn	1000	0	3000	600	Không VCP
VCP-K	1000	150	2850	600	VCP khô
VCP-Na	1000	150	2850	600	VCP xử lý NaOH
VCP-K-BH	1000	150	2850	600	VCP khô bão hòa
VCP-Na-BH	1000	150	2850	600	VCP xử lý NaOH bão hòa

Vỏ cà phê được thay thế theo khối lượng cát ban đầu; do khối lượng riêng và độ rỗng khác biệt so với cát, đây là một giới hạn của nghiên cứu hiện tại.

### 3. THÍ NGHIỆM

Độ lưu động của vữa được xác định ngay sau khi trộn theo ASTM C1437 [10]. Mẫu vữa tươi được đổ vào côn mini-slump có đường kính trong 100 mm ở đáy, 70 mm ở đỉnh và chiều cao 60 mm, đặt ở tâm bàn chảy. Sau đó côn được nâng lên và mẫu được đầm 25 lần. Đường kính của mẫu tròn được đo theo hai phương vuông góc. Độ lưu động được tính bằng giá trị trung bình của hai số đo.



**Hình 2:** Thí nghiệm đo độ lưu động mẫu vữa

Cường độ chịu uốn được đo tại 1, 7, và 28 ngày bằng thử nghiệm uốn ba điểm theo ASTM C348 [11]. Mẫu được đặt lên hai gối đỡ cách nhau 100 mm và tải được đặt tại giữa nhịp. Máy thử có khả năng chịu tải 300 kN được sử dụng với tốc độ dịch chuyển 0,1 mm/phút. Mỗi kết quả là giá trị trung bình của ba mẫu.



**Hình 3:** Thí nghiệm cường độ chịu uốn mẫu vữa

## 4. KẾT QUẢ

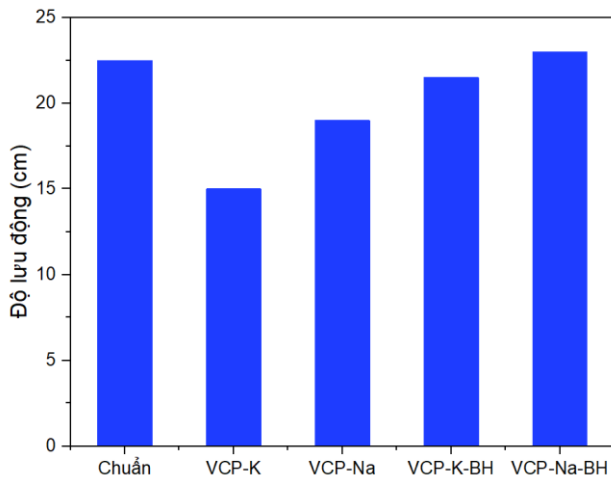
### 4.1. Độ lưu động

Kết quả từ Hình 4 cho thấy việc thay thế cát bằng vỏ cà phê không qua xử lý làm giảm mạnh độ lưu động của hỗn hợp. Hiện tượng này phù hợp với nhiều nghiên cứu về vật liệu lignocellulosic, trong đó nguyên nhân chính là do khả năng hút nước cao và cấu trúc xốp của vật liệu hữu cơ. Vỏ cà phê chứa cellulose, hemicellulose và lignin, có khả năng hấp thụ nước đáng kể, làm giảm lượng nước tự do trong hồ xi măng, từ đó làm giảm độ lưu động [12]. Ngoài ra, các hợp chất hòa tan như đường và tannin có thể làm tăng độ nhớt của hệ, góp phần làm giảm tính lưu động của mẫu vữa.

Khi vỏ cà phê được xử lý bằng NaOH, độ lưu động có xu hướng phục hồi. Điều này được giải thích bởi quá trình kiềm hóa giúp loại bỏ một phần hemicellulose, lignin và các hợp chất hòa tan (đường, chất béo) trên bề mặt sợi, từ đó làm giảm khả năng giữ nước và tăng tính tương thích với ma trận xi măng [12]. Đồng thời, xử lý NaOH còn làm tăng độ nhám bề mặt, giúp phân tán tốt hơn trong hỗn hợp.

Đối với trường hợp vỏ cà phê bão hòa nước, độ lưu động tăng cao hơn so với mẫu không xử lý. Nguyên nhân là do vật liệu đã đạt trạng thái bão hòa nên không còn hút thêm nước từ hồ xi măng, giúp duy trì lượng nước tự do cần thiết

cho độ lưu động của mẫu vữa. Hiện tượng này đã được ghi nhận rộng rãi với cốt liệu nhẹ và vật liệu sinh học [13].

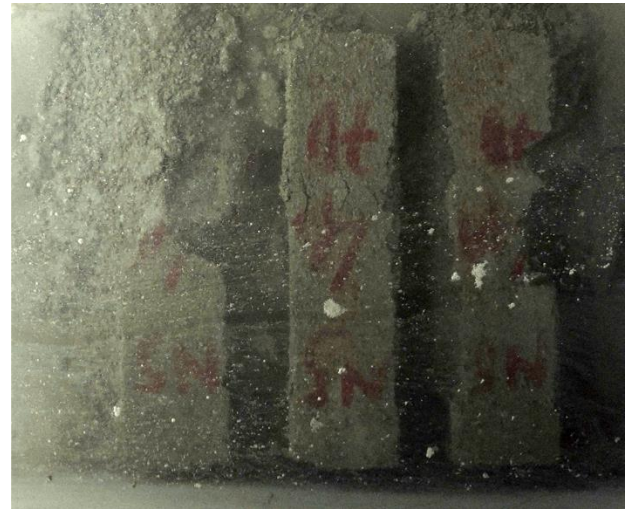


**Hình 4:** Độ lưu động các mẫu vữa

#### 4.2. Khả năng ninh kết

Hình 5 cho thấy mẫu sử dụng vỏ cà phê không qua xử lý mất hoàn toàn khả năng ninh kết, thể hiện qua việc mẫu bị rã khi ngâm nước sau 1 ngày. Nguyên nhân chủ yếu là do các hợp chất hữu cơ hòa tan (đặc biệt là đường) trong vỏ cà phê gây ức chế quá trình thủy hóa của xi măng. Các phân tử đường có thể hấp phụ lên bề mặt hạt xi măng, cản trở sự hình thành sản phẩm thủy hóa như C-S-H, từ đó làm chậm hoặc thậm chí ngăn chặn quá trình ninh kết [14]. Đây là hiện tượng đã được chứng minh rõ trong các hệ chứa vật liệu lignocellulosic. Trong khi đó, mẫu vỏ cà phê khô bão hòa vẫn có khả năng ninh kết. Điều này có thể giải thích do việc bão hòa nước giúp giảm sự hòa tan đột ngột của các hợp chất hữu cơ vào hỗn hợp xi măng, đồng thời duy trì điều kiện nước thuận lợi cho phản ứng thủy hóa diễn ra.

Các mẫu xử lý NaOH (Hình 6) đều thể hiện khả năng ninh kết tốt. Nguyên nhân là do xử lý kiềm đã loại bỏ phần lớn các chất gây ức chế (đường, hemicellulose), từ đó khôi phục quá trình thủy hóa [12]. Tương tự, các mẫu bão hòa nước cũng cho thấy khả năng ninh kết, do hạn chế hiện tượng hút nước và giải phóng chất hữu cơ.



**Hình 5:** Mẫu VCP-K sau 1 ngày



**Hình 6:** Mẫu VCP-Na và VCP-Na-BH sau 1 ngày

#### 4.3. Cường độ chịu uốn

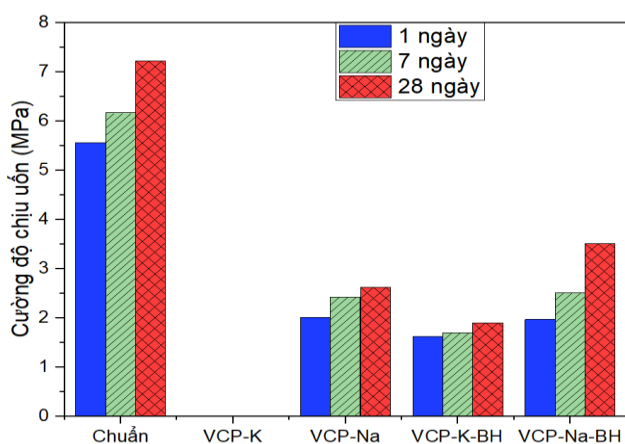
Dựa trên kết quả tại Hình 7, khi thay thế 5% cát bằng vỏ cà phê, cường độ chịu uốn giảm đáng kể, chỉ đạt khoảng 30–50% so với mẫu đối chứng. Sự suy giảm này có thể giải thích bởi:

- Độ bền cơ học thấp của vật liệu lignocellulosic
- Liên kết yếu giữa vỏ cà phê và hồ xi măng
- Sự xuất hiện của lỗ rỗng do hút nước và co ngót

Các nghiên cứu đã chỉ ra rằng việc bổ sung vật liệu lignocellulosic thường làm giảm cường độ nếu không xử lý bề mặt, do tính kỵ nước không đồng đều và cấu trúc xốp [12,14]. Khi sử dụng vỏ cà phê xử lý NaOH, cường độ chịu uốn có xu hướng tăng lên. Điều này là do xử lý kiềm giúp:

- Tăng độ nhám bề mặt → cải thiện liên kết cơ học
- Loại bỏ phần lớn lớp sáp và tạp chất → tăng tương thích với xi măng

Trong phạm vi nghiên cứu này, mẫu bão hòa nước cho cường độ tốt nhất trong các mẫu có vỏ cà phê. Điều này có thể do hiệu ứng internal curing (dưỡng ẩm nội): vỏ cà phê giải phóng nước dần dần, hỗ trợ quá trình thủy hóa xi măng. Tuy nhiên, cường độ vẫn thấp hơn mẫu chuẩn do bản chất vật liệu vẫn có độ rỗng cao và mô đun đàn hồi thấp, làm giảm khả năng chịu uốn.



Hình 7: Cường độ chịu uốn các mẫu vữa

## 5. KẾT LUẬN

Nghiên cứu này đã đánh giá khả năng sử dụng vỏ cà phê như vật liệu thay thế cát trong vữa xi măng thông qua bốn trạng thái xử lý khác nhau. Kết quả cho thấy:

- 1) Việc sử dụng vỏ cà phê không qua xử lý gây ảnh hưởng tiêu cực nghiêm trọng đến tính chất của vật liệu, bao gồm giảm mạnh độ lưu động, mất khả năng ninh kết và suy giảm đáng kể cường độ cơ học.
- 2) Xử lý NaOH giúp loại bỏ một phần lignin, hemicellulose và các tạp chất hữu cơ, từ đó phục hồi khả năng ninh kết và cải thiện cường độ cơ học nhờ tăng độ bám dính giữa cốt liệu và hồ xi măng.
- 3) Trạng thái bão hòa nước của vỏ cà phê giúp cải thiện độ lưu động và khả năng ninh kết, đồng thời

mang lại hiệu ứng dưỡng ẩm nội, góp phần nâng cao cường độ so với mẫu không xử lý.

- 4) Tuy nhiên, trong tất cả các trường hợp, việc thay thế cát bằng vỏ cà phê vẫn dẫn đến giảm cường độ chịu uốn so với mẫu đối chứng, do đặc tính xốp, nhẹ và mô đun đàn hồi thấp của vật liệu lignocellulosic.

Các nghiên cứu tiếp theo sẽ khảo sát thêm nhiều tỷ lệ thay thế vỏ cà phê và có thể áp dụng thiết kế thực nghiệm để đánh giá định lượng ảnh hưởng của từng yếu tố đến tính công tác và cường độ của vữa.

## TÀI LIỆU THAM KHẢO

- [1] V.D. Nguyen and D.N. Nguyen, J. Sci. Technol. Univ. Danang, Vol.23(2025), 270E.
- [2] H. Zhou, A.J. Margenot, Y. Li et al., Crit. Rev. Environ. Sci. Technol., Vol.52(2022), 1313–1353.
- [3] T.A. Kua, Swinburne Univ. Technol. (Thesis), (2017).
- [4] A. Bachheti, R.K. Bachheti and A. Husen, Routledge (Book), (2026).
- [5] S. Biswas, N. Hossiney, M.K. Mohan and S.L. Kumar, Case Stud. Constr. Mater., Vol.21(2024), e035916.
- [6] S.A. Mohammed, P. Shakor et al., Front. Built Environ., Vol.9(2023), 1214788.
- [7] M. Saeli, Elsevier (Book Chapter), (2025).
- [8] A.D. Gashahun, Civ. Environ. Res., Vol.12(2020), 1–10.
- [9] R. Manjunath et al., Int. J. Concr. Struct. Mater., Vol.19(2025), 44.
- [10] ASTM C1437, ASTM Int., (2020).
- [11] ASTM C348, ASTM Int., (2021).
- [12] A. Guo, Z. Sun, H. Feng and H. Shang, Sustain. Struct., Vol.3(2023), 000013.
- [13] P.F.P. Ferraz et al., Appl. Sci., Vol.10(2020), 8019.
- [14] J.N. Teixeira et al., Waste Biomass Valorization, Vol.11(2020), 3827–3839.

# Ứng dụng phân tích vòng đời như trục tư duy phương pháp luận trong thiết kế ý tưởng hướng tới Net-zero Carbon: Trường hợp cảng hàng không sân bay Việt Nam

Nguyễn Duy Tân<sup>1,\*</sup>

<sup>1</sup>*Khoa Xây dựng, Học viện Hàng không Việt Nam*

*\*Email: [tann\\_d@vaa.edu.vn](mailto:tann_d@vaa.edu.vn)*

## TÓM TẮT

Trong bối cảnh biến đổi khí hậu diễn ra phức tạp, ngành hàng không đặc biệt là cơ sở hạ tầng cảng hàng không sân bay (CHK SB) với quy mô tiêu thụ năng lượng lớn và tài nguyên không lồ đang đối mặt với áp lực lớn về giảm phát thải carbon. Tại Việt Nam, việc hiện thực hóa cam kết Net-Zero Carbon năm 2050 đang thúc đẩy thiết kế kiến trúc hàng không bền vững trở thành xu hướng tất yếu. Tuy nhiên, thực trạng thiết kế CHK SB hiện nay vẫn tồn tại lỗ hổng lớn: đa số chỉ tập trung vào tối ưu hóa năng lượng vận hành mà bỏ qua tác động tích lũy từ khai thác vật liệu, thi công và bảo trì, một trong những yếu tố phát thải carbon lớn. Nghiên cứu này đề xuất áp dụng phân tích vòng đời (Life Cycle Assessment - LCA) đóng vai trò là trục tư duy phương pháp luận xuyên suốt quá trình thiết kế, đặc biệt trong giai đoạn thiết kế ý tưởng (TKYT) kiến trúc. Đầu tiên, nghiên cứu hệ thống hóa cơ sở lý thuyết về LCA để thúc đẩy sự chuyển dịch từ tư duy thiết kế tuyến tính sang thiết kế tuần hoàn trong thiết kế kiến trúc. Tiếp đến, thông qua việc đối chiếu và phân tích hiệu quả của các dự án thực tế tại Việt Nam và quốc tế, nghiên cứu làm rõ cách LCA tác động trực tiếp đến các quyết định thiết kế cốt lõi của kiến trúc sư (KTS) về giải pháp kết cấu và vật liệu. Cuối cùng, nghiên cứu đề xuất một bộ khung hướng dẫn tích hợp LCA vào giai đoạn TKYT, nhằm tối ưu hóa khả năng ra quyết định với tầm nhìn dài hạn trong quá trình phát triển của một công trình, đồng thời ứng dụng khung hướng dẫn cho CHK SB tại Việt Nam. Kết quả khẳng định LCA chính là chìa khóa hướng đến việc xây dựng CHK SB bền vững trong tương lai.

**Từ khóa:** Phân tích vòng đời (LCA), Cảng hàng không sân bay, Thiết kế bền vững, Net-Zero Carbon.

## ABSTRACT

In the context of increasingly complex climate change, the aviation industry, specifically airport infrastructure, faces immense pressure to reduce carbon emissions due to its substantial energy and resource consumption. In Vietnam, the roadmap toward the Net-Zero 2050 commitment is establishing sustainable aviation architecture as an inevitable trend. However, current airport design practices reveal a significant gap: a primary focus on optimizing operational energy while overlooking the cumulative impacts of material extraction, construction, and maintenance, which are major sources of carbon emissions. This research proposes the application of life cycle assessment (LCA) not merely as a technical measurement tool but as a methodological backbone throughout the design process. First, the study systematizes the theoretical foundations of LCA to facilitate a shift from linear to circular design thinking in airport infrastructure. Subsequently, through a comparative analysis of practical terminal projects in Vietnam and globally, the research elucidates how LCA directly influences core architectural decisions regarding structural solutions and material selection. Finally, a framework for integrating LCA into the conceptual design phase is proposed to optimize quantitative data-driven decision-making. The results affirm that LCA is the key to developing sustainable airport infrastructure in the future.

**Keywords: Life Cycle Assessment (LCA), Airport infrastructure, Sustainable design, Net-Zero Carbon.**

## 1. ĐẶT VẤN ĐỀ

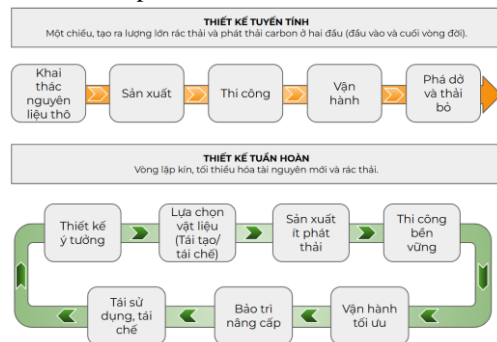
Trong những thập kỷ gần đây, BĐKH không còn là dự báo mà đã trở thành áp lực đến môi trường toàn cầu. Theo quy hoạch mạng lưới CHK SB thời kỳ từ 2021 đến 2030, Việt Nam sẽ khai thác 30 CHK và tầm nhìn đến năm 2050 sẽ nâng lên 33 cảng hàng không [1]. Đồng thời, cam kết đưa phát thải ròng về Net-Zero vào năm 2050 tại hội nghị COP 26 đã đặt ra một lộ trình cấp bách cho thiết kế bền vững tại Việt Nam [2]. Vì vậy việc xây dựng hệ thống hạ tầng hàng không hướng đến PTBV không chỉ là xu thế quốc tế mà còn là yêu cầu cấp bách để tối ưu hóa hiệu quả vận hành và giảm thiểu dấu chân các-bon. Tuy nhiên, xu hướng hiện nay, thay vì chi tiếp cận bề nổi của thiết kế thông qua các giải pháp kỹ thuật rời rạc, môi trường nghiên cứu đang đòi hỏi một sự thay đổi tận gốc rễ từ tư duy thiết kế kiến trúc bền vững (KTBV) đặc biệt là vận dụng LCA trong quá trình TKYT.

Nghiên cứu của Dixit và cộng sự (2010) đã chỉ ra một nghịch lý: khi hiệu quả năng lượng trong giai đoạn vận hành tòa nhà được cải thiện, tỷ lệ của các-bon tích lũy lượng phát thải từ khai thác, sản xuất và thi công lại chiếm tỷ trọng lớn hơn trong tổng vòng đời công trình [3]. Bên cạnh đó, hầu hết các chứng chỉ công trình xanh như LEED, Green Mark hay LOTUS hiện nay vẫn đang tập trung mạnh vào tối ưu hóa thiết bị và năng lượng vận hành hơn là đánh giá sâu vào LCA cho toàn bộ quá trình [4]. Việc thiếu hụt một phương pháp luận đánh giá toàn diện ngay từ bước phác thảo ý tưởng khiến KTS dễ rơi vào trạng thái xanh hóa bề mặt, bỏ lỡ cơ hội giảm thiểu tác động môi trường từ gốc rễ thông qua việc lựa chọn vật liệu, tổ chức không gian và giải pháp thi công bền vững.

Phân tích vòng đời (Life Cycle Assessment - LCA) được chuẩn hóa qua bộ tiêu chuẩn ISO 14040/14044, từ lâu đã được xem là công cụ định lượng đáng tin cậy nhất để đánh giá tác động môi trường [5]. Tuy nhiên, trong thực nghiệm kiến trúc, LCA thường bị

xem là bước kiểm định sau thiết kế thay vì là một công cụ hỗ trợ ra quyết định.

Ngoài ra, sự chuyển dịch từ thiết kế tuyến tính nơi vật liệu được khai thác và thải bỏ theo một chiều sang thiết kế tuần hoàn đòi hỏi LCA phải đóng vai trò là trục xương sống (hình 1). Khi đó, tư duy của KTS không chỉ dừng lại ở thẩm mỹ, công năng hay kinh tế mà phải mở rộng sang việc dự báo sự tương tác của công trình kiến trúc với môi trường trong quá trình vận hành tương lai, từ lúc hình thành cho đến khi phá dỡ hoặc tái chế.



Hình 1: Mô hình thiết kế tuyến tính và thiết kế tuần hoàn trong bối cảnh hiện nay (Nguồn: tác giả)

Mặc dù các lý thuyết về KTBV đã được nhận diện rộng rãi, việc tích hợp LCA vào giai đoạn TKYT tại Việt Nam vẫn còn nhiều rào cản do thiếu dữ liệu định lượng và bộ khung phương pháp luận phù hợp với đặc thù bản địa. Nghiên cứu này tập trung vào việc hệ thống hóa LCA không chỉ dưới góc độ kỹ thuật mà như một phương pháp luận tư duy trong thiết kế kiến trúc. Từ đó định hình khung hướng dẫn thiết kế tích hợp trong giai đoạn TKYT đặc biệt là các cơ sở hạ tầng lớn của CHK SB.

## 2. CƠ SỞ LÝ THUYẾT VÀ PHƯƠNG PHÁP LUẬN

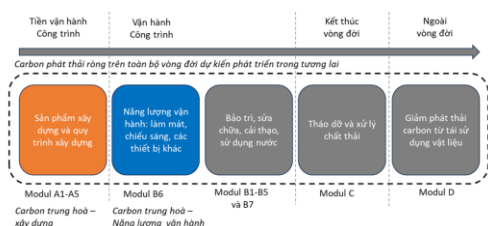
Nghiên cứu được triển khai theo quy trình hệ thống gồm ba giai đoạn: (i) Hệ thống hóa lý thuyết về LCA như một trục tư duy thiết kế tuần hoàn; (ii) Phân tích và đúc kết các bài học kinh nghiệm thông qua các công trình

diễn hình; và (iii) Tổng hợp xây dựng khung đề xuất.

## 2.1 Định nghĩa và hệ thống phân tích vòng đời - LCA

Theo tiêu chuẩn ISO 14040, phân tích vòng đời (Life Cycle Assessment - LCA) là một kỹ thuật đánh giá các tác động môi trường tiềm tàng liên quan đến một sản phẩm hoặc hệ thống trong suốt chu kỳ sống của nó. Trong kiến trúc, LCA không chỉ là công cụ kiểm toán năng lượng, mà là một quy trình tập hợp và đánh giá định lượng các dòng vật chất, năng lượng vào và các chất phát thải ra trong xuyên suốt từ khâu khai thác nguyên liệu đến khi công trình kết thúc vòng đời.

Vòng đời của một công trình được chia thành các giai đoạn chính theo tiêu chuẩn EN 15978:2011 gồm: (i) Giai đoạn sản phẩm (A1-A3): Khai thác và sản xuất vật liệu; (ii) Giai đoạn thi công (A4-A5): Vận chuyển và lắp dựng, (iii) Giai đoạn sử dụng (B1-B7): Vận hành, bảo trì, sửa chữa và thay thế; và (iv) Giai đoạn cuối vòng đời (C1-C4): Phá dỡ, xử lý, tái chế rác thải (hình 2) [6]. Việc hệ thống hóa này giúp KTS nhận diện rằng một vật liệu tối ưu về mặt kinh tế hay đẹp về mặt thẩm mỹ ở giai đoạn đầu có thể là nguồn phát thải các-bon khổng lồ ở giai đoạn bảo trì hoặc phá dỡ.



Hình 2: Ba phạm vi phát thải carbon của công trình theo BS EN 15978:2011(Nguồn: Phương, N. T. K., và cs. / Tạp chí Khoa học Công nghệ Xây dựng)

## 2.2 Vai trò của LCA trong sự chuyển dịch từ thiết kế tuyến tính sang tuần hoàn, từ KT thông thường sang KTBV

Thiết kế tuyến tính dựa trên mô hình khai thác - sản xuất - thải bỏ, nơi các quyết định kiến trúc thường chỉ tập trung vào giai

đoạn vận hành và bỏ qua tác động tích lũy của vật liệu. Ngược lại, thiết kế tuần hoàn đòi hỏi việc tối ưu hóa ngay từ đầu để vật liệu có thể tái chế và tái sử dụng. LCA đóng vai trò như một công cụ dẫn dắt bằng cách mở rộng phạm vi nghiên cứu. Thay vì dừng lại ở giai đoạn C (tháo dỡ và xử lý chất thải), LCA thúc đẩy việc tính toán modul D (giảm phát thải các-bon từ tái sử dụng vật liệu). Nghiên cứu của Pomponi & Moncaster (2017) khẳng định rằng, nếu không có LCA làm trục xương sống để định lượng, các chiến lược thiết kế tuần hoàn sẽ thiếu cơ sở dữ liệu để chứng minh tính hiệu quả so với các phương pháp xây dựng truyền thống.

Bên cạnh đó, trong quá trình dịch phát triển từ kiến trúc thông thường sang KTBV, LCA đóng vai trò là công cụ định lượng cốt lõi để hiện thực hóa các cam kết về môi trường và con người. Như số liệu từ bảng 1 so sánh đã chỉ ra, trong khi kiến trúc thông thường chỉ tập trung vào 4 giai đoạn cơ bản, KTBV đòi hỏi sự tuân thủ nghiêm ngặt toàn bộ 5 giai đoạn vòng đời, bao gồm cả giai đoạn tháo dỡ và tái chế.

Bảng 1: Vai trò của LCA trong các cấp độ tiếp cận từ KT thông thường đến KT bền vững (Nguồn: KTS. Trần Khánh Trung)

KT Thông thường	KT Sinh thái	KT Xanh	KT Bền vững
<b>Môi trường (MT)</b>			
Có thể gây hại nhiều MT tự nhiên	Ít gây hại MT tự nhiên	Ít gây hại MT tự nhiên	Không gây hại MT tự nhiên
<b>Con người</b>			
Chưa quan tâm tác động xấu của công trình đến con người	Có quan tâm tác động xấu của công trình đến con người	Giảm thiểu tác động xấu của công trình đến con người	Loại bỏ tác động xấu của công trình đến con người
<b>Vòng đời công trình</b>			
Chỉ quan tâm 4 GD: quy hoạch, thiết kế, xây dựng, vận hành	Có quan tâm đến 5 GD: quy hoạch, thiết kế, xây dựng, vận hành, tháo dỡ	Đáp ứng tương đối 5 GD: quy hoạch, thiết kế, xây dựng, vận hành, tháo dỡ	Tuân thủ nghiêm ngặt 5 GD: quy hoạch, thiết kế, xây dựng, vận hành, tháo dỡ
<b>Định lượng</b>			
Không	Không	Có, xây dựng thành tiêu chuẩn	Chưa, nhưng sẽ XD thành tiêu chuẩn

Tại đây, LCA đóng vai trò như trục xương sống giúp chuyển đổi những nhận định cảm tính như "ít gây hại" (trong KT sinh thái và KT xanh) thành những dữ liệu xác thực "không gây hại" thông qua các chỉ số định lượng cụ thể. Do đó, việc xây dựng LCA thành một tiêu chuẩn không chỉ giúp loại bỏ các tác động xấu đến con người và môi trường mà còn tạo ra cơ sở khoa học để tối ưu hóa quyết định thiết kế ngay từ giai đoạn TKYT (Bảng 2).

**Bảng 2: Vai trò của LCA trong các giai đoạn thiết kế (Nguồn: tác giả)**

Giai đoạn	Vai trò
Thiết kế ý tưởng	Dự báo tác động môi trường dựa trên các phương án hình khối và kết cấu sơ bộ.
Lựa chọn vật liệu	Đánh giá các-bon tích lũy từ khai thác đến vận chuyển.
Xây dựng	Giám sát tác động từ quá trình thi công và quản lý phế thải công trường.
Vận hành	Đo lường hiệu quả năng lượng thực tế so với thiết kế.
Cuối vòng đời	Xác định khả năng thu hồi tài nguyên và tiềm năng tái chế.

Như vậy, LCA là tiền đề thúc đẩy sự chuyển dịch từ thiết kế tuyến tính sang thiết kế tuần hoàn. Trong đó, vai trò của LCA thay đổi từ việc đánh giá bị động, giảm thiểu tác động ở giai đoạn trung gian sang chủ động, tối ưu hóa vòng đời ở giai đoạn hoàn thiện. Đây chính là nền tảng để hiện thực hóa mô hình KTBV triệt để (Hình 3).






**Hình 3: Vai trò của LCA trong sự chuyển dịch từ thiết kế tuyến tính sang tuần hoàn, từ KT thông thường sang KTBV (Nguồn: Tác giả)**

### 3. BÀI HỌC KINH NGHIỆM TỪ VAI TRÒ CỦA LCA TRÊN CƠ SỞ THỰC TIỄN

Nghiên cứu lựa chọn ba công trình: The Edge (Hà Lan), Brock Commons Tallwood

House (Canada) và Viettel Off-site Studio (Việt Nam) làm cơ sở thực tiễn dựa trên các tiêu chí khoa học nhằm bao quát đầy đủ các khía cạnh của LCA trong thực tiễn kiến trúc.

**Bảng 3: Bài học kinh nghiệm ứng dụng LCA trong các công trình thực tế (Nguồn: tác giả)**

Dự án			
	<b>The Edge</b> (Amsterdam, Hà Lan)	<b>Brock Commons Tallwood House</b> (Vancouver, Canada)	<b>Viettel Off-site Studio</b> (Thạch Thất, Hà Nội)
<b>Áp dụng LCA</b>	Dùng LCA để đo lường khí thải và tối ưu hóa thiết kế mặt đứng.	Thực hiện một bài toán so sánh LCA giữa phương án kết cấu gỗ và kết cấu bê tông cốt thép tương đương.	Thiết kế ưu tiên sử dụng tường gạch đất nung và các loại vật liệu thô mộc từ địa phương.
<b>Hiệu quả</b>	Sử dụng các tấm pin năng lượng mặt trời làm vật liệu bao che mặt đứng phía Nam ưu thế về môi trường hơn so với việc dùng các vật liệu cách nhiệt truyền thống.	Kết quả LCA cho thấy phương án gỗ giảm tới 2.432 tấn CO2 (tương đương với việc loại bỏ 500 chiếc xe hơi khỏi đường phố trong một năm).	Việc này giúp triệt tiêu gần như hoàn toàn Module A4 (Vận chuyển) và giảm đáng kể Module A1-A3 (Khai thác & Sản xuất).
<b>Bài học từ LCA</b>	Mối quan hệ giữa ứng dụng vật liệu hiệu quả và lợi ích tiết kiệm năng lượng trong giai đoạn vận hành.	Ưu thế của các vật liệu tự nhiên (gỗ, tre) so với vật liệu công nghiệp trong một số trường hợp.	Tại Việt Nam, vật liệu địa phương vẫn là lựa chọn thực tiễn nhất.

## 4. KẾT QUẢ VÀ THẢO LUẬN

### 4.1 Đề xuất bộ khung hướng dẫn thiết kế tích hợp LCA vào giai đoạn TKYT

Tổng hợp từ các nền tảng lý thuyết và các bài học thực tiễn, nghiên cứu đã xác định rõ một khoảng trống cốt lõi: sự thiếu hụt phương pháp định lượng môi trường ở giai đoạn TKYT. Đúc kết từ thực trạng này, nghiên cứu đề xuất khung nhận diện thiết kế tích hợp LCA. Đây là giải pháp phương pháp luận then chốt nhằm chuyển đổi LCA từ công cụ kiểm toán thụ động thành hệ thống dẫn hướng ra quyết định ngay từ bước TKYT.

Quy trình này vận hành qua bốn bước trọng tâm: (i) Thiết lập thông số hình học của thiết kế; (ii) Gán dữ liệu vật liệu thành phần; (iii) Phân tích các mô phỏng các phương án; và (iv) Khóa dữ liệu và thiết lập phát thải ước tính cho dự án (Bảng 4). Việc áp dụng bộ



học thực tiễn, tối ưu hóa quá trình ra quyết định định hướng bền vững ngay từ giai đoạn đầu trong thiết kế. Đặc biệt, đối với các công trình hạ tầng quy mô lớn và đặc thù như CHK SB, việc ứng dụng phương pháp sẽ góp phần đáng kể trong quá trình hiện thực hóa cam kết Net-Zero vào năm 2050, đồng thời đặt nền móng cho các giải pháp kiến trúc xanh trong tương lai.

## TÀI LIỆU THAM KHẢO

- [1] Minh Hạnh. Việt Nam triển khai các cam kết khí hậu tại COP26, Bộ Nông nghiệp và Môi trường.
- [2] Thủ tướng Chính phủ. Quyết định số 648/QĐ-TTg phê duyệt Quy hoạch tổng thể phát triển hệ thống Cảng hàng không, Sân bay toàn quốc thời kỳ 2021-2030, tầm nhìn đến 2050, ngày 07/06/2023.
- [3] Dixit, M. K., Fernández-Solís, J. L., Lavy, S., & Culp, C. H. (2010). Identification of parameters for embodied energy measurement: A literature review. *Energy and Buildings*.
- [4] Dat Doan et al. Dalla Valle, A. (2023). Life Cycle Assessment at the Early Stage of Building Design: Supporting Decision-Making in Architectural Competitions.
- [5] International Organization for Standardization. (2006). ISO 14040: Environmental management - Life cycle assessment - Principles and framework.
- [6] Life cycle stages from BS EN 15978:2011. Sustainability of construction works - Assessment of environmental performance of buildings - Calculation method.
- [7] Greer, F., Horvath, A., & Rakas, J. (2023). Life-Cycle Approach to Healthy Airport Terminal Buildings: Spatial-Temporal Analysis of Mitigation Strategies for Addressing the Pollutants that Affect Climate Change and Human Health.

# GIẢM THIỂU VÀ NGĂN NGỪA XÂM PHẠM ĐƯỜNG BĂNG

Nguyễn Hữu Huy<sup>1,\*</sup>

<sup>1</sup>Khoa Xây dựng, Học viện Hàng không Việt Nam

\*Email: huynh@vaa.edu.vn

## TÓM TẮT

Nhiều nghiên cứu đã chứng minh dạng hình học đường lăn – đường băng là yếu tố góp phần tạo ra nhiều sự cố xâm phạm đường băng và những nhầm lẫn trong việc cất hạ cánh dẫn đến những tai nạn hàng không nghiêm trọng gây ra những tổn thất lớn về người và của [10]. Báo cáo này chỉ rõ các vấn đề về dạng hình học đường lăn - đường băng tiềm ẩn nguy cơ cao xảy ra xâm phạm đường băng hiện hữu trong các sân bay - cảng hàng không đang vận hành. Giải pháp cải thiện được đề xuất cho một số vấn đề hình học thường xuyên hiện hữu tại các khu bay nhằm góp phần giảm thiểu nguy cơ xâm phạm đường băng thông qua các chương trình giảm thiểu ngắn hạn. Về dài hạn, giải pháp quy hoạch bố trí tối ưu mặt bằng khu bay cũng được đề xuất nhằm tiến đến ngăn ngừa xâm phạm đường băng, nâng cao năng lực thông hành lưu thông hàng không đảm bảo các cảng hàng không phát triển an toàn, hiệu quả và bền vững.

**TỪ KHOA:** Đường băng, Đường lăn, Xâm phạm đường băng

## ABSTRACT

Many studies have shown that nonstandard taxiway - runway geometry was a contributing factor in many runway incursions and wrong runway takeoffs/landings, leading to serious aviation accidents with significant human and material losses [10]. This report identifies geometric issues in taxiway–runway layouts that pose a high risk of runway incursions at currently operating airports. Improvement solutions are proposed for several common geometric problems found in airside areas, aiming to reduce the risk of runway incursions through short-term mitigation programs. In the long term, optimal planning and layout solutions for airside infrastructure are also recommended to prevent runway incursions, enhance air traffic flow capacity, and ensure that airports develop safely, efficiently, and sustainably.

**KEYWORDS:** Runways, Taxiways, Runway incursions

## 1. GIỚI THIỆU

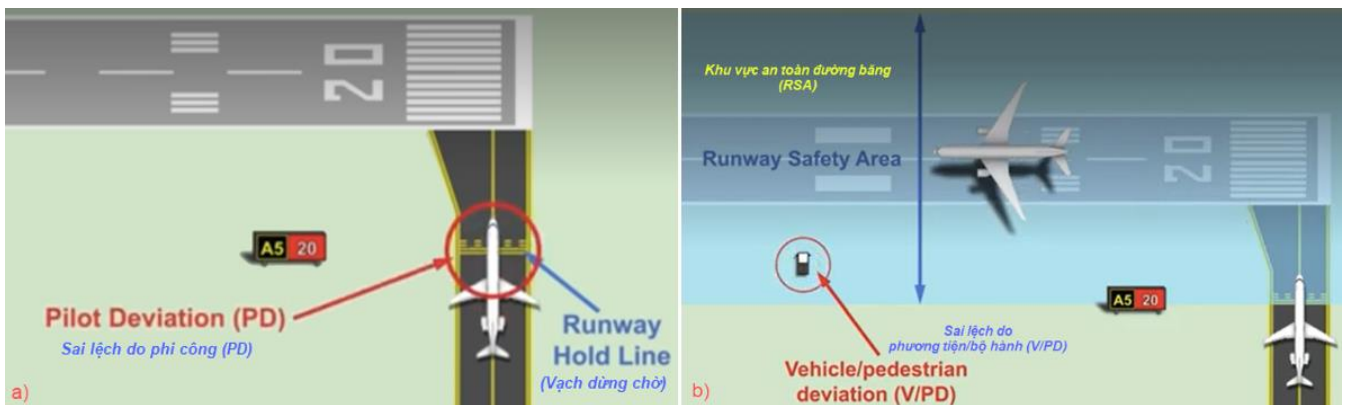
Tổ chức Hàng không Dân dụng Quốc tế (ICAO) và Cục Hàng không Liên bang Hoa Kỳ (FAA) định nghĩa *xâm phạm đường băng* là bất kỳ sự cố nào tại sân bay liên quan đến sự hiện diện không đúng quy định của máy bay, phương tiện hoặc người trên khu vực được bảo vệ của bề mặt được chỉ định cho vận hành cất và hạ cánh của máy bay [1], [4]. Ví dụ về xâm phạm đường băng bao gồm máy bay vượt qua vạch dừng chờ đường băng mà không có sự cho phép từ kiểm soát không lưu như thể hiện trên Hình 1a, còn được gọi là sai lệch do phi công

(PD), hoặc phương tiện đi vào khu vực an toàn đường băng hoặc dải đường băng mà không có sự cho phép từ kiểm soát không lưu như thể hiện trên Hình 1b, còn được gọi là sai lệch do phương tiện, bộ hành (VPD).

Xâm phạm đường băng là một vấn đề đã tồn tại hàng thập kỷ và hậu quả của nó là những vụ tai nạn hàng không với mức độ tổn thương rất nghiêm trọng. Một số vụ tai nạn do xâm phạm đường băng điển hình có thể kể ra như vụ va chạm giữa máy bay Dassault Falcon 50 và phương tiện mặt đất tại sân bay quốc tế Vnukovo, Moscow, 2014, 04 người chết; Vụ va chạm giữa máy bay MD-87 và máy bay Cessna Citation CJ72

tại sân bay Milan Linate, Italy, 2001, 114 người trên hai máy bay và 04 người trên mặt đất tử nạn; Vụ tai nạn máy bay Boeing 747-400 tại sân bay quốc tế Chiang Kai-shek, Taiwan, 2000, 83 người chết [2]. Nhiều biện pháp an toàn đã được đưa ra và số vụ xâm phạm đường băng tại các sân bay trên thế giới có xu hướng giảm nhưng vẫn còn ở mức đáng quan ngại, đặc biệt tại các sân bay có cấu hình đường băng song song khoảng cách gần [5]. Sân bay Toronto có cấu hình đường băng song

song khoảng cách gần với khoảng cách chia tách giữa hai đường băng 305m, từ 2012 đến 2017 đã xảy ra 27 vụ xâm phạm đường băng [11]. Sân bay quốc tế Nội Bài, Hà Nội, Việt Nam có cấu hình đường băng song song khoảng cách gần với khoảng cách chia tách giữa hai đường băng 250 m, ngày 27/06/2025 đã xảy ra va chạm đầu cánh giữa máy bay Airbus A321 và Boeing 787 do xâm phạm đường băng, không có thương vong [3].



**Hình 1:** Mô tả trường hợp xâm phạm đường băng: a) do sai lệch của phi công; và b) do sai lệch của phương tiện hoặc bộ hành, FAA (2025) [9].

Hầu hết các sân bay dân dụng hiện nay được thiết kế theo tiêu chuẩn và khuyến nghị thực hành của ICAO nhằm đồng nhất quy tắc, quy trình vận hành cũng như hệ thống ký hiệu, báo hiệu trực quan của các cảng hàng không trên toàn thế giới để tránh các sai sót do nhầm lẫn của phi công trong quá trình vận hành cất hạ cánh cũng như di chuyển máy bay từ vị trí đỗ đến đường băng và ngược lại. Tuy nhiên, phần lớn các cảng hàng không có tuổi đời vài thập kỷ, đã trải qua nhiều lần cải tạo nhưng việc vận dụng triệt để các tiêu chuẩn, khuyến nghị thực hành của ICAO, FAA vẫn còn một số hạn chế do nhiều nguyên nhân, điều kiện khác nhau bao gồm chủ quan lẫn khách quan.

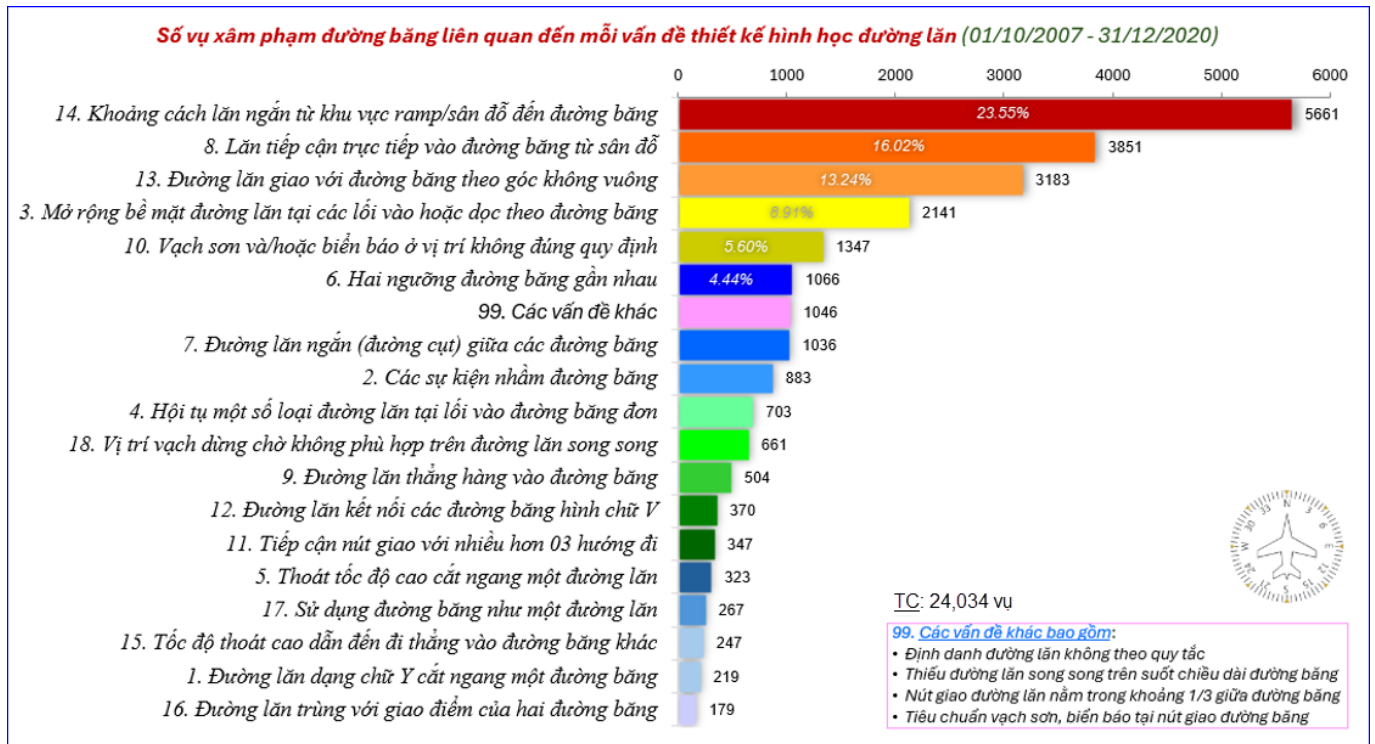
## 2. DẠNG HÌNH HỌC ĐƯỜNG LĂN/ ĐƯỜNG BĂNG CÓ LIÊN QUAN ĐẾN XÂM PHẠM ĐƯỜNG BĂNG

Thông qua phân tích hình học và dữ liệu thống kê về xâm phạm đường băng, FAA đã chỉ ra 19 vấn đề về thiết kế hình học đường lăn có liên quan đến xâm phạm đường băng, như thể hiện trên Hình 2 và Bảng 1.

Bảng 1. Xâm phạm đường băng có liên quan đến mỗi vấn đề về thiết kế hình học đường lăn/đường băng (từ 01/10/2007 đến 31/12/2020)

Mã hình học	Định nghĩa vấn đề về hình học của đường lăn	Số vụ xâm phạm	Tỷ lệ (%)
1	Đường lăn dạng chữ Y cắt ngang một đường băng	219	0.91
2	Các sự kiện nhằm đường băng	883	3.67
3	Mở rộng bề mặt đường lăn tại các lối vào hoặc dọc theo đường băng	2,141	8.91
4	Hội tụ một số loại đường lăn tại lối vào đường băng đơn	703	2.93
5	Thoát tốc độ cao cắt ngang một đường lăn	323	1.34
6	Hai ngưỡng đường băng gần nhau	1,066	4.44
7	Đường lăn ngắn (đường cụt) giữa các đường băng	1,036	4.31
8	Lăn tiếp cận trực tiếp vào đường băng từ sân đỗ	3,851	16.02
9	Đường lăn thẳng hàng vào đường băng	504	2.10
10	Vạch sơn và/hoặc biển báo ở vị trí không đúng quy định	1,347	5.60
11	Tiếp cận nút giao có nhiều hơn 03 hướng đi	347	1.44
12	Đường lăn kết nối các đường băng hình chữ V	370	1.54
13	Đường lăn giao với đường băng theo góc không vuông	3,183	13.24
14	Khoảng cách lăn ngắn từ khu vực ramp/sân đỗ đến đường băng	5,661	23.55
15	Tốc độ thoát cao dẫn đến đi thẳng vào đường băng khác	247	1.03
16	Đường lăn trùng với giao điểm của hai đường băng	179	0.74
17	Sử dụng đường băng như một đường lăn	267	1.11
18	Ngưỡng dịch chuyển với vạch dừng chờ trên đường lăn song song	661	2.75
99	Các vấn đề khác	1046	4.35

Nguồn: DOT/FAA/TC-18/2


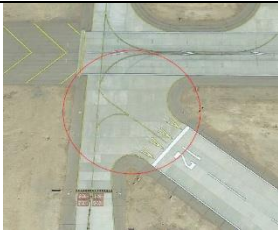

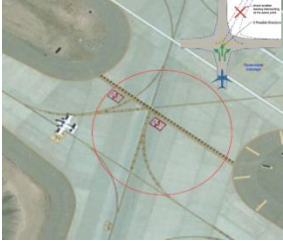




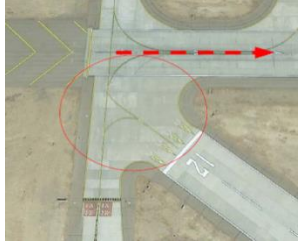











Hình 2: Xâm phạm đường băng có liên quan đến mỗi vấn đề về thiết kế hình học đường lăn/đường băng, FAA (2024)

Minh hoạ từng vấn đề tương ứng với mỗi mã hình học từ 01 đến 18 được trình bày trong Bảng 2. Vấn đề thứ 19 mang mã hình học 99 được định nghĩa bao gồm các vấn đề về định danh đường lăn không theo quy tắc, thiếu đường lăn song song trên suốt chiều dài đường băng, nút giao giữa đường lăn và đường băng nằm trong khoảng 1/3 giữa đường băng, khu vực máy bay có tốc độ cao nhất trên đường băng, và sau cùng là các vấn đề liên quan đến vạch sơn, biển báo tại nút giao đường băng. Mô tả vấn đề cho từng mã hình học được trình

bày trong Bảng 3. Kết quả thống kê cho thấy vấn đề mang mã hình học 14 – khoảng cách lấn ngắn từ khu vực ramp hoặc sân đỗ đến đường băng tiềm ẩn nguy hiểm cao với tỷ lệ số vụ xâm phạm đường băng cao nhất (23.55%), tiếp theo là vấn đề mang mã hình học 8 – lấn tiếp cận trực tiếp từ sân đỗ vào đường băng, tỷ lệ số vụ xâm phạm 16%, và mã hình học 13 – đường lăn giao với đường băng theo góc không vuông có tỷ lệ số vụ xâm phạm 13.24%. Mở rộng bề mặt đường lăn tại các lối vào hoặc dọc theo đường băng (mã hình học 3) cũng tiềm ẩn nguy cơ rủi ro cao với tỷ lệ số vụ xâm phạm đường băng 8.91%.

**Bảng 2:** Minh hoạ các vấn đề về hình học của đường lăn/đường băng

		
<p>1. Đường lăn dạng chữ Y cắt ngang một đường băng</p>	<p>2. Các sự kiện nhằm đường băng</p>	<p>3. Mở rộng bề mặt đường lăn tại các lối vào hoặc dọc đường băng</p>
		
<p>4. Hội tụ một số loại đường lăn tại lối vào đường băng đơn</p>	<p>5. Thoát tốc độ cao cắt ngang một đường lăn</p>	<p>6. Hai ngưỡng đường băng gần nhau</p>
		
<p>7. Đường lăn ngắn (đường cụt) giữa các đường băng</p>	<p>8. Lấn tiếp cận trực tiếp vào đường băng từ sân đỗ</p>	<p>9. Đường lăn thẳng hàng vào đường băng</p>

		
<p>10. Vạch sơn và/hoặc biển báo ở vị trí không đúng quy định</p>	<p>11. Tiếp cận nút giao với nhiều hơn 03 hướng đi</p>	<p>12. Đường lăn kết nối các đường băng hình chữ V</p>
		
<p>13. Đường lăn giao với đường băng theo góc không vuông</p>	<p>14. Khoảng cách lấn ngắn từ khu vực sân đỗ đến đường băng</p>	<p>15. Tốc độ thoát cao dẫn đến đi thẳng vào đường băng khác</p>
		
<p>16. Đường lăn trùng với giao điểm của hai đường băng</p>	<p>17. Sử dụng đường băng như một đường lăn</p>	<p>18. Ngưỡng dịch chuyển với vạch dừng chờ trên đường lăn song song</p>

Nguồn: DOT/FAA/TC-18/2

**Bảng 3:** Mô tả vấn đề từng vấn đề ứng với các mã hình học đã được định nghĩa [9].

<i>Mã hình học</i>	<i>Vấn đề do dạng hình học tạo ra</i>
1	Nhiều lối vào của đường lăn tại một vị trí đường băng như các kết nối hình chữ Y tạo cơ hội cho các lỗi điều hướng trên mặt đất do diện tích mặt đường rộng, khó đọc biển báo.
2	Các vị trí thường xuyên xảy ra tình trạng cất/ hạ cánh nhầm đường băng có liên quan đến vấn đề về hình dạng sân bay, chẳng hạn khoảng cách giữa các ngưỡng đường băng quá gần nhau
3	Các bề mặt rộng thường dẫn đến đặt biển báo xa tìm đường lăn hơn so với quy định. Điều này dẫn đến giảm khả năng nhìn thấy các tín hiệu trực quan của phi công, đặc biệt trong điều kiện tầm nhìn thấp.
4	Nhiều đường lăn tiếp cận đường băng tạo ra bề mặt đường rộng dẫn đến vị trí biển báo, vạch sơn và đèn chiếu sáng không phù hợp. Cấu hình này cũng vi phạm ‘nguyên tắc 03 nút’ trong thiết kế đường lăn theo AC 150/5300-13A.
5	Các vấn đề an toàn đối với thiết kế này là những khó khăn trong việc thiết lập vạch sơn, lắp đặt biển báo và bố trí chiếu sáng cho khu vực mặt đường khá rộng này.
6	Các ngưỡng đường băng quá gần nhau không được khuyến nghị. Cấu hình này có thể gây nhầm lẫn cho phi công dẫn đến cất cánh nhầm đường băng được chỉ định.
7	Cấu hình này có thể gây bất ngờ do phi công không lường trước nên không thể dừng lại. Tình huống tương tự có thể khiến việc giữ máy bay giữa hai vị trí chờ trên đường băng trở nên bất khả thi.
8	Đường lăn dẫn trực tiếp từ sân đỗ đến đường băng không được khuyến nghị, nó tạo ra kỳ vọng sai lầm về một đường lăn song song trước đường băng dẫn đến nhầm lẫn và xâm phạm đường băng.
9	Đường lăn thẳng hàng đã được chứng minh là dễ gây ra xâm phạm đường băng. Máy bay đang lăn bánh thẳng hàng với máy bay có thể đang cất hoặc hạ cánh. Không thể sử dụng đường băng trong khi đường băng bị chiếm dụng cùng với khả năng mất nhận thức tình huống đối với phi công.
10	Vị trí không tiêu chuẩn hoặc thiếu khả năng hiển thị của các vạch sơn, đèn chiếu sáng và biển báo trên đường lăn làm giảm nhận thức tình huống của phi công.
11	Nút giao đường lăn nên được thiết kế theo ‘nguyên tắc 03 nút’ cho phép đặt đúng vị trí các vạch sơn, biển báo và đèn chiếu sáng. Tiếp cận nút giao có nhiều hơn 03 ngã rẽ nguy cơ cao gây nhầm lẫn cho phi công và nếu nút gần các vị trí vào đường băng dễ dẫn đến xâm phạm.
12	Một đường lăn dẫn đến khu vực có các ngưỡng đường băng nằm gần nhau dẫn đến các vạch dừng chờ ở khoảng cách gần nhau, khó dừng lại ở vạch dừng chờ và xâm phạm đường băng.
13	Nút giao vuông góc cung cấp tầm nhìn trực quan tốt nhất cho phi công khi tiếp cận nút giao. Nếu đường lăn giao với đường băng với góc không vuông làm tăng nguy cơ máy bay cất hạ cánh va chạm với máy bay đang di chuyển sai hướng (xâm phạm đường băng).
14	Trước khi cất cánh phi công phải xem lại danh sách các mục cần kiểm tra. Khoảng cách di chuyển ngắn, tiếp cận trực tiếp từ các ramp đến đường băng, phi công có thể di chuyển qua vạch dừng chờ đường băng trong trạng thái mất nhận thức tình huống do cú đầu xem danh sách cần kiểm tra.
15	Đường lăn thoát nhanh tạo ra tuyến di chuyển trực tiếp sang đường băng khác đặc biệt đối với các đường băng song song khoảng cách gần và các đường băng trực quan. Máy bay rời khỏi đường băng không có đủ thời gian để định vị trước khi băng qua vạch dừng chờ của đường băng liền kề.
16	Cấu hình một đường lăn đơn đi vào khu vực giao cắt của nhiều đường băng có diện tích mặt đường lớn, gây khó khăn cho việc bố trí vạch sơn, biển báo và đèn chiếu sáng đúng quy định. Ngoài ra, đây có thể là một yếu tố góp phần dẫn đến cất cánh nhầm đường băng.
17	Đường băng được sử dụng làm đường lăn có thể dẫn đến nhầm lẫn, cất cánh sai đường băng hoặc xâm phạm đường băng. Đường băng phải luôn được xác định rõ là đường băng và chỉ là đường băng.
18	Vị trí dừng chờ không như phi công dự đoán có thể khiến phi công bỏ qua, không lường trước được vị trí điểm dừng chờ dẫn đến nguy cơ xâm phạm đường băng.
99	Mã hình học 99 – các vấn đề khác, bao gồm: các vấn đề về định danh đường lăn không theo quy tắc (ICAO); thiếu đường lăn song song trên suốt chiều dài đường băng; nút giao giữa đường lăn và đường băng nằm trong khoảng 1/3 giữa đường băng; và các vấn đề liên quan đến vạch sơn, biển báo tại nút giao đường băng. Các vấn đề này có thể làm giảm thiểu tầm nhìn, gây bất ngờ cho phi công, không phù hợp với mong đợi, dễ gây mất nhận thức tình huống và dẫn đến xâm phạm đường băng.

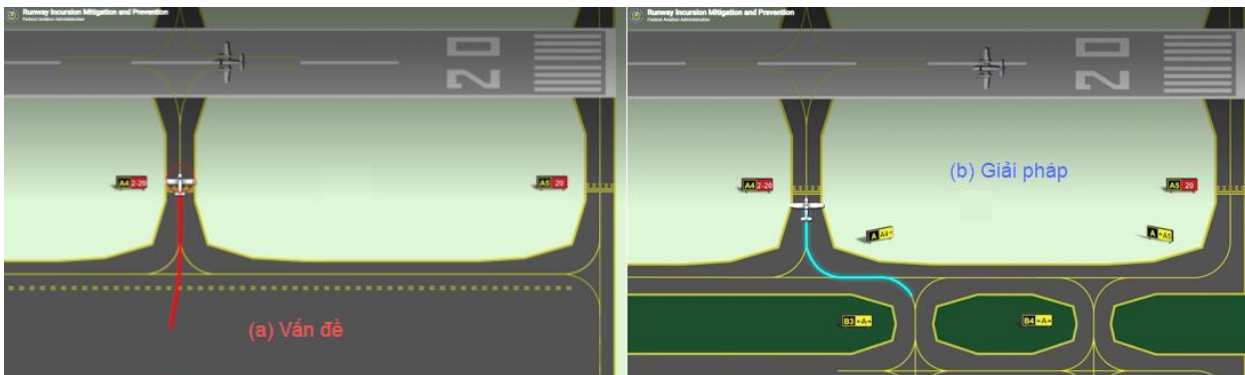
Nhiều nghiên cứu đã chứng minh rằng thiết kế hình học đường lăn/đường băng không theo tiêu chuẩn là một yếu tố chính góp phần tạo ra nhiều vụ xâm phạm đường băng và cất/hạ cánh nhầm đường băng [1], [9]. Các vấn

### 3. GIẢI PHÁP THIẾT KẾ KHU BAY GIẢM THIỂU NGUY CƠ XÂM PHẠM ĐƯỜNG BĂNG

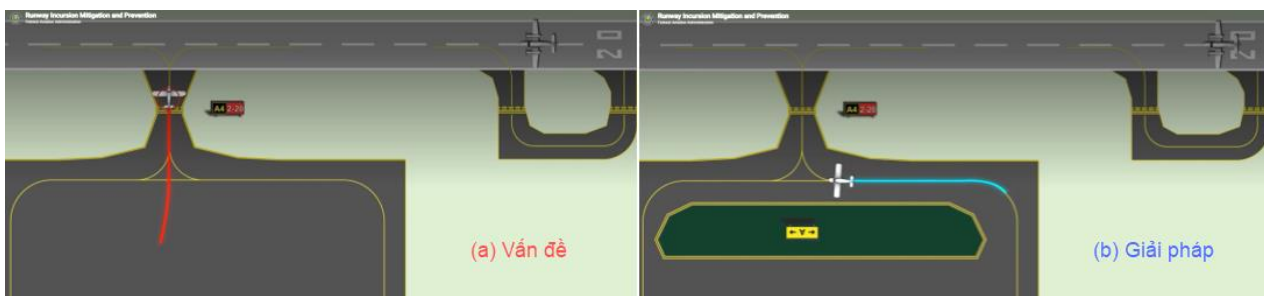
đề về hình học xác định, cụ thể trong thiết kế đường lăn/đường băng đã được trình bày ở Mục 2. Mục này trình bày một số ví dụ phổ biến về dạng hình học đường lăn/đường băng có nguy cơ xâm phạm đường băng và

minh họa các giải pháp thiết kế khu bay nhằm giảm thiểu khả năng xảy ra xâm phạm đường băng.

**3.1. Tiếp cận trực tiếp từ sân đỗ vào đường băng**



**Hình 3.1:** Mô tả vấn đề và giải pháp cho trường hợp đường lăn nối trực tiếp sân đỗ với đường băng, FAA (2024)



**Hình 3.2:** Vấn đề và giải pháp - trường hợp đường lăn nối trực tiếp sân đỗ với đường băng, FAA (2024)

Đường lăn nối trực tiếp sân đỗ với đường băng có thể gây nhầm lẫn khi phi công thường mong đợi gặp một đường lăn song song nhưng thay vào đó lại gặp đường băng. Sự mất nhận thức tình huống này đặc biệt phổ biến khi khoảng cách giữa sân đỗ và đường băng ngắn. Trong trường hợp này, phi công rời sân đỗ có thể nhầm lẫn đi thẳng vào hoặc băng qua đường băng dẫn đến xâm phạm đường băng [9]. Để giảm thiểu nguy cơ xâm phạm đường băng, cần thiết kế đường lăn sao cho ngăn chặn việc tiếp cận trực tiếp từ khu vực sân đỗ đến đường băng. Cấu hình đường lăn được cải tiến (Hình 3.1) yêu cầu máy bay phải rẽ 90° vào một đường lăn song song và rẽ thêm một lần nữa vào đường lăn kết nối để tiếp cận đường băng [1].

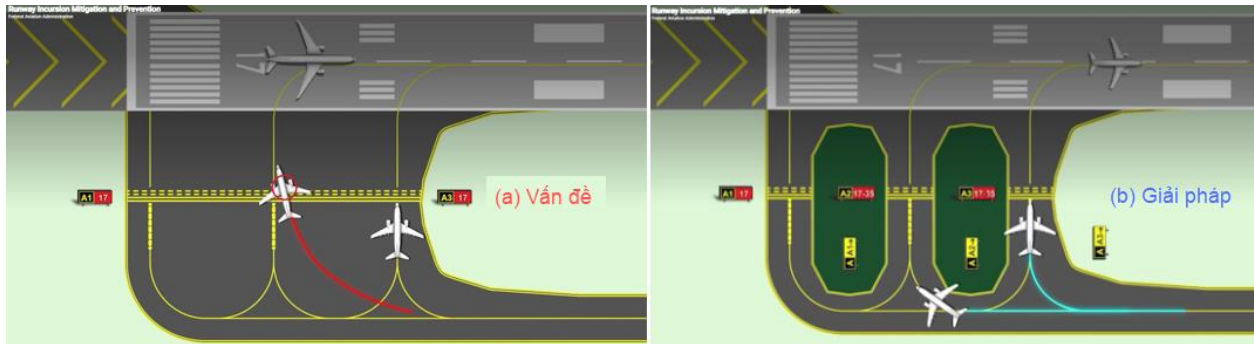
Các ngã rẽ bổ sung và biển báo đường lăn trong cấu hình như trên Hình 3.2 giúp tăng cường nhận thức tình huống của phi công. Tiếp cận trực tiếp đường băng tương tự như rủi ro xâm phạm đường băng đối với các sân bay không có đường lăn song song [9]. Trong trường hợp này, việc bố trí đảo không lăn trên sân đỗ nhằm tránh tiếp cận trực tiếp đường băng, buộc phi công phải thực hiện ít nhất một lần rẽ trước khi vào đường băng [1], [6].

**3.2. Mở rộng bề mặt đường tại nơi tiếp giáp đường băng – đường lăn**

Mặt đường rộng tại khu dừng chờ đường băng (Hình 4(a)) dẫn đến việc đặt các biển báo và đèn chiếu sáng

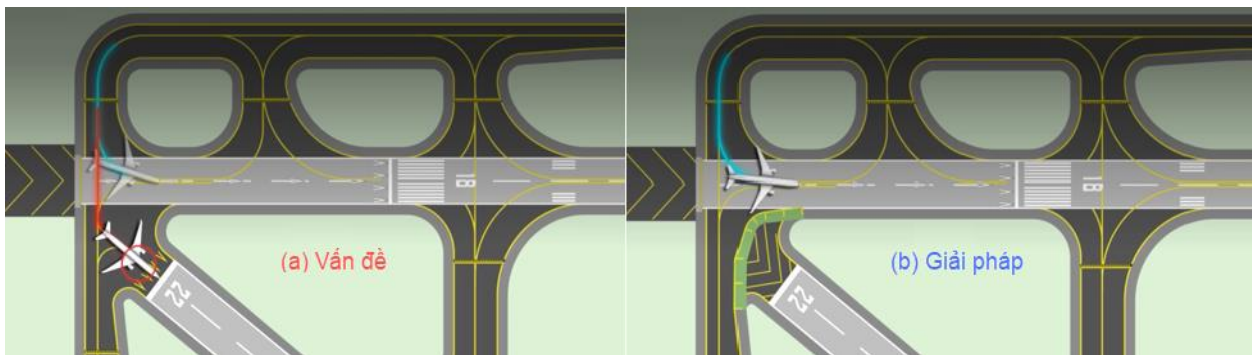
sân bay xa vị trí dừng gây hạn chế tầm nhìn của phi công đối với các tín hiệu trực quan quan trọng. Điều này làm tăng nguy cơ mất nhận thức tình huống của phi công, đặc biệt là trong điều kiện tầm nhìn thấp. Việc mất khả năng nhận thức tình huống làm tăng nguy cơ xâm phạm đường băng và nguy cơ xung đột đầu cánh máy bay do phi công điều khiển máy bay trên đường lăn một cách

chủ quan [9]. Thiết kế cải thiện khu vực chờ này (Hình 4(b)) giúp phân luồng lẫn máy bay bằng cách cung cấp các đường lăn tránh riêng biệt cùng với các đảo không lăn. Cấu hình này cho phép sử dụng các biển báo vị trí dừng chờ tiêu chuẩn, đèn chiếu sáng mép đường băng đồng thời nâng cao nhận thức tình huống của phi công [1].



**Hình 4:** Mô tả vấn đề và giải pháp tại khu vực dừng chờ đường băng

### 3.3. Các ngưỡng đường băng gần nhau



**Hình 5:** Mô tả vấn đề và giải pháp trường hợp các ngưỡng đường băng gần nhau

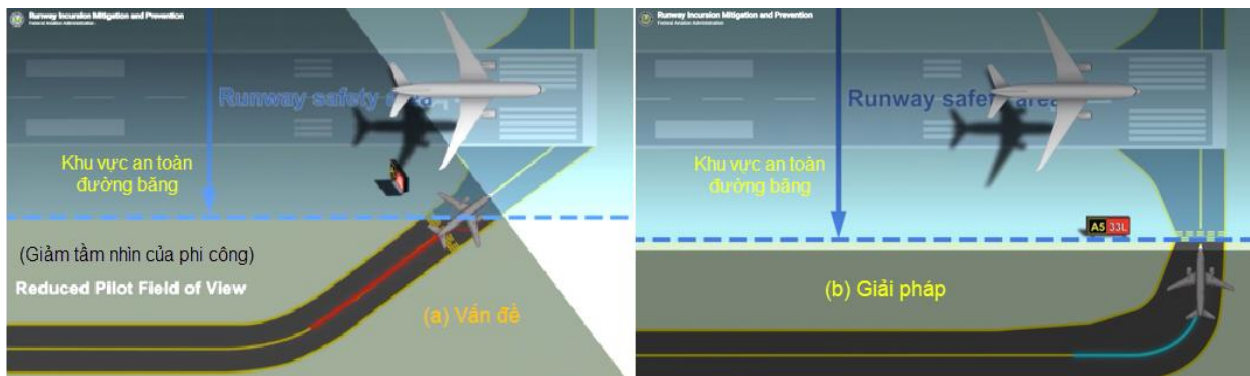
Các ngưỡng đường băng nằm sát nhau có thể gây nhầm lẫn cho phi công, dẫn đến việc xâm phạm đường băng và cất cánh/hạ cánh sai đường băng. Trong ví dụ này, một phi công dừng lại ở vạch chờ đường băng và được phép cất cánh trên đường băng 18 có thể nhầm lẫn nhìn thấy ngưỡng đường băng 22 liền kề và cất cánh trên đường băng 22 (Hình 5(a)) [9].

Điều chỉnh vạch sơn, biển báo và hệ thống đèn chiếu sáng khu bay giúp ngăn phi công tiếp cận đường băng 22 và sử dụng sai đường băng để cất cánh (Hình 5(b)). Có thể cấu hình lại hình dạng khu bay hoặc di chuyển các ngưỡng đường băng ra xa nhau hơn tùy thuộc vào yêu cầu hoạt động [10].

### 3.4. Góc của nút giao đường băng – đường lăn không vuông

Nút giao với góc giao nhọn làm giảm tầm nhìn của phi công đối với đường băng, gây khó khăn cho phi công trong việc quan sát máy bay đang hoạt động trên đường băng. Đường lăn vào có góc nhọn (Hình 6.1(a)) cũng tạo ra tình trạng không mong muốn khi đặt biển báo vị trí dừng chờ trong giới hạn khu vực an toàn. Góc

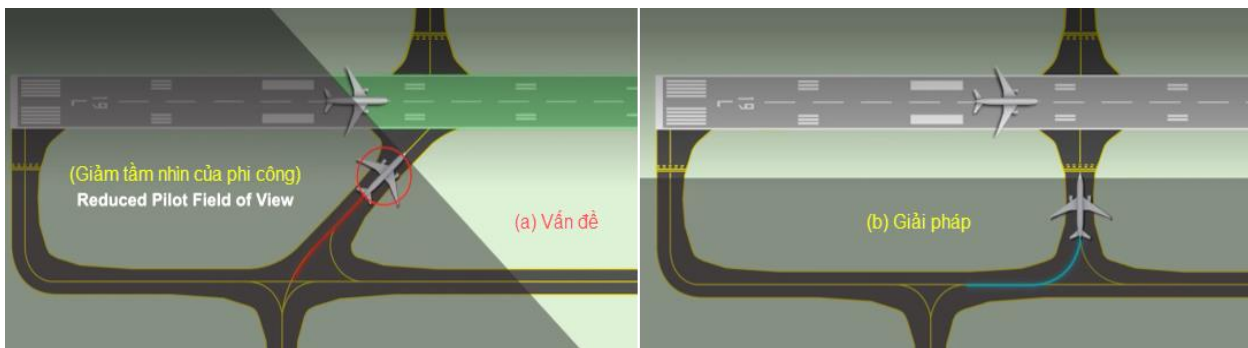
nhọn cũng làm giảm khả năng nhận biết tình huống của phi công vì nó không phù hợp với kỳ vọng về một lối vào đường băng tiêu chuẩn do góc này tạo ra một vùng mặt đường rộng [9]. Để tăng tầm nhìn và khả năng nhận biết tình huống của phi công, các nút giao giữa đường lăn và đường băng nên được thiết kế ở góc 90° (Hình 6.1(b)). Nếu góc 90° không khả thi có thể điều chỉnh ±15° so với góc 90° khi ở vạch dừng chờ [1].



**Hình 6.1:** Mô tả vấn đề và giải pháp trường hợp góc của nút giao đường lăn – đường băng không vuông

Tương tự, các đường lăn cắt ngang có góc nhọn (Hình 6.2(a)) hạn chế tầm nhìn của phi công đối với máy bay cất hạ cánh từ đường băng, trong khi góc giao 90°

tiêu chuẩn cung cấp cho phi công tầm nhìn rõ ràng về cả hai đầu đường băng (Hình 6.2(b)) [1], [5], [6].



**Hình 6.2:** Mô tả vấn đề và giải pháp trường hợp góc của nút giao đường lăn – đường băng không vuông

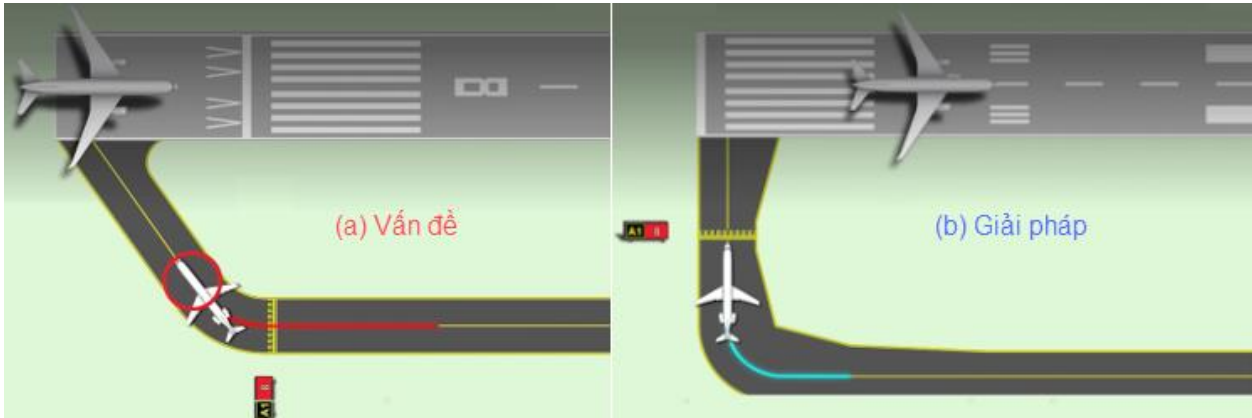
### 3.5. Vị trí vạch dừng chờ không tiêu chuẩn trên đường lăn

Vạch dừng chờ không nằm ở vị trí thông thường trên đường lăn vào vuông góc 90° sẽ làm tăng nguy cơ

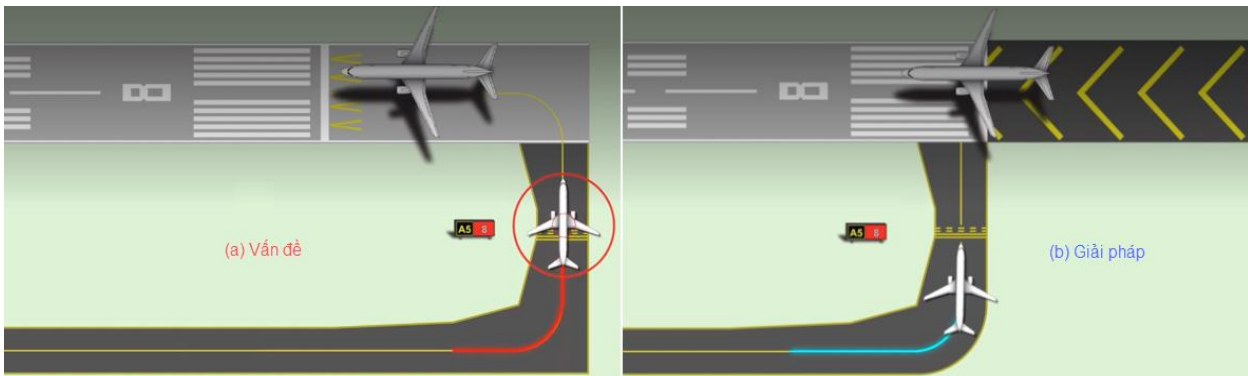
xâm phạm đường băng. Đôi khi vị trí vạch dừng chờ nằm trên đường lăn song song (Hình 7(a)), điều này có thể xảy ra khi khoảng cách giữa đường băng và đường lăn không đủ (theo tiêu chuẩn). Trong trường hợp này phi công gặp vạch dừng chờ ở vị trí không mong muốn

và có thể vô tình vượt qua vạch dẫn đến xâm phạm đường băng [9]. Khi khoảng cách giữa đường băng và đường lăn theo tiêu chuẩn, vị trí vạch dừng chờ nằm trên

đường lăn vào tiêu chuẩn, phi công sẽ gặp vạch dừng chờ ở vị trí phù hợp và tầm nhìn rõ về cả hai đầu đường băng (Hình 7(b)) [1].



**Hình 7:** Mô tả vấn đề và giải pháp trường hợp vị trí dừng chờ không mong đợi trên đường lăn



**Hình 8:** Mô tả vấn đề và giải pháp trường hợp đường lăn thẳng hàng với đường băng, FAA (2025)

### 3.5. Vị trí dừng chờ không tiêu chuẩn trên đường lăn

Đường lăn thẳng hàng có tim trùng với tim đường băng (Hình 8(a)). Đường lăn thẳng hàng tiềm ẩn nguy cơ xâm phạm đường băng cao hơn do máy bay đang di chuyển trên đường lăn có thể đi thẳng từ đường lăn ra đường băng và tạo thành đường thẳng với máy bay đang cất hoặc hạ cánh. Để giảm thiểu nguy cơ xâm phạm đường băng, cần chuyển đổi phần đường lăn thẳng hàng

thành đoạn phòng phụt (blast pad) cùng với đường lăn vào vuông góc 90° tiếp cận đầu đường băng (Hình 8(b)) [1].

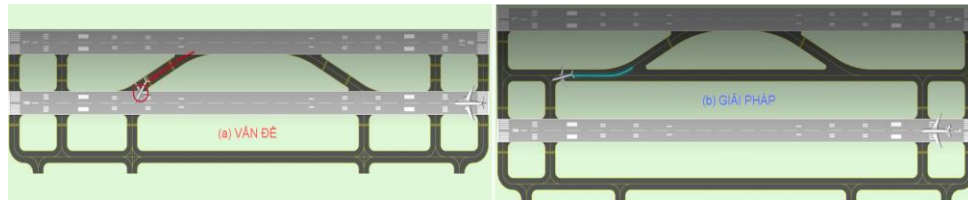
### 4. TẦM QUAN TRỌNG CỦA QUY HOẠCH SÂN BAY TRONG NGĂN NGỪA XÂM PHẠM ĐƯỜNG BĂNG

Cách tốt nhất để ngăn ngừa sự xâm phạm đường băng là thông qua quy hoạch sân bay hợp lý và tối ưu hóa mặt bằng khu bay [7], [9]. Quy hoạch này diễn ra

trong quá trình lập quy hoạch tổng thể sân bay hoặc giai đoạn lập quy hoạch mặt bằng khu bay của một dự án cải tạo sân bay.

Đường lăn thoát tốc độ cao tạo ra các tuyến lăn nối trực tiếp từ đường băng này sang đường băng khác làm tăng nguy cơ xâm phạm đường băng, đặc biệt đối với các đường băng song song khoảng cách gần (Hình 9(a)). Trong trường hợp này, máy bay thoát ra từ đường lăn

thoát nhanh sẽ gặp hai vạch dừng chờ ở gần nhau và có thể vượt qua vạch dừng chờ đường băng đang hoạt động liền kề dẫn đến xâm phạm đường băng [7]. Quy hoạch và thiết kế khu bay dài hạn hợp lý cần đảm bảo khoảng cách chia tách giữa các đường băng để có thể bố trí đường lăn song song nhằm loại bỏ tiếp cận đường băng trực tiếp từ đường lăn thoát nhanh (Hình 9(b)) [7].



**Hình 9:** Mô tả vấn đề và giải pháp ngăn ngừa xâm phạm đường băng cho cấu hình 02 đường băng song song khoảng cách gần.

Trường hợp nghiên cứu được thực hiện trên một tòa nhà trường học 8 tầng, nơi hệ thống giám sát được lắp đặt với 15 cảm biến (S1 đến S15) trải đều từ tầng hầm (B1) đến tầng mái (RF). Khi ấy quy trình đầy đủ bao gồm bốn bước: (1) Lập kế hoạch và lắp đặt hệ thống cảm biến tại các vị trí chiến lược; (2) Đánh giá địa chấn ban đầu (Seismic Evaluation) thông qua thử nghiệm vi dao động (micro-vibration test) để xác lập tần số cơ bản của công trình. **Hình 7** diễn đạt kết quả kiểm soát sức khoẻ kết cấu.

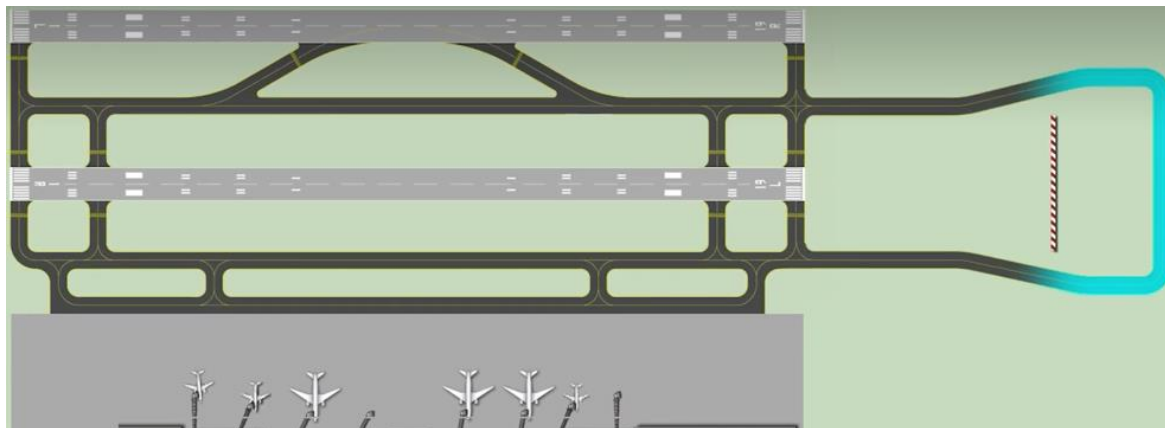
Nhằm đảm bảo mặt bằng bố trí khu bay tối ưu, vận hành an toàn và nâng cao năng lực thông hành lưu thông hàng không cần [9]:

- (1) Cung cấp đường lăn vuông góc  $90^\circ$  với đường băng tại các giao cắt;
- (2) Loại bỏ tiếp cận trực tiếp từ sân đỗ đến đường băng;
- (3) Cung cấp đường lăn song song trên toàn chiều dài đường băng để ngăn ngừa việc sử dụng đường băng làm đường lăn khi không có đường lăn song song

đồng thời ngăn ngừa tiếp cận trực tiếp từ đường băng này sang đường băng khác;

- (4) Cung cấp đường lăn song song đôi tại các sân bay bận rộn hơn để tăng cường năng lực khu bay và tối thiểu hoá hàng chờ khởi hành;
- (5) Tránh các đường lăn cắt ngang đường băng trên đoạn 1/3 ở giữa, nơi tốc độ máy bay trên đường băng cao nhất;
- (6) Cung cấp các đường lăn cắt ngang ở các đoạn 1/3 gần hai đầu đường băng, nơi tốc độ máy bay thấp hơn; và
- (7) Cung cấp các đường lăn vòng cuối đường băng (EAT) tại các sân bay bận rộn để giảm tần suất cắt ngang đường băng, từ đó giảm nguy cơ xâm phạm đường băng.

Sơ đồ bố trí mặt bằng như Hình 10 thể hiện giải pháp quy hoạch khu bay tối ưu, phù hợp thực tiễn giúp ngăn ngừa xâm phạm đường băng như đã đề cập ở trên [9].



Hình 10. Mặt bằng bố trí khu bay tối ưu giúp ngăn ngừa xâm phạm đường băng, FAA (2025)

## 6. KẾT LUẬN VÀ KHUYẾN NGHỊ

Các giải pháp cải thiện thiết kế hình học đường băng - đường lăn nhằm: giảm thiểu nguy cơ thiệt hại về người và của; giảm thiểu xâm phạm đường băng; giảm thiểu các tình huống vượt qua giới hạn đường băng; cải thiện nhận thức tình huống của phi công; và giảm thiểu mức độ phức tạp về dạng hình học khu bay.

Xác định các dạng hình học đường lăn có nguy cơ gây mất an toàn cao (xâm phạm đường băng, các sự cố do nhầm lẫn) và hiểu rõ các rủi ro liên quan đến những cấu hình đường băng - đường lăn không mong đợi sẽ hữu ích trong lập quy hoạch và thiết kế mối quan hệ giữa đường băng - đường lăn - sân đỗ, đảm bảo vận hành khu bay an toàn và hiệu quả.

Quy hoạch tổng thể sân bay dài hạn phù hợp thực tiễn sẽ tối đa hoá hiệu quả, an toàn và đảm bảo năng lực thông hành tương lai. Cần chú trọng khoảng cách chia tách giữa các đường băng song song, hệ thống đường lăn tối ưu và khoảng cách an toàn giữa nhà ga và khu bay theo tiêu chuẩn và khuyến nghị thực hành của ICAO.

## TÀI LIỆU THAM KHẢO

- [1] Advisory Circular 150/5300-13B, Airport Design, FAA, 2024.
- [2] Air transportation safety issue investigation report A17O0038: <https://www.tsb.gc.ca/eng/rappports-reports/aviation/2017/a17o0038/a17o0038.html>, Accessed on 05 April 2026.
- [3] Aircraft collision in Hanoi prompts Vietnam to take immediate action: <https://hanoitimes.vn/aircraft-collision-in-hanoi-prompts-vietnam-to-take-immediate-action.754829.html>, Accessed on 05 April 2026.
- [4] International Civil Aviation Organization (ICAO) Doc 9870 AN/463 Manual on the Prevention of Runway Incursions, First Edition – 2007.
- [5] ICAO, Doc 9157, Aerodrome Design Manual, Part 1 – Runways, Fourth Edition, 2020.
- [6] ICAO, Doc 9157 AN/901, Aerodrome Design Manual, Part 2, Taxiways, Aprons and Holding Bays, Fourth Edition, 2005.
- [7] ICAO, Airport Planning Manual, Part I – Master Planning, Third Edition, 2023.
- [8] IATA, ACI, and ICAO, Global Action Plan for the Prevention of Runway Incursions, August 2024.
- [9] FAA Airports Runway Incursion Mitigation (RIM) Program: [www.faa.gov/airports/special\\_programs/RIM/](http://www.faa.gov/airports/special_programs/RIM/), accessed on 10 April 2026.
- [10] Problematic Taxiway Geometry Study Overview: DOT/FAA/TC-18/2.
- [11] Runway Incursion Incident Reporting: [https://engineering.purdue.edu/VRSS\\_RItool/](https://engineering.purdue.edu/VRSS_RItool/), Accessed on 9 April 2026.

# Chẩn đoán vị trí và mức độ hư hỏng trong dầm bê tông đồng chất sử dụng mạng nơ ron nhân tạo kết hợp dạng dao động

Trần Quốc Tôn<sup>1,\*</sup>, Nguyễn Tấn Thành<sup>1</sup>, Đào Nguyễn Thanh Bình<sup>1</sup>, Hồ Đức Tiến<sup>1</sup>, Nguyễn Quang Thiện<sup>1</sup>,  
Hà Minh Tuấn<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Khoa Xây dựng, Trường Đại học Công nghệ TP.Hồ Chí Minh  
\*Email: tranquocton@gmail.com

## TÓM TẮT

Nghiên cứu này đề xuất phương pháp chẩn đoán vị trí và mức độ hư hỏng trong dầm bê tông đồng chất dựa trên đặc trưng dao động kết hợp mạng nơ-ron nhân tạo ANNs. Dữ liệu đầu vào được xây dựng từ các đặc trưng dao động trong đó lấy dữ liệu dao động của mode bậc cao như mode 4 làm dữ liệu đầu vào để chẩn đoán vị trí hư hỏng. Trường hợp một hư hỏng tại vị trí phần tử số 131 cố định trên dầm được khảo sát với mức suy giảm độ cứng từ 10% đến 90%. Một mạng MLP được huấn luyện để học mối quan hệ phi tuyến giữa đặc trưng dao động và trạng thái hư hỏng. Kết quả cho thấy ANNs có khả năng dự báo đồng thời vị trí hư hỏng và mức suy giảm độ cứng với sai số thấp. Phương pháp sử dụng đặc trưng dao động kết hợp ANNs cho độ ổn định và độ tin cậy chẩn đoán cao và chính xác, đặc biệt trong trường hợp định vị hư hỏng cục bộ. Nghiên cứu cho thấy tiềm năng ứng dụng phương pháp đề xuất trong giám sát sức khỏe kết cấu.

**TỪ KHOA:** giám sát sức khỏe kết cấu; mạng nơ-ron nhân tạo; đặc trưng dao động; chẩn đoán hư hỏng; dầm bê tông đồng chất

## ABSTRACT

This study proposes a method for diagnosing damage location and severity in homogeneous concrete beams based on vibration characteristics integrated with artificial neural networks (ANNs). The input dataset was constructed from vibration features extracted from a higher-order mode shape, specifically Mode 4, which was employed as the primary input for damage localization. A single damage scenario located at element No. 131 was investigated, with stiffness reduction levels ranging from 10% to 90%. A multilayer perceptron (MLP) network was trained to learn the nonlinear relationship between vibration-based features and structural damage states. The results indicate that the proposed ANNs model can simultaneously predict both damage location and stiffness reduction severity with low prediction error. The proposed vibration-feature-based ANN framework provides high stability, reliability, and diagnostic accuracy, particularly for localized damage detection. The findings demonstrate the potential applicability of the proposed method for structural health monitoring (SHM) of concrete beam structures.

**KEYWORDS:** structural health monitoring; artificial neural networks; vibration features; damage diagnosis; homogeneous concrete beam.

## 1. GIỚI THIỆU

Sự gia tăng về qui mô và thời gian khai thác các công trình xây dựng đặt ra yêu cầu cấp thiết về công tác bảo hành bảo trì kết cấu, do đó việc đánh giá tình trạng làm việc của kết cấu là vấn đề vô cùng cấp thiết. Các hư hỏng nếu không giám sát và phát hiện kịp thời sẽ gây mất an toàn và ảnh hưởng tuổi thọ công trình. Giám sát sức khỏe kết cấu (Structural Health Monitoring – SHM) dựa trên phân tích dao động đã được nghiên cứu rộng rãi như một công cụ hiệu quả nhằm phát hiện và chẩn đoán hư hỏng trong các kết cấu dân dụng và công nghiệp [1]

Một số phương pháp truyền thống bao gồm kiểm tra phá

huỷ và không phá huỷ. Salawu đề xuất sử dụng tần số riêng như một tham số chẩn đoán trong giám sát sức khỏe kết cấu, do tham số này nhạy với sự suy giảm độ cứng và thay đổi tính toàn vẹn của kết cấu. Vì vậy, sự biến thiên tần số theo thời gian có thể được sử dụng để theo dõi trạng thái làm việc và phát hiện hư hỏng kết cấu [2]. Phương pháp dựa trên dạng dao động được A.K Panday [3] nghiên cứu và chứng minh rằng độ cong dạng dao động có độ nhạy với hư hỏng cục bộ. Tuy nhiên các phương pháp này có hạn chế về khả năng giám sát liên tục và chi phí cao. Kim và stubbs [4] sử dụng phương pháp dựa trên năng lượng biến dạng nhằm phát hiện khả năng định vị hư hỏng, sự phân bố năng lượng biến dạng là dấu hiệu hiệu quả để phát hiện hư hỏng. Năm 2006, Alvandi và cộng sự đánh giá kỹ thuật nhận dạng hư hỏng dựa trên rung động [5], Hà và cộng sự phát hiện vết nứt

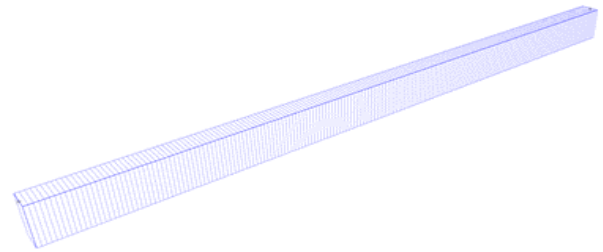
trong dầm bê tông cốt thép bằng phương pháp độ cong đường biến dạng [6]. Trong những năm gần đây ưu tiên phát triển ứng dụng học máy và trí tuệ nhân tạo vào chẩn đoán sức khỏe kết cấu, Worden và cộng sự dùng trí tuệ nhân tạo để học mối quan hệ phi tuyến giữa đặc trưng dao động và trạng thái hư hỏng [7]. Nhìn chung, các phương pháp chẩn đoán hư hỏng dựa trên phân tích dao động đã được nghiên cứu rộng rãi, phần lớn các nghiên cứu trước đây chủ yếu khai thác một hoặc một vài chỉ số dao động riêng lẻ như tần số riêng, dạng dao động, độ cong dạng dao động hoặc chỉ số năng lượng biến dạng để phát hiện hoặc định vị hư hỏng. Cách tiếp cận này thường phụ thuộc vào độ nhạy của từng chỉ số riêng biệt, trong khi hiệu quả chẩn đoán có thể suy giảm khi xuất hiện hư hỏng cục bộ nhỏ hoặc khi dữ liệu có nhiễu. Mặc dù trí tuệ nhân tạo và mạng nơ-ron nhân tạo đã bắt đầu được ứng dụng trong SHM nhưng phần lớn các nghiên cứu tập trung vào phân loại hoặc phát hiện hư hỏng, trong khi các nghiên cứu sử dụng ANN để dự báo trực tiếp mức độ suy giảm độ cứng dựa trên đặc trưng dao động vẫn còn ít. Số lượng nghiên cứu xác định đồng thời vị trí hư hỏng và định lượng mức độ hư hỏng trong một mô hình chẩn đoán còn hạn chế, đặc biệt đối với dầm bê tông đồng chất dưới cách tiếp cận dựa trên dao động.

Do đó, trong nghiên cứu này mode bậc cao được khai thác làm bộ đặc trưng đầu vào cho ANN nhằm đánh giá khả năng dự báo định lượng mức suy giảm độ cứng và định vị hư hỏng dầm đồng chất. Phương pháp này mở ra tiềm năng ứng dụng trong giám sát sức khỏe kết cấu. Sự suy giảm độ cứng được tạo ra bằng cách giảm mô đun đàn hồi của một hoặc nhiều phần tử của dầm được khảo sát. Sau đó, nghiên cứu thay đổi vị trí, số lượng hư hỏng giả định để đánh giá hiệu quả của phương pháp.

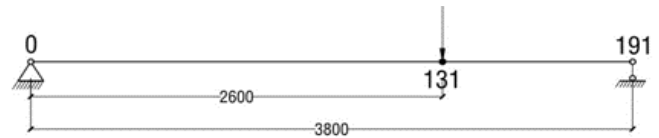
## 2. MÔ HÌNH VÀ PHƯƠNG PHÁP NGHIÊN CỨU

### 2.1 Mô hình phần tử hữu hạn

Trong phạm vi của nghiên cứu này, một dầm đồng chất đơn giản có chiều dài nhịp 3.8 m và tiết diện chữ nhật 120 mm × 240 mm như **Hình 1** được mô phỏng bằng phần mềm ETABS. Bê tông được giả định làm việc trong miền đàn hồi tuyến tính với mô đun đàn hồi  $3.0 \times 10^7$  kN/m<sup>2</sup> và hệ số Poisson bằng 0.2. Dầm được chia thành 190 phần tử nhằm đảm bảo độ chính xác trong việc trích xuất dạng dao động và chuyển vị tại các nút. Hư hỏng kết cấu được giả lập bằng cách giảm mô đun đàn hồi tại vị trí phần tử số 131 như **Hình 2**, tương ứng với các mức suy giảm độ cứng từ 10% đến 90%. Từ đó trích xuất dữ liệu dao động của mode 4 làm cơ sở tính toán các chỉ số, do mode bậc thấp phản ánh biến thiên độ cứng mang tính toàn cục, trong khi mode bậc cao nhạy hơn với suy giảm độ cứng cục bộ.



**Hình 1.** Dầm bê tông đồng chất thí nghiệm



**Hình 2.** Mô hình phần tử 131 suy giảm độ cứng

Trong nghiên cứu này, dữ liệu của mode 4 với mức độ giảm mô đun đàn hồi từ 10%-90% được trích xuất để làm dữ liệu đầu vào huấn luyện của mạng ANNs.

### 2.2 Xây dựng mạng ANNs kiến trúc MLP

Trong nghiên cứu này, một mô hình mạng nơ-ron được xây dựng bằng công cụ Neural Network thuộc phần mềm IBM SPSS. Dựa trên bản chất của bài toán, mạng kiến trúc dạng truyền thẳng Nhiều lớp (MLP - Multi-Layer Perceptron) được lựa chọn để triển khai. Dữ liệu đầu vào để huấn luyện mạng là kết quả tần số và dạng dao động với độ giảm mô đun đàn hồi từ 10% đến 90%, lấy mode 4 của các trường hợp hư hỏng 1 vị trí làm dữ liệu để phân tích, kiến trúc MLP được thiết lập với hai lớp ẩn (Two Hidden Layers). Số lượng nơ-ron trong mỗi lớp ẩn được phần mềm SPSS tự động tính toán và tối ưu hóa trong quá trình huấn luyện nhằm cho ra giá trị có hiệu quả cao nhất. Trong kiến trúc mạng MLP, hàm Sigmoid được sử dụng làm hàm kích hoạt (Activation Function) cho các nơ-ron trong các lớp ẩn, đóng vai trò quyết định đầu ra của một nơ-ron dựa trên tổng tín hiệu đầu vào mà nó nhận được.

Về quy trình học, mô hình MLP được huấn luyện theo phương pháp học có giám sát. Cụ thể, mạng sẽ được huấn luyện bằng một bộ dữ liệu đã được gán nhãn từ quá trình mô phỏng. Trong bộ dữ liệu này, dữ liệu đầu vào (Input) chính là các giá trị tần số (tương ứng với 189 biến độc lập), và dữ liệu đầu ra mục tiêu (Target) là các thông số hư hỏng đã biết (mức độ suy giảm Mô-đun đàn hồi hoặc vị trí hư hỏng). Quá trình học là việc mạng nơ-ron thực hiện dự đoán, so sánh kết quả dự đoán đó với giá trị mục tiêu thực tế để tính toán sai số (error). Mạng sử dụng thuật toán lan truyền ngược (backpropagation) để tự động điều chỉnh các trọng số (weights) nội bộ, nhằm mục tiêu giảm thiểu sai số này đến mức thấp nhất. Quá trình được lặp lại nhiều lần cho đến khi mạng đáp ứng khả năng dự đoán chính xác, không chỉ trên dữ liệu huấn luyện mà còn trên cả dữ liệu kiểm chứng (holdout) chưa từng được mạng biết trước đó, đảm bảo khả

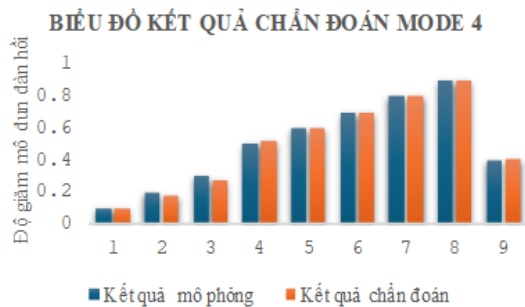
năng tổng quát hóa của mô hình.

**2.2.1 Xây dựng mạng ANNs chẩn đoán mức độ suy giảm độ cứng**

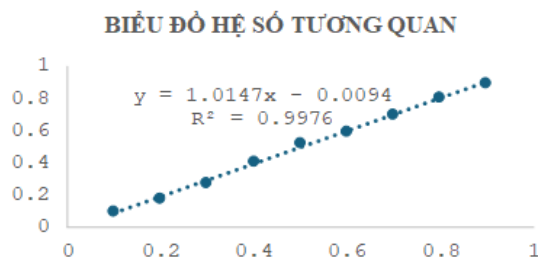
Xây dựng cơ sở dữ liệu huấn luyện đầu vào là chuyển vị tại mỗi vị trí của dầm với từng trường hợp giảm mô đun đàn hồi gồm: 10%, 20%, 30%, 50%, 60%, 70%, 80%, và 90%. Giả định xuất hiện thêm 1 trường hợp giảm mô đun đàn hồi là 40% ở trong miền huấn luyện. Tiến hành xây dựng mạng ANNs với dữ liệu biến đầu vào là 189 giá trị biên độ dao động của mode 4 tại 189 nút. Kết quả dự báo mức độ hư hỏng được trình bày trong **Bảng 1** và minh họa qua **Hình 3**. Mức độ tương quan giữa giá trị dự đoán và giá trị mục tiêu được thể hiện ở **Hình 4**.

**Bảng 1.** Bảng kết quả chẩn đoán mức độ hư hỏng

Độ giảm mô đun đàn hồi	Partition	Kết quả chẩn đoán ANNs	Sai số %
0.1	1	0.1041	4.100%
0.2	1	0.1757	12.150%
0.3	1	0.2767	7.767%
0.5	1	0.5195	3.900%
0.6	1	0.5962	0.633%
0.7	1	0.6996	0.057%
0.8	1	0.8019	0.237%
0.9	1	0.8985	0.167%
<b>0.4</b>	-1	0.4098	2.450%



**Hình 3.** Biểu đồ chẩn đoán mức độ hư hỏng



**Hình 4.** Biểu đồ hệ số tương quan hư hỏng 40% của mode 4

Kết quả bảng 1 ta thấy ANNs cho kết quả chẩn đoán

mức độ hư hỏng với sai số trung bình khoảng 3.7% , tại vị trí chẩn đoán sai số 2,45% cho thấy ANNs dự đoán mức suy giảm độ cứng tương đối chính xác.

**2.2.2 Xây dựng mạng ANNs chẩn đoán vị trí suy giảm độ cứng**

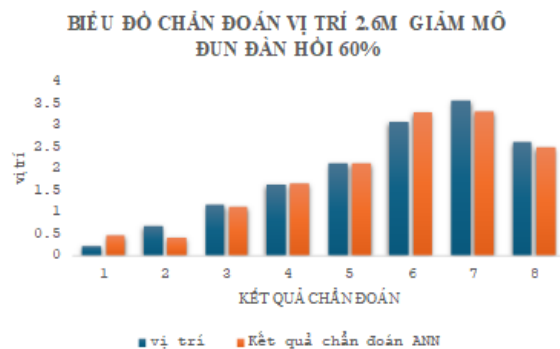
Xây dựng cơ sở dữ liệu huấn luyện đầu vào là vị trí các trường hợp 1 hư hỏng của dầm được thể hiện trên Bảng 2 ứng với trường hợp giảm mô đun đàn hồi 60%. Giả định trường hợp chẩn đoán là hư hỏng số 6 ở vị trí 2.6m với mức giảm mô đun đàn hồi 60% ở trong miền huấn luyện. Tiến hành xây dựng mạng ANNs với dữ liệu biến đầu vào là 189 giá trị biên độ dao động của mode 4 tại 189 nút. Kết quả chẩn đoán vị trí được trình bày trong Bảng 3 và Hình 5, trong khi Hình 6 thể hiện mức độ tương quan giữa giá trị dự đoán và giá trị thực.

**Bảng 2.** Bảng các trường hợp hư hỏng 1 vị trí

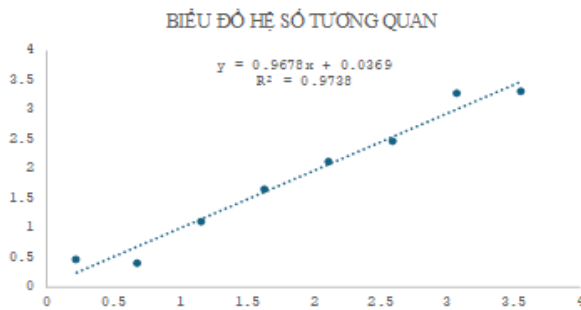
Trường hợp	Mode	Phần tử hư hỏng số	Số lượng hư hỏng	Vị trí Hư hỏng 1 cách gối trái
Hư hỏng 1	4	B12	1	0.22
Hư hỏng 2	4	B35	1	0.68
Hư hỏng 3	4	B59	1	1.16
Hư hỏng 4	4	B83	1	1.64
Hư hỏng 5	4	B107	1	2.12
Hư hỏng 6	4	B131	1	2.6
Hư hỏng 7	4	B155	1	3.08
Hư hỏng 8	4	B179	1	3.56

**Bảng 3.** Bảng kết quả chẩn đoán vị trí hư hỏng

vị trí	Partition	Kết quả chẩn đoán ANN	sai số %
0.22	1	0.47	113.64%
0.68	1	0.407	40.15%
1.16	1	1.121	3.36%
1.64	1	1.662	1.34%
2.12	1	2.128	0.38%
3.08	1	3.288	6.75%
3.56	1	3.317	6.83%
<b>2.6</b>	-1	2.477	4.73%



**Hình 5.** Biểu đồ chẩn đoán vị trí 2.6m



**Hình 6.** Biểu đồ hệ số tương quan chẩn đoán vị trí 2.6m

Kết quả chẩn đoán Bảng 3 cho thấy sai số chẩn đoán trung bình 9.08% nếu bỏ vị trí 0.22, các vị trí (1,16- 3.56) sai số khá thấp từ ( 3,36-6.83)% , tại vị trí chẩn đoán 2.6 sai số là 4.73% cũng tương đối nhỏ, vùng tại biên và gối có sai số lớn hơn.

### 3. KẾT QUẢ

#### 3.1 Kết quả về hiệu quả chẩn đoán mức độ hư hỏng

Kết quả chẩn đoán mức độ suy giảm độ cứng cho thấy mạng ANNs có khả năng học được quan hệ phi tuyến giữa dạng dao động mode 4 và mức độ hư hỏng của dầm đồng chất. Trong các trường hợp khảo sát, giá trị dự đoán nhìn chung bám sát giá trị mục tiêu, đặc biệt đối với các mức suy giảm trung bình và lớn. Trường hợp kiểm chứng với mức suy giảm 40% cho kết quả dự báo gần với giá trị thực, cho thấy mô hình có khả năng nội suy trong phạm vi dữ liệu mô phỏng.

Tuy nhiên, cần lưu ý rằng kết quả này được xây dựng trong phạm vi mô hình số, với một vị trí hư hỏng cố định và dữ liệu chưa xét đến ảnh hưởng của nhiều đo. Do đó, độ chính xác của mô hình cần được tiếp tục kiểm chứng với nhiều vị trí hư hỏng, nhiều dạng kết cấu và dữ liệu thực nghiệm trong các nghiên cứu tiếp theo.

#### 3.2 Kết quả về hiệu quả chẩn đoán vị trí

Kết quả chẩn đoán vị trí cho thấy dạng dao động mode 4 có khả năng cung cấp thông tin hữu ích cho bài toán định vị hư hỏng cục bộ. Các vị trí nằm trong vùng giữa nhịp hoặc xa gối tựa cho kết quả dự báo ổn định hơn so với các vị trí gần biên. Điều này phù hợp với đặc điểm của phương pháp dựa trên dạng dao động, do biên độ và độ nhạy của dạng dao động không phân bố đều trên toàn chiều dài dầm.

Một số sai lệch đáng kể xuất hiện tại vị trí gần gối, ví dụ vị trí thực 0,22 m được mô hình dự đoán thành 0,47 m. Kết quả này cho thấy mô hình ANN bước đầu có khả năng nhận dạng xu hướng vị trí hư hỏng, nhưng độ chính xác định vị vẫn phụ thuộc vào vị trí hư hỏng trên dầm. Vì vậy, khi áp dụng cho bài toán thực tế, cần bổ sung thêm dữ liệu huấn luyện tại vùng gần gối, đồng thời khảo sát thêm ảnh hưởng của nhiều đo và điều kiện biên.

## 4. KẾT LUẬN

Nghiên cứu này đã đề xuất phương pháp chẩn đoán vị trí và mức độ hư hỏng trong dầm bê tông đồng chất bằng cách sử dụng mạng nơ-ron nhân tạo kết hợp đặc trưng dạng dao động. Trong phạm vi nghiên cứu, dạng dao động bậc cao mode 4 được sử dụng làm dữ liệu đầu vào cho mô hình ANNs nhằm dự báo mức độ suy giảm độ cứng và vị trí hư hỏng của dầm.

Kết quả bước đầu cho thấy mô hình ANNs có khả năng dự báo mức độ suy giảm độ cứng với sai số tương đối thấp trong các kịch bản mô phỏng. Đối với bài toán định vị hư hỏng, mô hình cho kết quả khả quan ở một số vị trí, tuy nhiên sai lệch có xu hướng tăng tại các vùng gần gối hoặc biên dầm. Điều này cho thấy hiệu quả định vị phụ thuộc vào phân bố đặc trưng dao động và vị trí hư hỏng trên kết cấu.

Trong phạm vi mô hình số và các kịch bản hư hỏng đơn giản, kết quả nghiên cứu cho thấy tiềm năng ứng dụng của mạng nơ-ron nhân tạo kết hợp dạng dao động trong giám sát sức khỏe kết cấu. Các nghiên cứu tiếp theo cần mở rộng khảo sát cho nhiều vị trí hư hỏng, nhiều mức nhiễu đo, nhiều dạng kết cấu và dữ liệu thực nghiệm nhằm đánh giá đầy đủ hơn khả năng ứng dụng của phương pháp đề xuất.

## TÀI LIỆU THAM KHẢO

- Farrar, C.R. and K. Worden, Structural health monitoring: a machine learning perspective. 2012: John Wiley & Sons.
- Salawu, O.S.J.E.s., Detection of structural damage through changes in frequency: a review. 1997. 19(9): p. 718-723.
- Pandey, A., et al., Damage detection from changes in curvature mode shapes. 1991. 145(2): p. 321-332.
- Kim, J.-T., et al., Damage identification in beam-type structures: frequency-based method vs mode-shape-based method. 2003. 25(1): p. 57-67.
- Alvandi, A., C.J.J.o.s. Cremona, and vibration, Assessment of vibration-based damage identification techniques. 2006. 292(1-2): p. 179-202.
- Ha, T.M., et al., Crack detection in reinforced concrete beams under loading using deformed shape curvature method. 2023. 6(1): p. 1786-1797.
- Farrar, C.R., N. Dervilis, and K.J.S. Worden, The past, present and future of structural health monitoring: An overview of three ages. 2025. 61(1): p. e12495.

# ĐÁNH GIÁ ỨNG XỬ NHIỆT – CƠ VÀ HIỆU QUẢ KINH TẾ - KỸ THUẬT CỦA DẦM BÊ TÔNG CỐT THÉP THEO CÁC KỊCH BẢN CHÁY DỰA TRÊN HIỆU NĂNG

TS. Nguyễn Phi Long<sup>1\*</sup>, Lư Hoàng Phong<sup>2</sup>, PGS. TS. Lê Trung Phong<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Khoa Xây dựng, Học viện Hàng không Việt Nam

<sup>2</sup>Khoa công trình, Trường Đại học Thủy lợi

\*Email: longnp@vaa.edu.vn

## TÓM TẮT

Trong bối cảnh hạ tầng đô thị phát triển, việc ứng dụng tiêu chuẩn Eurocode để đánh giá an toàn kết cấu dưới tác động của hỏa hoạn là vô cùng cấp thiết. Nghiên cứu này thực hiện phân tích tương tác nhiệt-cơ phi tuyến tuần tự bằng phương pháp phần tử hữu hạn (FEM) trên nền tảng ANSYS APDL, nhằm mô phỏng sự suy giảm đặc tính vật liệu của cấu kiện bê tông cốt thép (BTCT) khi nhiệt độ tăng cao theo đường cong tiêu chuẩn ISO 834. Trọng tâm của nghiên cứu là khảo sát định lượng ảnh hưởng của chiều dày lớp bê tông bảo vệ (30mm, 50mm, 70mm) và các kịch bản tiếp xúc lửa đa diện (1 và 3 mặt). Bằng cách khai thác ngôn ngữ lập trình APDL để tự động hóa ma trận mô phỏng tham số, nghiên cứu đã lượng hóa được mối liên hệ giữa cấu tạo hình học và giới hạn chịu lửa (R120), đồng thời xác định các cơ chế phá hoại đặc trưng do ứng suất nhiệt. Kết quả nghiên cứu đã hệ thống hóa thành các biểu đồ thiết kế đa biến. Đây là nguồn dữ liệu quan trọng giúp các kỹ sư tối ưu hóa giải pháp kỹ thuật, dự báo chính xác trạng thái giới hạn của công trình và đề xuất các biện pháp cải thiện tính bền vững cho các công trình trọng điểm tại Việt Nam.

**TỪ KHOÁ:** Kết cấu bê tông cốt thép, giới hạn chịu lửa, An toàn cháy kết cấu, chiều dày lớp bảo vệ

## ABSTRACT

In the context of rapid urban infrastructure development, the application of Eurocode standards for assessing structural safety under fire loading has become increasingly essential. This study conducts a sequential non-linear thermal-mechanical analysis using the Finite Element Method (FEM) within the ANSYS APDL environment to simulate the degradation of material properties in reinforced concrete (RC) elements subjected to elevated temperatures according to the ISO 834 standard fire curve. The research focuses on a quantitative investigation into the effects of concrete cover thickness (30 mm, 50 mm, and 70 mm) and various multi-face fire exposure scenarios (1-sided and 3-sided). By leveraging the ANSYS Parametric Design Language (APDL) to automate parametric simulation matrices, the study quantifies the relationship between geometric configurations and fire resistance ratings (R120), while identifying characteristic failure mechanisms induced by thermal stresses. The findings are systematized into multivariate design charts, providing a critical data source for engineers to optimize technical solutions, accurately predict structural limit states, and propose measures to enhance the resilience of key infrastructure projects in Vietnam.

**KEYWORDS:** Reinforced concrete structures, Fire resistance limit, Structural fire safety, Concrete cover thickness

## 1. GIỚI THIỆU

Trong phát triển hạ tầng đô thị, bảo toàn tính toàn vẹn của kết cấu bê tông cốt thép (BTCT) dưới tác động của hỏa hoạn là yêu cầu kỹ thuật tiên quyết nhằm đảm bảo an toàn tính toàn vẹn của kết cấu và giảm thiểu thiệt hại kinh tế [1]. Tại Việt Nam, Quy chuẩn QCVN 06:2022/BXD đã thiết lập các

giới hạn khắt khe về thời gian chịu lửa (FRR), thúc đẩy nhu cầu về các phương pháp đánh giá định lượng chính xác thay vì chỉ dựa trên các bảng tra định mức [2]. Hiện nay, thiết kế kháng cháy theo Eurocode 2 thường mặc định kịch bản dầm phơi nhiễm nhiệt từ ba mặt, trong khi thực tế nhiều cấu kiện biên hoặc dầm trong tường ngăn cháy chỉ tiếp xúc lửa từ mặt đáy [3],[4]. Việc thiếu sự phân hóa giữa các kịch bản cháy

không chỉ gây lãng phí vật liệu mà còn chưa phản ánh đúng bản chất vật lý của sự suy thoái cường độ. Khi nhiệt độ vượt ngưỡng 400°C, sự biến đổi pha trong bê tông và quá trình chảy dẻo của cốt thép diễn ra phức tạp, đòi hỏi phải phân tích gradient nhiệt độ cụ thể để dự báo chính xác trạng thái giới hạn [5], [6]. Nghiên cứu này tập trung giải quyết khoảng trống giữa thiết kế định mức và thiết kế dựa trên hiệu năng (Performance-Based Design - PBD). Thông qua mô phỏng phần tử hữu hạn (FEM) trên nền tảng ANSYS APDL, bài báo thực hiện phân tích tương tác nhiệt-cơ tuần tự để khảo sát ảnh hưởng của chiều dày lớp bảo vệ đến giới hạn chịu lửa R120 dưới các kịch bản cháy khác nhau. Kết quả nghiên cứu cung cấp luận cứ khoa học để tối ưu hóa cấu tạo hình học, đảm bảo sự cân bằng giữa an toàn kết cấu và hiệu quả kinh tế - kỹ thuật trong xây dựng hiện đại.

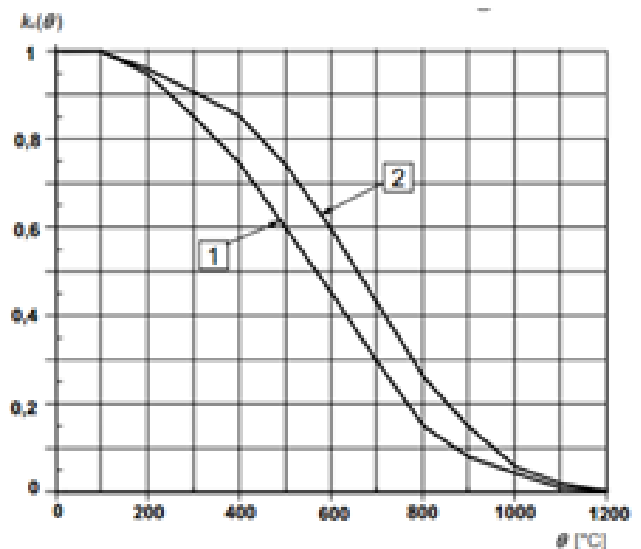
## 2. PHƯƠNG PHÁP NGHIÊN CỨU

### 2.1. Cơ sở lý thuyết

Sự suy giảm đặc tính cơ học của bê tông dưới tác động nhiệt là một quá trình phi tuyến phức tạp, chịu sự chi phối bởi bản chất khoáng vật học của cốt liệu và sự phân hủy ma trận đá xi măng. Theo Hình 1, hệ số suy giảm cường độ nén  $k_c(\theta)$  được định nghĩa là tỷ số giữa cường độ nén ở nhiệt độ cao ( $f_c(\theta)$ ) và cường độ đặc trưng ở nhiệt độ phòng ( $f_{ck}$ ) bắt đầu giảm mạnh khi nhiệt độ vượt ngưỡng 200°C do sự phá hủy gel C-S-H và hình thành các vết nứt vi mô. Đặc biệt, bê tông cốt liệu silic (Đường cong 1) thể hiện mức độ tổn thương cao hơn so với cốt liệu vôi (Đường cong 2) do hiện tượng biến đổi pha thạch anh gây giãn nở thể tích đột ngột. Quá trình này dẫn đến sự triệt tiêu đáng kể độ cứng chống uốn ( $EI$ ) khi nhiệt độ tiệm cận ngưỡng 500°C, làm mất tính toàn vẹn của cấu kiện [3], [5].

Tương tự như ma trận bê tông, các đặc tính cơ lý của cốt thép chịu lực, đặc biệt là giới hạn chảy và mô đun đàn hồi, cũng trải qua quá trình suy giảm nghiêm trọng khi nhiệt độ vượt ngưỡng tới hạn 400°C. Theo minh họa tại Hình 2, hệ số suy giảm cường độ cốt thép  $k_s(\theta)$  được định nghĩa là tỷ số

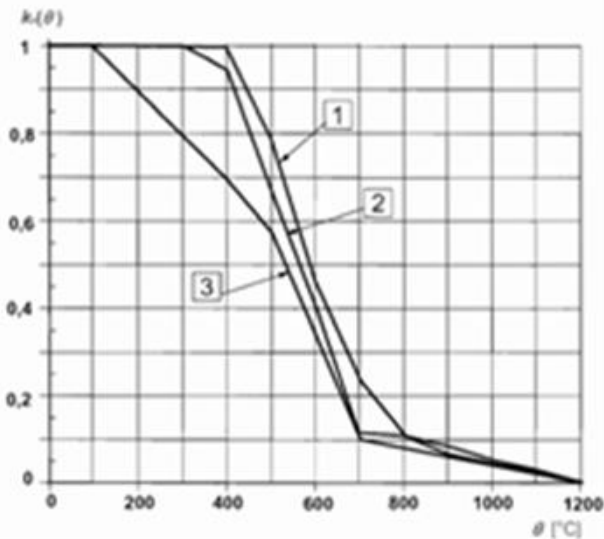
giữa giới hạn chảy tại nhiệt độ  $\theta$  ( $f_y(\theta)$ ) và giới hạn chảy đặc trưng ở nhiệt độ phòng ( $f_{yk}$ ) thể hiện sự phụ thuộc chặt chẽ vào mức độ biến dạng cho phép ( $\epsilon_s, f_i$ ) của cấu kiện. Đối với các cấu kiện không chế biến dạng ở mức thấp (dưới 2%), sự suy giảm cường độ diễn ra nhanh hơn khi chỉ còn duy trì dưới 40% khả năng chịu tải tại 600°C, dẫn đến sự sụt giảm cánh tay đòn nội lực và thúc đẩy quá trình dịch chuyển nhanh chóng của trục trung hòa lên phía trên tiết diện. Hiện tượng mềm hóa nhiệt này không chỉ triệt tiêu cơ chế phá hoại dẻo đặc trưng mà còn làm suy yếu khả năng truyền lực qua bề mặt tiếp giáp (bond-slip resistance), gây ra nguy cơ sụp đổ kết cấu khi liên kết bám dính giữa cốt thép và ma trận bê tông bị phá hủy hoàn toàn [1],[3].



**Hình 1:** Biểu đồ giảm hệ số cường độ cho phép của bê tông [3]:

Đường cong 1: Bê tông khối lượng thông thường với cốt liệu silic

Đường cong 2: Bê tông khối lượng thông thường với cốt liệu vôi



**Hình 2:** Biểu đồ giảm hệ số cường độ cho phép của cốt thép [3]

Đường cong 1: Cốt thép chịu kéo (cán nóng) cho biến dạng  $\epsilon_{s,fi} \geq 2\%$

Đường cong 2: Cốt thép chịu kéo (cán nguội) cho biến dạng  $\epsilon_{s,fi} \geq 2\%$

Đường cong 3: Cốt thép chịu nén và cốt thép chịu kéo cho biến dạng  $\epsilon_{s,fi} < 2\%$

## 2.2. Phương pháp mô phỏng số

Việc mô phỏng ứng xử của dầm bê tông cốt thép (BTCT) dưới tác động hỏa hoạn được thực hiện thông qua quy trình tương tác nhiệt-cơ tuần tự trong môi trường ANSYS APDL (Hình 5). Ma trận bê tông được thiết lập bằng phần tử SOLID tích hợp tiêu chuẩn Willam-Warnke, trong khi hệ thống cốt thép sử dụng phần tử thanh LINK rời rạc với giả thiết bám dính lý tưởng thông qua việc chia sẻ nút chung. Chiến lược chia lưới phân vùng mật độ (graded meshing) và phân tích hội tụ lưới là yêu cầu bắt buộc để đảm bảo tính ổn định cho thuật toán Newton-Raphson khi cấu kiện bước vào giai đoạn phi tuyến vật liệu cực hạn [3].

Sau khi lựa chọn loại phần tử, việc xác lập hệ thống thông số vật liệu đa vật lý cho bê tông và cốt thép trong môi trường ANSYS đóng vai trò là tiền đề kỹ thuật cốt lõi nhằm đảm bảo tính chuẩn xác và độ tin cậy của các dự báo về ứng xử nhiệt-cơ của cấu kiện. Các đặc trưng cơ học và nhiệt-lý then chốt, bao gồm mô đun đàn hồi, hệ số Poisson, cường độ chịu lực cùng các thông số truyền nhiệt như độ dẫn nhiệt và

nhật dung riêng, cần được chuẩn hóa dựa trên hệ quy chiếu của các tiêu chuẩn quốc tế hoặc dữ liệu thực nghiệm chuyên sâu để phản ánh trung thực sự thoái hóa của vật liệu dưới tác động của dòng nhiệt cực hạn [7],[3].

Tiếp theo, thiết lập hệ thống điều kiện biên cơ học đóng vai trò quyết định trong việc tái hiện trung thực sơ đồ làm việc và cơ chế phân phối lại nội lực của cấu kiện dưới tác động đồng thời của ngoại lực và biến dạng nhiệt cường bức. Các ràng buộc về bậc tự do tại vị trí gối tựa, bao gồm liên kết khớp, gối tựa cố định hoặc liên kết ngàm cứng, cần được định nghĩa tỉ mỉ trong môi trường phần tử hữu hạn để phản ánh chính xác sự tương tác động học giữa cấu kiện đơn lẻ và hệ thống khung tổng thể, đặc biệt là khi xét đến ảnh hưởng của sự giãn nở nhiệt bị kiểm chế trong các kết cấu siêu tĩnh.

Cuối cùng, tải trọng nhiệt được áp đặt dựa trên đường cong cháy tiêu chuẩn ISO 834, đóng vai trò là điều kiện biên nhiệt động học phi tuyến [3]. Sự kết hợp khắt khe giữa trường nhiệt độ biến thiên và các ràng buộc cơ học cho phép dự báo chính xác trạng thái giới hạn về khả năng chịu tải, đồng thời làm sáng tỏ hiện tượng mất ổn định hình học của dầm BTCT trong môi trường nhiệt độ cực hạn [1]. Cách tiếp cận này đảm bảo tính khoa học và độ chuẩn xác cao cho các phân tích kháng cháy dựa trên hiệu năng.



**Hình 3:** Sơ đồ mô khối mô tả thuật toán giải quyết bài toán tương tác nhiệt – cơ tuần tự trong phần mềm ANSYS APDL

## 3. BÀI TOÁN KHẢO SÁT

### 3.1. Thông số đầu vào kết cấu

Cấu kiện dầm BTCT được khảo sát có kích thước tiết diện 200x400 mm, nhịp 3000 mm, bố trí 4 thanh thép  $\phi 16$  (hình 4) và với lớp bảo vệ biến thiên 30mm, 50mm và 70 mm. Đặc tính cơ lý đầu vào cho mô phỏng ANSYS APDL

bao gồm mô đun đàn hồi của thép ( $2 \times 105 \text{ MPa}$ ) và bê tông ( $27.5 \times 10^3 \text{ MPa}$ ), cùng tỷ trọng tương ứng là 7850 và 2500  $\text{kg/m}^3$  (bảng 1 và bảng 2). Nhằm đảm bảo tính chính xác trong phân tích tương tác nhiệt-cơ, các thông số nhiệt lý được xác lập khắt khe, ma trận bê tông có độ dẫn nhiệt  $\lambda = 1.6 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$ , nhiệt dung riêng  $c = 900 \text{ J/(kg}\cdot\text{K)}$  và hệ số giãn nở nhiệt  $10\text{-}12 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}$ . Đối với hệ thống cốt thép, giá trị  $\lambda = 50 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$  và  $c = 450 \text{ J/(kg}\cdot\text{K)}$  được áp dụng để phản ánh trung thực tốc độ truyền dẫn nhiệt nhanh chóng của vật liệu kim loại dưới tác động của nhiệt độ cực hạn [5].

### 3.2. Mô phỏng các bài toán truyền nhiệt trên phần mềm ANSYS APDL

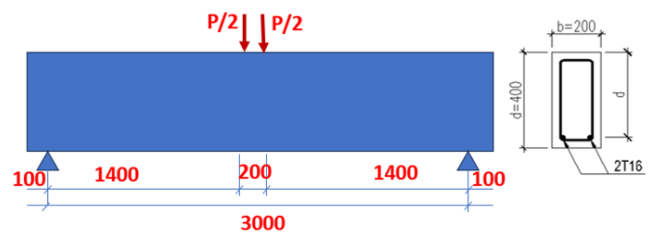
Tiến trình thực nghiệm số trên cấu kiện dầm bê tông cốt thép (BTCT) được triển khai nhằm thiết lập lộ trình thẩm định khả năng chịu hỏa hoạn tương thích với Quy chuẩn QCVN 06:2022/BXD và tiêu chuẩn Eurocode 2. Nghiên cứu tập trung phân tích tham số chiều dày lớp bê tông bảo vệ  $c$  biến thiên từ 30 mm, 50mm và 70 mm, Việc lựa chọn dải biến số này không chỉ nhằm mục tiêu tối ưu hóa cấu tạo mà còn cho phép định lượng hóa chính xác hiệu ứng trễ nhiệt (thermal lag) và khả năng bảo toàn đặc tính cơ lý của cốt thép chịu lực dưới tác động của đường cong gia nhiệt tiêu chuẩn ISO 834 [7],[3]. Đặc biệt, để làm sáng tỏ sự tương tác đa vật lý giữa điều kiện biên nhiệt động học và trạng thái giới hạn của kết cấu, cấu kiện được đặt vào hai kịch bản phơi nhiễm nhiệt độ hoàn toàn độc lập với bản chất vật lý khác biệt.

Kịch bản 1 (KB1 - Cháy đơn diện): Dầm chỉ tiếp xúc với ngọn lửa ở một mặt đáy. Đây là mô hình đại diện cho các dầm biên, dầm được che chắn bởi hệ thống vách, hoặc dầm mà công năng không gian bên dưới có rủi ro cháy cục bộ.

Kịch bản 2 (KB2 - Cháy tam diện): Dầm tiếp xúc với ngọn lửa từ mặt đáy và hai mặt bên. Đây là mô hình mặc định trong thiết kế tiêu chuẩn, đại diện cho dầm lộ thiên hoàn toàn giữa không gian sàn khi hệ thống ngăn cháy bị vô hiệu hóa.

Việc phân tích đối chiếu giữa hai kịch bản này hướng tới làm rõ cơ chế thoái hóa đặc tính vật liệu theo thời gian thực của

đám cháy thay vì chỉ xác định trường nhiệt độ tĩnh. Những dữ liệu định lượng thu được cung cấp luận cứ khoa học để hiệu chỉnh các hệ số an toàn trong thiết kế kháng cháy thực tiễn, đặc biệt quan trọng đối với các công trình hạ tầng đô thị quy mô lớn [7]. Cách tiếp cận này cho phép chuyển dịch từ tư duy thiết kế định mức sang thiết kế dựa trên hiệu năng, đảm bảo tính tối ưu về kinh tế - kỹ thuật mà vẫn duy trì biên độ an toàn sinh mạng cần thiết.



Hình 4: Thông số kích thước dầm bê tông cốt thép (BTCT)

Bảng 1: Đặc trưng vật liệu thép

Thông số	Ký hiệu	Giá trị
Module đàn hồi Young ( $\text{N/mm}^2$ )	E	$2 \times 10^5$
Tỷ trọng ( $\text{kg/m}^3$ )	$\rho$	7850
Tỷ số poisson	$\nu$	0.3

Bảng 2: Đặc trưng vật liệu bê tông

Thông số	Ký hiệu	Giá trị
Module đàn hồi Young ( $\text{N/mm}^2$ )	E	$27.5 \times 10^3$
Tỷ trọng ( $\text{kg/m}^3$ )	$\rho$	2500
Tỷ số poisson	$\nu$	0.2

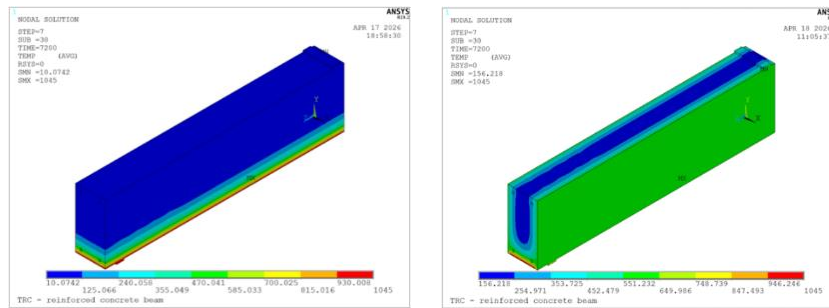
## 4. KẾT QUẢ VÀ THẢO LUẬN

### 4.1. Sự khác biệt về trường nhiệt độ và hiệu ứng lõi mát theo KB1 và KB2

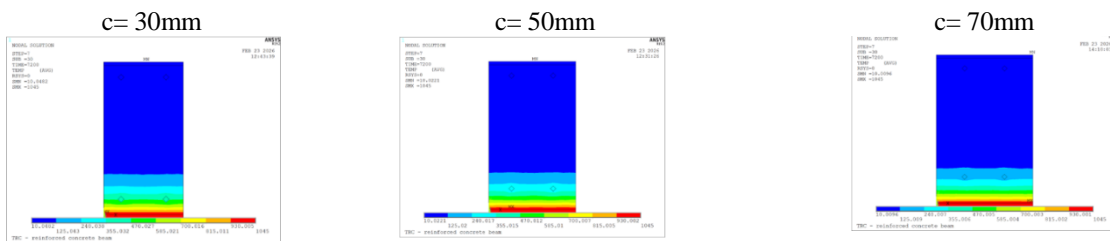
Mô phỏng trường nhiệt độ sau 120 phút gia nhiệt đã phơi bày một thực tế về sự giao thoa dòng nhiệt dựa vào kết quả hình 5. Việc phân tích ứng xử nhiệt của dầm tiết diện  $200 \times 400 \text{ mm}$  được dựa vào kết quả hình 6, hình 7. Trong kịch bản gia nhiệt đơn diện (KB1), ứng xử nhiệt của dầm bê tông cốt thép tiết diện  $200 \times 400 \text{ mm}$  bộc lộ một quy luật phân lớp gradient nhiệt độ theo phương đứng cực kỳ rõ rệt, nơi dòng nhiệt xâm nhập từ mặt đáy tạo ra các đường đẳng nhiệt

song song giúp duy trì trạng thái ổn định nhiệt tại vùng bê tông phía trên trục trung hòa. Sự tỉ mỉ trong việc định lượng hóa ảnh hưởng của chiều dày lớp bảo vệ biến thiên từ 30mm, 50mm và 70mm đã cho thấy hiệu quả của lá chắn nhiệt bị động, khi mà nhiệt độ cốt thép chịu kéo giảm mạnh từ 462°C xuống còn 211°C, cho phép bảo toàn mô đun đàn hồi và hạn chế hiện tượng cong vênh nhiệt do sự chênh lệch giãn nở không đồng đều. Hiện tượng hiệu ứng lõi mát là cơ chế duy trì năng lực chịu tải cốt lõi, giữ cho nhiệt độ mặt trên dầm chỉ dao động ở mức nhiệt độ môi trường bất chấp sự gia nhiệt cực hạn tại bề mặt tiếp xúc lửa, từ đó trì hoãn đáng kể tiến trình thoái hóa đặc tính lý hóa của hệ vật liệu composite [1].

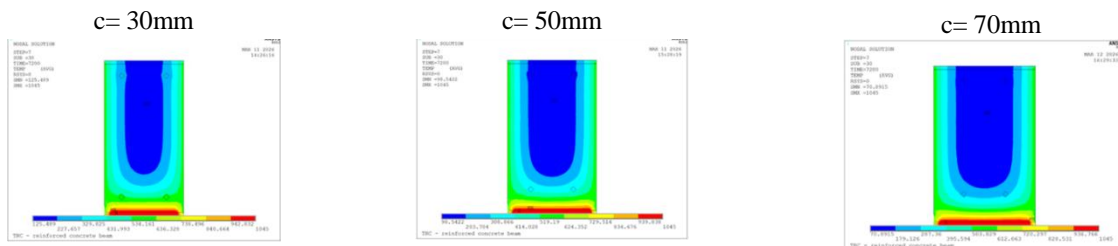
dòng nhiệt đa hướng, dẫn đến việc triệt tiêu nhanh chóng khả năng dự phòng nhiệt và hình thành các đường đẳng nhiệt dạng chữ U xâm nhập sâu vào vùng lõi. Sự hội tụ nhiệt lượng tại các góc tiết diện 200mm khiến nhiệt độ cốt thép vọt lên mức 553°C với lớp bảo vệ 30mm, cao hơn gần 100°C so với kích bản đơn diện, từ đó kích hoạt quá trình thoái hóa cường độ vật liệu thành phần lên mức báo động [5]. Ngay cả khi gia cường lớp bảo vệ lên ngưỡng tối đa 70mm để kìm hãm nhiệt độ cốt thép ở mức 280°C, gradient nhiệt độ xuyên tâm trong KB2 vẫn phát sinh các ứng suất nhiệt nội tại cực lớn tại vùng tiếp giáp giữa lớp vỏ bị đốt nóng và lõi mát, làm gia tăng đáng kể rủi ro nứt vỡ và bong tróc bề mặt so với kích bản phơi nhiễm hạn chế [7].



Hình 5: Mô hình 3D kích bản 1 và kích bản 2 sau khi giải



Hình 6: Dữ liệu phản ứng nhiệt thu được sau 120 phút gia tải nhiệt theo tiêu chuẩn ISO 834 (chiều dày bê tông 30, 50, 70mm) kích bản 1



Hình 7: Dữ liệu phản ứng nhiệt thu được sau 120 phút gia tải nhiệt theo tiêu chuẩn ISO 834 (chiều dày bê tông 30, 50, 70mm) kích bản 2

Ngược lại, kích bản tam diện (KB2) thiết lập môi trường nhiệt động học nhanh hơn đáng kể do sự giao thoa của các

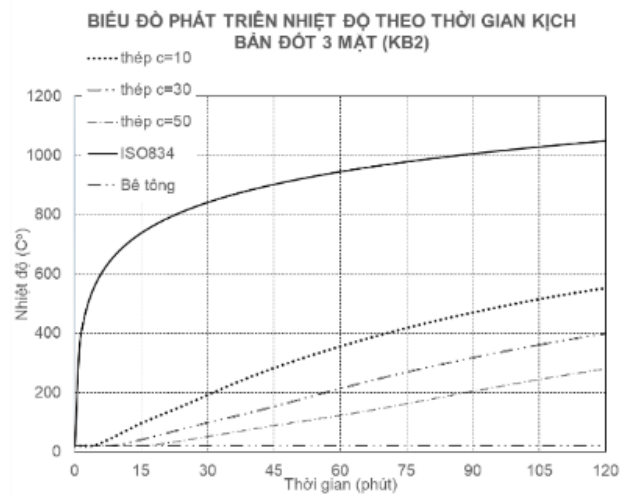
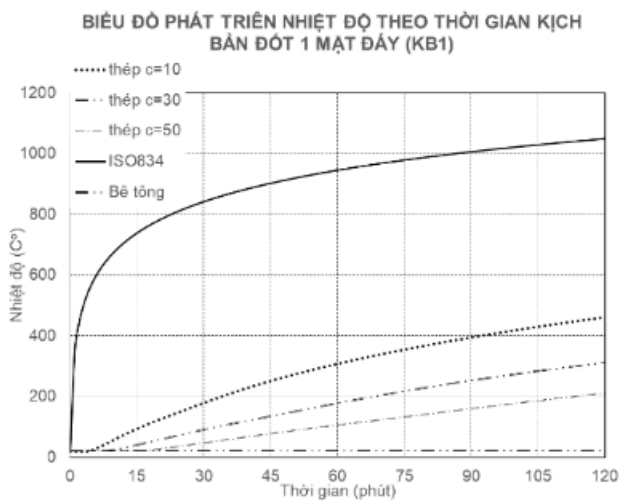
Theo kết quả hình 8, sự phát triển của trường nhiệt độ không ổn định bên trong tiết diện dầm bê tông cốt thép (BTCT) dưới tác động của đường cong nhiệt tiêu chuẩn ISO

834 đưa quy luật vật lý nhất quán, trong đó tốc độ gia nhiệt của cốt thép luôn chiếm ưu thế so với ma trận bê tông nhờ vào sự chênh lệch đáng kể về hệ số dẫn nhiệt ( $\lambda$ ). Hiện tượng này khẳng định vai trò chiến lược của lớp bê tông bảo vệ như một lá chắn nhiệt bị động, giúp trì hoãn tiến trình xâm nhập của dòng nhiệt vào vùng lõi thông qua hiệu ứng trễ nhiệt đặc trưng [7]. Thông qua việc phân tích tham số, sự gia tăng chiều dày lớp bảo vệ từ 30 mm đến 70 mm đã thiết lập một biên độ an toàn nhiệt học rõ rệt, cho phép kéo dài thời gian cần thiết để cốt thép chủ đạt tới ngưỡng tới hạn 400°C – thời điểm mà vật liệu bắt đầu suy giảm nghiêm trọng về mô đun đàn hồi và cường độ chảy dẻo theo các định luật khe

trình thoái hóa hóa lý của cấu trúc gel C-S-H, dẫn đến sự suy vong năng lực chịu tải sớm hơn đáng kể so với kịch bản KB1 [5]. Những dữ liệu định lượng đóng vai trò then chốt về độ tin cậy, khẳng định rằng việc thẩm định an toàn cháy phải dựa trên sự thấu hiểu sâu sắc về tương tác đa vật lý giữa cấu tạo hình học và kịch bản phơi nhiễm thực tế thay vì chỉ dựa vào các bảng tra định mức truyền thống.

### 4.2. Thảo luận

Phân tích tương tác nhiệt-cơ phi tuyến trên mô hình dầm bê tông cốt thép (BTCT) đã làm sáng tỏ sự khác biệt căn bản



**Hình 8:** Biểu đồ phát triển nhiệt độ theo thời gian phụ thuộc vào chiều dày lớp BT bảo vệ theo KB1 và KB2

của Eurocode 2 [3]. Hơn nữa, phép so sánh đối chiếu giữa kịch bản gia nhiệt đơn diện (KB1) và tam diện (KB2) đã khẳng định mức độ nghiêm trọng của hiện tượng hội tụ nhiệt lượng đa chiều, đặc biệt trong các cấu kiện có tiết diện mảnh nơi dòng nhiệt xâm nhập đồng thời từ nhiều phía. Trong kịch bản KB2, sự hội tụ của các đường đẳng nhiệt (isotherms) tại trục đối xứng của dầm không chỉ triệt tiêu nhanh chóng khả năng dự phòng nhiệt của vùng lõi mà còn đẩy nhanh tiến

trong cơ chế truyền nhiệt và quá trình thoái hóa vật liệu dưới tác động của đường cong hỏa hoạn ISO 834. Trong kịch bản cháy đơn diện (KB1), sự hình thành gradient nhiệt độ phân lớp theo phương đứng giúp duy trì hiệu ứng lõi mát (cool core effect) tại vùng bê tông phía trên trục trung hòa, nơi nhiệt độ được kiểm soát nhờ đặc tính dẫn nhiệt thấp và quá trình thu nhiệt nội tại của gel C-S-H [5]. Ngược lại, kịch bản cháy tam diện (KB2) thiết lập trạng thái nhiệt động học cục đoan do sự hội tụ dòng nhiệt đa hướng, làm triệt tiêu diện

tích lõi mát và đẩy nhanh quá trình phân hủy tinh thể Portlandite, dẫn đến sự sụt giảm năng lực chịu tải dư nhanh hơn đáng kể so với kích bản đơn diện [3], [4].

Khảo sát định lượng về chiều dày lớp bảo vệ 30mm trong kích bản KB2, không đảm bảo nhiệt học khi đạt xấp xỉ 580°C thời điểm thép carbon mất 50% giới hạn chảy và làm cấu kiện không đạt trạng thái giới hạn về khả năng chịu tải trước thời điểm 120 phút [8] nên cần gia tăng lớp bảo vệ lên 50mm để đạt được khả năng chịu tải R120. Đối với kết quả mô phỏng lớp bảo vệ 30 mm trong kích bản KB1 vẫn đảm bảo an toàn nhiệt học khi nhiệt độ cốt thép chỉ đạt xấp xỉ 420°C sau 120 phút gia nhiệt, đảm bảo mômen kháng uốn còn lại (MRd,fi) lớn hơn mômen do ngoại lực (MED,fi) dưới tổ hợp tải trọng hỏa hoạn tiêu chuẩn [6]. Việc duy trì nhiệt độ cốt thép dưới ngưỡng tới hạn không chỉ bảo toàn giới hạn chảy mà còn duy trì lực bám dính tại bề mặt tiếp giáp, giúp đảm bảo toàn tính toàn vẹn cấu trúc mà không cần đến lớp bảo vệ quá dày như các quy định định mức truyền thống [1].

Việc thiết kế dựa trên hiệu năng (PBD) cho phép tối ưu hóa khối lượng vật liệu thông qua việc cá nhân hóa giải pháp kháng cháy cho từng cấu kiện cụ thể thay vì áp dụng rập khuôn các yêu cầu của QCVN 06:2022/BXD. Phân tích kỹ thuật chỉ ra rằng việc giảm chiều dày lớp bảo vệ từ 50 mm xuống 30 mm cho các dầm thuộc kích bản KB1 giúp giảm trọng lượng bản thân cấu kiện khoảng 10-15%, từ đó tối ưu hóa nội lực cho hệ thống kết cấu chịu lực bên dưới và mang lại hiệu quả kinh tế trực tiếp cho các công trình hạ tầng quy mô lớn [4]. Cách tiếp cận này cung cấp lộ trình khoa học để hiệu chỉnh các quy chuẩn hiện hành, thay thế tư duy thiết kế định mức bằng các giải pháp kỹ thuật có tính toán định lượng, góp phần nâng cao tính bền vững và hiệu quả đầu tư trong xây dựng hiện đại [8].

## 5. KẾT LUẬN

Nghiên cứu đã hoàn thành việc thiết lập hệ thống dữ liệu định lượng về ứng xử nhiệt-cơ tuần tự của dầm bê tông cốt thép (BTCT), qua đó khẳng định rằng giới hạn chịu lửa của

cấu kiện không phải là một đại lượng cố định mà là một hàm số biến thiên phụ thuộc trực tiếp vào kịch bản phơi nhiễm nhiệt thực tế. Việc xác thực sự tồn tại của hiệu ứng lõi mát (cool core effect) trong kích bản cháy đơn diện đã làm sáng tỏ cơ chế bảo toàn tính toàn vẹn cấu trúc thông qua việc duy trì đặc tính lý hóa của ma trận đá xi măng tại vùng trung tâm tiết diện, tạo cơ sở khoa học để hiệu chỉnh các biên độ an toàn nhiệt học cho các cấu kiện biên trong công trình [5]. Những kết quả phân tích trường nhiệt độ đã cho phép hệ thống hóa vai trò của lớp bê tông bảo vệ, trong đó xác nhận chiều dày 30 mm là ngưỡng tối ưu cho kích bản cháy mặt đáy để đạt giới hạn R120, trong khi kích bản cháy ba mặt đòi hỏi độ dày tối thiểu 50 mm nhằm ngăn chặn sự suy giảm giới hạn chảy của cốt thép khi nhiệt độ tiệm cận ngưỡng tới hạn 500°C [6].

Việc chuyển dịch từ tư duy thiết kế định mức (prescriptive approach) sang phương pháp thiết kế dựa trên hiệu năng (Performance-Based Design - PBD) theo các tiêu chuẩn quốc tế như Eurocode 2 mở ra lộ trình tối ưu hóa khối lượng vật liệu và nâng cao hiệu quả đầu tư cho các dự án hạ tầng đô thị quy mô lớn [8]. Phân tích thực chứng chỉ ra rằng việc cá nhân hóa chiều dày lớp bảo vệ cho các cấu kiện thuộc kích bản phơi nhiễm hạn chế không chỉ giúp tiết giảm trọng lượng bản thân hệ khung từ 10% đến 15% mà còn trực tiếp tối ưu hóa sơ đồ phân bố nội lực cho toàn bộ hệ thống kết cấu chịu lực bên dưới. Tổng kết lại, nghiên cứu này đã thiết lập một nền tảng kỹ thuật có tính toán định lượng chính xác, cung cấp các minh chứng khoa học cần thiết để hiệu chỉnh quy chuẩn QCVN 06:2022/BXD theo hướng linh hoạt và tiệm cận với các tiêu chuẩn tiên tiến trên thế giới, góp phần thúc đẩy mục tiêu phát triển bền vững và an toàn trong xây dựng hiện đại [2].

## TÀI LIỆU THAM KHẢO

- [1] Purkiss, J. A., & Li, L. Y. (2013). Fire safety engineering design of structures (3rd ed.). Boca Raton, FL: CRC Press. n.d.

- [2] Bộ Xây dựng. (2023). QCVN 06:2022/BXD: Quy chuẩn kỹ thuật quốc gia về An toàn cháy cho nhà và công trình. Hà Nội, Việt Nam: Nhà xuất bản Xây dựng n.d.
- [3] European Committee for Standardization. (2004). Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design (EN 1992-1-2). Brussels, Belgium: CEN n.d.
- [4] Wang, Y., Wang, L., & Li, G. (2013). Experimental study on the fire resistance of reinforced concrete beams with different fire scenarios. *Journal of Structural Engineering*, 139(11), 1850-1862 n.d. <https://doi.org/DOI:10.2991/icmce-14.2014.186>.
- [5] Kodur, V. K. R. (2014). Properties of concrete at elevated temperatures. *ISRN Civil Engineering*, 2014, Article ID 468510. <https://doi.org/10.1155/2014/468510> n.d.
- [6] Nguyen, P. L., & Vu, X. H. (2019). Thermo-mechanical performance of Carbon Fiber Reinforced Polymer (CFRP) and CFRP-reinforced concrete structures under fire conditions. *Construction and Building Materials*, 215, 120-135. n.d.
- [7] Nguyen, P. L. (2018). Experimental and numerical study on thermo-mechanical behavior of carbon fiber reinforced polymer and structures reinforced with CFRP (Doctoral dissertation). Université Claude Bernard Lyon 1, France n.d.
- [8] Buchanan, A. H., & Abu, A. K. (2017). Structural design for fire safety (2nd ed.). John Wiley & Sons. n.d. <https://doi.org/DOI:10.1002/9781118700402>.

## CO<sub>2</sub>-Intermixing of Ground Granulated Blast Furnace Slag: Effects on Hydration Kinetics and Performance of Portland Cement

Wei Cong Zhang<sup>2</sup>, Ying Fu<sup>2</sup>, Jia Liu<sup>2</sup>, LiRui Zeng<sup>2</sup>, Shuang Luo<sup>1,\*</sup>

<sup>1</sup>*Magnel-Vandepitte Laboratory for Structural Engineering and Building Materials, Ghent University. Technologiepark Zwijnaarde 60, Campus Ardoyen, B-9052 Gent, Belgium.*

<sup>2</sup>*College of Civil Engineering, Hunan University, Changsha, 410082, Hunan Province, China*

*Email: [Shuang.luo@ugent.be](mailto:Shuang.luo@ugent.be), Number: (+86)118890087117*

---

### ABSTRACT

Injecting CO<sub>2</sub> during mixing (CO<sub>2</sub> intermixing) has been proposed as an effective approach to accelerate early hydration and thereby enhance the early strength of cement-based materials. In this study, a new CO<sub>2</sub> intermixing strategy (Method II) is developed, in which ground granulated blast furnace slag (GBFS) slurry was first exposed to 0.1–6 wt.% CO<sub>2</sub>, followed by blending with Portland cement (PC). The results are compared with a conventional CO<sub>2</sub> intermixing approach (Method I), in which GBFS and PC are co-mixed at the same CO<sub>2</sub> dosages. The results show that Method II achieves a better balance between workability and mechanical performance. As the CO<sub>2</sub> dosage increases from 0.1 to 6 wt.%, the flowability increased by 15.7–27.8%, while the 91-day compressive strength improved by 14.2–30.4% compared with Method I. In addition, Method II mitigates the reduction in Ca(OH)<sub>2</sub> caused by carbonation, whereas Method I shows a decrease in Ca(OH)<sub>2</sub> content after CO<sub>2</sub> intermixing. Overall, Method II provides a more effective route to maintain workability while enhancing long-term strength, demonstrating clear advantages over conventional CO<sub>2</sub> intermixing.

**Keywords:** CO<sub>2</sub> intermixing; ground granulated blast furnace slag; hydration reaction; long-term strength

### 1. INTRODUCTION

Portland cement (PC) is the most widely used construction material worldwide, owing to its low cost, high strength, and reliable durability. Global cement production exceeds 2 billion tons per year, with China accounting for approximately 2.38 billion tons in 2020 [1]. Given this enormous production scale, even partial CO<sub>2</sub> utilization during cement manufacturing could offer meaningful carbon mitigation potential.

Injecting CO<sub>2</sub> during mixing of cement-based materials, often referred to as CO<sub>2</sub> intermixing, has been widely studied as a promising carbon utilization approach [2]. In this process, dissolved CO<sub>2</sub> reacts with cement phases such as tricalcium silicate (C<sub>3</sub>S) and dicalcium silicate (C<sub>2</sub>S), as well as hydration products including calcium hydroxide (CH)

and calcium silicate hydrate (C–S–H), leading to the formation of nano-sized calcium carbonate. These fine particles can serve as nucleation sites, accelerating hydration and improving early-age strength [3]. However, excess CO<sub>2</sub> may result in excessive carbonates on the surface of cement particles, which can hinder further hydration [5]. In addition, CO<sub>2</sub> intermixing often reduces workability and shortens setting time [6], which may negatively affect mixing and casting processes [7,8].

Ground granulated blast furnace slag (GBFS), an industrial by-product from ironmaking, is regarded as a low-carbon supplementary cementitious material, with a carbon footprint only about 5-8% of that of OPC [9,10]. Its use in cement systems can improve later-age strength, reduce heat release,

and enhance durability [11]. However, GBFS may contain free oxides such as f-CaO and f-MgO [12], which hydrate to form expansive products ( $\text{Ca}(\text{OH})_2$  and  $\text{Mg}(\text{OH})_2$ ), potentially causing volumetric instability due to significant expansion [13].

Recent studies have shown that  $\text{CO}_2$  intermixing can effectively reduce the reactivity of free oxides in GBFS, thereby mitigating expansion-related issues [14]. Building on this, this study combines  $\text{CO}_2$  intermixing with partial OPC replacement by GBFS to investigate its effects on hydration behavior, microstructural development, and macroscopic performance, and to evaluate its feasibility for low-carbon cementitious systems.

## 2. Materials and methods

### 2.1. Materials

The Portland cement (OPC) used in this study had a Blaine fineness of  $3590 \text{ cm}^2/\text{g}$ , and the chemical composition of OPC and ground granulated blast furnace slag (GBFS) is summarized in Table 2.1. High-purity  $\text{CO}_2$  gas (99%) was used throughout the experiments. Deionized water was employed for all mixing procedures.

Table 2.1 Chemical composition of OPC and GBFS (wt.%)

Chemical composition	OPC	GBFS
CaO	62.05	50.07
$\text{SiO}_2$	20.53	24.87
$\text{Al}_2\text{O}_3$	4.45	12.55
$\text{Fe}_2\text{O}_3$	3.17	0.44
MgO	2.81	5.41
$\text{SO}_3$	2.10	1.94
f-CaO	0.80	
$\text{Na}_2\text{O}$	0.55	0.46
$\text{Cl}^-$	0.032	0.03
LOI	1.74	1.10

### 2.2. Method

A total of 13 mixtures were designed, with a fixed water-to-binder ratio (w/b) of 0.5 for all mixtures. The mix design is summarized in Table 2.3. The OPC group was used as the

control, while OPC-x denotes samples in which x wt.% of OPC was replaced by GBFS.

Two  $\text{CO}_2$  intermixing methods were adopted in this study. For the OPC-10-y series (Method I), 10 wt.% GBFS was incorporated, and  $\text{CO}_2$  (y wt.% relative to the total binder content) was introduced during the simultaneous mixing of all raw materials for 2 min.

For the FOPC-10-y series (Method II), the overall composition was identical to that of OPC-10-y; however, the mixing sequence was modified. Specifically, the 10 wt.% GBFS was first subjected to  $\text{CO}_2$  intermixing at a water-to-binder ratio of 2 for 2 min. The remaining 90 wt.% OPC and water were then added, followed by conventional mixing.

Table 2.3 Mix design of blended cement paste.

	OPC	GBFS	$\text{CO}_2$	Flow rate	Water
	(g)	(g)	(wt.%)	(L/min)	(g)
OPC	720	/	-	-	360
OPC-5	684	36	-	-	360
OPC-10	648	72	-	-	360
OPC-20	576	144	-	-	360
OPC-30	504	216	-	-	360
OPC-10-0.1	648	72	0.1	0.2	360
OPC-10-1	648	72	1	1.8	360
OPC-10-3	648	72	3	5.4	360
OPC-10-6	648	72	6	10.8	360
<sup>a</sup> FOPC-10-0.1	648	72	0.1	0.2	144+216
FOPC-10-1	648	72	1	1.8	144+216
FOPC-10-3	648	72	3	5.4	144+216
FOPC-10-6	648	72	6	10.8	144+216

(a) Water was added in two steps: 144 g for  $\text{CO}_2$  intermixing with GBFS, followed by 216 g during mixing with OPC.

## 3. Results and discussion

### 3.1 Optimal GBFS Content

GBFS was used to replace OPC at 5%, 10%, 20%, and 30% to evaluate its effects on flowability and compressive strength (Figures 1 and 2). Among all mixtures, OPC-10

exhibited the highest flowability. Although its early-age strength was not the highest, its 56-day and 91-day compressive strengths increased by 36.9% and 55.75%, respectively, compared with OPC. Considering that CO<sub>2</sub> intermixing enhances early strength development, higher GBFS contents are undesirable due to reduced workability and dilution effects. Therefore, 10% GBFS was selected as the optimal content.

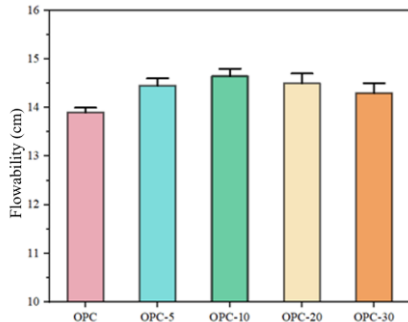


Figure 1. Effect of GBFS content on the flowability of blended cement paste.

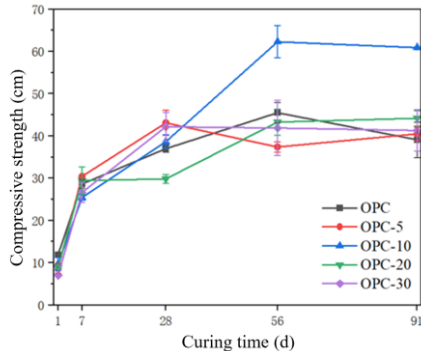


Figure 2. Effect of GBFS content on the compressive strength of blended cement paste.

### 3.2 Flowability

Figure 3 shows the effect of CO<sub>2</sub> dosage on paste flowability. Under Method I, flowability decreased significantly with CO<sub>2</sub> addition. Even 1% CO<sub>2</sub> (OPC-10-1) reduced flowability by 13.3%, mainly due to the formation of nano-CaCO<sub>3</sub>, increased particle friction, and water consumption.

In contrast, Method II improved flowability across all CO<sub>2</sub> levels. Compared with OPC-10-y, the flowability of FOPC-10-y increased by 15.7–27.8%. This improvement is attributed to CO<sub>2</sub>-premixing at a higher water-

to-binder ratio ( $w/b = 2$ ), which limits CaCO<sub>3</sub> agglomeration and produces finer, well-dispersed particles, thereby reducing interparticle friction and improving flowability.

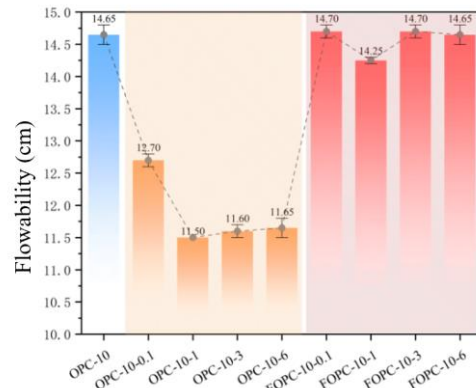


Figure 3. Flowability of fresh blended cement paste.

### 3.3 Compressive Strength

The compressive strength results are shown in Fig. 4. Compared with OPC, the blended cement paste prepared by Method I (OPC-10-y) showed similar early-age strength ( $\leq 7$  days) but a slight reduction at later ages, indicating that CO<sub>2</sub> intermixing has a limited early impact but may hinder long-term strength when CO<sub>2</sub> is excessive. This is mainly due to: (1) carbonation of ettringite into CaCO<sub>3</sub>, causing volume shrinkage and increased porosity; (2) excessive carbonates on the unhydrated particles, which slows further hydration; and (3) reduced workability leading to a porous microstructure.

In contrast, all the blended cement paste prepared by Method II (FOPC-10-y) achieved higher strength than Method I (OPC-10-y). At 91 days, the strength increased by 14.2–30.4%. This improvement is attributed to a more uniform distribution of nano-CaCO<sub>3</sub>, which can effectively act as nucleation sites and promote hydration. In Method II, GBFS is pre-mixed with CO<sub>2</sub> at a high water-to-binder ratio ( $w/b = 2$ ), which promotes better dispersion of reaction products and reduces local agglomeration. After adding OPC, hydration products from GBFS and OPC are more evenly distributed rather than forming surface coatings on cement particles as in

Method I, which effectively promotes OPC hydration, resulting in a denser structure.

The OPC-10 mixture also showed a strength decrease at 91 days, likely due to its higher early hydration rate. Although rapid hydration improves early strength, it may disrupt optimal microstructure formation and weaken long-term bonding, leading to reduced later-age strength.

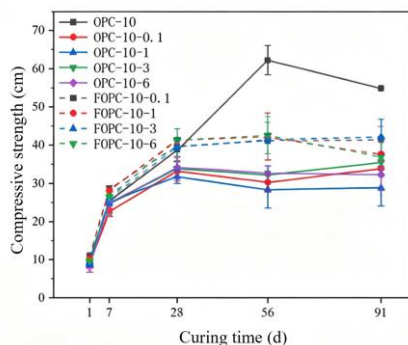


Figure 4. Effect of  $\text{CO}_2$  dosages on the compressive strength of blended cement paste.

### 3.5. Thermogravimetric analysis

As shown in the DTG curves of OPC-10-3 and FOPC-10-3 (Fig. 5a,b), a distinct double-peak feature appears in the 600–700 °C range, indicating the coexistence of multiple  $\text{CaCO}_3$  polymorphs (eg, vaterite, aragonite, and calcite) within the first 28 days. At 91 days (OPC-10-3-91d and FOPC-10-3-91d), only a single peak is observed, suggesting that metastable phases gradually transform into thermodynamically stable calcite.

The  $\text{CaCO}_3$  content calculated and shown in Fig. 5c. Compared with the uncarbonated OPC-10 group, both OPC-10-y and FOPC-10-y exhibit higher  $\text{CaCO}_3$  contents at all curing ages, confirming that  $\text{CO}_2$  intermixing effectively enhances carbonation. The increased formation of nano- $\text{CaCO}_3$  may contribute to pore filling.

In addition, all mixtures show lower  $\text{CaCO}_3$  content at 91 days compared with 7 and 28 days, which may be attributed to further dissolution of  $\text{CaCO}_3$  and its reaction with aluminate phases to form carboaluminates.

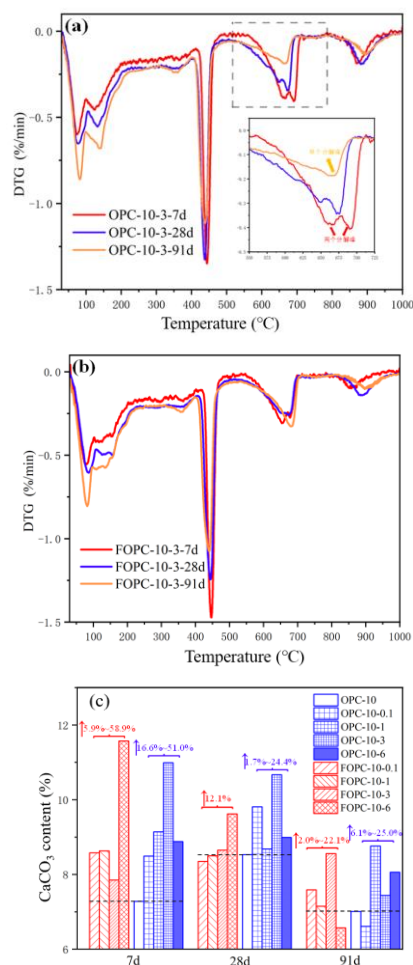


Figure 5 DTG curves of blended cement paste under (a) Method I, (b) Method II, and (c)  $\text{CaCO}_3$  content.

## 4. CONCLUSIONS

This study investigated the effects of  $\text{CO}_2$  intermixing on GBFS–OPC blended cement systems. The main conclusions are as follows:

(1) Under the conventional  $\text{CO}_2$  intermixing method (Method I), flowability decreased significantly. In contrast, the proposed Method II improved flowability by 15.7–27.8% by generating finer and better-dispersed  $\text{CaCO}_3$  particles.

(2) Method I slightly reduced long-term strength, while Method II increased 91-day strength by 14.2–30.4%. This may be attributed to a more uniform microstructure and better distribution of hydration products.

(3) Thermogravimetric results showed that CO<sub>2</sub> intermixing increases CaCO<sub>3</sub> formation, with early polymorphs gradually transforming into stable calcite. The resulting nano-CaCO<sub>3</sub> contributes to pore refinement, although part of the carbonate is consumed at later ages due to carboaluminate formation.

Overall, Method II is more effective for CO<sub>2</sub>-intermixing strategies in improving both fresh and hardened properties of GBFS-OPC systems.

### REFERENCE

1. Chen Bolin. 2020 China cement economic operation and outlook for 2021. *China Cement*, 2021(3). (in English)
2. Monkman S, MacDonald M, Hooton R D, et al. Properties and durability of concrete produced using CO<sub>2</sub> as an accelerating admixture. *Cement and Concrete Composites*, 2016, 74: 218–224.
3. Monkman S, Lee B E J, Grandfield K, et al. The impacts of in-situ carbonate seeding on the early hydration of tricalcium silicate. *Cement and Concrete Research*, 2020, 136: 106179.
4. Chang J, Fang Y. Quantitative analysis of accelerated carbonation products of synthetic calcium silicate hydrate (C–S–H) by QXRD and TG/MS. *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*, 2015, 119(1): 57–62.
5. Lu B, Shi C, Zhang J, et al. Effects of carbonated hardened cement paste powder on hydration and microstructure of Portland cement. *Construction and Building Materials*, 2018, 186: 699–708.
6. Monkman S, MacDonald M, Hooton R D, et al. Properties and durability of concrete produced using CO<sub>2</sub> as an accelerating admixture. *Cement and Concrete Composites*, 2016, 74: 218–224.
7. Chen T, Gao X, Qin L. Mathematical modeling of accelerated carbonation curing of Portland cement paste at early age. *Cement and Concrete Research*, 2019, 120: 187–197.
8. Lu C F, Wang W, Li Q T, et al. Effects of micro-environmental climate on carbonation depth and pH value in fly ash concrete. *Journal of Cleaner Production*, 2018, 181: 309–317.
9. Wang S, Yue C S, Chen Y, et al. Research progress and prospects of steel slag carbonation for CO<sub>2</sub> reduction. *Materials Reports*, 2016, 30(1): 111–114, 121. (in English)
10. Shen Y C. Application of ground granulated blast furnace slag in high-performance concrete. *Heilongjiang Communications Science and Technology*, 2019, 42(5). (in English)
11. Wang C, Yang J L. Development and status of high-value utilization technologies for iron and steel slag. *China Scrap Iron & Steel*, 2012(1). (in English)
12. Wang A G. Research progress on carbonated steel slag for building materials preparation. 2019, 33(17). (in English)
13. Zhang T S, Liu F T, Wang J W, et al. Research progress on stability and activity activation of steel slag. *Bulletin of the Chinese Ceramic Society*, 2007(5). (in English)
14. Liang X J. Early hydration activity of carbonated steel slag composite cementitious materials. *Journal of the Chinese Ceramic Society*, 2012(2). (in English).

# Vật liệu xanh trong công trình xanh: Chiến lược hành động hướng tới Net-zero Carbon trong hạ tầng Cảng hàng không

Lê Thị Hồng Na<sup>1,2,\*</sup>, Trần Công Danh<sup>1,2</sup>, Nguyễn Duy Tân<sup>3</sup>

<sup>1</sup>Khoa Kỹ thuật Xây dựng, Trường Đại học Bách Khoa Thành phố Hồ Chí Minh

<sup>2</sup>Đại học Quốc gia Thành phố Hồ Chí Minh

<sup>3</sup>Khoa Xây dựng, Học viện Hàng không Việt Nam

\*Email: [na.bmkt@hcmut.edu.vn](mailto:na.bmkt@hcmut.edu.vn)

## TÓM TẮT

Bài báo phân tích vai trò của vật liệu xanh trong công trình xanh, với trọng tâm là hạ tầng cảng hàng không nhằm đáp ứng mục tiêu phát thải ròng bằng 0 vào năm 2050 của Việt Nam. Công trình xanh được tiếp cận theo vòng đời, trong đó tối ưu hóa sử dụng năng lượng, tài nguyên và vật liệu từ thiết kế đến vận hành. Nghiên cứu tổng hợp các hệ thống đánh giá LEED và LOTUS, đồng thời phân loại vật liệu xanh thành bốn nhóm: sinh thái, an toàn sức khỏe, hiệu suất cao và tái chế. Các tiêu chí lựa chọn vật liệu theo LOTUS được nhấn mạnh, bao gồm giảm sử dụng vật liệu phát thải cao, ưu tiên vật liệu không nung, vật liệu địa phương và vật liệu phát thải thấp (Low VOC). Các giải pháp vật liệu xanh như tre, gỗ kỹ thuật và vật liệu tái chế được đề xuất áp dụng nhằm giảm phát thải carbon. Vai trò của Tuyên bố Sản phẩm Về Môi trường (EPD) được khẳng định như công cụ minh bạch hóa và hỗ trợ ra quyết định trong thiết kế công trình xanh.

**TỪ KHÓA:** Vật liệu xanh, Công trình xanh, Hạ tầng hàng không, Net-zero carbon, LOTUS, Low VOC, EPD.

## ABSTRACT

This paper examines the role of green materials in green buildings, with a particular focus on airport infrastructure, in order to support Vietnam's commitment to achieving net-zero carbon emissions by 2050. The concept of green buildings is approached from a life-cycle perspective, emphasizing the optimization of energy, resource, and material use from design through operation. The study reviews major green building rating systems, including LEED and LOTUS, and classifies green materials into four main categories: ecological, health-safe, high-performance, and recycled materials. Material selection criteria based on the LOTUS framework are highlighted, including reducing the use of high-emission materials, prioritizing unburnt materials, locally sourced materials, and low-emission products (Low VOC). Furthermore, green material solutions such as bamboo, engineered wood, and recycled materials are proposed for implementation to reduce carbon emissions. The role of Environmental Product Declarations (EPDs) is also emphasized as a transparent and data-driven tool to support decision-making in sustainable building design.

**KEYWORDS:** Green materials, Green buildings, Airport infrastructure, Net-zero carbon, LOTUS, Low VOC; EPD.

## 1. GIỚI THIỆU

Biến đổi khí hậu và sự gia tăng nồng độ khí nhà kính, đặc biệt là CO<sub>2</sub>, đang tạo ra những thách thức nghiêm trọng đối với phát

triển bền vững toàn cầu. CO<sub>2</sub> được xem là một trong những khí nhà kính quan trọng nhất do sự phổ biến và thời gian tồn tại lâu dài trong khí quyển. Sự gia tăng phát thải từ các hoạt động của con người đã làm biến đổi hệ thống khí hậu và đe dọa đến môi trường cũng như sự phát triển của xã hội.

Trong bối cảnh đó, cam kết đạt phát thải ròng bằng 0 vào năm 2050 của Việt Nam đặt ra yêu cầu chuyển đổi mạnh mẽ trong nhiều lĩnh vực, đặc biệt là ngành xây dựng - một trong những nguồn phát thải lớn nhất. Trên phạm vi toàn cầu, lĩnh vực xây dựng và công trình chiếm khoảng 34–40% tổng phát thải CO<sub>2</sub> và tiêu thụ hơn một phần ba năng lượng toàn cầu [1].

Hạ tầng cảng hàng không là loại hình công trình có quy mô lớn, nhu cầu năng lượng cao và vòng đời dài, do đó phát sinh lượng phát thải đáng kể trong cả giai đoạn thi công và vận hành. Trước thực tế này, việc tích hợp các giải pháp giảm phát thải ngay từ giai đoạn thiết kế đóng vai trò then chốt nhằm kiểm soát tác động môi trường trong suốt vòng đời công trình. Bên cạnh đó, xu hướng chuyển đổi xanh trong lĩnh vực xây dựng không chỉ là yêu cầu tất yếu mà còn là định hướng chiến lược nhằm nâng cao hiệu quả sử dụng tài nguyên và hướng tới phát triển bền vững [2].

Công trình xanh (CTX) nổi lên như một hướng tiếp cận hiệu quả, không chỉ tập trung vào hiệu quả vận hành mà còn kiểm soát phát thải trong toàn bộ vòng đời công trình. Trong đó, vật liệu (VL) xây dựng đóng vai trò quyết định, bởi “carbon hàm chứa” (embodied carbon) từ vật liệu chiếm tỷ trọng lớn trong tổng phát thải [3]. Vì vậy, nghiên cứu chiến lược sử dụng vật liệu xanh (VLX) trong hạ tầng cảng hàng không là cần thiết và có ý nghĩa thực tiễn cao.

## 2. CÔNG TRÌNH XANH VÀ VẬT LIỆU XANH

CTX là công trình xây dựng mà trong cả vòng đời của nó (Hình 1), từ giai đoạn lựa chọn địa điểm, thiết kế, thi công xây dựng, giai đoạn sử dụng, vận hành, cho đến giai đoạn sửa chữa, nâng cấp, tái sử dụng, đều đạt được hiệu quả cao và tiết kiệm sử dụng năng lượng, tài nguyên nước, VL và giảm thiểu các tác động

xấu đến sức khỏe của con người và môi trường xung quanh, giảm thiểu phát sinh chất thải gây ô nhiễm môi trường và tạo ra điều kiện sống tốt nhất cho người sử dụng [4].



Hình 1: Vòng đời công trình xanh (Nguồn: tác giả)

Trong cấu trúc đó, VLX là thành phần cốt lõi, là VL thân thiện với môi trường hoặc VL có tác động môi trường thấp vì các ảnh hưởng của chúng được cân nhắc trong suốt vòng đời (Hình 2). Các VLX phải đạt một hoặc nhiều đặc tính, bao gồm (i) không độc hại; (ii) có hàm lượng tái chế; (iii) tiết kiệm tài nguyên; (iv) vòng đời dài; hoặc (v) có tác động môi trường thấp hoặc được thiết kế theo hướng bền vững [5]. Đây là các VL có tác động môi trường thấp, được đánh giá dựa trên toàn bộ vòng đời (Life Cycle Assessment - LCA), đồng thời đảm bảo hiệu quả kỹ thuật và an toàn cho sức khỏe.

Theo vòng đời, VLX có thể được phân loại thành bốn nhóm chính:

- **VL sinh thái (ecological):** Các nguồn tự nhiên ít xử lý nhân tạo (tre, nứa, gỗ công nghiệp).
- **VL an toàn cho sức khỏe (healthy):** Phát thải thấp, không chứa chất độc hại (low/zero VOC/formaldehyde).
- **VL hiệu suất cao (high-Performance):** Các sản phẩm cách âm, cách nhiệt, chống thấm có hiệu suất vượt trội giúp tiết kiệm năng lượng.
- **VL tái chế (recycling):** Được tạo thành từ rác thải hoặc phế liệu xây dựng.



Hình 2: Vòng đời của VL (Nguồn: tác giả)

Các hệ thống đánh giá như LEED, BREEAM và LOTUS cung cấp khung tiêu chí toàn diện để đo lường mức độ bền vững của công trình. Trong đó, LOTUS được phát triển phù hợp với điều kiện Việt Nam và nhấn mạnh các tiêu chí liên quan đến VL như hàm lượng tái chế, nguồn gốc và phát thải [6].

### 3. TIÊU CHÍ VÀ PHƯƠNG PHÁP LỰA CHỌN VẬT LIỆU XANH

Việc lựa chọn VLX cần dựa trên các tiêu chí định lượng và định tính nhằm giảm thiểu tác động môi trường. Hệ thống LOTUS nhấn mạnh các nguyên tắc sau:

- Giảm sử dụng VL có cường độ phát thải cao như bê tông và thép truyền thống;
- Ưu tiên VL không nung vật liệu không nung (gạch không nung, bê tông không nung...), VL tái chế và VL địa phương;
- Sử dụng VL phát thải thấp (Low VOC) nhằm cải thiện chất lượng không khí trong nhà;
- Áp dụng mô hình kinh tế tuần hoàn thông qua tái sử dụng VL.

Tại Việt Nam, song hành với việc phát triển nhanh về CTX, thì Green Label (Nhãn xanh) và Tuyên bố Sản phẩm Về Môi trường (EPD) đang trở nên ngày càng phổ biến và được chú ý hơn trong việc đánh giá, xác định tính bền vững cũng như sự minh bạch của sản phẩm và dịch vụ [7]. Việc sử dụng VL có EPD cũng góp phần nâng cao điểm số trong các hệ

thống đánh giá CTX như LOTUS hay LEED. Ngoài ra, các chứng nhận như FSC, Green Label, hay Cradle to Cradle đóng vai trò xác nhận tính bền vững của VL.

Green Label là thuật ngữ dùng để chỉ các nhãn sinh thái hoặc hệ thống chứng nhận áp dụng cho sản phẩm, dịch vụ hoặc hoạt động đáp ứng các tiêu chí về bảo vệ môi trường và phát triển bền vững. Nhãn này được sử dụng nhằm nhận diện và phân biệt những sản phẩm hoặc dịch vụ được sản xuất, quản lý theo các tiêu chuẩn môi trường nghiêm ngặt hơn, hoặc có tác động môi trường thấp hơn so với các sản phẩm, dịch vụ cùng loại, qua đó hỗ trợ người tiêu dùng và các bên liên quan đưa ra lựa chọn thân thiện với môi trường.

Chu trình lựa chọn VLX trong công trình xanh có thể chia thành 5 bước: (1) Thiết kế: Đề xuất giải pháp thiết kế tối ưu; (2) Lựa chọn: Chọn vật liệu phù hợp với thiết kế; (3) Thu thập thông tin: Tìm hiểu đặc tính kỹ thuật thực tế; (4) So sánh: Đối chiếu với yêu cầu tiêu chuẩn CTX; (5) Minh chứng: Thu thập giấy chứng nhận và kết quả kiểm định (Hình 3).



Hình 3: Chu trình lựa chọn VLX trong CTX (Nguồn: tác giả)

Green Database là cơ sở dữ liệu về VLX do Hội đồng CTX Việt Nam (VGBC) phát triển, cung cấp danh mục các vật liệu đã được kiểm chứng và chứng nhận. Công cụ này hỗ trợ tra cứu nhanh các VL đáp ứng tiêu chí LOTUS, giúp tối ưu quá trình lựa chọn trong thiết kế và thi công, đồng thời nâng cao tính minh bạch và độ tin cậy của hồ sơ CTX [6].

### 4. GIẢI PHÁP VẬT LIỆU CHO CẢNG HÀNG KHÔNG

Việc ứng dụng các VL mới có khả năng lưu trữ carbon là chìa khóa để đạt Net-Zero:

- **Tre:** Có cường độ kéo cao (trong một số trường hợp có thể tiệm cận thép),

sinh trưởng nhanh (thu hoạch 3-5 năm) và hấp thụ CO<sub>2</sub> nhiều hơn cây lấy gỗ. Phù hợp cho kết cấu nhẹ và trang trí nội thất.

- **Gỗ kỹ thuật (engineered wood):** Các loại gỗ như CLT hay Glulam có trọng lượng nhẹ hơn bê tông, giúp giảm tải trọng công trình và lưu trữ CO<sub>2</sub> lâu dài.
- **Vật liệu địa phương:** Giảm chi phí vận chuyển và phát thải carbon liên quan đến logistics (trong phạm vi bán kính dưới 150 km).
- **VL tái chế:** Sử dụng nhựa tái chế, thép tái chế hoặc bê tông tái chế từ công trình phá dỡ để hạn chế khai thác tài nguyên thô.

Việc kết hợp các VL này với thiết kế tối ưu có thể giảm đáng kể phát thải carbon mà vẫn đảm bảo yêu cầu kỹ thuật của công trình hàng không.

## 5. KẾT LUẬN

Kết quả nghiên cứu cho thấy việc áp dụng VLX trong hạ tầng cảng hàng không là khả thi nếu có sự kết hợp giữa đổi mới VL, tối ưu thiết kế và tiếp cận vòng đời công trình. Các giải pháp như sử dụng tre, gỗ kỹ thuật, VL tái chế và VL cải tiến có thể góp phần đáng kể vào việc giảm phát thải carbon mà vẫn đảm bảo yêu cầu kỹ thuật.

Trên cơ sở đó, bài báo đề xuất một số kiến nghị: (i) hoàn thiện khung chính sách và tiêu chuẩn kỹ thuật nhằm khuyến khích sử dụng VLX; (ii) thúc đẩy nghiên cứu và phát triển VL mới có phát thải thấp; (iii) tăng cường áp dụng các công cụ đánh giá vòng đời và chứng nhận môi trường; và (iv) nâng cao nhận thức và năng lực của các bên liên quan trong ngành xây dựng và hàng không. Đây là những định hướng quan trọng nhằm tiến tới mục tiêu phát thải ròng bằng 0 trong tương lai.

## LỜI CẢM ƠN

Chúng tôi xin cảm ơn Trường Đại học Bách khoa, ĐHQG-HCM đã hỗ trợ cho nghiên cứu này.

## TÀI LIỆU THAM KHẢO

- [1] UNEP, Báo cáo tình trạng toàn cầu về các tòa nhà và công trình xây dựng (2022)
- [2] Phan Đăng Sơn, Chuyển đổi xanh trong công trình xây dựng: Từ định hướng đến các giải pháp kiến trúc cho công trình (2025), Tạp chí Kiến trúc, Số 1/2025
- [3] Hội đồng Xây dựng Xanh Thế giới, Đưa Lượng Carbon Tích hợp vào ngay từ đầu, (2024).
- [4] Phạm Ngọc Đăng, Các giải pháp thiết kế Công trình xanh ở Việt Nam (2014), NXB Xây dựng.
- [5] John Hermannsson, Green Building Resource Guide (1997), Taunton Press Publisher.
- [6] Hội đồng Công trình xanh Việt Nam (VGBC). Website: <https://vgbc.vn/>
- [7] Nguyễn Trung Kiên, Xu hướng xanh hóa trong ngành VLXD tại Việt Nam (2023), Tạp chí Xây dựng, 28/09/2023.

# Giải pháp dựa vào tự nhiên (nature-based solutions) trong quy hoạch sân bay xanh và thích ứng biến đổi khí hậu: nghiên cứu điển hình Cảng hàng không Quốc tế Long Thành

Mai Thị Hằng<sup>1,\*</sup>

<sup>1</sup>Khoa Xây dựng, Học viện Hàng không Việt Nam

\*Email: hangmt@vaa.edu.vn

## TÓM TẮT

Cảng hàng không quốc tế Long Thành đang trong giai đoạn xây dựng – thời điểm tối ưu để tích hợp giải pháp dựa vào tự nhiên (Nature-based Solutions – NbS). Nghiên cứu xây dựng Khung NbS bốn nhóm chức năng (4F-NbS) tích hợp tiêu chuẩn IUCN, hướng dẫn EU và đặc thù an toàn hàng không, áp dụng phân tích hồ sơ thiết kế giai đoạn 1 (2021–2026). Trong 15 tiêu chí đánh giá, dự án đạt 2 tiêu chí đầy đủ, 5 tiêu chí một phần và thiếu 8 tiêu chí; hệ số dòng chảy tổng hợp  $C_{th} \approx 0,46$  vượt ngưỡng khuyến nghị ( $\leq 0,40$ ). Sáu giải pháp NbS bổ sung được đề xuất với chi phí ước tính 250–400 tỷ đồng ( $< 0,4\%$  tổng mức đầu tư giai đoạn 1) và lợi ích vòng đời 30 năm đạt 800–1.500 tỷ đồng. Nghiên cứu cho thấy NbS có thể tương thích với an toàn hàng không nếu được phân vùng, lựa chọn loài và quản lý động vật hoang dã phù hợp.

**TỪ KHOÁ:** Nature-based Solutions; sân bay xanh; Long Thành; thích ứng biến đổi khí hậu; quản lý nước mưa.

## ABSTRACT

Long Thanh International Airport is under active construction (Phase 1, 2021–2026), presenting an optimal window to integrate Nature-based Solutions (NbS) into its planning and design. This study develops a four-functional-group NbS framework (4F-NbS) that integrates IUCN global standards, EU guidelines and aviation safety requirements, applied to Phase 1 design documents. Assessment of 15 criteria reveals 2 fully integrated, 5 partially integrated, and 8 absent; the composite runoff coefficient  $C_{th} \approx 0.46$  exceeds the recommended threshold ( $\leq 0.40$ ). Six supplementary NbS measures are proposed at an estimated cost of VND 250–400 billion ( $< 0.4\%$  of Phase 1 investment), yielding 30-year lifecycle benefits of VND 800–1,500 billion. The study suggests that NbS can be compatible with aviation safety when spatial zoning, species selection and wildlife management are properly implemented.

**KEYWORDS:** Nature-based Solutions; green airport; Long Thanh; climate adaptation; stormwater management.

## 1. ĐẶT VẤN ĐỀ

Ngành hàng không toàn cầu đối mặt với áp lực kép: đáp ứng nhu cầu di chuyển tăng cao và giảm thiểu tác động môi trường trong bối cảnh biến đổi khí hậu (BĐKH). Theo ICAO (2022), hàng không đóng góp 2,5–3% tổng phát thải CO<sub>2</sub> toàn cầu và dự báo tăng 2,5 lần vào 2050. Nhóm Giải pháp dựa vào tự nhiên (NbS) – đã chứng minh hiệu quả và tiết kiệm chi phí vòng đời trong quy hoạch đô thị – vẫn còn ít được tích hợp hệ thống vào quy hoạch sân bay, đặc biệt tại Đông Nam Á.

Cảng hàng không quốc tế Long Thành (LTIA) – dự án trọng điểm quốc gia với tổng diện tích 5.000 ha, công suất 100 triệu hành khách/năm khi hoàn thành – đang trong giai đoạn xây dựng giai đoạn 1 (2021–2026), tổng mức đầu tư 109.717 tỷ đồng. Đây là thời điểm vàng để tích hợp NbS vì chi phí điều chỉnh ở giai đoạn thiết kế–thi công thấp hơn nhiều lần so với cải tạo sau vận hành [1]. Bài báo hướng đến: (1) xây dựng khung phân loại NbS 4 nhóm chức năng cho sân bay; (2) đánh giá mức độ tích hợp NbS trong thiết kế hiện hữu; (3) đề xuất các giải pháp bổ sung có định lượng hiệu quả.

## 2. PHƯƠNG PHÁP NGHIÊN CỨU

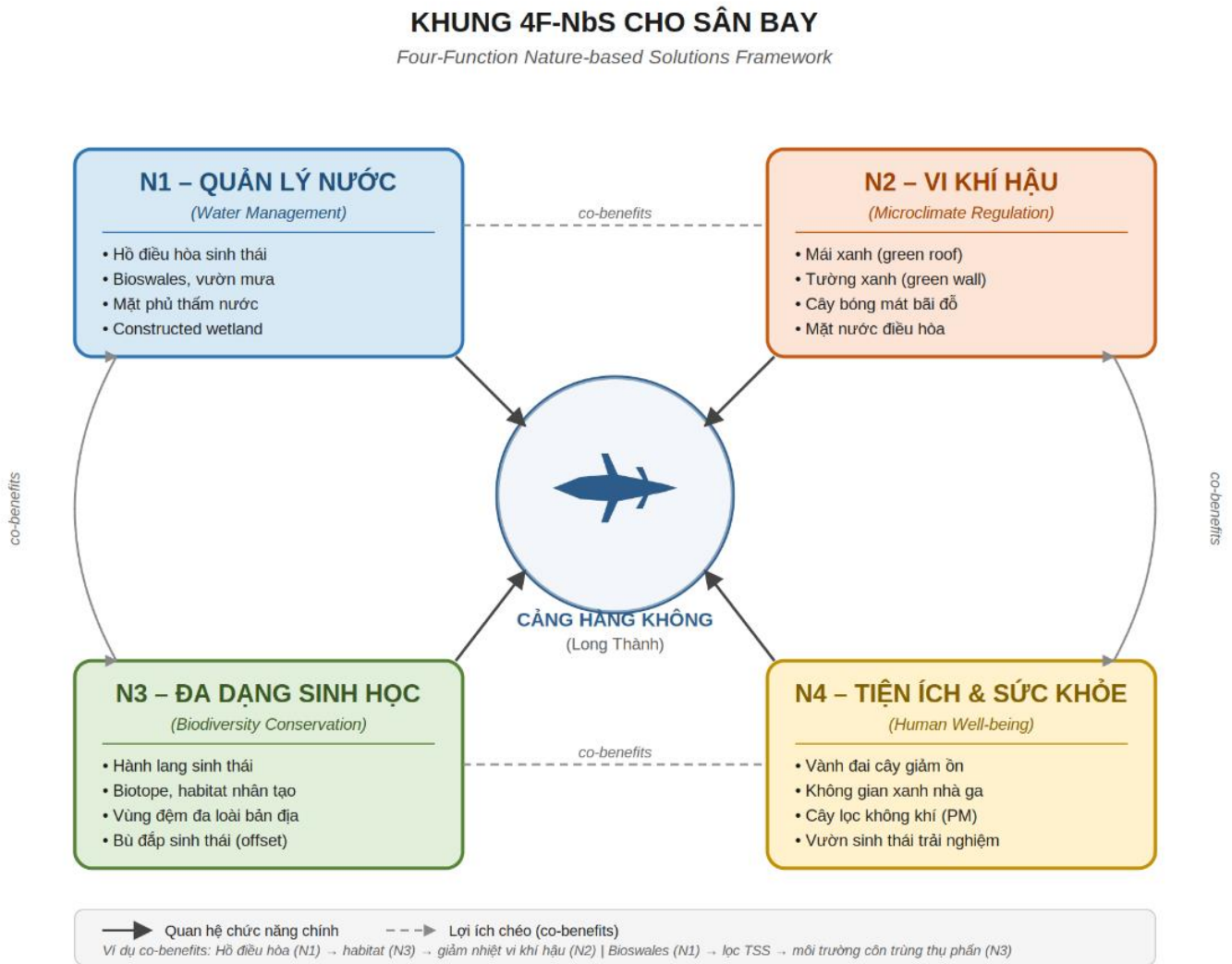
### 2.1 Khung NbS 4 nhóm chức năng (4F-NbS)

Nghiên cứu xây dựng Khung 4F-NbS thông qua quy trình tích hợp ba tầng chuẩn quốc tế: (i) IUCN Global Standard for Nature-based Solutions (2020) [2] – cung cấp 8 tiêu chí cốt lõi và nguyên tắc thích ứng sinh thái; (ii) EU NbS Typology (2020) [3] – phân loại các kiểu NbS theo mức độ can thiệp vào hệ sinh thái từ tự nhiên hoàn toàn đến nhân tạo có chủ đích; và (iii) ACI Sustainability Handbook (2022) [4] – đặt ra các chỉ số đo lường Green-Blue Ratio (GBR), hệ số dòng chảy tổng hợp ( $C_{th}$ ) và tiêu chí an toàn hàng không

riêng biệt. Khung được bổ sung thêm lớp ràng buộc an toàn từ ICAO Doc 9184 (quy hoạch sân bay) [5] và ICAO Doc 9137 Part 3 [6] (quản lý nguy cơ chim) nhằm đảm bảo mỗi giải pháp NbS đề xuất không mâu thuẫn với vận hành khai thác hàng không.

Khung 4F-NbS gồm bốn nhóm chức năng được sắp xếp theo mức độ ưu tiên kỹ thuật trong bối cảnh sân bay nhiệt đới ẩm: (N1) Quản lý nước mưa và kiểm soát dòng chảy; (N2) Điều tiết vi khí hậu và hiệu quả năng lượng; (N3) Bảo tồn và phục hồi đa dạng sinh học; (N4) Tiềm ích sức khỏe con người và dịch vụ hệ sinh thái. Cấu trúc tổng thể và mối quan hệ co-benefits giữa bốn nhóm được trình bày trong

**Hình 1.**



**Hình 1.** Sơ đồ Khung 4F-NbS và mối quan hệ co-benefits giữa các nhóm chức năng. *Nguồn: Sơ đồ do tác giả xây dựng dựa trên*

IUCN (2020), EU (2021), ACI (2022).

## 2.2 Dữ liệu và đánh giá

Dữ liệu sơ cấp gồm hồ sơ thiết kế kỹ thuật giai đoạn 1 (ACV, 2020–2023) [7] và báo cáo đánh giá tác động môi trường của dự án (Bộ TNMT, 2019) [8], tiếp cận thông qua các phụ lục công khai kèm theo Báo cáo nghiên cứu khả thi và các văn bản đăng tải trên cổng thông tin của Bộ Xây dựng. Dữ liệu thứ cấp gồm số liệu khí tượng – thủy văn Đồng Nai (2020), tiêu chuẩn TCVN 9257:2012 và QCVN 01:2021/BXD.

Hệ số dòng chảy tổng hợp được tính theo công thức  $C_{th} = \Sigma(C_i \times A_i) / \Sigma A_i$ , với  $C_i$  là hệ số dòng chảy của từng loại bề mặt theo TCVN 7957:2008 và  $A_i$  là diện tích tương ứng. Mức độ tích hợp NbS được đánh giá theo 3 cấp: Đầy đủ (✓), Một phần (●), Chưa tích hợp (X).

Hiệu quả định lượng của các đề xuất được ước tính theo phương pháp benchmark – sử dụng hệ số tham chiếu từ các nghiên cứu thực địa và cảm nang kỹ thuật quốc tế đã được kiểm chứng (FLL 2008 [9] cho mái xanh, US EPA 2000 [10] cho mặt phủ thấm và bioswales, Kadlec & Wallace 2009 [11]

cho constructed wetlands, IPCC 2006 [12] cho lưu trữ carbon). Phương pháp này được IUCN (2020) và World Bank (2022) chấp nhận ở cấp quy hoạch khi chưa có dữ liệu mô phỏng số chi tiết, với điều kiện ghi rõ khoảng giá trị và nguồn benchmark.

## 3. KẾT QUẢ VÀ THẢO LUẬN

### 3.1 Đánh giá mức độ tích hợp NbS hiện tại

#### 3.1.1 Nhóm N1 – Quản lý nước mưa

Hệ thống thoát nước Long Thành GD1 được thiết kế theo nguyên tắc phân lưu vực, thu gom tập trung về ba hồ điều hòa chính với tổng dung tích ước tính 1,8–2,2 triệu m<sup>3</sup>, tần suất thiết kế P = 1% cho hệ thống chính. Đây là điểm tích cực đáng ghi nhận, tương đương quy mô các sân bay lớn trong khu vực.

Trên diện tích 1.810 ha của giai đoạn 1, các loại bề mặt chính được phân tích để tính  $C_{th}$  (xem **Bảng 1**):

**Bảng 1.** Phân tích diện tích và hệ số dòng chảy theo loại bề mặt – Long Thành GD1

Loại bề mặt	Diện tích (ha)	$C_i$	$C_i \times A_i$
Đường băng, đường lăn	270	0,92	248,4
Sân đỗ tàu bay (apron)	150	0,88	132,0
Mái công trình (nhà ga, phụ trợ)	60	0,90	54,0
Đường giao thông nội bộ và bãi đỗ	85	0,85	72,3
Dải an toàn cuối đường băng (RESA, dải cỏ)	230	0,30	69,0
Vành đai cây xanh	415	0,20	83,0
Hồ điều hòa, mặt nước	85	0,00	0,0
Đất trống, dự trữ phát triển, hành lang kỹ thuật	515	0,35	180,3
<b>Tổng / <math>C_{th}</math></b>	<b>1.810</b>	—	<b>≈ 0,46</b>

*Nguồn: Tính toán của tác giả; hệ số  $C_i$  tham chiếu TCVN 7957:2008 và ACI (2022).*

Giá trị  $C_{th} \approx 0,46$  vượt 15% so với ngưỡng khuyến nghị  $\leq 0,40$  của ACI Sustainability Handbook (2022) và cao hơn so với Munich ( $C \approx 0,40$  – nhờ khoảng 925 ha bề mặt thấm tự nhiên trong tổng 1.575 ha khu sân bay [13]). So sánh với Schiphol – nơi có tỷ lệ bề mặt cứng cao hơn nhưng đã áp dụng cơ chế "Water Accounting" để bố trí lưu trữ nước mưa phân tán, kết hợp lựa chọn loại hình BMP có rủi ro thu hút chim thấp [14] – Long Thành chưa có các giải pháp giảm dòng chảy phân tán ở cấp phân khu: không có bioswales, rain gardens hay mặt phủ thấm tại bãi đỗ xe và đường nội bộ. Phần lớn nước mưa từ các khu chức năng chính được thu gom qua hệ thống thoát nước cứng và dẫn về hồ điều hòa, tạo áp lực đỉnh lũ lớn trong các trận mưa cường độ cao (90–120 mm/h theo số liệu KTTV Đồng Nai, 2020) – ngưỡng có xu hướng tăng 15–20% theo kịch bản BĐKH [8].

### 3.1.2 Nhóm N2 – Điều tiết vi khí hậu

Tổng diện tích cây xanh và mặt nước GĐ1 ước ~500 ha trên tổng diện tích 1.810 ha, tương ứng Green-Blue Ratio (GBR)  $\approx 27,6\%$  – đạt ngưỡng tối thiểu theo ACI (2022) và tương đương Changi (~28%). Tuy nhiên, phân bố không gian xanh thiếu cân bằng: phần lớn tập trung ở vành đai ngoại vi và dải cỏ RESA, trong khi các khu vực cường độ sử dụng cao nhất như mái nhà ga T1 (~60.000–70.000 m<sup>2</sup>), mái các tòa nhà phụ trợ, và bãi đỗ xe nổi (~85 ha) gần như không có bất kỳ giải pháp xanh hóa bề mặt nào.

Mái nhà ga T1 có cấu tạo kim loại và kính – nếu không sử dụng vật liệu có chỉ số phản xạ nhiệt mặt trời (SRI) cao, khu vực nhà ga có nguy cơ tạo đảo nhiệt cục bộ đáng kể trong điều kiện bức xạ 4,8–5,2 kWh/m<sup>2</sup>/ngày tại Long Thành. Ngoài ra, thành phần loài cây vành đai chủ yếu là keo lá tràm và bạch đàn – các loài mọc nhanh, dễ trồng nhưng tán thưa, rễ cạn, giá trị điều hòa vi khí hậu và đa dạng sinh học thấp so với cây bản địa đa tầng tán rộng như sao đen, dầu rái.

### 3.1.3 Nhóm N3 – Đa dạng sinh học

Đây là nhóm có mức độ tích hợp thấp nhất và là khoảng trống nghiêm trọng nhất của dự án. Báo cáo ĐTM (Bộ TNMT, 2019) ghi nhận việc chặt hạ toàn bộ thảm thực vật cao su trên 5.000 ha; biện pháp giảm thiểu chỉ dừng ở trồng bù theo tỷ lệ 1:1 về số lượng cây mà không có yêu cầu về thành phần loài bản địa hay chức năng sinh thái. Hồ sơ thiết kế kỹ thuật GĐ1 (ACV, 2022) không đề cập đến: hành lang sinh thái kết nối khu sân bay với hệ sinh thái xung quanh; biotope hay habitat nhân tạo có chủ đích; danh mục loài bản địa ưu tiên; hay chương trình giám sát đa dạng sinh học sau vận hành.

Khoảng trống này đặc biệt đáng lo ngại khi Long Thành nằm trong vùng đa dạng sinh học cao của lưu vực sông Đồng Nai, liền kề hành lang sinh thái kết nối Vườn Quốc gia Cát Tiên với các khu rừng phòng hộ Tân Phú. Ngược lại, sân bay Munich (Đức) đã duy trì khoảng 925 ha không gian xanh trong tổng 1.575 ha khu sân bay (~60%), trong đó có 666 ha đồng cỏ ngay sát hai đường băng nằm trong khu bảo tồn chim châu Âu "Nördliches Erdinger Moos" rộng 4.525 ha. Theo Báo cáo tích hợp 2023 của Flughafen München GmbH [13], 666 ha đồng cỏ này là khu vực sinh sản của khoảng 40 loài chim, trong đó hơn 95% quần thể choắt mỏ cong Á-Âu (Eurasian curlew) tại khu bảo tồn nằm bên trong ranh giới sân bay, đồng thời chương trình quản lý biotope chuyên biệt (cỏ cao cắt 2 lần/năm, không bón phân, dây thép chằng qua kênh thoát nước) vẫn duy trì tỷ lệ va chạm chim ở mức thấp – minh chứng rõ ràng rằng đa dạng sinh học và an toàn hàng không hoàn toàn có thể đồng tồn tại khi được quản lý đúng phương pháp [13,14].

### 3.1.4 Nhóm N4 – Tiềm ích sức khỏe và dịch vụ hệ sinh thái

Vành đai cây xanh cách ly tiếng ồn thiết kế rộng 30–50 m với keo và bạch đàn mật độ dày, ước tính giảm ồn khoảng 3–5 dB(A). Để đạt hiệu quả giảm ồn cao hơn theo định hướng quản lý tiếng ồn của ICAO Doc 9184, các nghiên cứu thực nghiệm về đai cây xanh [15] cho thấy cần tăng chiều rộng vành đai lên 80–120 m, đồng thời sử dụng cấu trúc đa tầng tán với loài cây có mật độ lá cao. Không gian xanh nội thất nhà ga T1 ước tính chưa đến 1.500 m<sup>2</sup> trên tổng 373.000 m<sup>2</sup> sàn (< 0,4%) – thấp hơn 5–10 lần so với khuyến nghị 2–5%

của IATA ADRM (2020) và xa cách chuẩn thiết kế của Changi Jewel với 22.000 m<sup>2</sup> Forest Valley nội khu.

Tổng hợp **Bảng 2**: trong 15 tiêu chí đánh giá, Long Thành GD1 đạt 2 tiêu chí đầy đủ (✓), 5 tiêu chí một phần (●) và 8 tiêu chí chưa tích hợp (X). Nhóm N3 (đa dạng sinh học) gần như vắng bóng hoàn toàn với 4/4 tiêu chí chưa tích hợp – đây là dư địa cải thiện lớn nhất và ít tốn kém nhất nếu được triển khai ngay trong giai đoạn xây dựng.

**Bảng 2.** Ma trận đánh giá tổng hợp tích hợp NbS – Long Thành GD1

Nhóm	Giải pháp NbS	Mức độ	Chỉ số hiện tại	Khoảng cách
N1	Hồ điều hòa sinh thái	✓	~2 triệu m <sup>3</sup>	Thiếu chức năng sinh thái
N1	Bioswales / Rain garden	X	Không có	Thiếu hoàn toàn
N1	Mặt phủ thấm nước	X	Không có	Thiếu hoàn toàn
N1	Constructed wetland (đất ngập nước nhân tạo)	X	Không có	Thiếu hoàn toàn
N1	Hệ số dòng chảy C <sub>th</sub>	●	C <sub>th</sub> ≈ 0,46	Vượt 15% so chuẩn ≤ 0,40
N2	Cây xanh vành đai	✓	GBR ~27,6%	Đạt ngưỡng tối thiểu
N2	Mái xanh / Tường xanh	X	Không có	Thiếu hoàn toàn
N2	Đa dạng loài cây	●	Chủ yếu keo, bạch đàn	Thiếu loài bản địa
N3	Hành lang sinh thái	X	Không có	Thiếu hoàn toàn
N3	Biotope / Habitat nhân tạo	X	Không có	Thiếu hoàn toàn
N3	Danh mục loài bản địa ưu tiên	X	Không có	Thiếu hoàn toàn
N3	Giám sát đa dạng sinh học	X	Không có	Thiếu hoàn toàn
N4	Vành đai giảm ồn	●	30–50 m, đơn loài	Cần 80–120 m, đa tầng
N4	Không gian xanh nhà ga	●	< 1.500 m <sup>2</sup> (< 0,4%)	Thiếu 5–10 lần chuẩn
N4	Cây lọc không khí	●	Keo/bạch đàn, chưa đủ chuẩn	Thiếu loài chuyên dụng

Chú giải: ✓ Đầy đủ | ● Một phần | X Chưa tích hợp. Nguồn: Phân tích của tác giả từ ACV (2022), ACI (2022).

### 3.2 Sáu đề xuất NbS bổ sung

Sáu giải pháp ĐX1–ĐX6 được đề xuất theo thứ tự ưu tiên dựa trên ba tiêu chí: (a) tính cấp thiết kỹ thuật – mức độ thiếu hụt so với chuẩn quốc tế; (b) khả thi triển khai – ít xung

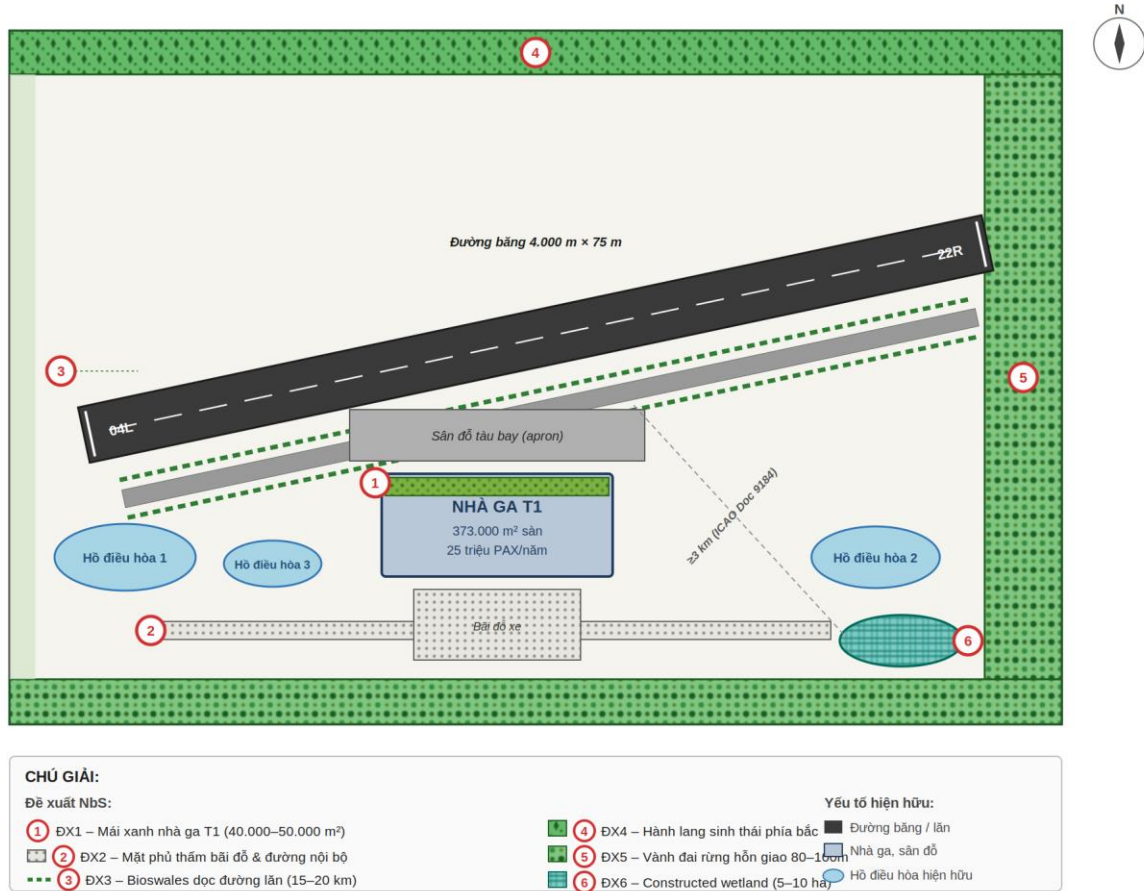
đột với thiết kế đã có; (c) hiệu quả định lượng cao nhất trên mỗi đồng đầu tư. Vị trí bố cục không gian của từng giải pháp trên mặt bằng tổng thể Long Thành GD1 được thể hiện trong **Hình 2**, giúp hình dung mối quan hệ không gian giữa các đề xuất và vùng hạn chế an toàn hàng không. Theo lộ trình thời

gian, ĐX1 và ĐX2 có thể tích hợp ngay vào giai đoạn bản vẽ thi công đang hoàn thiện; ĐX3, ĐX4 và ĐX5 phù hợp triển

khai song song với quá trình xây dựng; ĐX6 là hạng mục hoàn thiện cuối cùng trước khi đưa vào vận hành khai thác.

**SƠ ĐỒ NGUYÊN TẮC: 6 ĐỀ XUẤT NBS OVERLAY MẶT BẰNG GD1 LONG THÀNH**

Schematic layout (not to scale) – Long Thành GD1: ~1.810 ha · 1 đường băng 4.000m × 75m · nhà ga T1 (373.000 m<sup>2</sup> sân)



**Hình 2.** Sơ đồ nguyên tắc 6 đề xuất Nbs overlay mặt bằng GD1 Long Thành. *Nguồn: Sơ đồ nguyên tắc do tác giả xây dựng (không theo tỷ lệ), tham chiếu quy hoạch tổng thể CHK QT Long Thành GD1 (ACV, 2022).*

**(ĐX1) Mái xanh nhà ga T1 và công trình lớn (N1+N2):** Lắp đặt extensive green roof (lớp đất nhẹ 10–15 cm, tải trọng 100–150 kg/m<sup>2</sup>) trên 40.000–50.000 m<sup>2</sup> mái phẳng nhà ga T1 và các tòa nhà phụ trợ. Loài thực vật phù hợp khí hậu nhiệt đới: cỏ vetiver, cỏ lá gừng, các loài Crassulaceae chịu nhiệt và hạn. Hiệu quả định lượng: giữ lại 50–65% lượng mưa trận thiết kế (tương đương giảm 25.000–30.000 m<sup>3</sup> dòng chảy tức thời); giảm nhiệt độ bề mặt mái 20–28 °C so mái kim loại truyền thống; tiết kiệm 8–12% năng lượng làm mát (~1,5–2,5 triệu kWh/năm, tương đương 3–5 tỷ đồng/năm); kéo dài tuổi thọ chống thấm mái thêm 15–

20 năm [3,9]. Điều kiện tiên quyết: kiểm tra và gia cường khả năng chịu tải kết cấu mái từ giai đoạn thiết kế.

**(ĐX2) Mặt phủ thấm nước cho bãi đỗ xe và đường nội bộ (N1):** Thay thế bê tông nhựa thông thường bằng pervious concrete hoặc gạch block thấm nước cho 80.000–100.000 m<sup>2</sup> bãi đỗ xe và đường nội bộ thứ cấp (không áp dụng cho apron, taxiway và đường băng do yêu cầu tải trọng). Cơ chế: nước thấm qua lớp vật liệu xốp (độ rỗng 15–25%), tích trữ trong tầng cát lọc bên dưới, thấm dần vào đất hoặc thu vào hệ thống tái sử dụng. Hiệu quả: hệ số C của khu vực áp dụng giảm từ 0,85 xuống 0,35–0,50; C<sub>th</sub> toàn khu

cải thiện từ 0,46 xuống ~0,42–0,44; thể tích dòng chảy đỉnh lũ giảm thêm 80.000–120.000 m<sup>3</sup>/trận thiết kế – giảm tải đáng kể cho hồ điều hòa [10].

**(ĐX3) Bioswales dọc đường nội bộ (N1+N3):** Chuyển đổi hệ thống rãnh thoát nước bê tông dọc các tuyến đường nội bộ thành bioswales sinh thái: độ dốc ngang ≤ 4%, thời gian lưu nước 10–15 phút, tổng chiều dài 15–20 km, chiều rộng 3–5 m mỗi bên. Loài thực vật: vetiver, muống biển, lức – các loài bản địa chịu ngập ngắn hạn và hạn dài ngày. Hiệu quả kép: về nước – loại bỏ 70–80% tổng chất rắn lơ lửng (TSS) và 40–60% dầu mỡ bề mặt trước khi vào hồ điều hòa [10]; về sinh học – tạo thêm khoảng 9–20 ha dải sinh cảnh tuyến tính cho côn trùng thụ phấn và lưỡng cư, đồng thời tăng kết nối sinh thái giữa các mảng xanh phân tán; về kinh tế – giảm chi phí bảo trì hệ thống công cứng 15–20% trong vòng đời 30 năm.

**(ĐX4) Hành lang sinh thái kết nối ngoại vi (N3):** Thiết lập tối thiểu một hành lang sinh thái rộng 60–80 m dọc ranh giới phía bắc/đông bắc khu sân bay, chiều dài 5–7 km, tổng diện tích 35–50 ha. Cơ cấu thực vật theo 3 tầng: tầng cao (sao đen, dầu rái – > 15 m); tầng trung (bằng lăng, trâm, cà na – 5–15 m); tầng thấp và thảm (cây bụi bản địa, thảm cỏ tự nhiên). Mục tiêu sinh thái: đạt ≥ 80–100 loài thực vật bản địa trong 10 năm; chỉ số đa dạng Shannon  $H' \geq 2,0$ ; tạo hành lang kết nối cho thú nhỏ và bò sát giữa khu vực sân bay và hệ sinh thái lưu vực sông Đồng Nai [16]. Lưu ý an toàn: cần phối hợp chuyên gia điều học theo ICAO Doc 9137 và TCVN 7480:2005 để lựa chọn loài cây không thu hút chim cỡ lớn vào vùng cất – hạ cánh.

**(ĐX5) Nâng cấp vành đai thành rừng hỗn giao đa loài (N3+N4):** Thay thế dần keo, bạch đàn đơn loài bằng

rừng hỗn giao 3 tầng, đồng thời mở rộng chiều rộng vành đai từ 30–50 m hiện tại lên 80–100 m về phía đông và nam (tiếp giáp khu dân cư), tổng diện tích nâng cấp 150–200 ha. Loài bổ sung: bằng lăng nước, lim xẹt, gỗ đỏ, muồng đen – các loài bản địa Đông Nam Bộ có tán rộng và mật độ lá cao. Hiệu quả đa mục tiêu: giảm ồn từ 3–5 dB(A) hiện tại lên khoảng 8–12 dB(A) tại ranh giới khu dân cư, phù hợp với định hướng quản lý tiếng ồn sân bay và kết quả thực nghiệm về đai cây xanh [15]; lọc bụi PM10/PM2.5 tăng thêm 25–40% so thực trạng; lưu trữ thêm 15.000–20.000 tấn CO<sub>2</sub> sau 20 năm theo hệ số mặc định Tier 1 cho rừng nhiệt đới [12]; tạo môi trường làm việc tốt hơn cho nhân viên và cải thiện cảnh quan tiếp cận sân bay.

**(ĐX6) Constructed wetland xử lý nước mưa chảy tràn (N1+N3):** Xây dựng 1–2 ô đất ngập nước nhân tạo 5–10 ha ở hạ lưu hồ điều hòa, trước điểm xả ra môi trường tiếp nhận. Thực vật thủy sinh bản địa: lác, sậy, cỏ nến, súng, bèo tây kiểm soát. Vị trí bắt buộc cách đầu đường băng ≥ 3 km theo ICAO Doc 9184 và được bao phủ lưới chống chim theo Wildlife Hazard Management Program. Hiệu quả xử lý: loại bỏ 60–75% BOD<sub>5</sub> và 70–85% TSS; giảm 40–60% nồng độ N và P trước khi xả ra sông Thị Vải [11]; tăng chức năng sinh thái thủy sinh và đa dạng thực vật/lưỡng cư bản địa, đồng thời chủ động hạn chế hình thành sinh cảnh thu hút chim nước thông qua lưới che, kiểm soát mặt nước hở và chương trình quản lý động vật hoang dã; tiết kiệm 2–3 tỷ đồng/năm so với hệ thống xử lý cơ học tương đương.

Tổng hợp các hiệu quả định lượng dự kiến của sáu giải pháp NbS được trình bày trong **Bảng 3**.

**Bảng 3.** Tổng hợp hiệu quả định lượng dự kiến của 6 đề xuất NbS

Mã	Nhóm	Quy mô	Chỉ số chính	Hiệu quả định lượng
ĐX1	N1+N2	40–50k m <sup>2</sup>	Giữ nước; tiết kiệm năng lượng	50–65% nước mưa giữ lại; –8 đến –12% điện làm mát
ĐX2	N1	80–100k m <sup>2</sup>	Hệ số C; dòng chảy đỉnh	C <sub>th</sub> : 0,46 → ~0,43; –80.000–120.000 m <sup>3</sup> /trận

Mã	Nhóm	Quy mô	Chỉ số chính	Hiệu quả định lượng
ĐX3	N1+N3	15–20 km	Lọc TSS; sinh cảnh tuyến tính	70–80% TSS; +9–20 ha sinh cảnh tuyến tính
ĐX4	N3	35–50 ha	Đa dạng sinh học	≥ 80–100 loài bản địa; H' ≥ 2,0 sau 10 năm
ĐX5	N3+N4	150–200 ha	Giảm ồn; lưu CO <sub>2</sub>	8–12 dB(A); 15.000–20.000 tấn CO <sub>2</sub> /20 năm
ĐX6	N1+N3	5–10 ha	Chất lượng nước xả	60–75% BOD; 70–85% TSS; tiết kiệm 2–3 tỷ/năm

*Nguồn: Tính toán của tác giả dựa trên benchmark từ FLL (2008) [9], US EPA (2000) [10], Bennett (2003) [16], Fang & Ling (2003) [15], IPCC (2006) [12], Kadlec & Wallace (2009) [11].*

### 3.3 Hiệu quả và rào cản

Khi triển khai đồng thời 6 đề xuất, tổng chi phí bổ sung ước tính 250–400 tỷ đồng (< 0,4% tổng mức đầu tư GD1); lợi ích vòng đời 30 năm đạt 800–1.500 tỷ đồng, tương đương tỷ suất lợi ích/chi phí (BCR) khoảng 2:1 đến 4:1 – nằm trong khoảng phổ biến của các dự án NbS đã được World Bank tổng kết [1].

Rào cản trọng yếu nhất là nguy cơ va chạm chim (bird strike) liên quan đến constructed wetland (ĐX6), hành lang sinh thái (ĐX4) và rừng hỗn giao (ĐX5). Tuy nhiên, kinh nghiệm quốc tế cho thấy rủi ro này hoàn toàn có thể kiểm soát thông qua Wildlife Hazard Management Program (WHMP) theo ICAO Doc 9137 Part 3 [6]:

- Munich Airport (Đức): duy trì 666 ha đồng cỏ ngay sát hai đường băng (thuộc khu bảo tồn chim "Nördliches Erdinger Moos" 4.525 ha) thông qua chương trình quản lý biotope chuyên biệt – cỏ nuôi nghèo dinh dưỡng cắt 2 lần/năm để hạn chế chim săn mồi và chim đàn, dây thép chằng qua kênh thoát nước để hạn chế thủy cầm tiếp cận, đội quản lý động vật hoang dã giám sát quần thể chim liên tục tại sân bay và các biotope lân cận [13].
- Schiphol Airport (Hà Lan): áp dụng cơ chế "Water Accounting" (BergingsRekening Courant) phối hợp với cơ quan quản lý nước địa phương Rijnland để bố trí lưu trữ nước mưa phân tán dưới nhiều dạng (lưu trữ ngầm, hệ thống rãnh có gờ, mặt phủ thấm, mái xanh) thay vì chỉ dựa vào mặt nước hồ để thu hút chim; đồng thời vận hành hệ thống bảo trì sân cỏ và

radar chim chuyên biệt để giám sát chim ngay sát đường băng [14].

- Changi Airport (Singapore): áp dụng đồng thời mái xanh, không gian xanh nội nhà ga (Forest Valley) và rừng đệm bản địa – chứng minh khả năng vận hành sân bay cấp 4F trong môi trường nhiệt đới ẩm đa dạng sinh học cao mà vẫn đạt chuẩn an toàn ICAO Annex 14.

Bài học chung: NbS và an toàn hàng không không loại trừ nhau khi (i) vị trí được chọn theo ràng buộc khoảng cách của ICAO Doc 9184; (ii) thành phần loài được lựa chọn cùng chuyên gia điều học để tránh các loài cỏ hạt, cây ăn quả và mặt nước hồ rộng dễ thu hút chim cỡ lớn; (iii) có chương trình WHMP ngân sách và nhân lực ổn định kèm theo. Hai rào cản còn lại là (i) Việt Nam chưa có TCVN chuyên biệt về NbS trong sân bay – cần được Cục HKVN và Bộ Xây dựng phối hợp xây dựng; (ii) chi phí bảo trì mái xanh khoảng 50.000–100.000 đồng/m<sup>2</sup>/năm cần được đưa vào phân tích tài chính vòng đời ngay từ giai đoạn lập dự án [9].

## 4. KẾT LUẬN

Nghiên cứu đã xây dựng Khung 4F-NbS chuyên biệt cho sân bay nhiệt đới ẩm và ứng dụng đánh giá Long Thành GD1. Kết quả cho thấy dự án có nền tảng cơ bản nhưng còn 8/15 tiêu chí NbS chưa được tích hợp, đặc biệt nhóm đa dạng sinh học (N3). Sáu giải pháp bổ sung với chi phí dưới 0,4% tổng mức đầu tư có thể giúp Long Thành tiệm cận các thực hành sân bay xanh tiên tiến trong khu vực. Kiến nghị: (1)

ACV ưu tiên triển khai ĐX1 và ĐX2 trong giai đoạn bản vẽ thi công còn đang hoàn thiện; (2) Cục HKVN và Bộ Xây dựng xây dựng TCVN sân bay xanh với chỉ tiêu GBR, C<sub>th</sub> và đa dạng sinh học bắt buộc; (3) Cộng đồng nghiên cứu đẩy mạnh mô phỏng số (SWMM, ENVI-met) để hiệu chỉnh ước tính benchmark trong điều kiện Việt Nam.

## TÀI LIỆU THAM KHẢO

- [1] World Bank. (2022). Nature-Based Solutions for Climate Resilience in the World Bank. World Bank, Washington, DC. <http://hdl.handle.net/10986/37190>
- [2] IUCN. (2020). IUCN Global Standard for Nature-based Solutions (1st ed.). IUCN, Gland, Switzerland.
- [3] European Commission. (2020). Nature-based solutions: State of the art in EU-funded projects. Publications Office of the European Union, Luxembourg. <https://doi.org/10.2777/031652>
- [4] ACI World. (2022). Sustainability Handbook: Environmental Best Practices for Airports. Airports Council International, Montreal.
- [5] ICAO. (2023). Airport Planning Manual – Part 1: Master Planning (3rd ed., Doc 9184). International Civil Aviation Organization, Montreal, Canada.
- [6] ICAO. (2020). Airport Services Manual – Part 3: Wildlife Hazard Management (5th ed., Doc 9137). International Civil Aviation Organization, Montreal, Canada.
- [7] ACV. (2022). Hồ sơ thiết kế kỹ thuật Cảng hàng không quốc tế Long Thành – giai đoạn 1 (phụ lục công khai kèm Báo cáo nghiên cứu khả thi điều chỉnh). Tổng công ty Cảng hàng không Việt Nam.
- [8] Bộ Tài nguyên và Môi trường. (2019). Báo cáo đánh giá tác động môi trường – Dự án Cảng hàng không quốc tế Long Thành. Hà Nội.
- [9] FLL – Forschungsgesellschaft Landschaftsentwicklung Landschaftsbau e.V. (2008). Guidelines for the Planning, Construction and Maintenance of Green Roofing – Green Roofing Guideline. FLL, Bonn, Germany.
- [10] US EPA. (2000). Storm Water Technology Fact Sheets: Porous Pavement, Bioretention, Vegetated Swales (EPA 832-F-99-023 et seq.). U.S. Environmental Protection Agency, Office of Water, Washington, DC.
- [11] Kadlec, R. H., & Wallace, S. D. (2009). Treatment Wetlands (2nd ed.). CRC Press, Boca Raton, FL.
- [12] IPCC. (2006). 2006 IPCC Guidelines for National Greenhouse Gas Inventories – Volume 4: Agriculture, Forestry and Other Land Use. Institute for Global Environmental Strategies (IGES), Hayama, Japan.
- [13] Flughafen München GmbH. (2024). Moving Our World – Munich Airport Integrated Report 2023. Flughafen München GmbH, Munich. <https://www.munich-airport.com/publications-2044662> (mục "Biodiversity / Nature conservation": dữ liệu 666 ha đồng cỏ và chương trình quản lý biotope).
- [14] Transportation Research Board (TRB). (2014). ACRP Report 125: Balancing Airport Stormwater and Bird Hazard Management. Airport Cooperative Research Program, National Academies Press, Washington, DC. <https://doi.org/10.17226/22216>
- [15] Fang, C. F., & Ling, D. L. (2003). Investigation of the noise reduction provided by tree belts. *Landscape and Urban Planning*, 63(4), 187–195.
- [16] Bennett, A. F. (2003). Linkages in the Landscape: The Role of Corridors and Connectivity in Wildlife Conservation (2nd ed.). IUCN Forest Conservation Programme, Gland, Switzerland & Cambridge, UK.

# Đánh giá hiệu quả triển khai hệ thống sinh trắc học toàn trình trong quản lý luồng hành khách tại các cảng hàng không Việt Nam: *thực trạng và khuyến nghị*

TS. Mai Thị Hằng<sup>1\*</sup>, Nguyễn Hồ Mỹ Huyền<sup>1</sup>, Phạm Thị Ngọc Ánh<sup>1</sup>, Nguyễn Thị Trà My<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Khoa Xây dựng, Học viện Hàng không Việt Nam

\*Email: hangmt@vaa.edu.vn

## TÓM TẮT

Bài báo phân tích thực trạng triển khai bốn phương thức sinh trắc học toàn trình (VNeID, ACV-ID, AGAC, eGate) tại các cảng hàng không thuộc Tổng công ty Cảng hàng không Việt Nam (ACV) giai đoạn cuối năm 2025, dựa trên dữ liệu hơn 2.100 chuyến bay và 350.000 lượt hành khách. Nghiên cứu sử dụng dữ liệu nghiệp vụ ACV tuần 07–13/12/2025, kết hợp thống kê mô tả, phân tích so sánh giữa phương thức và giữa nhóm cảng, và mô hình bốn nhóm yếu tố theo sơ đồ Ishikawa. Kết quả cho thấy tỷ lệ sử dụng thực tế còn cách xa mục tiêu 70% cho giai đoạn 2026 với sự phân hoá rõ rệt giữa bốn nhóm cảng. Bài báo xác định bốn nhóm yếu tố ảnh hưởng và đề xuất ba nhóm khuyến nghị theo ba cấp độ quản lý nhằm thu hẹp khoảng cách triển khai.

**TỪ KHOÁ:** Sinh trắc học, quản lý luồng hành khách, cảng hàng không, sân bay thông minh, chuyển đổi số.

## ABSTRACT

This paper analyses the implementation of four end-to-end biometric channels (VNeID, ACV-ID, AGAC, eGate) at airports operated by the Airports Corporation of Vietnam (ACV) in late 2025, based on data from over 2,100 flights and 350,000 passengers. The study uses ACV operational data for the week of 07–13 December 2025, combining descriptive statistics, comparative analysis across channels and airport groups, and a four-factor cause-and-effect model adapted from the Ishikawa diagram. Results show that actual usage rates fall considerably short of the 70% target for 2026, with clear stratification across four airport performance groups. The paper identifies four influencing factor groups and proposes three recommendation groups across three management levels to narrow the implementation gap.

**KEYWORDS:** Biometrics, passenger flow management, airport, smart airport, aviation digital transformation.

## 1. ĐẶT VẤN ĐỀ

Sự phục hồi mạnh mẽ của ngành hàng không sau đại dịch COVID-19, kết hợp với áp lực tăng trưởng lưu lượng hành khách, đòi hỏi đổi mới phương thức quản lý khai thác theo hướng tự động hoá và số hoá. Trên thế giới, theo khảo sát của SITA, hơn 70% sân bay đã hoặc đang triển khai các giải pháp sinh trắc học cho ít nhất một điểm chạm trong nhà ga, trong đó các sân bay đầu mối như Changi, Incheon, Hartsfield-Jackson và Heathrow đã đạt mô hình “single token travel” cho phần lớn hành khách quốc tế [1, 2]. Tại Việt Nam, ACV hiện quản lý 22 cảng hàng không với tổng lưu lượng vượt 110 triệu lượt khách trong năm 2024 và tiếp tục tăng trưởng trong năm 2025, tạo áp lực lớn lên năng lực phục vụ tại các cảng đầu mối. Trong khuôn khổ Đề án 06 [3], Chỉ thị 24/CT-TTg và Kế hoạch phối hợp 380/KH-BCA-C06 [4], ACV đã triển khai hệ thống sinh trắc học toàn trình theo ba giai đoạn từ giữa năm 2025, với mục tiêu đạt tối thiểu 70% hành khách sử dụng phương thức sinh trắc học từ tháng 01/2026. Tuy nhiên, kết quả thực tế cho thấy chênh lệch đáng kể giữa tỷ lệ lắp đặt hạ

tầng và tỷ lệ sử dụng, đặt ra yêu cầu đánh giá hệ thống và đề xuất giải pháp cải thiện.

Trên cơ sở đó, bài báo đặt ra ba mục tiêu nghiên cứu cụ thể: (i) đánh giá hiệu quả vận hành thực tế của bốn phương thức sinh trắc học (VNeID, ACV-ID, AGAC, eGate) trên toàn mạng ACV; (ii) phân nhóm các cảng hàng không theo mức độ triển khai và xác định các yếu tố ảnh hưởng; (iii) đề xuất khuyến nghị chính sách và vận hành theo ba cấp độ quản lý nhằm thu hẹp khoảng cách so với mục tiêu 70%.

## 2. CƠ SỞ LÝ LUẬN VÀ PHƯƠNG PHÁP

### 2.1 Sinh trắc học trong quản lý luồng hành khách

Sinh trắc học, đặc biệt nhận diện khuôn mặt, là phương thức được ứng dụng rộng rãi nhất tại các cảng hàng không hiện đại. Mô hình sinh trắc học toàn trình (single token travel) đã được triển khai tại Changi, Incheon, Hartsfield-Jackson và

Heathrow với hiệu quả rút ngắn 30–40% thời gian xử lý hành khách [5, 2]. ICAO (TRIP Strategy) và IATA (One ID) đã thiết lập các chuẩn mực kỹ thuật và quy trình thống nhất cho việc

ứng dụng sinh trắc học trong hàng không [7, 6]. Tại Việt Nam, hệ thống sinh trắc học toàn trình của ACV bao gồm bốn phương thức tương ứng bốn điểm chạm trong nhà ga (**Bảng 1**).

**Bảng 1.** So sánh tỷ lệ sử dụng bốn phương thức sinh trắc học (toàn mạng ACV)

STT	Phương thức sinh trắc học	15/11/2025	13/12/2025	Mức tăng
1	Qua ứng dụng VNeID	3,4%	5,7%	+2,3 đpt
2	Tại quầy làm thủ tục ACV-ID	35,4%	44,4%	+9,0 đpt
3	Qua cổng kiểm soát an ninh AGAC	16,4%	21,4%	+5,0 đpt
4	Tại cửa lên tàu bay eGate	10,0%	12,3%	+2,3 đpt

Ghi chú: đpt = điểm phần trăm. Nguồn: Tác giả tổng hợp từ dữ liệu nghiệp vụ ACV (2025)

## 2.2 Phương pháp nghiên cứu

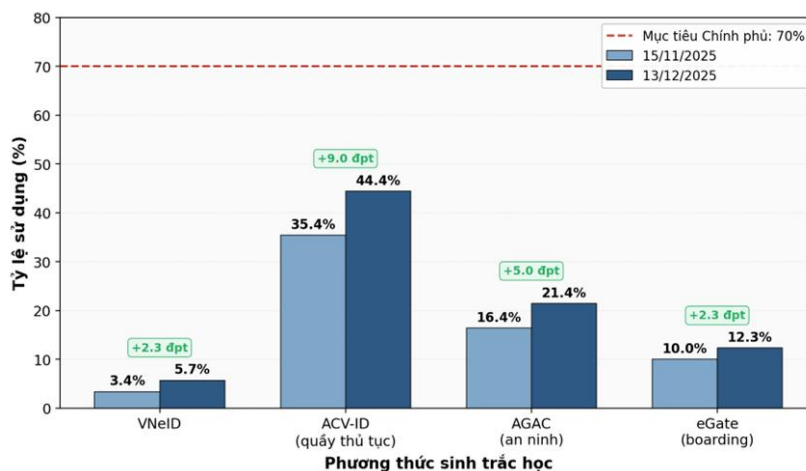
Nghiên cứu sử dụng số liệu thứ cấp từ báo cáo nghiệp vụ ACV [8] giai đoạn 30/7–13/12/2025, bao gồm hơn 2.100 chuyến bay nội địa và trên 350.000 lượt hành khách trong tuần khảo sát điển hình. Tuần 07–13/12/2025 được lựa chọn làm tuần khảo sát điển hình vì ba lý do: (i) là tuần gần nhất có dữ liệu đầy đủ cho cả bốn phương thức tại thời điểm phân tích; (ii) cách thời điểm bắt đầu triển khai khoảng 4,5 tháng, đủ để hệ thống đi qua giai đoạn vận hành thử và phản ánh trạng thái cận mục tiêu 01/2026; (iii) thuộc giai đoạn khai thác bình thường, chưa bị tác động bởi cao điểm Tết Nguyên đán. Các cảng được phân thành bốn nhóm theo ngưỡng tỷ lệ sử dụng trung bình bốn phương thức: Dẫn đầu (>70%, tương ứng mục tiêu Kế hoạch 380), Trung bình (40–69%), Thấp (11–39%) và Rất thấp (<10%); các ngưỡng này do nhóm tác giả đề xuất, lấy mốc 70% từ Kế hoạch 380 làm chuẩn so sánh và chia phần dưới ngưỡng theo các khoảng cân đối để phản ánh khoảng cách đến mục tiêu. Phương pháp xử lý gồm: thống kê mô tả, phân tích so sánh giữa phương thức và giữa nhóm cảng, phân tích nguyên nhân-kết quả theo mô hình bốn nhóm yếu tố phòng theo sơ đồ Ishikawa (xương cá) – trong đó bốn “xương chính” (hạ tầng-công nghệ, quy trình-tổ chức, nhân lực, hành khách) được xác lập từ khung 4M-1E của Ishikawa và đối

chiếu với dữ liệu định lượng theo cảng và theo điểm chạm, các “xương phụ” được rút ra từ chênh lệch tỷ lệ sử dụng giữa các nhóm cảng và hiện tượng “roi rụng” qua các điểm chạm; và tổng hợp-đề xuất theo ba cấp độ quản lý.

## 3. KẾT QUẢ VÀ THẢO LUẬN

### 3.1 Hiệu quả vận hành bốn phương thức sinh trắc học

Tuần khảo sát 07–13/12/2025 ghi nhận 2.149 chuyến bay với 351.130 lượt hành khách; 94% chuyến bay có ít nhất một hành khách thực hiện sinh trắc học. Trong tổng số 351.130 lượt hành khách, có 185.451 lượt (~53%) được xác định là “hành khách đủ điều kiện” – là những hành khách (i) đã được hệ thống ACV ghi nhận thành công thông tin định danh, (ii) đi trên các chuyến bay nội địa thuộc danh mục triển khai sinh trắc học, và (iii) không thuộc các trường hợp loại trừ (trẻ em dưới 14 tuổi, hành khách dùng giấy tờ tùy thân không tích hợp định danh điện tử, hành khách của các hãng chưa hoàn thiện tích hợp dữ liệu). Toàn bộ tỷ lệ sử dụng của bốn phương thức trong **Bảng 1** và **Hình 1** được tính trên cùng mẫu số 185.451 hành khách đủ điều kiện này, đảm bảo so sánh nhất quán giữa các phương thức và giữa hai mốc thời gian.



**Hình 1.** So sánh tỷ lệ sử dụng bốn phương thức sinh trắc học (15/11/2025 và 13/12/2025)

Nguồn: Tác giả vẽ trên cơ sở dữ liệu nghiệp vụ ACV (2025)

Cả bốn phương thức đều tăng trưởng dương, song vẫn cách xa mục tiêu 70%. ACV-ID dẫn đầu (44,4%) nhờ có nhân viên hướng dẫn trực tiếp tại quầy, loại bỏ rào cản kỹ năng số. VNeID thấp nhất (5,7%) do đòi hỏi hành khách chủ động cài đặt và nâng cấp định danh điện tử mức độ 2 trước khi đến cảng. Đáng chú ý, dữ liệu Bảng 1 cho thấy hiện tượng “roi rung” tỷ lệ qua từng điểm chạm (từ 44,4% tại quầy thủ tục giảm xuống còn 12,3% tại cửa lên tàu bay). So với các sân bay đã đạt mô hình “single token travel” như Changi hay Incheon (tỷ lệ duy trì sinh trắc học qua các điểm chạm tiệm cận 100% đối với hành khách đã đăng ký, tương ứng mức rút ngắn 30–40% thời gian xử lý [5, 2]), khoảng cách của hệ thống ACV còn rất lớn. Điều này phản ánh tính liên thông của hệ thống “toàn trình” chưa thực sự hoàn thiện, có thể do gián đoạn dòng bộ dữ liệu giữa các khâu hoặc hành khách chưa quen với thao tác nhận diện tại các bước tiếp theo.

### 3.2 Phân nhóm hiệu quả triển khai theo cảng và yếu tố ảnh hưởng

Dữ liệu vận hành cho thấy sự phân hoá rõ rệt giữa bốn nhóm cảng (Bảng 2). Phát hiện nổi bật là “nghịch lý cảng lớn”: Nội Bài, Tân Sơn Nhất và Đà Nẵng nằm trong nhóm thấp, trong khi các cảng vùng như Đồng Hới, Côn Đảo, Pleiku đạt trên 70%. Các yếu tố chi phối liệt kê trong Bảng 2 được trình bày như giả thuyết của nhóm tác giả, hình thành từ việc đối chiếu tỷ lệ sử dụng với đặc điểm khai thác (lưu lượng, cơ cấu hành khách, áp lực giờ cao điểm) của từng nhóm cảng; việc kiểm chứng định lượng các giả thuyết này (ví dụ tương quan giữa lưu lượng giờ cao điểm và tỷ lệ sử dụng) là hướng nghiên cứu tiếp theo.

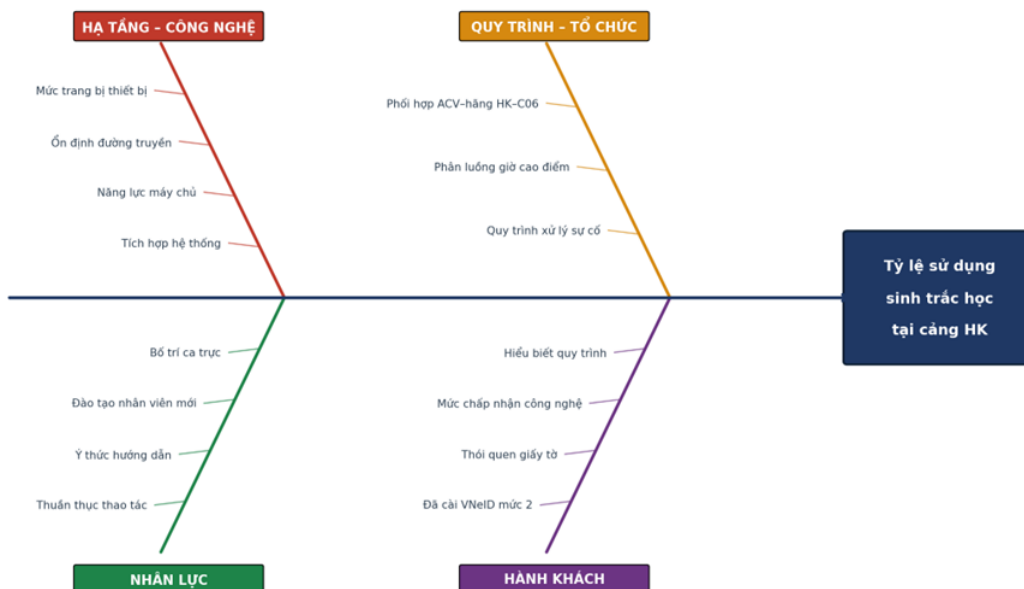
**Bảng 2.** Bốn nhóm hiệu quả triển khai sinh trắc học theo cảng hàng không

Nhóm	Tỷ lệ	Cảng đại diện	Yếu tố chi phối
Dẫn đầu	> 70%	Đồng Hới, Côn Đảo, Cần Thơ, Pleiku, Phù Cát, Buôn Ma Thuột	Lưu lượng vừa và nhỏ; hành khách đồng đều; nhân viên thuần thực.
Trung bình	40–69%	Chu Lai	Quy mô trung bình; tích hợp hệ thống hãng HK chưa hoàn thiện.
Thấp	11–39%	Nội Bài, Tân Sơn Nhất, Đà Nẵng, Cát Bi, Rạch Giá	Mật độ đông; hành khách đa dạng; áp lực giờ cao điểm.
Rất thấp	< 10%	Phú Quốc, Tuy Hòa (riêng quầy ACV-ID)	Cơ cấu hành khách đặc thù (du lịch, đoàn); hạn chế truyền thông.

Nguồn: Phân tích của tác giả từ dữ liệu nghiệp vụ ACV (2025)

Bốn nhóm yếu tố ảnh hưởng chính (Hình 2): (i) hạ tầng–công nghệ (mức trang bị thiết bị, độ ổn định kết nối, tích hợp hệ thống); (ii) quy trình–tổ chức (phối hợp đa bên, phân luồng,

xử lý sự cố); (iii) nhân lực (kỹ năng thao tác, chủ động hướng dẫn hành khách); (iv) hành khách (tỷ lệ cài VNeID, thói quen sử dụng giấy tờ truyền thống, mức độ chấp nhận công nghệ).



Hình 2. Sơ đồ phân tích bốn nhóm yếu tố ảnh hưởng đến tỷ lệ sử dụng sinh trắc học (Nguồn: Mô hình hoá của tác giả)

#### 4. KHUYẾN NGHỊ

Từ phân tích trên, bài báo đề xuất các khuyến nghị theo ba cấp độ:

(1) Cấp chiến lược – ACV xây dựng hệ thống cảnh báo sớm tự động theo ca/cảng/điểm chạm, chuyển từ quản lý phản ứng sang chủ động; thiết lập cơ chế chia sẻ kinh nghiệm và tài liệu "thực hành tốt" giữa các nhóm cảng.

(2) Cấp khai thác – Hình thành "Tổ phản ứng nhanh sinh trắc học" tại các cảng nhóm thấp-rất thấp; áp dụng mô hình phân luồng "fast lane sinh trắc học" tại các cảng lớn (Nội Bài, Tân Sơn Nhất, Đà Nẵng) để giảm xung đột với luồng thủ công.

(3) Cấp truyền thông và phối hợp – Phối hợp các hãng hàng không tích hợp khuyến nghị cài VNeID ngay từ khâu đặt vé và xác nhận check-in trực tuyến, đặt mục tiêu nâng tỷ lệ hành khách hoàn tất cài VNeID mức độ 2 trước khi đến cảng từ mức hiện tại lên tối thiểu 40% trong vòng 6 tháng (đo qua tỷ lệ quét VNeID thành công tại điểm chạm đầu tiên); bố trí điểm hỗ trợ cài đặt tại sảnh nhà ga các cảng nhóm thấp-rất thấp; tăng cường truyền thông trực quan và đào tạo nhân viên chủ động hướng dẫn hành khách lớn tuổi.

#### 5. KẾT LUẬN

Bài báo đã đánh giá hệ thống thực trạng triển khai sinh trắc học toàn trình tại các cảng hàng không Việt Nam cuối năm 2025. Tất cả bốn phương thức đều có xu hướng tăng nhưng còn cách xa mục tiêu 70% từ tháng 01/2026. "Nghịch lý cảng lớn" cho thấy giải pháp cần được tinh chỉnh theo đặc điểm từng nhóm cảng thay vì áp dụng đồng nhất. Khung phân tích hai chiều (theo phương thức và theo nhóm cảng) cùng hệ thống ba nhóm khuyến nghị được đề xuất nhằm hỗ trợ công tác quản lý khai thác trong giai đoạn tăng tốc triển khai. Hướng nghiên cứu tiếp theo gồm: phân tích chuỗi thời gian dài hơn, khảo sát định tính hành khách-nhân viên, và xây dựng mô hình mô phỏng dự báo.

#### TÀI LIỆU THAM KHẢO

- [1] Belejo, D. A., Rouco, J. C., & Piedade, L. S. (2024). Artificial intelligence: Its use for creation of value in airports. In Strategic management and policy in the global aviation industry (pp. 223–246). IGI Global. DOI: 10.4018/979-8-3693-0908-7.ch012
- [2] Rauch, R., & Hen, C. (2024). From bricks to bytes: AI-based airport digital transformation in practice. *Journal of Airport Management*, 19(1), 83–95.
- [3] Quyết định số 06/QĐ-TTg ngày 06/01/2022 của Thủ tướng Chính phủ phê duyệt Đề án phát triển ứng dụng dữ liệu dân cư, định danh và xác thực điện tử phục vụ chuyển đổi số quốc gia 2022–2025, tầm nhìn đến năm 2030.
- [4] Kế hoạch phối hợp số 380/KHPH-BCA-BXD-BTC ngày 27/6/2025 giữa Bộ Công an, Bộ Xây dựng, Bộ Tài chính và Tổng công ty Cảng hàng không Việt Nam.
- [5] Newbold, A. (2020). Transforming a functional airport to a smart, digital one. *Journal of Airport Management*, 14(2), 106–114.
- [6] IATA. (2023). One ID: Fact sheet. International Air Transport Association, Geneva, Switzerland.
- [7] ICAO. (2013). ICAO Traveller Identification Programme (TRIP) Strategy. International Civil Aviation Organization, Montréal, Canada.
- [8] ACV. (2025). Báo cáo kết quả triển khai sinh trắc học (giai đoạn 30/7–13/12/2025). Tài liệu nghiệp vụ nội bộ.

# ỨNG DỤNG CỐT THÉP TÁI CHẾ TRONG TẤM BÊ TÔNG XI MĂNG SÂN ĐỠ MÁY BAY – PHÂN TÍCH CƠ HỌC VÀ ĐÁNH GIÁ PHÁT THẢI CO<sub>2</sub>

Mai Thị Hằng<sup>1,\*</sup>, Trần Hải Uyên<sup>1</sup>, Nguyễn Công Danh<sup>1</sup>, Phan Hải Yên<sup>1,\*</sup>

<sup>1</sup>Khoa Xây dựng, Học viện Hàng không Việt Nam

\*Email: hangmt@vaa.edu.vn

## TÓM TẮT

Ngành thép toàn cầu chiếm khoảng 7–9% tổng phát thải CO<sub>2</sub> của con người; sân đỗ máy bay (apron) là hạng mục hạ tầng hàng không tiêu thụ khối lượng cốt thép lớn. Bài báo nghiên cứu khả năng thay thế cốt thép truyền thống (BF-BOF) bằng cốt thép tái chế (Scrap-EAF) trong tấm bê tông cốt thép liên tục (CRCP) khu vực sân đỗ, trên cơ sở tổng hợp dữ liệu thực nghiệm quốc tế (Fujita & Kuki, 2016; Coelho et al., 2020; Feldmann et al., 2024) và tiêu chuẩn thiết kế (FAA AC 150/5320-6G, TCVN 10907:2015). Kết quả cho thấy cốt thép tái chế giữ được 95–99% đặc tính cơ học chủ yếu (giới hạn chảy, độ bền kéo, mô-đun đàn hồi) và giảm 79,9–86,4% phát thải CO<sub>2</sub>/tấn so với tuyến BF-BOF (tùy hệ số phát thải EF = 270–400 kg CO<sub>2</sub>e/tấn của Scrap-EAF). Với một vị trí đỗ code E (m ≈ 49 tấn, bố trí Ø16@200 dọc – Ø12@300 ngang), việc thay thế có thể tiết kiệm khoảng 77,9–84,3 tấn CO<sub>2</sub>.

**TỪ KHOẢ:** Cốt thép tái chế, sân đỗ máy bay, CRCP, phát thải CO<sub>2</sub>, đánh giá vòng đời (LCA).

## ABSTRACT

The steel industry accounts for approximately 7–9% of global anthropogenic CO<sub>2</sub> emissions; aircraft aprons are among the most rebar-intensive aviation infrastructure components. This paper investigates the substitution of conventional BF-BOF rebar with Scrap-EAF recycled rebar in continuously reinforced concrete pavement (CRCP) for aprons, drawing on experimental data from international studies (Fujita & Kuki, 2016; Coelho et al., 2020; Feldmann et al., 2024) and design standards (FAA AC 150/5320-6G, TCVN 10907:2015). Results show that recycled rebar retains 95–99% of key mechanical properties (yield strength, tensile strength, elastic modulus) and reduces CO<sub>2</sub> emissions by 79.9–86.4% per tonne relative to BF-BOF, depending on the Scrap-EAF emission factor (EF = 270–400 kg CO<sub>2</sub>e/tonne). For one code E parking position (≈ 49 tonnes of rebar, Ø16@200 longitudinal – Ø12@300 transverse), substitution can save approximately 77.9–84.3 tonnes of CO<sub>2</sub>.

**KEYWORDS:** Recycled rebar, aircraft apron, CRCP, CO<sub>2</sub> emissions, life cycle assessment (LCA).

## 1. ĐẶT VẤN ĐỀ

### 1.1. Vòng đời của công trình

Ngành thép toàn cầu đóng góp ~7–9% tổng phát thải CO<sub>2</sub> do con người, với mức bình quân ~1,85 tấn CO<sub>2</sub>/tấn thép theo tuyến lò cao – lò thổi oxy (BF-BOF) [1]. Trong hạ tầng hàng không, cốt thép (rebar) chiếm khối lượng lớn ở các hạng mục mặt đường cứng: sân đỗ (apron), đường lăn (taxiway), đường cất hạ cánh (runway).

Tại Việt Nam, sân bay Tân Sơn Nhất hiện có ~80 vị trí đỗ; theo quy hoạch đến 2030, sẽ bổ sung 56 vị trí, nâng tổng số lên 106 [2]. Mặt sân đỗ dùng kết cấu bê tông xi măng (PCN = 61/R/B/X/T), thiết kế cho tàu bay code E (B777, A350-900, B787) với áp lực bánh tối đa ~1,5 MPa [3].

Theo FAA AC 150/5320-6G và CRSI, kết cấu mặt đường bê tông cốt thép liên tục (CRCP) cho sân bay yêu cầu hàm lượng cốt thép dọc tối thiểu 0,6–0,7% theo tiết diện ngang [4], [5]. Với chiều dày tấm 380–450 mm và diện tích vị trí đỗ code

E ~4.500–5.500 m<sup>2</sup>, khối lượng cốt thép thường ở mức vài chục tấn – do đó nguồn cung ảnh hưởng đáng kể đến phát thải vòng đời.

Cốt thép tái chế – sản xuất theo tuyến lò hồ quang điện (EAF) từ phế liệu hoặc tái sử dụng – đã được chứng minh đáp ứng yêu cầu cơ học [6], [7], song ứng dụng cho công trình hàng không Việt Nam, đặc biệt tấm CRCP sân đỗ, còn rất hạn chế. Bài báo nhằm: (i) hệ thống hóa đặc tính cơ học của cốt thép tái chế từ dữ liệu thực nghiệm quốc tế; (ii) thiết lập mô hình so sánh phát thải CO<sub>2</sub> giữa cốt thép truyền thống và tái chế cho một vị trí đỗ điển hình; (iii) đánh giá khả năng ứng dụng tại Việt Nam, lấy Tân Sơn Nhất làm địa bàn tham chiếu.

## 2. TỔNG QUAN NGHIÊN CỨU

### 2.1. Cấu tạo tấm bê tông cốt thép sân đỗ máy bay

Giám sát kết cấu dài hạn (Structural Health Monitoring - SHM) là quá trình theo dõi liên tục các tham số kết cấu theo thời gian thực, nhằm phát hiện kịp thời bất kỳ sự thay đổi bất thường nào có thể chỉ ra sự xuống cấp hoặc hư hại của công trình.

Theo FAA AC 150/5320-6G [4] và TCVN 10907:2015 [8], mặt đường sân đỗ máy bay tại các cảng hàng không có lưu lượng cao thường sử dụng kết cấu mặt đường cứng dạng CRCP, gồm các lớp:

- Lớp bê tông xi măng (PCC) cấp độ bền chịu nén C40/50 (cường độ chịu kéo uốn  $\geq 4,5$  MPa), dày 380–450 mm.
- Cốt thép dọc và ngang dạng thép gân (deformed bar) đặt thành lưới, đường kính phổ biến Ø12–Ø20 mm, mác thép Grade 60 (ASTM A615) hoặc CB400-V (TCVN 1651-2:2018), giới hạn chảy  $f_y \geq 400$  MPa.
- Lớp móng cấp phối đá dăm gia cố xi măng (stabilized subbase), dày 150 mm.
- Lớp nền đất tự nhiên (subgrade) đảm bảo CBR  $\geq 8\%$  hoặc mô-đun phản lực nền  $k \geq 80$  MN/m<sup>3</sup>.

### 2.2. Đặc tính cơ học của cốt thép tái chế

Fujita & Kuki (2016) đã thử kéo các mẫu thép kết cấu (tiết diện H, I) thu hồi từ nhà công nghiệp tại Nhật Bản sau hơn 30 năm sử dụng; giới hạn chảy và giới hạn bền kéo vẫn nằm trong phạm vi cho phép của JIS, với mức suy giảm trung bình  $\leq 3\text{--}5\%$  [6]. Tuy nhiên, đối tượng nghiên cứu là thép kết cấu tiết diện hình, khác với cốt thép gân (rebar) thử theo EN ISO 6892-1 hoặc TCVN 1651-2:2018; mặc dù cơ chế suy giảm do môi – ăn mòn tương tự nhau, việc ngoại suy định lượng sang rebar cần được kiểm chứng bằng thí nghiệm trên chính cốt thép gân – nội dung nhóm sẽ thực hiện ở giai đoạn tiếp theo.

Coelho et al. (2020) và Feldmann et al. (2024) đã đề xuất giao thức kiểm định NDT và phá hủy (EN ISO 6892-1) làm cơ sở cấp dấu CE cho cấu kiện thép tái sử dụng [7], [9]. Với cốt thép EAF từ phế liệu, do cấu trúc tinh thể không thay đổi qua nung chảy lại, vật liệu giữ gần như nguyên vẹn đặc tính cơ học so với thép sơ cấp; tỷ lệ thu hồi – tái chế thép xây dựng toàn cầu hiện trên 90%, và phần lớn cốt thép tại châu Âu và Hoa Kỳ được sản xuất theo tuyến EAF với hàm lượng phế liệu 95–105% [10].

### 2.3. Phát thải CO<sub>2</sub> và phân tích vòng đời (LCA)

Theo Zang et al. (2023), tuyến BF-BOF tại Hoa Kỳ phát thải ~1.990 kg CO<sub>2</sub>/tấn thép thô (cradle-to-gate), trong khi Scrap-EAF chỉ ~270 kg CO<sub>2</sub>/tấn – giảm xấp xỉ 86% [11]. IEA và IEEFA cho kết quả tương đồng: BF-BOF 1,9–2,3 tCO<sub>2</sub>/t và Scrap-EAF 0,3–0,4 tCO<sub>2</sub>/t [12]. Kim & Kim (2020) phân tích cấu kiện thép tái sử dụng cho thấy giảm 77% phát thải vòng đời so với thép mới, dù chi phí xử lý cao hơn 30–40% [13]. BCSA (Anh Quốc) khuyến nghị hệ số 1,74 tCO<sub>2e</sub>/tấn cho mô-đun A1-A3 và -0,93 tCO<sub>2e</sub>/tấn cho mô-đun D trong đánh giá embodied carbon [14].

Tại Việt Nam, theo VSA, sản xuất rebar dựa trên hai tuyến: BF-BOF (Hòa Phát Dung Quất, Formosa Hà Tĩnh) và

EAF/IF sử dụng phế liệu (các nhà máy thép cán dài quy mô vừa). Tỷ trọng phế liệu trong sản xuất thép thô hiện ~25–30%, thấp hơn trung bình toàn cầu [12]. Do đó, dù cốt thép Scrap-EAF đã sẵn có trên thị trường, việc cung cấp cốt thép có nguồn gốc EAF rõ ràng kèm hồ sơ EPD (Environmental Product Declaration) vẫn cần được thúc đẩy.

### 3. PHƯƠNG PHÁP NGHIÊN CỨU

#### 3.1. Đối tượng và mô hình nghiên cứu

Chẩn đoán sức khỏe kết cấu (Structural Health Diagnosis) là quá trình so sánh tín hiệu dao động thực tế thu được từ cảm biến với các tham số thiết kế lý thuyết, nhằm xác định trạng thái an toàn của công trình sau các sự kiện địa chấn. Trọng tâm của phương pháp này là so sánh tần số dao động thiết kế  $T_1$  (Design  $T_1$ ) với tần số dao động thực tế  $T_1$  (Actual  $T_1$ ) đo được sau trận động đất.

Đối tượng nghiên cứu là cốt thép trong tấm bê tông xi măng cốt thép liên tục (CRCP) khu vực sân đỗ máy bay. Phạm vi nghiên cứu giới hạn ở vị trí đỗ tàu bay code E (Boeing 777-300ER, Airbus A350-900) tham chiếu theo bố trí hiện hữu tại sân bay Tân Sơn Nhất [3].

Cấu kiện tham chiếu là một vị trí đỗ tàu bay code E với các thông số:

- Diện tích mặt sân đỗ một vị trí:  $A = 4.500 \text{ m}^2$  (kích thước điển hình 75 m theo phương dọc tàu bay  $\times$  60 m theo phương ngang).
- Chiều dày tấm bê tông:  $h = 400 \text{ mm}$ .
- Bố trí cốt thép: lớp dọc  $\varnothing 16 \text{ mm}$ , khoảng cách thanh  $a_1 = 200 \text{ mm}$ ; lớp ngang  $\varnothing 12 \text{ mm}$ , khoảng cách  $a_2 = 300 \text{ mm}$ . Mác thép CB400-V (TCVN 1651-2:2018), tương đương Grade 60 (ASTM A615), giới hạn chảy danh nghĩa  $f_y = 400 \text{ MPa}$ .
- Hàm lượng cốt thép tương đương:  $\rho_L$  (theo tiết diện ngang tấm – chiều dọc)  $\approx 0,251\%$ ;  $\rho_T \approx 0,094\%$ ; tổng hàm lượng theo thể tích bê tông  $\rho_v \approx 0,346\%$ .

Khối lượng cốt thép trên một vị trí đỗ được xác định theo cách tính chi tiết – tổng chiều dài thanh  $\times$  diện tích tiết diện  $\times$  khối lượng riêng – theo công thức (1):

$$m_{\text{steel}} = \Sigma (L_i \times A_{\text{ssi}} \times \gamma_{\text{steel}}) \quad (1)$$

Trong đó:  $L_i$  là tổng chiều dài thanh thép theo từng phương (m);  $A_{\text{ssi}}$  là diện tích tiết diện một thanh thép ( $\text{m}^2$ );  $\gamma_{\text{steel}} = 7.850 \text{ kg/m}^3$  là khối lượng riêng của thép. Áp dụng cho cấu kiện tham chiếu:

- Cốt dọc  $\varnothing 16@200$ : số thanh  $n_1 = 60.000/200 + 1 = 301$  thanh, tổng chiều dài  $L_1 = 301 \times 75 = 22.575 \text{ m}$ ;  $A_{s1} = \pi \cdot (16)^2/4 = 201,06 \text{ mm}^2 \rightarrow m_1 \approx 22.575 \times 201,06 \times 10^{-6} \times 7.850 \approx 35,6 \text{ tấn}$ .
- Cốt ngang  $\varnothing 12@300$ : số thanh  $n_2 = 75.000/300 + 1 = 251$  thanh, tổng chiều dài  $L_2 = 251 \times 60 = 15.060 \text{ m}$ ;  $A_{s2} = \pi \cdot (12)^2/4 = 113,10 \text{ mm}^2 \rightarrow m_2 \approx 15.060 \times 113,10 \times 10^{-6} \times 7.850 \approx 13,4 \text{ tấn}$ .
- Tổng khối lượng tham chiếu:  $m_{\text{steel}} \approx 49 \text{ tấn}$  cho một vị trí đỗ tàu bay code E.

Giá trị này có thể kiểm chứng nhanh qua công thức tương đương  $m = \rho_v \times V_{\text{bt}} \times \gamma_{\text{steel}} = 0,00346 \times (4.500 \times 0,40) \times 7.850 \approx 48,9 \text{ tấn}$  (sai số do làm tròn). Như vậy,  $m \approx 49 \text{ tấn}$  là cơ sở cho các tính toán phát thải ở phần sau. Khối lượng này nằm trong dải hợp lý đối với CRCP khu vực sân đỗ code E khi áp dụng bố trí thanh thưa; với các bố trí dày hơn (gần ngưỡng CRSI 0,6–0,7% theo tiết diện ngang dọc) khối lượng có thể tăng đáng kể, là phần được nhóm phân tích độ nhạy ở giai đoạn tiếp theo.

Hai phương án được so sánh:

- Phương án A – Cốt thép truyền thống (BF-BOF), mác CB400-V,  $f_y = 400 \text{ MPa}$ .
- Phương án B – Cốt thép tái chế (Scrap-EAF), giá thiết bảo toàn  $f_{y,\text{red}} = 0,95 f_y = 380 \text{ MPa}$  theo khuyến nghị của Coelho et al. (2020) [7].

#### 3.2. Phương pháp đánh giá phát thải $\text{CO}_2$

Phát thải CO<sub>2</sub> được tính toán theo phương pháp LCA cấp độ Cradle-to-Gate (từ khai thác nguyên liệu đến công nhà máy), dựa trên công thức tổng quát (2):

$$E_{\text{total}} = m \times EF + E_{\text{transport}} + E_{\text{processing}} \quad (2)$$

Trong đó:  $E_{\text{total}}$  là tổng phát thải CO<sub>2</sub> (kg CO<sub>2</sub>e);  $m$  là khối lượng cốt thép sử dụng (tấn);  $EF$  là hệ số phát thải đặc trưng (kg CO<sub>2</sub>e/tấn) lấy theo cơ sở dữ liệu Ecoinvent v3.10 và World Steel Association (2024);  $E_{\text{transport}}$  là phát thải vận chuyển (7,9 g CO<sub>2</sub>/tấn-km cho vận chuyển đường bộ/đường biển hỗn hợp [1]);  $E_{\text{processing}}$  là phát thải bổ sung trong trường hợp tái sử dụng cốt thép (kiểm định, gia công cắt uốn lại). Hệ số phát thải  $EF$  tham chiếu được tổng hợp ở Bảng 1.

Đối với tuyến Scrap-EAF, các nguồn quốc tế công bố giá trị  $EF$  nằm trong khoảng 270–400 kg CO<sub>2</sub>e/tấn tùy theo cấu trúc lưới điện cấp cho lò EAF và hàm lượng phế liệu thực tế (Zang et al. 2023 lấy giá trị 270 kg/tấn ứng với lưới điện ít carbon; IEA 2024 đưa khoảng 0,3–0,4 tCO<sub>2</sub>/tấn cho điều kiện trung bình). Trong nghiên cứu này, kết quả được trình bày dưới dạng khoảng giá trị tương ứng với toàn dải  $EF = 270$ – $400$  kg/tấn, đồng thời chọn  $EF = 340$  kg/tấn (giá trị giữa) làm con số đại diện trong kịch bản chính.

## 4. KẾT QUẢ VÀ THẢO LUẬN

### 4.1. So sánh đặc tính cơ học

Trên cơ sở tổng hợp dữ liệu thực nghiệm từ Fujita & Kuki (2016), Coelho et al. (2020) và Feldmann et al. (2024), các thông số cơ học chính của hai phương án được trình bày ở Bảng 2.

Các đặc tính cơ học của cốt thép tái chế suy giảm ở mức không đáng kể (1–5%) so với cốt thép truyền thống và vẫn đáp ứng yêu cầu thiết kế của TCVN 1651-2:2018. Tỷ số  $f_u/f_y$  duy trì ở mức  $\geq 1,42$ , đảm bảo dự trữ dẻo phù hợp cho ứng xử kiểm soát nứt của tấm CRCP. Cần lưu ý rằng phần lớn dữ liệu trong bảng được trích xuất từ nghiên cứu trên thép kết cấu (structural steel) và rebar tái chế trong môi trường ôn đới; việc kiểm chứng trong điều kiện khí hậu nhiệt đới ẩm – nóng (đặc

trung của Việt Nam) sẽ là một trong những nội dung kiểm chứng thực nghiệm của nhóm nghiên cứu.

### 4.2. Đánh giá phát thải CO<sub>2</sub>

Áp dụng phương pháp LCA cho khối lượng cốt thép tham chiếu ( $m \approx 49$  tấn cho một vị trí đỗ tàu bay code E), kết quả tính toán phát thải CO<sub>2</sub> giữa các phương án được tổng hợp ở Bảng 3 và minh họa ở Hình 2. Trong phạm vi nghiên cứu cấp Cradle-to-Gate, các thành phần  $E_{\text{transport}}$  và  $E_{\text{processing}}$  trong công thức (2) được giả thiết bỏ qua do tỷ trọng nhỏ hơn 5% so với thành phần  $m \times EF$  (theo IEA 2024 và worldsteel 2024 [1], [12]); việc lượng hoá đầy đủ hai thành phần này theo điều kiện chuỗi cung Việt Nam sẽ được nhóm thực hiện ở giai đoạn tiếp theo khi mở rộng phạm vi đánh giá lên Cradle-to-Site.

Phương án Scrap-EAF có thể giảm 77,9–84,3 tấn CO<sub>2</sub> (79,9–86,4%) so với BF-BOF trên một vị trí đỗ, tùy giá trị  $EF$  trong dải 270–400 kg/tấn. Trường hợp tái sử dụng cốt thép từ công trình tháo dỡ, mức giảm đạt 89,7–92,1 tấn CO<sub>2</sub> (92,0–94,5%), song phụ thuộc vào nguồn cung nội địa hiện còn hạn chế.

Áp dụng cho 56 vị trí đỗ bổ sung tại Tân Sơn Nhất theo quy hoạch đến 2030 [2], lượng CO<sub>2</sub> tiết kiệm có thể đạt ~4.360–4.720 tấn – tương đương phát thải hằng năm của 950–1.030 ô-tô con (4,6 tấn CO<sub>2</sub>/xe/năm theo IPCC). Theo FAA AC 150/5320-6G [4] và CRSI [5], tổng diện tích đường lăn và đường cất hạ cánh tại sân bay quốc tế cấp 4E thường gấp 5–8 lần diện tích sân đỗ, nên tiềm năng giảm phát thải khi mở rộng phạm vi có thể đạt cấp độ hàng chục nghìn tấn CO<sub>2</sub>, cần kiểm chứng bằng dữ liệu mặt bằng thực tế.

### 4.3. Phân tích chi phí – lợi ích sơ bộ

Theo Kim & Kim (2020), chi phí xử lý cốt thép tái sử dụng có thể cao hơn 30–40% so với mua cốt thép mới do các bước kiểm định không phá hủy, cắt uốn lại và vận chuyển [13]. Tuy nhiên, đối với cốt thép Scrap-EAF mua từ thị trường

thông thường, giá thành thường tương đương hoặc thấp hơn cốt thép BF-BOF (do phần lớn cốt thép cán nóng tại Việt Nam đã được sản xuất theo tuyến EAF từ phế liệu) – do đó việc chuyển đổi không tạo gánh nặng chi phí đáng kể.

Khi áp dụng cơ chế định giá carbon (carbon pricing) – chẳng hạn mức giá tham chiếu khoảng 50–100 USD/tấn CO<sub>2</sub> theo lộ trình thị trường carbon Việt Nam (dự kiến vận hành đầy đủ từ 2028) – lợi ích kinh tế từ việc giảm phát thải có thể bù đắp chênh lệch chi phí cho phương án tái sử dụng. Cụ thể, với khoảng 77,9–84,3 tấn CO<sub>2</sub> giảm phát thải/vị trí đỗ, lợi ích quy đổi nằm trong dải xấp xỉ 3.895 USD (cận dưới:  $77,9 \times 50$ ) đến 8.430 USD (cận trên:  $84,3 \times 100$ ) trên mỗi vị trí đỗ, chưa kể giá trị môi trường gián tiếp.

## 6. KẾT LUẬN VÀ KIẾN NGHỊ

Nghiên cứu bước đầu cho thấy việc ứng dụng cốt thép tái chế trong tấm bê tông xi măng cốt thép liên tục (CRCP) khu vực sân đỗ máy bay là khả thi cả về mặt cơ học lẫn môi trường. Các kết quả chính bao gồm:

- Cốt thép tái chế (Scrap-EAF) và cốt thép tái sử dụng giữ được 95–99% các đặc tính cơ học chủ yếu (giới hạn chảy, độ bền kéo, mô-đun đàn hồi) so với cốt thép truyền thống, đáp ứng yêu cầu thiết kế của TCVN 1651-2:2018 và FAA AC 150/5320-6G.
- Phát thải CO<sub>2</sub> giảm 79,9–86,4% với cốt thép Scrap-EAF (tùy hệ số EF trong dải 270–400 kg/tấn) và 92,0–94,5% với cốt thép tái sử dụng, tương đương khoảng 77,9–92,1 tấn CO<sub>2</sub> trên mỗi vị trí đỗ tàu bay code E ( $m_{\text{steel}} \approx 49$  tấn).
- Khi quy mô áp dụng mở rộng ở cấp toàn sân bay (sân đỗ + đường lăn + đường cất hạ cánh), tiềm năng giảm phát thải có thể đạt hàng chục nghìn tấn CO<sub>2</sub>, đóng góp đáng kể vào mục tiêu phát thải ròng bằng 0 của ngành hàng không Việt Nam.

Trên cơ sở đó, nhóm tác giả kiến nghị: (i) Cục Hàng không Việt Nam và Bộ Xây dựng nghiên cứu ban hành hướng

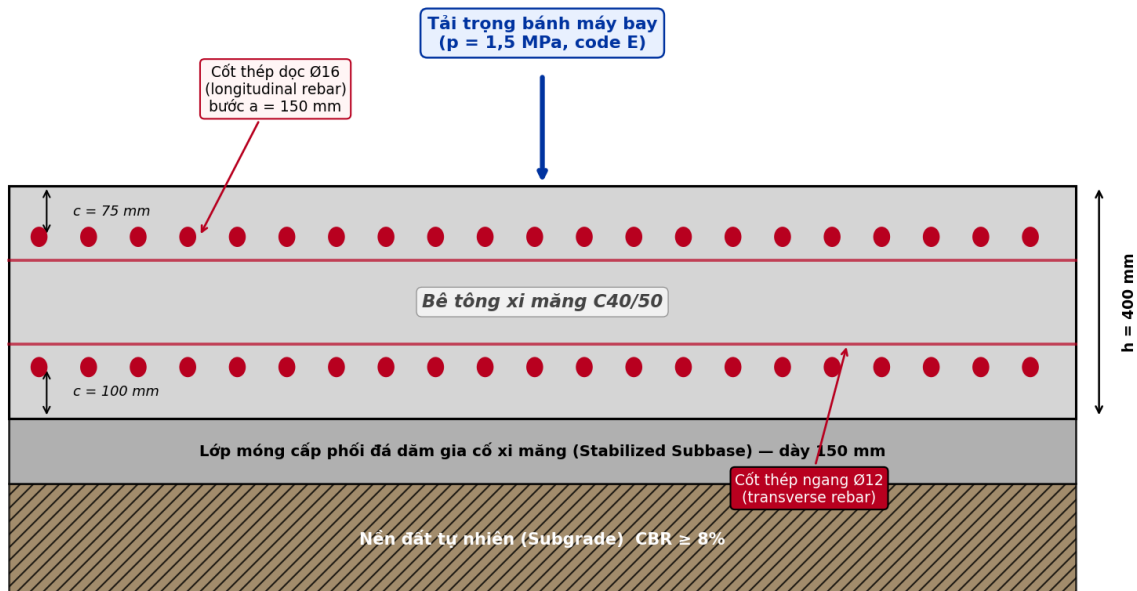
dẫn kỹ thuật cho việc sử dụng cốt thép tái chế trong các công trình hạ tầng hàng không, tham chiếu FAA AC 150/5320-6G và giao thức SCI P427/P440; (ii) các chủ đầu tư công trình sân bay xem xét đưa tỷ lệ cốt thép tái chế tối thiểu vào hồ sơ thiết kế và đấu thầu, gắn với cơ chế ưu đãi xanh; (iii) các trường đại học và viện nghiên cứu tiếp tục triển khai các nghiên cứu thực nghiệm dài hạn về độ bền môi và độ bền của cốt thép tái chế trong điều kiện khí hậu nhiệt đới Việt Nam.

Hướng nghiên cứu tiếp theo: (i) mô phỏng số tấm CRCP trên SAP2000/ETABS hoặc ABAQUS (Solid + Frame/Embedded, nền Winkler  $k = 80 \text{ MN/m}^3$ , tải B777-300ER với  $p = 1,5 \text{ MPa}$ ) để đánh giá  $\sigma_s$ ,  $w_{\text{crack}}$ ,  $\Delta$ ,  $\sigma_{ct}$  và phân tích độ nhạy theo bố trí cốt thép và phổ tải động học; (ii) thí nghiệm kéo cốt thép Scrap-EAF tại Phòng thí nghiệm Vật liệu xây dựng – Học viện Hàng không Việt Nam (TCVN 1651-2:2018, EN ISO 6892-1) để hiệu chỉnh  $f_y$ ,  $f_u$ ,  $E_s$ ,  $\delta$ ,  $f_u/f_y$ ; (iii) khảo sát thị trường Scrap-EAF nội địa và tính khả thi của hồ sơ EPD đối với các nhà cung cấp tiêu biểu.

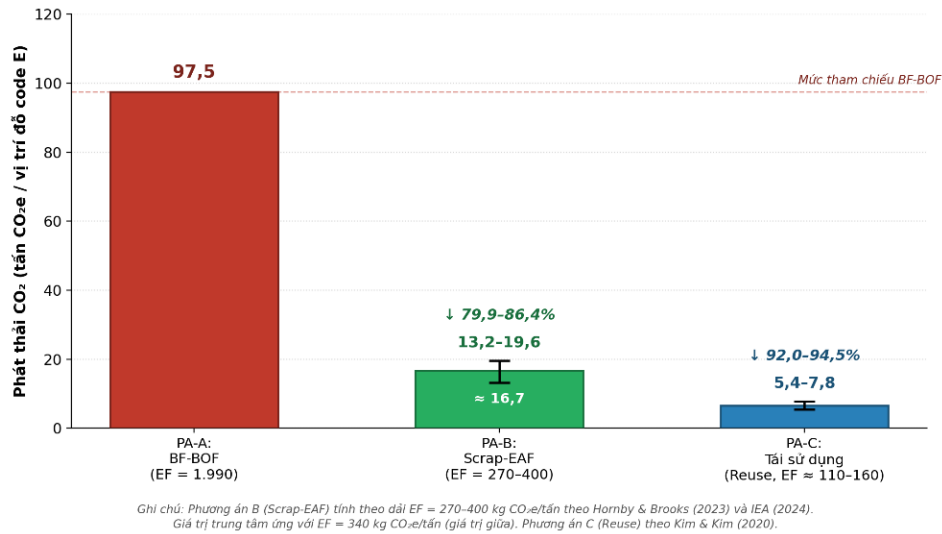
## TÀI LIỆU THAM KHẢO

- [1] World Steel Association (worldsteel). (2024). Sustainability Indicators 2024 report. Brussels, Belgium: World Steel Association, worldsteel.org.
- [2] Bộ Xây dựng. (2025). Quyết định số 2429/QĐ BXD ngày 26/12/2025 về việc phê duyệt nhiệm vụ lập Quy hoạch Cảng hàng không quốc tế Tân Sơn Nhất thời kỳ 2021–2030, tầm nhìn đến năm 2050.
- [3] Cục Hàng không Việt Nam – Vnaic. (2024). AIP Việt Nam – eAIP Phần AD 2.VVTS: Sân bay quốc tế Tân Sơn Nhất (Tan Son Nhat International Airport – VVTS). Cập nhật từ: <https://aim.vatm.vn>
- [4] Federal Aviation Administration – FAA (2021). Advisory Circular AC 150/5320-6G – Airport Pavement Design and Evaluation. Washington, DC: U.S. Department of Transportation.

- [5] Concrete Reinforcing Steel Institute – CRSI (2012). CRSI CRCP Design & Construction Guidelines. Schaumburg, IL: Concrete Reinforcing Steel Institute
- [6] Concrete Reinforcing Steel Institute – CRSI (2012). CRSI CRCP Design & Construction Guidelines. Schaumburg, IL: Concrete Reinforcing Steel Institute
- [7] Coelho, A. M. G., Pimentel, R., Ungureanu, V., Hradil, P., & Kesti, J. (2020). European recommendations for reuse of steel products in single-storey buildings. ECCS Technical Committee 14.
- [8] Bộ Khoa học và Công nghệ (2015). TCVN 10907:2015 – Sân bay dân dụng: Mặt đường sân bay – Yêu cầu thiết kế. Hà Nội: Nhà xuất bản Khoa học và Kỹ thuật.
- [9] Feldmann, M., Bartsch, H., Eyben, F., Ungermann, D., & Schaumann, P. (2024). Establishing European design rules for re-used steel components. Steel Construction, 17(2), pp. 89–104.
- [10] Stalalube (2025, April 17). How much energy does recycled steel save vs. new production? Stalalube Sustainability Report.
- [11] Zang, G., Sun, P., Elgowainy, A., Bobba, P., McMillan, C., Ma, O., ... & Koleva, M. (2023). Cost and life cycle analysis for deep CO<sub>2</sub> emissions reduction of steelmaking: Blast furnace-basic oxygen furnace and electric arc furnace technologies. International Journal of Greenhouse Gas Control, 128, 103958.
- [12] Institute for Energy Economics and Financial Analysis – IEEFA (2022). Iron and Steel Industry Fact Sheet. Cleveland, OH
- [13] Kim, S., & Kim, S.-A. (2020). Framework for Designing Sustainable Structures through Steel Beam Reuse. Sustainability, 12(22), 9494
- [14] British Constructional Steelwork Association – BCSA (2023). Sustainability Frequently Asked Questions. London: BCSA.



**Hình 1:** Mặt cắt điển hình tấm bê tông cốt thép liên tục (CRCP) khu vực sân đỗ máy bay code E



**Hình 2:** So sánh phát thải CO<sub>2</sub> trên 1 vị trí đổ tàu bay code E (≈ 49 tấn cốt thép) giữa các phương án

**Bảng 1:** Hệ số phát thải CO<sub>2</sub> tham chiếu cho các tuyến sản xuất cốt thép

Tuyến công nghệ	Hệ số phát thải EF (kg CO <sub>2</sub> e/tấn)	Tỷ lệ phế liệu sử dụng (%)	Nguồn tham chiếu
BF-BOF (truyền thống)	1.990	13–30	Zang et al. (2023) [11]
DRI-EAF (khí tự nhiên)	1.400	0–20	IEEFA (2022) [12]
Scrap-EAF (tái chế)	270–400	95–105	Zang et al. (2023); IEA (2024) [11], [12]
Tái sử dụng cốt thép (Reuse)	≈ 110–160 <sup>1</sup>	100	Kim & Kim (2020) [13]
Bình quân toàn cầu	1.850	—	World Steel Association (2024) [1]

<sup>1</sup> Bao gồm phát thải làm sạch, kiểm định và vận chuyển – không bao gồm phát thải sản xuất ban đầu (đã được phân bổ cho công trình gốc).

**Bảng 2:** So sánh đặc tính cơ học giữa cốt thép truyền thống và cốt thép tái chế (mác CB400-V)

Thông số cơ học	Cốt thép truyền thống (PA-A)	Cốt thép tái chế (PA-B)	Mức suy giảm (%)
Giới hạn chảy fy (MPa)	400	380–395	1,3–5,0
Giới hạn bền kéo fu (MPa)	570	545–565	0,9–4,4
Mô-đun đàn hồi Es (GPa)	200	198–200	≤ 1,0
Độ giãn dài tương đối δ (%)	16	14–15	6,3–12,5
Tỷ số fu/fy (yêu cầu ≥ 1,15)	1,43	1,42–1,43	Đạt yêu cầu

**Bảng 3:** Phát thải CO<sub>2</sub> trên 1 vị trí đổ tàu bay code E (m<sub>steel</sub> ≈ 49 tấn) theo các phương án và hệ số EF khác nhau

Phương án	EF (kg CO <sub>2</sub> e/tấn)	Phát thải tổng E (tấn CO <sub>2</sub> e)	Mức giảm so với BF-BOF (tấn CO <sub>2</sub> e   %)
PA-A: BF-BOF	1.990	≈ 97,5	— (cơ sở)
PA-B: Scrap-EAF (cận trên EF)	400	≈ 19,6	≈ 77,9   79,9%
<b>PA-B: Scrap-EAF (giá trị giữa)</b>	<b>340</b>	<b>≈ 16,7</b>	<b>≈ 80,9   82,9%</b>
PA-B: Scrap-EAF (cận dưới EF)	270	≈ 13,2	≈ 84,3   86,4%
PA-C: Tái sử dụng (Reuse)	110–160	≈ 5,4–7,8	≈ 89,7–92,1   92,0–94,5%

# PHÂN TÍCH MẤT ỔN ĐỊNH ĐÀN HỒI CỦA CỘT THÉP CHỊU NÉN DỌC TRỰC DƯỚI ẢNH HƯỞNG CỦA ĐIỀU KIỆN LIÊN KẾT KHÁC NHAU

Phạm Đình Hải<sup>1,\*</sup>, Nguyễn Minh Quang<sup>2</sup>, Nguyễn Anh Tuấn<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Giảng viên khoa Xây dựng, Học viện Hàng không Việt Nam

<sup>2</sup>267XD10 Khoa Xây dựng Dân dụng và Công nghiệp, Trường Đại học Xây dựng Hà Nội

\*Email: haipd@vaa.edu.vn

## TÓM TẮT

Nghiên cứu này trình bày khả năng ứng dụng phần mềm MASTAN2 kết hợp với MATLAB trong phân tích ổn định của cột thép chịu lực nén đúng tâm. Nội dung tập trung vào hai bài toán: 1) xác định lực tới hạn và hệ số chiều dài tính toán của cột chịu nén đúng tâm với các điều kiện liên kết hai đầu khác nhau, và 2) xác định lực tới hạn và hệ số chiều dài tính toán của cột chịu nén có xét đến dầm liên kết 2 đầu cột. Kết quả cho thấy lực tới hạn  $P_{cr}$  và hệ số chiều dài tính toán,  $K$ , thu được từ phần mềm MASTAN2 phù hợp với lý thuyết tính toán Euler. Ở bài toán cột, sai số lớn nhất chỉ khoảng 0,25%. Khi tăng số phần tử chia nhỏ, nghiệm số hội tụ nhanh về giá trị lý thuyết. Với mô hình cột liên kết với dầm, khi mô men quán tính của dầm tăng thì lực tới hạn của cột cũng tăng.

**TỪ KHOÁ:** MASTAN2, MATLAB, lực tới hạn, hệ số chiều dài tính toán, ổn định cột.

## ABSTRACT

This study presents the application of MASTAN2 coupled with MATLAB to the stability analysis of steel members and planar frames. The investigation focuses on three groups of problems: elastic buckling of axially compressed columns with different end restraints. The results indicate that the critical load  $P_{cr}$  and the effective length factor  $K$  obtained from MASTAN2 are in close agreement with Euler theory. For the column problem, the maximum discrepancy is about 0.25%. As the number of finite elements increases, the numerical solution rapidly converges to the theoretical value. The obtained frame results also confirm that MASTAN2 is an effective tool for research and teaching in steel structural stability.

**KEYWORDS:** MASTAN2, MATLAB, critical load, effective length factor, column stability.

## 1. GIỚI THIỆU

Trong thiết kế kết cấu thép, bài toán ổn định có ý nghĩa quyết định đối với khả năng chịu lực của cấu kiện chịu nén và hệ khung siêu tĩnh. Đối với cột riêng lẻ, tải trọng tới hạn có thể xác định theo lý thuyết Euler [1] trên cơ sở chiều dài tính toán và điều kiện liên kết hai đầu. Tuy nhiên, đối với các hệ kết cấu thực như khung phẳng hoặc mô hình có tương tác dầm - cột, việc xác định lực tới hạn và hệ số chiều dài tính toán trở nên phức tạp hơn, đặc biệt khi xét đến sự phi tuyến hình học và sự suy giảm độ cứng của vật liệu. MASTAN2 [2] là phần mềm phân tích kết cấu thanh cho phép thực hiện cả phân tích tuyến tính và phi tuyến theo phương pháp phần tử hữu hạn. Khi kết

hợp với MATLAB để xử lý dữ liệu và biểu diễn quan hệ lực - chuyển vị, công cụ này giúp trực quan hóa quá trình mất ổn định và hỗ trợ kiểm chứng các công thức lý thuyết trong môn học cơ học kết cấu và kết cấu thép [1]-[3].

Mục tiêu của nghiên cứu là sử dụng phần mềm phân tích kết cấu để kiểm chứng các nghiệm lý thuyết về hiện tượng mất ổn định đàn hồi của cột, được thiết lập từ hệ phương trình vi phân cân bằng. Bên cạnh đó, nghiên cứu cũng khảo sát sự thay đổi khả năng chịu tải tới hạn và dạng mất ổn định của cột tương ứng với các điều kiện liên kết đầu cột khác nhau. Trên cơ sở kết quả phân tích, các hệ số chiều dài tính toán,  $K$ , được trình bày trong hình 1 sẽ được kiểm chứng và đánh giá mức độ phù hợp với kết quả mô phỏng số.

## 2. CƠ SỞ LÝ THUYẾT VÀ MÔ HÌNH NGHIÊN CỨU

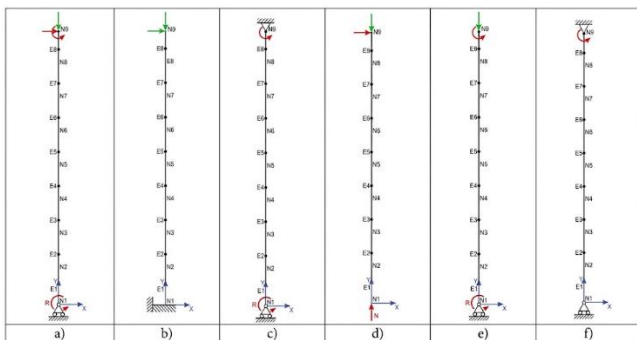
### 2.1. Bài toán ổn định của cột chịu nén đúng tâm

Mô hình cột nghiên cứu gồm 1 cột thép tiết diện W14x82 có chiều dài L=12,2m được gán lực tập trung P=4.45 kN tại đỉnh cột như hình 1. Hình 1 thể hiện các điều kiện biên khác nhau được xét đến: (a) ngàm - ngàm, (b) ngàm - khớp, (c) khớp - khớp, (d) ngàm - ngàm trượt, (e) ngàm - tự do, và (f) khớp - ngàm trượt.

Dạng mất ổn định						
Liên kết	(a) Ngàm-Ngàm	(b) Ngàm-Khớp	(c) Khớp-Khớp	(d) Ngàm-ngàm trượt	(e) Ngàm - tự do	(f) Khớp - ngàm trượt
Hệ số chiều dài tính toán, K	0.5	0.7	1	1	2	2

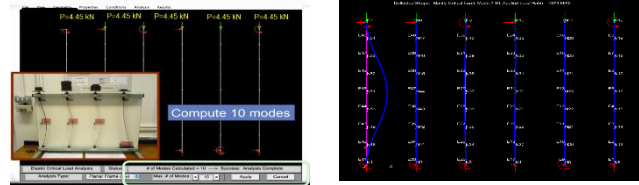
**Hình 1:** Hệ số chiều dài tính toán của cột (AISC)

Lực tới hạn của cột,  $P_{cr}$ , được xác định cho sáu trường hợp điều kiện biên khác nhau thông qua mô phỏng bằng phần mềm MASTAN2 [2]. Trong mô hình phần tử hữu hạn, cột được rời rạc hóa thành tám phần tử như trình bày trong hình 2 nhằm nâng cao độ chính xác và độ tin cậy của kết quả phân tích.



**Hình 2:** Mô hình rời rạc hóa của cột MASTAN2

Lực tới hạn của cột được tính phần mềm MASTAN2 [2] thể hiện như hình 3



(a) Mô hình MASTAN2

(b) Lực tới hạn của cột cho trường hợp 2 đầu liên kết ngàm-ngàm

**Hình 3:** Lực tới hạn trong phần mềm MASTAN2

Mô hình cột nghiên cứu gồm 1 cột thép tiết diện W14x82 có chiều dài L=12,2m được gán lực tập trung P=4.45 kN tại đỉnh cột như hình 1. Hình 1 thể hiện các điều kiện biên khác nhau được xét đến: (a) ngàm - ngàm, (b) ngàm - khớp, (c) khớp - khớp, (d) ngàm - ngàm trượt, (e) ngàm - tự do, và (f) khớp - ngàm trượt.

Khi ấy lực tới hạn từ phần mềm MASTAN2 được xác định như sau :

$$P_{cr}(MASTAN2) = P \times ALR \quad (1)$$

- Trong đó P là lực tác dụng (=4,45 kN),
- ALR (Applied Load Ratio) được lấy từ phần mềm MASTAN2

Kết quả lực tới hạn của cột thu được từ mô hình phân tích bằng phần mềm MASTAN2 [2],  $P_{cr}^{mas}$ , được so sánh và đối chiếu với giá trị lực tới hạn xác định theo công thức Euler, được biểu diễn như sau:

$$P_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{(KL)^2} \quad (2)$$

Trong đó,  $P_{cr}$  là lực tới hạn gây mất ổn định đàn hồi của cột theo công thức Euler; E là mô đun đàn hồi của vật liệu; I là mô men quán tính của tiết diện cột; L là chiều dài thực của cột; và K là hệ số chiều dài tính toán, phụ thuộc vào điều kiện liên kết ở hai đầu cột như trình bày trong Hình 1. Bảng 1 liệt kê thông số đặc trưng hình học của tiết diện cột.

**Bảng 1:** Thông số và đặc trưng hình học của cột

Tiết diện	Fy (Gpa)	A (m <sup>2</sup> )	L (m)	E (Gpa)	I <sub>y</sub> (m <sup>4</sup> )	I <sub>x</sub> (m <sup>4</sup> )
W14x82	0.345	0.015	12.2	200	0.0004	6.16e-05

Từ công thức 1, hệ số chiều dài tính toán K của cột có thể được xác định theo biểu thức

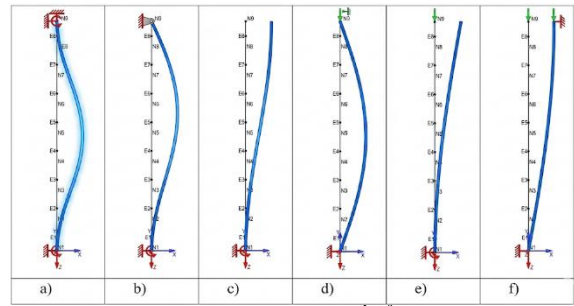
$$K = \frac{\pi}{L} \cdot \sqrt{\frac{EI}{P_{cr}}} \quad (3)$$

Bảng 2 thể hiện kết quả so sánh giá trị lực tới hạn,  $P_{cr}$ , từ lớn đến nhỏ tương ứng các điều kiện biên và hệ số chiều dài tính toán K giữa phương pháp lý thuyết Euler và kết quả mô phỏng bằng phần mềm MASTAN2 [2].

**Bảng 2:** So sánh lực tới hạn và hệ số chiều dài tính toán giữa lý thuyết và phần mềm

Điều kiện liên kết	Lực tới hạn, $P_{cr}$ , (kN)			Hệ số chiều dài tính toán, K,		
	Lý thuyết	Phần mềm MASTAN2	Sai số (%)	Lý thuyết	Phần mềm MASTAN2	Sai số (%)
(a) Ngàm - Ngàm	418.97	418.97	0.05	0.5	0.500	0.026
(b) Ngàm - Khớp	213.76	214.31	0.025	0.7	0.699	0.127
(c) Khớp - Khớp	104.74	104.75	0.01	1	1.000	0.001
(d) Ngàm - ngàm trượt	104.74	104.75	0.01	1	1.000	0.001
(e) Ngàm - tự do	26.18	26.19	0.02	2	2	0
(f) Khớp - ngàm trượt	26.18	26.19	0.02	2	2	0

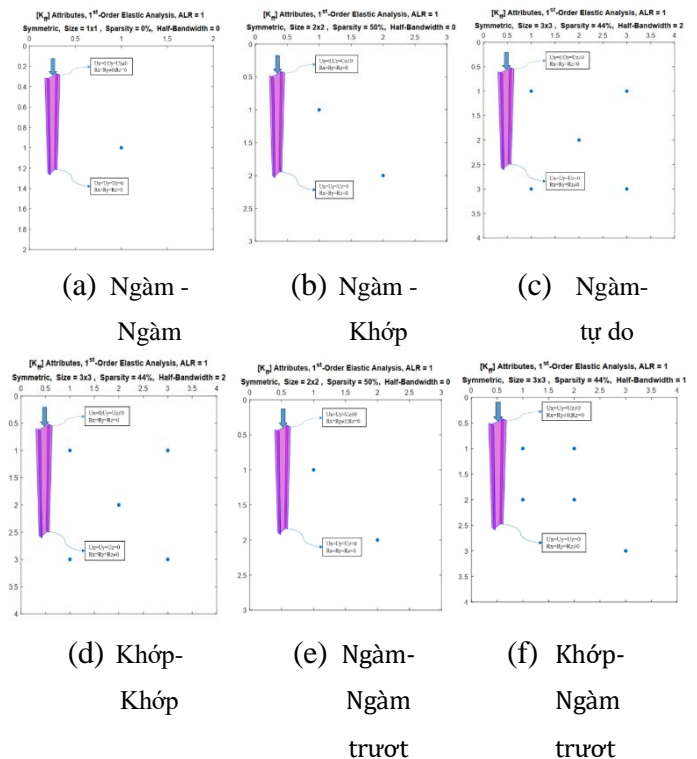
Kết quả so sánh cho thấy giá trị lực tới hạn  $P_{cr}$  và hệ số chiều dài tính toán, K, thu được từ phần mềm MASTAN2 [2] có sự tương đồng cao với kết quả xác định theo công thức Euler. Sai lệch giữa hai phương pháp là không đáng kể, qua đó cho thấy mô hình phân tích bằng MASTAN2 [2] có độ tin cậy cao trong việc dự báo khả năng ổn định đàn hồi của cột. Hình 4 trình bày mười dạng dao động mất ổn định đầu tiên của cột thu được từ kết quả phân tích ổn định bằng phần mềm MASTAN2 [2]. Các dạng mất ổn định này cho phép đánh giá đặc trưng biến dạng và xu hướng oằn của cột dưới tác dụng của tải trọng nền dọc trục.



**Hình 4:** Các dạng mất ổn định cột

## 2.2. Ma trận độ cứng của cột

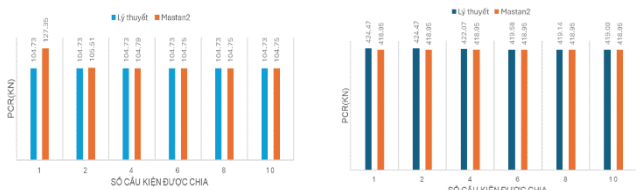
Thông qua phần mềm MASTAN2 [2], ma trận độ cứng tổng thể của cột,  $[K_{eff}]$ , có thể được xác định cho từng trường hợp điều kiện biên cụ thể như hình 5. Ma trận độ cứng thể hiện tính hiệu quả tính toán khi giải hệ phương trình kết cấu. Kết quả này cho phép đánh giá đặc điểm phân bố các phần tử khác 0 quanh đường chéo chính, đồng thời hỗ trợ phân tích hiệu quả tính toán của mô hình phần tử hữu hạn. Ma trận độ cứng  $[K_{eff}]$  càng nhỏ thì càng tối ưu tính toán và giảm thời gian phân tích.



**Hình 5:** Ma trận độ cứng K

### 2.3. Khảo sát sự ảnh hưởng của phần tử đến lực tới hạn của cột

Theo lý thuyết Euler [1], lực tới hạn của cột thường được xác định dựa trên mô hình cột lý tưởng với chiều dài tính toán liên tục. Trong nghiên cứu này, cột được rời rạc hóa thành các mức chia khác nhau :1, 2, 4, 8 và 10 phần tử, nhằm khảo sát ảnh hưởng của mức độ chia lưới đến kết quả phân tích ổn định. Hai trường hợp điều kiện biên được xem xét gồm liên kết khớp-khớp và ngàm-ngàm. Hình 6 thể hiện so sánh lực tới hạn ( $P_{cr}$ ) của cột gồm các phần tử từ 1 đến 10 tương ứng với 2 điều kiện biên là hai đầu khớp và hai đầu ngàm.



(a) Hai đầu liên kết khớp (b) Hai đầu liên kết ngàm  
**Hình 6:** So sánh lực tới hạn của cột

Bảng 3 trình bày giá trị lực tới hạn,  $P_{cr}$ , thu được từ phần mềm MASTAN2 [2] tương ứng với từng mức chia phần tử từ 1 đến 10. Các kết quả này được so sánh với giá trị tính toán theo công thức Euler [1] nhằm kiểm chứng độ chính xác, độ tin cậy và xu hướng hội tụ của mô hình phần tử hữu hạn.

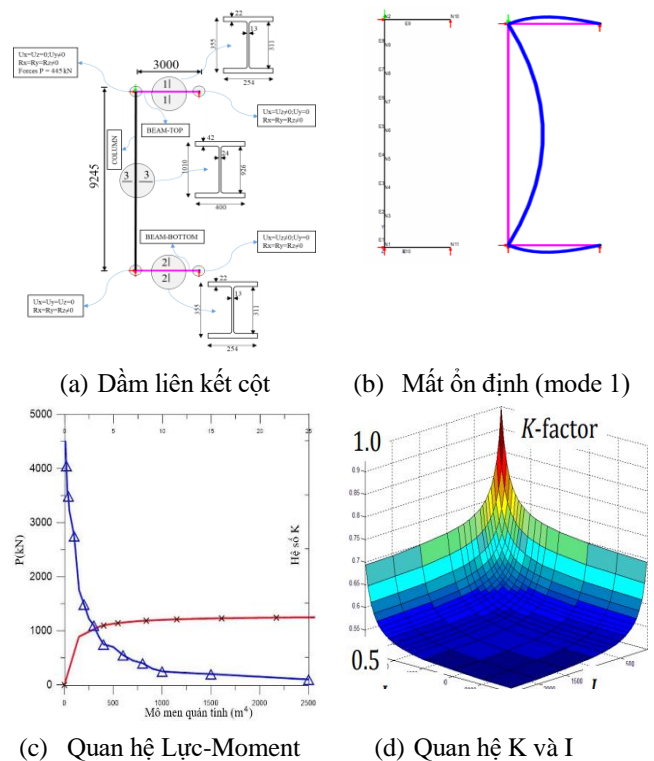
**Bảng 3:** So sánh lực tới hạn cho các phần tử khác nhau

Số đoạn	2 đầu cột liên kết khớp-khớp			2 đầu cột liên kết ngàm-ngàm		
	$P_{cr}$ (kN) (Euler)	$P_{cr}$ (kN) (MASTAN2)	Sai số (%)	$P_{cr}$ (kN) (Euler)	$P_{cr}$ (kN) (MASTAN2)	Sai số (%)
1	104.73	127.35	17.76	418.95	424.47	1.3
2	104.73	105.51	0.73	418.95	424.47	1.3
4	104.73	104.79	0.06	418.95	422.07	0.74
6	104.73	104.75	0.02	418.95	419.58	0.15
8	104.73	104.75	0.02	418.95	419.14	0.04
10	104.73	104.75	0.02	418.95	419.00	0.01

### 3. PHÂN TÍCH LỰC TỚI HẠN CỦA CỘT THÉP CHỊU NÉN CÓ XÉT ĐẾN SỰ TƯƠNG TÁC GIỮA CỘT VÀ DÀM LIÊN KẾT

Mô hình khảo sát gồm hai dầm chiều dài  $L=3$  m, được liên kết cứng với cột tại vị trí đỉnh và chân cột, trong khi đầu còn lại của mỗi dầm được giả thiết liên kết khớp. Trong trường hợp đầu tiên, dầm trên và dầm dưới được xem xét với cùng đặc trưng hình học nhằm đánh giá ảnh hưởng của độ cứng dầm đến khả năng ổn định của cột.

Hình 7 thể hiện mối quan hệ giữa lực ( $P$ ), momen của quán tính của cột và hệ số chiều dài tính toán. Hình 7a-b thể hiện dạng liên kết và độ mất ổn định của cột. Hình 7c thể hiện mối quan hệ giữa momen lực và momen quán tính. Hình 7d thể hiện mối quan hệ của  $K$  và hệ số  $I$ , được mô phỏng bằng phần mềm MATLAB. Từ biểu đồ có thể thấy được rằng ảnh hưởng của dầm đến dạng mất ổn định của cột và lực tới hạn.



(a) Dầm liên kết cột (b) Mất ổn định (mode 1)  
(c) Quan hệ Lực-Moment (d) Quan hệ K và I

**Hình 7:** Mối quan hệ giữa lực ( $P$ ), momen quán tính và lực tới hạn

#### 4. KẾT LUẬN

MASTAN2 kết hợp với MATLAB cho thấy hiệu quả rõ rệt trong phân tích ổn định của cấu kiện thép và hệ khung phẳng. Đối với bài toán cột chịu nén, kết quả tải trọng tới hạn và hệ số chiều dài tính toán thu được từ MASTAN2 phù hợp rất tốt với lý thuyết Euler; sai số tương đối nhỏ. Khi cột được chia thành nhiều phần tử thì kết quả phân tích giữa MASTAN2 và Euler càng bé.

Việc chia nhỏ phần tử có vai trò quan trọng đối với độ chính xác của mô hình phần tử hữu hạn. Khi số phần tử tăng, nghiệm số hội tụ nhanh về giá trị lý thuyết, đồng thời phản ánh rõ ảnh hưởng của ma trận độ cứng bandwidth trong quá trình phân tích.

#### TÀI LIỆU THAM KHẢO

- [1] Timoshenko, S. P. & Gere, J. M. (1961). *Theory of Elastic Stability* (2 ed.). McGraw-Hill. [2] Ziemian, R.D. and McGuire, W. Tutorial for MASTAN2.
- [2] Ziemian, R.D. and McGuire, W. Tutorial for MASTAN2.
- [3] AISC. *Specification for Structural Steel Buildings*, American Institute of Steel Construction, 2016.
- [4] McGuire, W., Gallagher, R.H. and Ziemian, R.D. *Matrix Structural Analysis*, 2nd Edition, Wiley, 2000.
- [5] ANH, T. V. Q., & ANH, C. Xác định hệ số chiều dài tính toán cho cột trong khung thép có xét đến độ đàn hồi của liên kết
- [6] Hòa, N. Đ. Vấn đề ổn định cục bộ bán bụng cột thép tiết diện chữ I tổ hợp chịu nén lệch tâm theo TCVN 5575: 2012.
- [7] Guest, “Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures-6eD Zeiman 2010 1117p - PDFCOFFEE.COM,”
- [8] Committee E-1, ed. (1967-01-01). *Test Methods for Compression Members*. 100 Barr Harbor Drive, PO Box C700, West Conshohocken, PA 19428-2959: ASTM

International. doi:10.1520/stp419-eb. ISBN 978-0-8031-6174-0.

# GIẢI PHÁP NÂNG CAO TRẢI NGHIỆM HÀNH KHÁCH TẠI NHÀ GA T2, CẢNG HÀNG KHÔNG QUỐC TẾ TÂN SƠN NHẤT THÔNG QUA TÁI TỔ CHỨC KHÔNG GIAN VÀ LUỒNG DI CHUYỂN

Bùi Nam Phương<sup>1\*</sup>, Huỳnh Phạm Gia Trường<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Giảng viên khoa Xây dựng, Học viện Hàng không Việt Nam

<sup>2</sup>Sinh viên Khoa Xây dựng, Học viện Hàng không Việt Nam

\*Email: phuongbn@vaa.edu.vn

## TÓM TẮT

Nhà ga hành khách quốc tế T2 — Cảng hàng không quốc tế Tân Sơn Nhất, đưa vào khai thác với công suất thiết kế 13 triệu hành khách/năm, đã rơi vào tình trạng quá tải kéo dài khi sản lượng năm 2025 dự kiến đạt 17,8 triệu lượt — vượt 37% công suất thiết kế [10]. Áp lực này biểu hiện rõ tại sảnh thủ tục, khu xuất nhập cảnh, soi chiếu an ninh và sảnh chờ khởi hành thông qua hiện tượng dồn nén dây chuyền, giao cắt luồng, rối loạn định hướng và suy giảm chất lượng trải nghiệm. Bài báo trình bày nghiên cứu tái tổ chức không gian và luồng di chuyển hành khách (PAX) tại T2 dựa trên phương pháp Phân tích Không gian và Dòng chảy Hành khách (Spatial and Flow Analysis) theo khung chuẩn Mức độ phục vụ IATA ADRM, đối chiếu bản vẽ hiện trạng (HT) với bản vẽ phương án cải tạo (CT) cho cả hai khu ga đi và ga đến, so chuẩn với ngưỡng IATA ADRM và các tiêu chuẩn TCVN. Kết quả định lượng cho thấy phương án đề xuất giúp mở rộng không gian đệm đạt chuẩn 1,3–1,8 m<sup>2</sup>/hành khách tại sảnh thủ tục và 1,0–1,2 m<sup>2</sup>/hành khách tại khu xuất nhập cảnh. Việc tích hợp 100% máy ký gửi hành lý tự động (SBD) tại đảo A–B và tăng số lượng cổng Autogate từ 5 lên 25 cổng tại mỗi khu vực xuất/nhập cảnh giúp rút ngắn thời gian thao tác xuống mức 15–30 giây/khách. Qua đó, dự kiến nâng chỉ số Mức độ phục vụ (LoS) theo IATA tại các điểm nghẽn từ mức C–F hiện tại lên mức tối ưu B; thời gian xếp hàng tại sảnh thủ tục giảm từ 30–40 phút xuống còn 10–20 phút, đóng góp vào mục tiêu giảm 20–30% tổng thời gian chờ đợi bình quân toàn chuỗi hành trình.

**TỪ KHOÁ:** Trải nghiệm hành khách, nhà ga T2 Tân Sơn Nhất, tái tổ chức không gian, tối ưu luồng di chuyển, IATA ADRM, Mức độ phục vụ.

## ABSTRACT

Tan Son Nhat International Airport Terminal T2, originally designed for 13 million passengers per year (pax/year), has been persistently overloaded since 2024 and is projected to handle 17.8 million passengers in 2025 — 37% above its rated capacity [10]. This pressure manifests at the check-in hall, immigration, security screening, and departure hold-room as flow congestion, path crossings, wayfinding disorientation, and a perceptible decline in service quality. This paper presents a Spatial and Flow Analysis study that re-organises space and passenger circulation at T2, applying the IATA Airport Development Reference Manual (ADRM) Level-of-Service (LoS) benchmarking framework [11] to compare as-built (HT) drawings with proposed reconfiguration (CT) drawings for both departure and arrival halls, cross-referenced against Vietnamese building codes. Quantitative results indicate that the proposed reconfiguration expands buffer zones to meet IATA LoS B standards of 1.3–1.8 m<sup>2</sup>/pax at check-in halls and 1.0–1.2 m<sup>2</sup>/pax at immigration areas. The integration of 100% Self Bag-Drop (SBD) units at islands A–B and the expansion of Autogates from 5 to 25 units at both departure and arrival checkpoints reduce processing time to 15–30 seconds/pax. Consequently, the LoS at critical bottlenecks is projected to upgrade from the current C–F range to the optimum level B, with queueing time at check-in expected to drop from 30–40 to 10–20 minutes, contributing to an overall 20–30% reduction in average passenger waiting time across the terminal.

**KEYWORDS:** Passenger experience, Tan Son Nhat T2, spatial reorganisation, flow optimisation, IATA ADRM, Level of Service.

## 1. GIỚI THIỆU

Vận tải hàng không toàn cầu đang bước vào giai đoạn tăng trưởng mạnh sau đại dịch, với dự báo gần 10 tỷ lượt

hành khách vào năm 2025 và xu hướng phục hồi hai con số tại khu vực châu Á — Thái Bình Dương [1]. Cùng với áp lực số lượng, mặt đất sân bay đang phải tái định hình lại theo các yêu cầu mới: chuyển đổi số, sinh trắc học, thiết kế lấy con

người làm trung tâm và tích hợp yếu tố bền vững [2], [3]. Trải nghiệm hành khách (passenger experience) đã chuyển từ chỉ tiêu phụ trợ sang trục thiết kế chính của nhà ga thế hệ mới, được chứng minh qua các nghiên cứu hệ thống về đánh giá chất lượng dịch vụ sân bay [16], [17].

Chuyển đổi số tại sân bay với các công nghệ Self Bag-Drop (SBD), Autogate sinh trắc, soi chiếu 3D CT và Body Scanner đã được triển khai rộng rãi nhằm rút ngắn thời gian xử lý mỗi hành khách [5]. Song song, các công trình tham chiếu như Hamad International (Doha) [6], Changi (Singapore) [7] hay Kansai T1R (Osaka) [8] đã chứng minh giá trị của việc kết hợp tổ chức luồng tuyến tính, không gian đệm rộng và yếu tố biophilic trong việc nâng chỉ số Mức độ phục vụ (Level of Service — LoS).

Tại Việt Nam, Quy hoạch hệ thống cảng hàng không 2021–2030, tầm nhìn 2050 [9] đặt mục tiêu nâng cấp đồng bộ. Nhà ga T2 Tân Sơn Nhất thiết kế cho 13 triệu hành khách/năm, dự kiến đón 17,8 triệu lượt trong năm 2025 — vượt 37% công suất theo số liệu khai thác của ACV [10]. Trong khi T3 nội địa đưa vào khai thác từ tháng 4/2025 để chia tải nội địa, áp lực tại T2 tiếp tục tăng do lượng hành khách quốc tế phục hồi nhanh.

Mặc dù T2 Tân Sơn Nhất đã vượt ngưỡng quá tải 37%, chưa có nghiên cứu kết hợp đồng thời cả ba khía cạnh: (i) phân loại — phân tách luồng hành khách theo nhóm đối tượng; (ii) bố trí lại thủ tục hàng không theo năng lực phục vụ; và (iii) tích hợp thiết kế biophilic vào không gian giảm đến nén tâm lý. Đây chính là khoảng trống mà bài báo này hướng tới.

Bài báo tập trung trả lời câu hỏi: làm thế nào để tái tổ chức không gian và luồng di chuyển hành khách tại T2 Tân Sơn Nhất nhằm xóa bỏ giao cắt, giải phóng vùng chờ và nâng LoS lên mức tối ưu B theo IATA mà không cần mở rộng diện tích sàn? Phương pháp sử dụng là Spatial and Flow Analysis theo khung IATA ADRM LoS Benchmarking [11], [18] dựa trên đối chiếu bốn bản vẽ HT/CT (hiện trạng — HT\_ĐI, HT\_ĐẾN; cải tạo — CT\_ĐI, CT\_ĐẾN), so chuẩn

với ngưỡng IATA ADRM [11] và bộ TCVN/QCVN liên quan [12]–[14]. Bốn đóng góp chính: (1) chỉ rõ sáu cụm điểm nghẽn cấp độ vi mô tại T2; (2) đề xuất gói giải pháp tái cấu trúc không gian — thiết bị — biophilic theo chuẩn IATA; (3) định lượng tác động dự kiến lên LoS và thời gian chờ; (4) cung cấp khung tham chiếu cho các nhà ga tương tự trong khu vực.

## 2. PHƯƠNG PHÁP NGHIÊN CỨU

Nghiên cứu áp dụng phương pháp Phân tích Không gian và Dòng chảy Hành khách (Spatial and Flow Analysis), với khung đánh giá định lượng xây dựng theo tiêu chuẩn Mức độ Phục vụ (Level of Service — LoS) của Cẩm nang Tham chiếu Phát triển Sân bay IATA (Airport Development Reference Manual — ADRM, 11th Edition) [11] — phương pháp luận tiêu chuẩn quốc tế được áp dụng rộng rãi trong đánh giá hiệu quả khai thác nhà ga hành khách [16], [17]. Dữ liệu đầu vào gồm bốn bản vẽ kỹ thuật tỷ lệ 1:200 [4]: (i) HT\_ĐI — mặt bằng hiện trạng ga đi tầng 2; (ii) HT\_ĐẾN — mặt bằng hiện trạng ga đến tầng 1; (iii) CT\_ĐI — phương án cải tạo ga đi; (iv) CT\_ĐẾN — phương án cải tạo ga đến. Trên các bản vẽ HT, vị trí điểm nghẽn được khoanh đỏ; trên bản vẽ CT, vị trí can thiệp được khoanh xanh. Dữ liệu vận hành (diện tích sàn, số quầy thủ tục, số cổng Autogate, số làn soi chiếu, số ghế chờ) được trích xuất từ tài liệu khai thác chính thức của Tổng công ty Cảng hàng không Việt Nam [10] và đối chiếu với thực địa giai đoạn 2024–2025.

Khung phân tích được tổ chức theo ba nhóm. Nhóm thứ nhất khảo sát phân loại — phân tách luồng hành khách theo năm nhóm đối tượng đặc thù tại sân bay quốc tế: khách Autogate quốc tịch Việt Nam, khách ưu tiên (thương gia, hạng nhất, hỗ trợ đặc biệt), khách phổ thông quốc tịch Việt Nam, khách quốc tịch nước ngoài và khách đoàn. Nhóm thứ hai đánh giá vùng đệm và năng lực tiếp nhận hành khách trong giờ cao điểm.

Để thiết lập khung tham chiếu định lượng, nghiên cứu áp dụng các ngưỡng tiêu chuẩn diện tích thiết kế theo IATA ADRM [11]: khu vực sảnh làm thủ tục (Check-in) yêu cầu  $\geq 1,8 \text{ m}^2/\text{hành khách}$ ; điểm kiểm tra an ninh soi chiếu (Security) yêu cầu  $\geq 1,2 \text{ m}^2/\text{hành khách}$ ; và khu vực phòng chờ khởi hành (Holdroom) phải đạt  $\geq 1,7 \text{ m}^2/\text{hành khách}$ . Nhằm đảm bảo dòng chảy hành khách tuyến tính và nâng Mức độ phục vụ lên ngưỡng tối ưu (LoS B), phương án không gian cần đáp ứng các định mức này tại các nút thắt trọng yếu. Các định mức được đối chiếu chéo với bộ tiêu chuẩn trong nước [12]–[14].

Để định lượng mức độ thiếu hụt không gian, diện tích thực tế từng phân khu chức năng được đo từ bản vẽ hiện trạng tỷ lệ 1:200 [4]: sảnh thủ tục ( $12.092 \text{ m}^2$ ), khu xuất cảnh

( $2.789 \text{ m}^2$ ), khu soi chiếu an ninh ( $1.262 \text{ m}^2$ ) và khu nhập cảnh ( $2.007 \text{ m}^2$ ). Các giá trị này được đối chiếu với ngưỡng

LoS B tương ứng của IATA ADRM [11]. Kết quả so sánh xác định rõ vùng thiếu hụt và cung cấp cơ sở định hướng tái bố trí không gian trong phương án cải tạo (CT).

Nhóm thứ ba đánh giá chất lượng trải nghiệm thông qua bốn thuộc tính: tính minh bạch của hệ thống biển báo định hướng, mức độ giao cắt giữa các luồng, mức tiện nghi vật lý (ghế, ánh sáng, thông gió, sạc) và sự hiện diện của yếu tố sinh học — biophilic. Bộ tiêu chí được tham chiếu theo chương trình Airport Service Quality của ACI [15] và xu hướng thiết kế lấy con người làm trung tâm [2], [3].

**Bảng 1:** Tổng hợp các cụm điểm nghẽn tại nhà ga T2 — Tân Sơn Nhất

Vị trí	Nhóm hành khách bị tác động	Biểu hiện	Mức độ tác động†
Sảnh thủ tục	Khách phổ thông + khách đoàn	Chờ 30–40 phút; ghế xen kẽ vùng xếp hàng	Cao
Xuất cảnh	Toàn bộ khách quốc tế đi	Chỉ 5 cổng Autogate; chờ 1–3 giờ giờ cao điểm	Cao
Soi chiếu an ninh	Toàn bộ khách đi	Giao cắt 4 lớp luồng; thiết bị 2D đời cũ	Cao
Khu chờ khởi hành	Khách dwell-time 2–3 giờ	Ghế thiếu, không có sạc, không có yếu tố tự nhiên	Trung bình
Nhập cảnh	Toàn bộ khách quốc tế đến	Chỉ 5 Autogate; chờ 60–90 phút; nhàm luồng	Cao
Băng chuyền hành lý	Toàn bộ khách đến	Định hướng kém; thiếu ghế cho NCT/trẻ em	Trung bình
Sảnh công cộng đến	Khách + thân nhân + tour + taxi	Ba luồng giao cắt cùng không gian	Trung bình

† Cao = ảnh hưởng  $\geq 50\%$  hành khách trong giờ cao điểm; Trung bình = 20–50%; Thấp = < 20%.

### 3. KẾT QUẢ VÀ THẢO LUẬN

#### 3.1. Khu vực ga đi

##### 3.1.1. Sảnh thủ tục Check-in

Vấn đề: Sảnh thủ tục có diện tích sàn  $12.092 \text{ m}^2$  với 6 đảo (A–F, 96 quầy + 24 quầy phụ) nhưng vùng xếp hàng trước các đảo chỉ khoảng  $117 \text{ m}^2$ . Mỗi đảo phải phục vụ 3–4 hãng hàng không cùng lúc, dẫn tới thời gian xếp hàng hiện trạng kéo dài 30–40 phút và mức LoS dao động trong

khoảng C–D theo IATA. Khu vực 411 ghế chờ đặt rải rác giữa các đảo gây cản trở dòng di chuyển và che khuất biển báo [10].

Giải pháp: (i) Triển khai 100% máy Self Bag-Drop (SBD) tại đảo A và đảo B, mỗi đảo bố trí dãy 8 máy quay mặt vào hành lang trung tâm, rút thời gian thao tác mỗi kiện hành lý xuống còn 45–60 giây; (ii) chuyển 4 đảo còn lại (C–F) thành quầy phục vụ khách đoàn và khách cần hỗ trợ, song song hóa các lớp luồng theo nhóm đối tượng; (iii) di dời 411 ghế chờ ra rìa sảnh, giải phóng vùng đệm trung tâm.

Tác động dự kiến theo tính toán thiết kế: Mật độ không gian xếp hàng đạt 1,3–1,8 m<sup>2</sup>/hành khách (chuẩn LoS B của IATA ADRM); thời gian chờ trung bình rút từ 30–40 phút xuống còn 10–20 phút đối với khách phổ thông và 3–5 phút đối với khách thương gia. Loại bỏ các thời gian chết trong dây chuyền giúp khu vực đạt LoS B.

### 3.1.2. Xuất cảnh và soi chiếu an ninh

Vấn đề: Khu xuất cảnh có diện tích vùng xếp hàng 1.704 m<sup>2</sup>, 48 quầy thủ công và chỉ 5 cổng Autogate; thời gian xử lý thủ công 45–90 giây/khách (90–120 giây với khách quốc tế), khiến hàng chờ giờ cao điểm kéo dài 1–3 giờ. Khu soi chiếu an ninh có diện tích 1.262 m<sup>2</sup> nhưng các luồng khách Autogate, khách thủ công, khách ưu tiên và khách đoàn giao cắt nhau ngay lối vào; thiết bị soi chiếu 2D thế hệ cũ buộc hành khách tháo giày, lấy laptop ra khỏi balo, làm nghẽn dây chuyền [10].

Giải pháp: (i) Tăng số cổng Autogate từ 5 lên 25, sắp xếp song song hai dãy 12+13 cổng tách bạch luồng khách công dân Việt Nam và khách nước ngoài đủ điều kiện; (ii) thay thiết bị soi chiếu 2D bằng máy 920CT 3D tích hợp Body Scanner, cho phép hành khách giữ nguyên giày và để laptop trong balo, rút thời gian xử lý mỗi khách xuống còn 15–30 giây; (iii) bố trí biển báo định hướng theo tầng cấp ba (chính — phụ — chi tiết) để tuyến tính hóa dòng chảy.

Tác động dự kiến theo tính toán thiết kế: Mật độ không gian xếp hàng đạt 1,0–1,2 m<sup>2</sup>/hành khách theo chuẩn IATA ADRM; thời gian chờ trung bình rút xuống 5–10 phút (phổ thông) và 1–3 phút (thương gia) tại xuất cảnh, đạt LoS B. Tại soi chiếu an ninh, việc xóa bỏ giao cắt và song song hóa các lớp luồng dự kiến giảm 20–30% tổng thời gian xử lý nhóm.

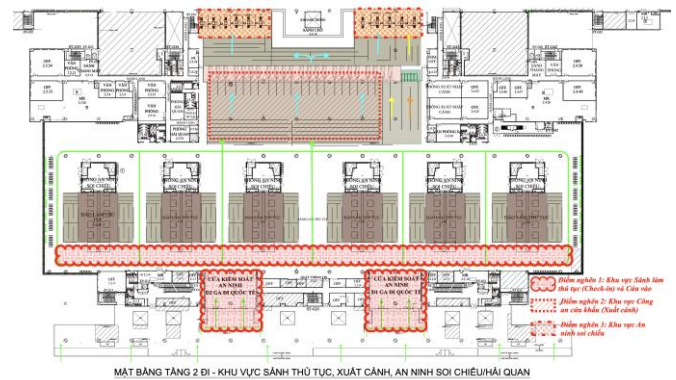
### 3.1.3. Khu chờ khởi hành

Vấn đề: Khu chờ khởi hành sau soi chiếu hiện cung cấp ghế chờ tiêu chuẩn không có tựa, mật độ ghế thấp, thiếu trạm

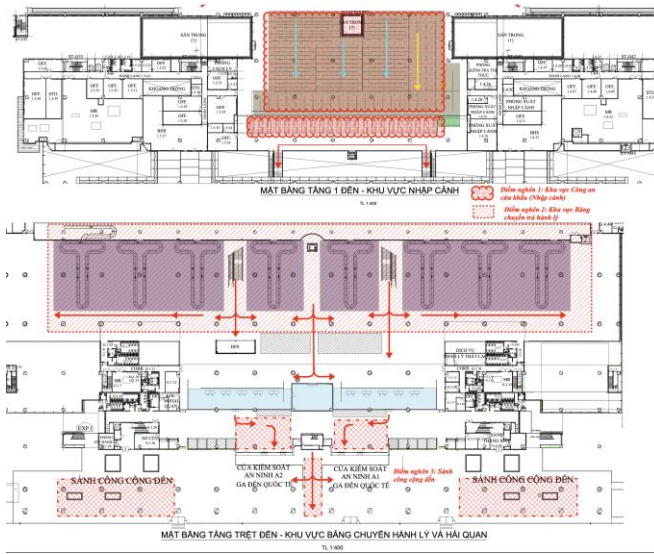
sạc và không có yếu tố biophilic; trong giờ cao điểm hành khách thường ngồi sàn hoặc đứng tại lối đi. Hành khách có thời gian lưu trú trung bình 2–3 giờ trước khi lên tàu bay.

Giải pháp: (i) Bố trí ghế công thái học có tựa, có trạm sạc tích hợp giữa các ghế, mật độ tối thiểu 1,7 m<sup>2</sup>/hành khách theo IATA ADRM; (ii) thiết kế các tiểu cảnh bán cạn (semi-aquatic terrarium module) đặt giữa các cụm ghế chờ, kết hợp ánh sáng tự nhiên và cây xanh nội thất theo nguyên tắc biophilic design [19], [20]; (iii) tăng diện tích khu retail dọc rìa khu chờ.

Tác động dự kiến: Vì đây là khoảng thời gian chờ chủ động, can thiệp không nhằm rút ngắn thời gian mà tập trung thay đổi chất lượng nghỉ ngơi — giảm lo âu, mệt mỏi và nâng cảm nhận chất lượng dịch vụ theo bộ tiêu chí Airport Service Quality của ACI [15]. Nghiên cứu thực nghiệm tại sân bay cho thấy sự hiện diện của cây xanh nội thất tác động tích cực đến trạng thái tâm lý hành khách trong thời gian chờ [19]. Mật độ tối thiểu sau cải tạo dự kiến đạt chuẩn IATA 1,2 m<sup>2</sup>/hành khách trong các khung giờ cao điểm.



**Hình 1:** Mặt bằng hiện trạng ga đi T2 và điểm nghẽn (khoanh đỏ). (Nguồn: [4])



**Hình 2:** Mặt bằng phương án cải tạo ga đi T2, vị trí can thiệp khoanh xanh. (Nguồn: [4])

### 3.2. Khu vực ga đến

#### 3.2.1. Nhập cảnh

**Vấn đề:** Khu nhập cảnh có diện tích 2.007 m<sup>2</sup>, 44 quầy thủ công và 5 cổng Autogate; xử lý thủ công 60–120 giây/khách dẫn tới thời gian chờ giờ cao điểm 60–90 phút. Luồng khách nước ngoài, khách Việt Nam, khách ưu tiên và khách quá cảnh giao cắt nhau tại sảnh chờ làm thủ tục [10].

**Giải pháp:** (i) Mở rộng Autogate từ 5 lên 25 cổng, tổ chức hai dãy song song theo quốc tịch; (ii) tái bố trí 44 quầy thủ công thành ba cụm theo nhóm đối tượng (khách phổ thông, khách ưu tiên, khách đoàn); (iii) đặt biển báo định hướng song ngữ Việt — Anh ngay tại lối ra ống lồng để xóa bỏ tình trạng nhầm luồng.

**Tác động dự kiến** theo tính toán thiết kế: Mật độ không gian xếp hàng đạt 1,0–1,2 m<sup>2</sup>/hành khách theo chuẩn IATA; thời gian chờ trung bình rút xuống 5–10 phút (phổ thông) và 1–3 phút (thương gia), đạt LoS B. Mô hình tham chiếu là New Clearance Concept của Cục Di trú Singapore (ICA) [7] cho thấy tính khả thi khi triển khai Autogate sinh trắc học quy mô lớn.

#### 3.2.2. Hành lang và khu băng chuyền hành lý

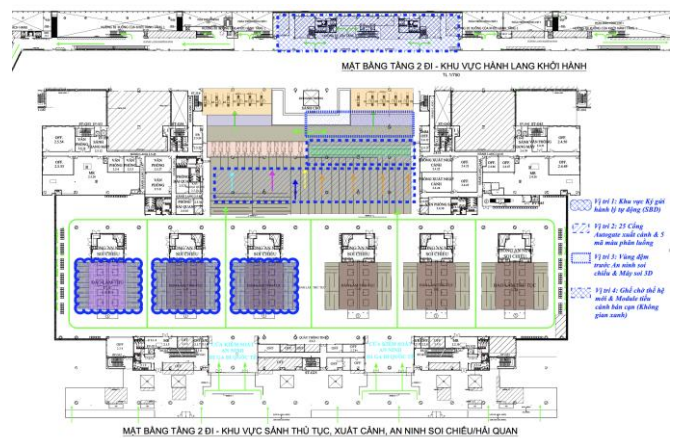
**Vấn đề:** Hành lang nối từ Autogate ra khu băng chuyền thiếu biển báo, mặt sàn đồng màu khiến khách lúng túng; khu băng chuyền (5 đảo) có diện tích chật, ghế chờ ít, không có khu vực trẻ em hoặc người cao tuổi.

**Giải pháp:** (i) Phân vùng mặt sàn bằng dải màu khác biệt theo từng nhóm chuyển bay/đảo băng chuyền; (ii) bố trí biển báo treo cao kết hợp biển báo sàn (floor signage); (iii) thêm cụm ghế chờ ưu tiên và trạm nước miễn phí cạnh mỗi đảo băng chuyền; (iv) treo thêm panel xanh phía trên ghế chờ tạo điểm nghỉ thị giác theo nguyên lý biophilic [20].

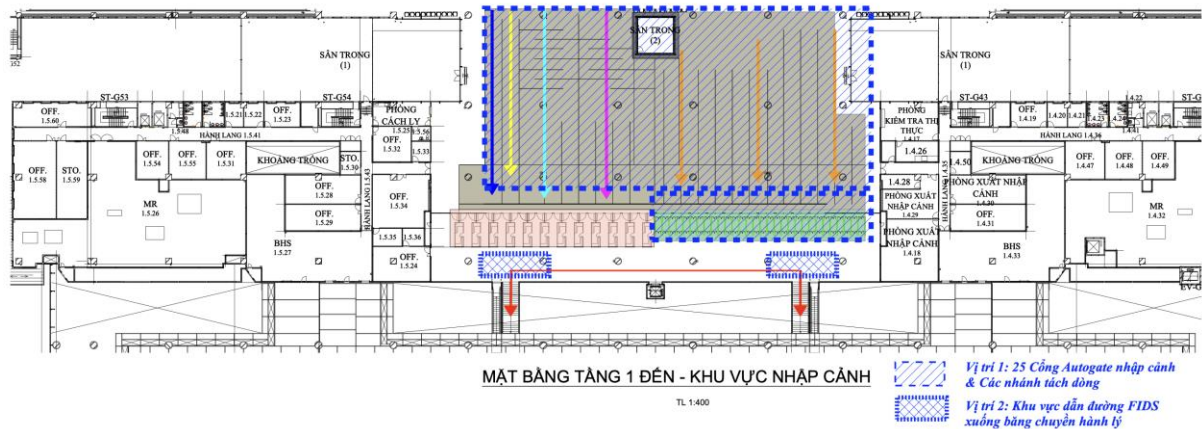
**Tác động dự kiến:** Giảm thời gian định hướng xuống dưới 30 giây/khách; tăng cảm nhận tiện nghi tại điểm tiếp xúc cuối cùng trước khi rời sân bay.

#### 3.2.3. Sảnh công cộng đến

**Vấn đề:** Sảnh đón hiện kết hợp ba chức năng (đón thân nhân, đón tour, đón taxi/xe công nghệ) trong cùng không gian, dẫn tới giao cắt luồng và dồn nén lối ra giờ cao điểm. **Giải pháp:** phân tách ba khu bằng dải đệm, đưa đón tour + đón xe ra hai cánh đối xứng, đề trung tâm cho đón thân nhân; bổ sung biển báo dẫn hướng theo phương ngang. **Tác động dự kiến:** xóa giao cắt 3 luồng; giảm dồn nén lối ra.



**Hình 3:** Mặt bằng hiện trạng ga đến T2 và điểm nghẽn (khoanh đỏ). (Nguồn: [4])



**Hình 4:** Mặt bằng phương án cải tạo ga đến T2, vị trí can thiệp khoan xanh. (Nguồn: [4])

**Bảng 2:** Gói giải pháp tái cấu trúc và tác động dự kiến

Điểm nghẽn	Giải pháp	Tác động luồng	Tác động trải nghiệm
Sảnh thủ tục	100% SBD tại đảo A-B; di dời ghế ra rìa	↓ chờ 30-40 → 10-20 phút (phổ thông), 3-5 phút (thương gia); 1,3-1,8 m <sup>2</sup> /hành khách	Đạt LoS B; giảm dồn nén
Xuất cảnh	Tăng Autogate 5 → 25; tách luồng VN/quốc tế	↓ chờ 1-3 giờ → 5-10 phút (phổ thông), 1-3 phút (thương gia); 1,0-1,2 m <sup>2</sup> /hành khách	Đạt LoS B; xóa giao cắt
Soi chiếu	Thay 2D → 920CT 3D + Body Scanner	↓ thời gian xử lý ~50%; ↓ 20-30% tổng	Không phải tháo giày/laptop; LoS B
Khu chờ	Ghế công thái + sạc + tiêu cảnh bán cạn	≥ 1,7 m <sup>2</sup> /hành khách (ADRM); biophilic	↑ chỉ số ASQ; giảm lo âu
Nhập cảnh	Autogate 5 → 25; tách luồng theo nhóm	↓ chờ 60-90 phút → 5-10 phút (phổ thông); 1,0-1,2 m <sup>2</sup> /hành khách	Đạt LoS B
Băng chuyền	Sàn màu phân khu + biển treo cao + ghế NCT	↓ thời gian định hướng < 30 s/khách	↑ tiện nghi điểm tiếp xúc cuối
Sảnh đến	Tách 3 chức năng đón vào ba cánh	Xóa giao cắt; ↓ dồn nén lối ra	Không gian thoáng cho khách + người đón

#### 4. THẢO LUẬN

Sáu cụm giải pháp đề xuất cùng tuân theo logic xóa bỏ giao cắt, song song hóa các lớp luồng, mở rộng vùng đệm theo IATA ADRM và giải phóng vùng chờ — khác hướng truyền thống là mở rộng diện tích sàn (vốn không khả thi với T2 do hạn chế hạ tầng).

So với các công trình tham chiếu quốc tế và trong nước, gói giải pháp đề xuất cho T2 có nhiều điểm tương đồng và bài học áp dụng cụ thể. Hamad International (Doha) [6] kết hợp hành lang thoáng + nội thất gỗ + mô thức biophilic —

bài học áp dụng cho T2: ưu tiên tiêu cảnh tại khu chờ khởi hành (mục 3.1.3). Kansai T1R (Osaka) [8] tổ chức luồng

tuyến tính một chiều kết hợp khu thương mại bố trí ven hành lang — bài học áp dụng cho T2: sắp xếp khu chờ kết hợp retail trong dòng chảy. Khái niệm New Clearance của Cục Di trú Singapore (ICA) [7] cho phép hành khách tự xử lý xuất nhập cảnh toàn bằng sinh trắc học — việc mở rộng Autogate lên 25 cổng tại mỗi khu vực xuất/nhập cảnh chính là bước đầu để tiến tới mô hình tự động hoàn toàn này.

Kết quả nghiên cứu phù hợp với các phát hiện của các nghiên cứu hệ thống về đánh giá chất lượng dịch vụ nhà ga sân bay [17]: áp lực luồng tập trung vào các nút thắt tương tự (check-in, immigration, security) và giải pháp nâng LoS cần kết hợp giữa mở rộng vùng đệm và tăng năng lực thiết bị tự động. Tác động biophilic tại khu chờ khởi hành cũng được xác nhận qua nghiên cứu thực nghiệm về tác động của cây xanh nội thất đến sức khỏe tâm lý hành khách tại sân bay [19].

Tác động tổng thể dự báo: LoS tại các nút thắt (sảnh thủ tục, xuất cảnh, soi chiếu, nhập cảnh) chuyển từ C-F lên B; thời gian chờ bình quân giảm 20–30%. Yếu tố biophilic (mục 3.1.3) bổ sung giá trị cảm xúc — cấu phần ngày càng quan trọng của chỉ số ASQ [15].

Nghiên cứu có ba giới hạn kèm hướng phát triển tương ứng. Thứ nhất, các con số định lượng (m<sup>2</sup>/hành khách, thời gian chờ, LoS) là kết quả tính toán thiết kế dựa trên ngưỡng IATA ADRM, chưa hiệu chỉnh bằng đo đạc thực địa — hướng tiếp theo là đo đếm 7 ngày/24 giờ tại sáu điểm nghẽn để calibrate. Thứ hai, nghiên cứu phân tích cấu hình tĩnh — hướng tiếp theo là mô phỏng tác tử (AnyLogic/Pathfinder) giờ cao điểm [18]. Thứ ba, tác động tâm lý biophilic mới dừng ở suy luận literature — hướng tiếp theo là khảo sát ASQ trước và sau cải tạo để định lượng mức tăng chỉ số hài lòng.

## 5. KẾT LUẬN

Bài báo trình bày nghiên cứu tái tổ chức không gian và luồng di chuyển hành khách tại Nhà ga T2 — Cảng hàng không quốc tế Tân Sơn Nhất sau ngưỡng quá tải 37%. Phương pháp Phân tích Không gian và Dòng chảy Hành khách (Spatial and Flow Analysis) theo khung chuẩn IATA ADRM Level-of-Service Benchmarking [11], dựa trên đối chiếu bốn bản vẽ HT/CT, cho phép rút ra ba kết luận chính.

(1) Nhà ga T2 hiện có sáu cụm điểm nghẽn vi mô (sảnh thủ tục, xuất cảnh, soi chiếu, khu chờ khởi hành, nhập cảnh,

sảnh đến) với mức LoS dao động trong khoảng C-F, biểu hiện rõ qua dồn nén dây chuyền, giao cắt luồng và rối loạn định hướng.

(2) Gói giải pháp tái cấu trúc gồm 100% SBD tại đảo A-B, mở rộng Autogate từ 5 lên 25 cổng tại mỗi khu vực xuất/nhập cảnh, thay thiết bị soi chiếu 2D bằng 920CT 3D + Body Scanner, tích hợp biophilic vào khu chờ và tách ba luồng đón tại sảnh công cộng đến — dự kiến nâng LoS lên mức B, mở rộng vùng đệm đạt 1,3–1,8 m<sup>2</sup>/hành khách tại sảnh thủ tục và 1,0–1,2 m<sup>2</sup>/hành khách tại khu xuất nhập cảnh, đồng thời rút thời gian thao tác mỗi khách xuống còn 15–30 giây.

(3) Tổng thời gian chờ bình quân toàn chuỗi hành trình dự kiến giảm 20–30%, không cần mở rộng diện tích sàn — kết quả định lượng này cung cấp một khung tham chiếu cho các nhà ga tương đương quy mô trong khu vực Đông Nam Á đang đối mặt với tình trạng quá tải nhưng bị hạn chế hạ tầng.

## LỜI CẢM ƠN

Nhóm tác giả trân trọng cảm ơn Học viện Hàng không Việt Nam và Tổng công ty Cảng Hàng không Việt Nam đã hỗ trợ tài liệu và dữ liệu khai thác cho nghiên cứu

## TÀI LIỆU THAM KHẢO

- [1] ACI World, "Global air travel forecasted to reach 9.8 billion passengers in 2025," Airports Council International, Montreal, 2025.
- [2] R. Falconer, "AECOM's dynamic approach to terminal planning, design, and delivery," Future Travel Experience, 2024.
- [3] O. Wyman, J. Lopez, and R. Nawas, "Evolution of airports — Travel trends in the next 30 years," Oliver Wyman Forum, 2023.
- [4] Huỳnh Phạm Gia Trường, "Giải pháp nâng cao trải nghiệm hành khách tại Nhà ga T2 — Cảng HKQT

- Tân Sơn Nhất thông qua tái tổ chức không gian và luồng di chuyển," Đồ án tốt nghiệp, Khoa Xây dựng, Học viện Hàng không Việt Nam, TP. HCM, 2026.
- [5] Regula, "From check-in to boarding: how biometrics are reshaping air travel," *Uniting Aviation*, 2025.
- [6] Electrosonic Inc., "Hamad International Airport in Doha — Project Report," Electrosonic, 2024.
- [7] Immigration & Checkpoints Authority (ICA) Singapore, "New Clearance Concept Implementation Report 2023–2024," ICA, Singapore, 2024.
- [8] Kansai Airports, "KIX Terminal 1 Renovation — Grand Opening Brochure," Kansai International Airport, Osaka, 2024.
- [9] Thủ tướng Chính phủ, "Quyết định 648/QĐ-TTg ngày 07/6/2023 phê duyệt Quy hoạch tổng thể phát triển hệ thống cảng hàng không, sân bay toàn quốc 2021–2030, tầm nhìn 2050," Hà Nội, 2023.
- [10] Tổng công ty Cảng Hàng không Việt Nam (ACV), "Tài liệu khai thác Nhà ga T2 — Cảng hàng không quốc tế Tân Sơn Nhất," ACV, TP. HCM, 2024.
- [11] International Air Transport Association (IATA), *Airport Development Reference Manual (ADRM)*, 11th Edition, IATA, Montreal, 2019.
- [12] Tiêu chuẩn Việt Nam, TCVN 5687:2024 — Thông gió, điều hòa không khí: Tiêu chuẩn thiết kế, Bộ KH&CN, Hà Nội, 2024.
- [13] Tiêu chuẩn Việt Nam, TCVN 8753:2011 — Sân bay dân dụng: Yêu cầu chung về thiết kế và khai thác, Bộ KH&CN, Hà Nội, 2011.
- [14] Tiêu chuẩn Việt Nam, TCVN 4319:2012 — Nhà và công trình công cộng: Nguyên tắc cơ bản để thiết kế, Bộ KH&CN, Hà Nội, 2012.
- [15] ACI World, "Airport Service Quality (ASQ) — Customer Experience Programme," 2024.
- [16] A. R. Correia and S. V. Wirasinghe, "Airport landside sustainable capacity and level of service of terminal functional subsystems," *Sustainability*, vol. 12, no. 21, p. 8784, 2020. <https://doi.org/10.3390/su12218784>
- [17] R. Freitas and A. R. Correia, "Gaps, trends and challenges in assessing quality of service at airport terminals: A systematic review," *Sustainability*, vol. 14, no. 7, p. 3796, 2022. <https://doi.org/10.3390/su14073796>
- [18] M. Fakhar et al., "Simulation modelling of passenger flow at airport terminals to reduce delay and enhance level of service," *Case Studies on Transport Policy*, vol. 17, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.cstp.2024.101176>
- [19] R. Puckett et al., "Biophilia in transit: Exploring the impact of indoor plants on wellbeing in airports," *Buildings*, vol. 15, no. 22, p. 4065, 2025. <https://doi.org/10.3390/buildings15224065>
- [20] R. Ardianto et al., "Green transformation of airport architecture through biophilic design: A comparative study of Changi, Munich, and Banyuwangi," *Journal of Placemaking and Streetscape Design*, 2024. <https://doi.org/10.55927/jpstd.v1i2.2440>

# Ứng dụng IOT và thiết bị cảm biến để giám sát và chẩn đoán sức khỏe công trình

TS. Phạm Đình Hải<sup>1</sup>, \*KS. Tung Wu Chen<sup>2,\*</sup>

<sup>1</sup>Giảng viên khoa Xây dựng, Học viện Hàng không Việt Nam

<sup>2</sup>Chủ tịch, KUOCHEN Engineering Consultants Ltd-Giám đốc Điều hành, Hiệp hội Kỹ sư Kết cấu Đà Bắc

\*Email: haipd@vaa.edu.vn

## TÓM TẮT

Bài báo này trình bày những ứng dụng thực tiễn và các thách thức trong việc triển khai hệ thống giám sát địa chấn và chẩn đoán sức khỏe công trình cho các tòa nhà tư nhân. Dựa trên cơ sở lý thuyết về động lực học kết cấu, hệ thống theo dõi liên tục các tham số dao động của tòa nhà — bao gồm tần số, hệ số cản và hình dạng dao động — để phát hiện sớm các dấu hiệu hư hại sau các sự kiện địa chấn. Nền tảng giám sát đám mây được tích hợp với cảm biến gia tốc ba trục, bộ ghi dữ liệu, và hệ thống phân tích tự động trên AWS, cho phép tạo ra báo cáo tức thời. Các kết quả thực nghiệm cho thấy hệ thống có khả năng phát hiện sự suy giảm tần số đặc trưng và đánh giá mức độ hư hại thông qua chuyển vị tầng (drift ratio).

**TỪ KHOÁ:** Giám sát địa chấn, chẩn đoán sức khỏe kết cấu, tần số dao động, giám sát đám mây, phát hiện hư hại tự động

## ABSTRACT

This paper presents the practical applications and challenges in deploying a seismic monitoring and structural health diagnostic system for private buildings. Based on structural dynamics theory, the system continuously monitors building vibration parameters—including frequency, damping coefficient, and vibration pattern—to detect early signs of damage after seismic events. The cloud-based monitoring platform, integrated with a three-axis accelerometer, data logger, and automated analysis system on AWS, enables real-time reporting. Experimental results show the system's ability to detect characteristic frequency attenuation and assess damage levels through floor displacement (drift ratio).

**KEYWORDS:** Seismic monitoring, structural health diagnosis, vibration frequency, cloud monitoring, automated damage detection

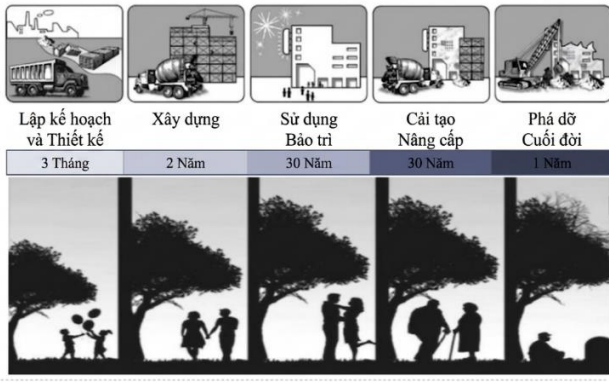
## 1. VÒNG ĐỜI VÀ ĐẶC ĐIỂM CỦA CÔNG TRÌNH XÂY DỰNG

### 1.1. Vòng đời của công trình

Một công trình xây dựng trải qua nhiều giai đoạn trong suốt vòng đời của nó, từ khi lập kế hoạch thiết kế cho đến khi phá dỡ. Hiểu rõ các giai đoạn này là nền tảng để xây dựng chiến lược bảo trì và giám sát hiệu quả. Các giai đoạn chính trong vòng đời công trình bao gồm: (1) Lập kế hoạch và thiết kế với thời gian 3 tháng, đây là giai đoạn xác định yêu cầu kỹ thuật, phân tích địa điểm, và lập hồ sơ thiết kế kết cấu; (2) Giai đoạn thi công với thời gian khoảng 2 năm, đây là quá trình xây dựng thực tế theo bản vẽ thiết kế, đòi hỏi

kiểm soát chất lượng chặt chẽ; (3) Giai đoạn sử dụng và bảo trì với thời gian 30 năm, đây là giai đoạn dài nhất, công trình được khai thác và bảo dưỡng định kỳ để duy trì khả năng chịu lực và (4) giai đoạn cải tạo và gia cố với thời gian 30 năm, khi kết cấu xuống cấp hoặc tiêu chuẩn kỹ thuật thay đổi, công trình cần được nâng cấp hoặc gia cố chống động đất. Cuối cùng là giai đoạn phá dỡ với thời gian 1 năm: đây là giai đoạn kết thúc vòng đời, bao gồm tháo dỡ an toàn và xử lý vật liệu.

Trong tổng thời gian vòng đời, giai đoạn sử dụng và bảo trì chiếm tỷ lệ lớn nhất với khoảng 60 năm, điều đó cho thấy vai trò quan trọng của việc theo dõi liên tục tình trạng sức khỏe của kết cấu.



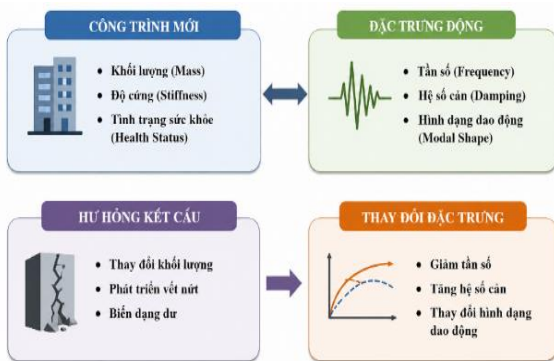
Hình 1. Vòng đời của một công trình xây dựng

1.2. Đặc điểm của công trình

Mỗi công trình xây dựng có những đặc điểm vật lý và cơ học riêng biệt, được biểu hiện qua các tham số động lực học. Phương trình chuyển động cơ bản của hệ kết cấu chịu tác động địa chấn được mô tả bởi:

$$M\ddot{x}(t) + C\dot{x}(t) + Kx(t) = -ML\ddot{x}_0(t) \quad (1)$$

Trong đó: M là ma trận khối lượng, C là ma trận cản, K là ma trận độ cứng, và  $\ddot{x}_0(t)$  là gia tốc nền do địa chấn. Khi kết cấu bị hư hại, các tham số M, C, K thay đổi, dẫn đến sự thay đổi có thể đo được trong phản ứng động lực học của hệ thống. Cụ thể, khi độ cứng K giảm, chu kỳ dao động tự nhiên  $T_1$  tăng lên, đây là tín hiệu quan trọng để phát hiện hư hại. Đối với công trình ở trạng thái ban đầu, các tham số cơ bản như khối lượng, độ cứng và tình trạng sức khỏe kết cấu quyết định trực tiếp đến các đặc trưng dao động gồm tần số riêng, hệ số cản và dạng dao động.



Hình 2. Đặc trưng kết cấu của một công trình

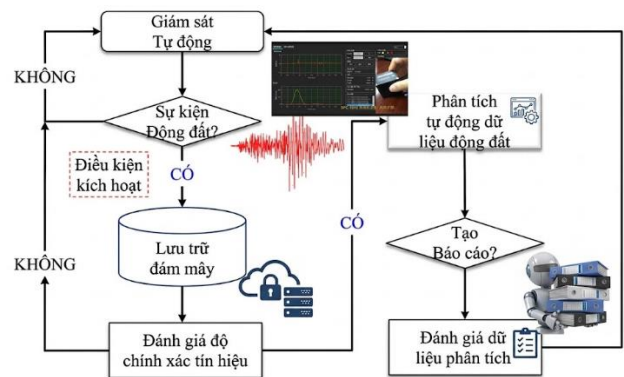
Khi công trình xuất hiện hư hỏng, chẳng hạn như thay đổi khối lượng, phát triển vết nứt hoặc biến dạng dư, các tham số động học của hệ kết cấu sẽ có sự thay đổi tương ứng. Cụ thể, sự suy giảm độ cứng do nứt hoặc hư hỏng vật liệu thường dẫn đến hiện tượng giảm tần số dao động riêng.

2. PHƯƠNG PHÁP VẬN HÀNH GIÁM SÁT KẾT CẤU DÀI HẠN

2.1. Khái niệm về giám sát dài hạn

Giám sát kết cấu dài hạn (Structural Health Monitoring - SHM) là quá trình theo dõi liên tục các tham số kết cấu theo thời gian thực, nhằm phát hiện kịp thời bất kỳ sự thay đổi bất thường nào có thể chỉ ra sự xuống cấp hoặc hư hại của công trình.

Hình 3 trình bày luồng xử lý trong hệ thống giám sát dài hạn bao gồm các bước tuần tự: (1) giám sát tự động liên tục: Hệ thống cảm biến hoạt động 24/7, thu thập dữ liệu dao động nền; (2) phát hiện sự kiện địa chấn: Khi gia tốc vượt ngưỡng kích hoạt (trigger condition), hệ thống ghi nhận đây là sự kiện địa chấn; (3) Lưu trữ trên đám mây: Dữ liệu được truyền lên nền tảng đám mây để lưu trữ an toàn và xử lý từ xa. Đánh giá độ chính xác tín hiệu: Kiểm tra tính nhất quán và độ tin cậy của dữ liệu thu được.



Hình 3. Quy trình giám sát kết cấu dài hạn

Hệ thống giám sát bao gồm hai thành phần phần cứng chính: Cảm biến gia tốc ba trục AC-217 và bộ ghi dữ liệu PX-01. **Bảng 1** và **Bảng 2** liệt kê các thông số của cảm biến gia tốc và bộ ghi dữ liệu PX-01 để đo dữ liệu của tòa nhà.

**Bảng 1.** Thông số cảm biến gia tốc ba trục AC-217

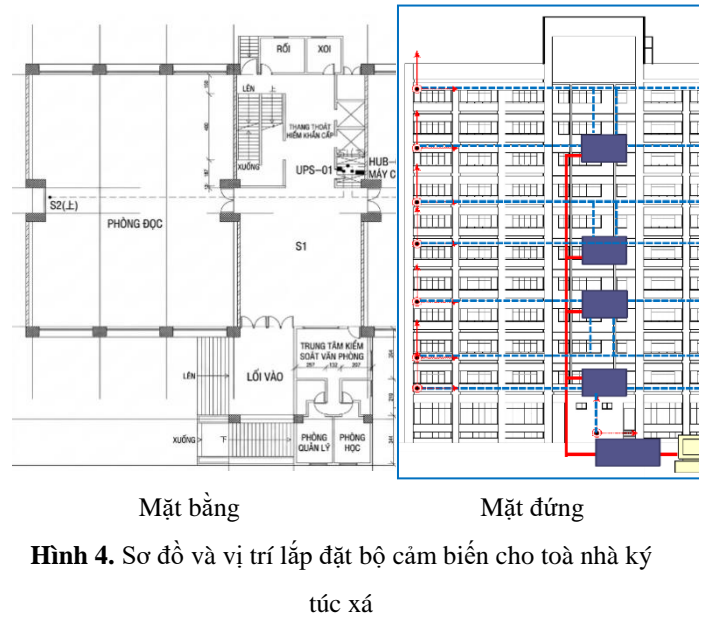
Thông số	Giá trị
Trục đo	XYZ (ba chiều)
Dải tần số	DC đến 200 Hz
Tốc độ lấy mẫu	50 / 100 / 200 mẫu/giây
Dải đo	±2G
Dải động	100 dB
Nguồn điện	110V AC

**Bảng 2.** Thông số bộ ghi dữ liệu PX-01

Thông số	Giá trị
Kích thước (D x R x C)	550 x 425 x 44,5 mm
Thẻ nhớ	8 GB
Cổng mạng	10/100Base-TX Ethernet
Màn hình LCD	Hiển thị trạng thái hoạt động

## 2.2. Lập kế hoạch và lắp đặt hệ thống

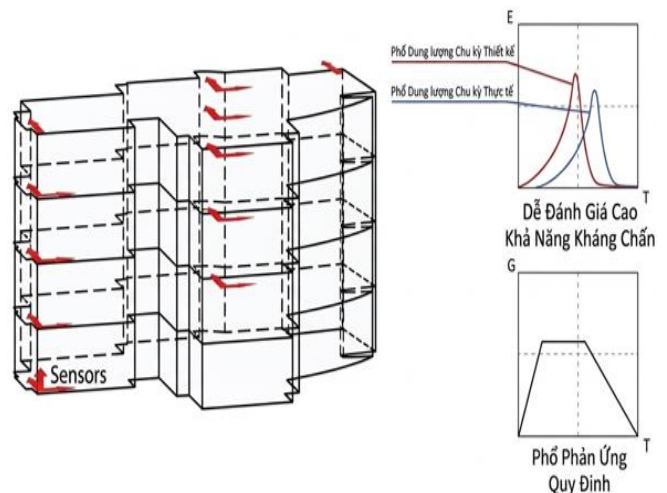
Trong ví dụ thực tế được trình bày, một tòa nhà là ký túc xá gồm 8 tầng, gồm 8 tầng nổi và 1 tầng hầm ở trường đại học ở thành phố Đà Bắc được trang bị tổng cộng 15 cảm biến (S1 đến S15) bao phủ đều các tầng theo cả hai hướng (trái-phải và trước-sau), kết nối với nhau qua cáp mạng CAT6 và bộ chuyển mạch HUB. Việc lắp đặt hệ thống giám sát đòi hỏi lập kế hoạch chi tiết về vị trí cảm biến trên các tầng của tòa nhà. Mỗi thiết bị được đánh số theo hệ thống phân cấp rõ ràng. Bộ ghi dữ liệu (Data Logger): PX-01, PX-02, được đặt tại tầng 1 của tòa nhà, 15 cảm biến sensor được phân bố từ tầng B1 đến tầng 8. Có 1 hệ thống lưu điện (UPS): UPS-01, đảm bảo hoạt động liên tục khi mất điện và bốn bộ chuyển mạch mạng (HUB): HUB-01 đến HUB-04 đặt tại các tầng 1, tầng 2, tầng 4 và tầng 6 như ở **Hình 4**.



## 3. XỬ LÝ DỮ LIỆU TRÊN NỀN TẢNG GIÁM SÁT ĐÁM MÂY

### 3.1. Khái niệm chẩn đoán sức khỏe kết cấu

Chẩn đoán sức khỏe kết cấu (Structural Health Diagnosis) là quá trình so sánh tín hiệu dao động thực tế thu được từ cảm biến với các tham số thiết kế lý thuyết, nhằm xác định trạng thái an toàn của công trình sau các sự kiện địa chấn. Trọng tâm của phương pháp này là so sánh tần số dao động thiết kế  $T_1$  (Design  $T_1$ ) với tần số dao động thực tế  $T_1$  (Actual  $T_1$ ) đo được sau trận động đất.

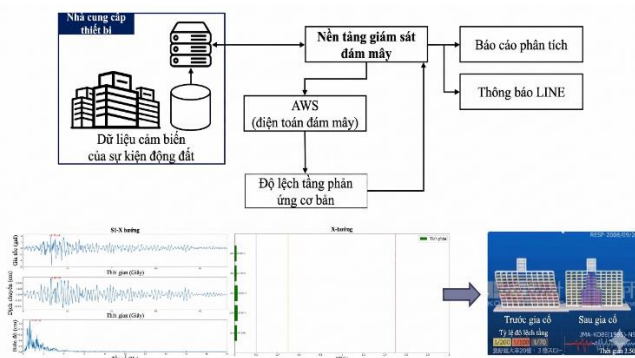


**Hình 5.** Lắp đặt hệ thống cảm biến đo đạc

**3.2. Cơ chế chẩn đoán sức khỏe kết cấu**

Cơ chế hoạt động tổng thể của hệ thống chẩn đoán bao gồm: Dữ liệu cảm biến từ các sự kiện địa chấn được truyền tới Nền tảng giám sát đám mây. Tính toán phản ứng cơ bản (Basic response) và tỷ lệ trôi dạt tầng (Story Drift) thông qua điện toán đám mây AWS. Hệ thống tự động tạo báo cáo phân tích (Analysis Report) dưới định dạng Word. Gửi thông báo tức thời qua ứng dụng LINE tới chủ sở hữu và kỹ sư phụ trách.

Toàn bộ quy trình từ khi nhận dữ liệu đến khi hoàn thành phân tích và gửi thông báo được thực hiện hoàn toàn tự động, giúp đưa ra quyết định nhanh chóng trong trường hợp khẩn cấp.



**Hình 6.** Chẩn đoán kiểm soát sức khỏe kết cấu

**4. CHẨN ĐOÁN SỨC KHỎE KẾT CẤU**

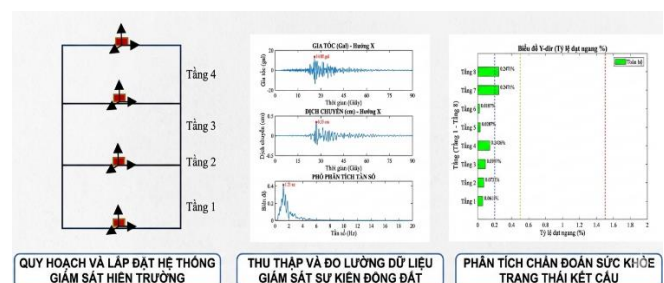
**4.1. Cơ sở lý thuyết đánh giá hư hại kết cấu**

Việc đánh giá hư hại kết cấu dựa trên nguyên lý: bất kỳ sự hư hại nào trong kết cấu cũng sẽ dẫn đến sự thay đổi có thể đo được trong các tham số động lực học của hệ thống. Ba tính chất cơ bản của hệ kết cấu: khối lượng (Mass), độ cứng (Stiffness) và tính toàn vẹn kết cấu (Structural Integrity) tương ứng với các đặc trưng động lực học là tần số, hệ số cản, và hình dạng dao động. Khi kết cấu bị hư hại, các biểu hiện có thể quan sát được là: Tần số dao động tự nhiên giảm xuống do độ cứng giảm: Đây là chỉ số quan trọng nhất. Tần

số giảm đồng nghĩa với chu kỳ  $T_1$  tăng lên, có thể đo lường chính xác qua phân tích phổ tần số. Hệ số cản tăng lên do xuất hiện nhiều vết nứt hơn hoặc biến dạng lớn hơn: Năng lượng tiêu tán tăng khi có hư hại trong vật liệu và liên kết kết cấu. Hình dạng dao động thay đổi do sự phân bố lại độ cứng: hư hỏng tại một vị trí cụ thể làm thay đổi sự phân bố biến dạng dọc theo chiều cao công trình. Việc kết hợp các phép đo dao động từ nhiều cảm biến tại các tầng khác nhau cho phép xác định không chỉ sự hiện diện của hư hỏng mà còn cả mức độ nghiêm trọng và vị trí có khả năng bị hư hỏng.

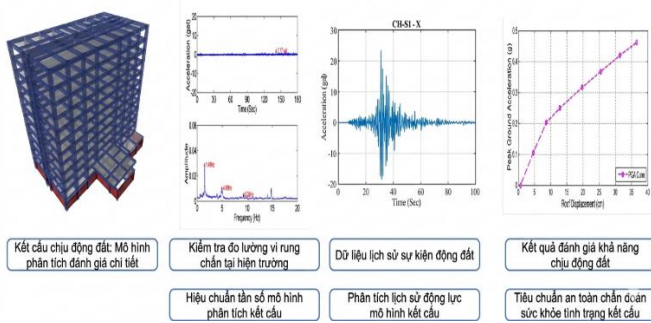
**4.2. Ví dụ áp dụng**

Trường hợp nghiên cứu được thực hiện trên một tòa nhà trường học 8 tầng, nơi hệ thống giám sát được lắp đặt với 15 cảm biến (S1 đến S15) trải đều từ tầng hầm (B1) đến tầng mái (RF). Khi ấy quy trình đầy đủ bao gồm bốn bước: (1) Lập kế hoạch và lắp đặt hệ thống cảm biến tại các vị trí chiến lược; (2) Đánh giá địa chấn ban đầu (Seismic Evaluation) thông qua thử nghiệm vi dao động (micro-vibration test) để xác lập tần số cơ bản của công trình. **Hình 7** diễn đạt kết quả kiểm soát sức khỏe kết cấu.

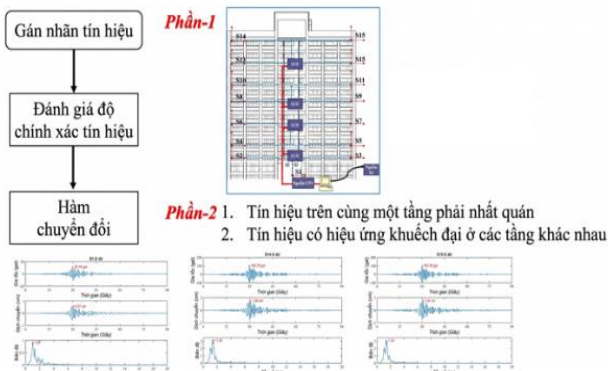


**Hình 7.** Chẩn đoán kiểm soát sức khỏe kết cấu

Theo dõi các sự kiện động đất trong thời gian vận hành thực tế: (1) Đánh giá sức khỏe kết cấu dựa trên kết quả phân tích thời lịch (Time-History analysis) và (2) phân tích đẩy dãn (Pushover analysis) được thể hiện ở **Hình 8**.



**Hình 8.** Đánh giá kiểm soát sức khỏe kết cấu



**Hình 9.** Quy trình kiểm soát sức khỏe kết cấu

**4.3. Tiêu chuẩn đánh giá sức khỏe kết cấu**

Theo tài liệu tham khảo của GS. Ting-Yu Hsu, tiêu chí đánh giá mức độ hư hại kết cấu dựa trên Tỷ lệ trôi dạt tầng (Interstory Drift Ratio - IDR):

**Bảng 3:** Bảng tiêu chí tỷ lệ trôi dạt

Tỷ lệ trôi dạt (Drift Ratio)	Trạng thái kết cấu	Mức độ ưu tiên xử lý
0% ~ 0,2%	An toàn (Safe)	Theo dõi định kỳ
0,2% ~ 0,5%	Hư hại Nhẹ (Minor Damage)	Kiểm tra chi tiết
0,5% ~ 1,5%	Hư hại Trung bình (Moderate Damage)	Sửa chữa ngay lập tức
> 1,5%	Hư hại Nặng	Sơ tán và gia cố

	(Severe Damage)	khẩn cấp
--	-----------------	----------

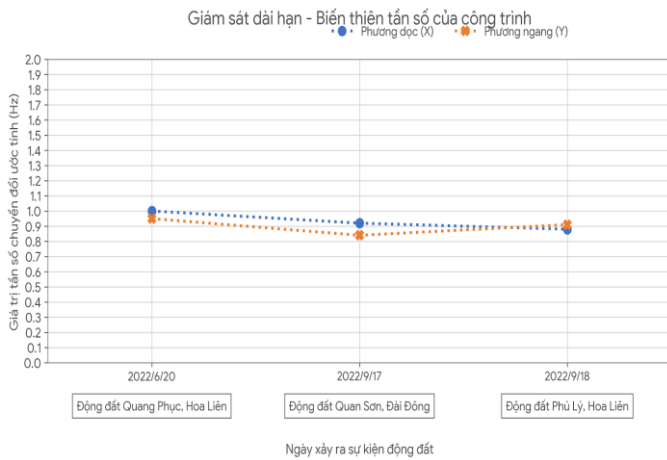
Tiêu chí này được tích hợp với kết quả phân tích phi tuyến để xác định các cấp độ hiệu năng địa chấn tương ứng với các mức gia tốc nền đỉnh (Peak Ground Acceleration - PGA) khác nhau.

**4.4. Quy trình xác định tần số kết cấu**

Quy trình kỹ thuật xác định tần số kết cấu bao gồm hai phần chính: (1) Gán nhãn tín hiệu (Signal Labeling): Xác định vị trí của từng cảm biến trên sơ đồ tòa nhà, phân biệt giữa cảm biến tầng mái (ROOF: S14, S15) và cảm biến nền móng. Tiêu chí kiểm tra bao gồm: Tín hiệu cùng tầng phải có tính nhất quán và tín hiệu phải có hiệu ứng khuếch đại tầng dần theo chiều cao ; và (2) Tính toán tỷ số phổ giữa tín hiệu tầng mái và tín hiệu nền, từ đó xác định tần số đặc trưng và hệ số khuếch đại của kết cấu.

**4.5. Kết quả theo dõi biến thiên tần số**

Dữ liệu thực nghiệm thu thập được từ các sự kiện địa chấn trong năm 2022 cho thấy xu hướng biến thiên tần số đặc trưng. sau trận động đất Hoa Liên (22/06/2022), tần số dao động của tòa nhà vẫn duy trì ổn định quanh mức cơ bản và không có dấu hiệu hư hại nghiêm trọng, Với trận động đất Đài Đông (17/09/2022), bắt đầu quan sát thấy xu hướng giảm tần số nhẹ. Và cuối cùng dưới trận động đất Hoa Liên (18/09/2022), tần số giảm đột ngột và đáng kể, có thể thấy đây là dấu hiệu rõ ràng cho thấy kết cấu đã bị hư hại. Kết quả này minh chứng rõ ràng cho khả năng của hệ thống trong việc phát hiện và theo dõi quá trình suy giảm dần dần của kết cấu qua nhiều sự kiện địa chấn liên tiếp, thay vì chỉ phản ứng với một trận động đất đơn lẻ.



**Hình 10.** Kết quả giám sát từ thiết bị cảm biến

## 6. KẾT LUẬN

Bài báo đã trình bày một cách có hệ thống về ứng dụng và các vấn đề thực tiễn trong việc triển khai hệ thống giám sát địa chấn và chẩn đoán sức khỏe công trình cho nhà tư nhân tại Đài Loan. Các kết quả chính được rút ra bao gồm:

- Hệ thống giám sát liên tục dựa trên cảm biến gia tốc ba trục và nền tảng đám mây AWS cho phép thu thập và phân tích dữ liệu địa chấn một cách tự động, kịp thời và chính xác.
- Phương pháp phân tích tần số đặc trưng (Transfer Function) đã chứng minh hiệu quả trong việc phát hiện sự suy giảm độ cứng kết cấu sau các sự kiện động đất lớn tại Đài Loan năm 2022.
- Tiêu chí đánh giá dựa trên tỷ lệ chuyển vị tầng (IDR) cung cấp một thang đo định lượng rõ ràng để phân loại mức độ hư hại từ an toàn đến nguy hiểm nghiêm trọng.
- Việc tích hợp các công nghệ IoT vào hệ thống giám sát kết cấu đang tạo ra một thể hệ mới của công cụ quản lý an toàn công trình, hứa hẹn mang lại lợi ích to lớn cho cộng đồng dân cư tại các vùng có nguy cơ địa chấn cao.

## TÀI LIỆU THAM KHẢO

- [1] Hsu, T.-Y. (2022). Structural health assessment methodology based on seismic response and drift ratio analysis. National Taiwan University of Science and Technology.
- [2] Chang, C.-M. (2023). AI-based automated damage detection for post-earthquake building inspection. National Taiwan University.
- [3] Chen, T.W. (2024). The Application and Practical Issues of Seismic Monitoring and Health Diagnostics for Private Buildings. Taipei Structural Engineers Association, March 29, 2024.
- [4] KUOCHEN Engineering Consultants Ltd. (2024). Cloud Monitoring Platform SHM — Technical Documentation. Taipei, Taiwan.
- [5] Central Weather Bureau of Taiwan (2022). Earthquake Event Database 2022. Taipei: CWB Publication.



# **KHOA XÂY DỰNG** **HỌC VIỆN HÀNG KHÔNG VIỆT NAM**

Email: [kxd\\_hvhk@vaa.edu.vn](mailto:kxd_hvhk@vaa.edu.vn)

