

MÔ PHỎNG SỐ KHUNG THÉP KHÔNG GIAN CHỊU LỬA ĐỀU

Mai Sỹ Hùng^{a,*}, Hồ Ngọc Khoa^b, Lưu Văn Thực^b

^a*Khoa Công trình thủy, Trường Đại học Xây dựng Hà Nội,
55 đường Giải Phóng, quận Hai Bà Trưng, Hà Nội, Việt Nam*

^b*Khoa Xây dựng Dân dụng và Công nghiệp, Trường Đại học Xây dựng Hà Nội,
55 đường Giải Phóng, quận Hai Bà Trưng, Hà Nội, Việt Nam*

Nhận ngày 03/02/2023, Sửa xong 16/05/2023, Chấp nhận đăng 18/5/2023

Tóm tắt

Một phương pháp phân tích tiên tiến mới hợp nhất hàm ổn định và mô hình dẻo phân tán vào trong phần tử dầm cột thép (fiber) đã được phát triển trong bài báo này để tiên đoán ứng xử cơ nhiệt phi đàn hồi phi tuyến tính của khung thép chịu lửa đều. Ma trận độ cứng của phần tử được tích phân thông qua khung tích phân số Gauss-Lobatto trong khi các ảnh hưởng phi tuyến về mặt hình học P- δ và P- Δ lại được xem xét bằng việc sử dụng hàm ổn định và một ma trận hình học tương ứng. Một khung giải lặp gia tăng nhiệt phi tuyến dựa vào thuật toán Newton-Raphson đã được phát triển để giải các vấn đề phi tuyến vì độ dẫn dài và sự suy giảm thuộc tính vật liệu trong lửa. Độ tin cậy và tính chính xác của phương pháp đề xuất được kiểm chứng thông qua việc so sánh kết quả phân tích với kết quả thí nghiệm, kết quả của tác giả khác và kết quả từ chương trình Abaqus. Kết quả thu được đã chứng minh rằng phương pháp đề xuất là chính xác và cải thiện đáng kể hiệu suất tính toán. Do đó, nó sẽ cung cấp một công cụ mới cho thực hành thiết kế kết cấu khung thép chịu lửa đều.

Từ khóa: phân tích tiên tiến; phân tích lửa; hàm ổn định; khung thép; phân tích phi tuyến.

NUMERICAL SIMULATION OF SPACE STEEL FRAME UNDER UNIFORM FIRE SITUATION

Abstract

An advanced computational method incorporating the stability functions and the distributed plasticity model into the fiber beam-column element is proposed to predict the nonlinear inelastic thermo-mechanical behavior of steel frames subjected to fires. The element stiffness matrix is integrated via the Gauss-Lobatto numerical integration scheme, whereas the geometric nonlinearity of P- δ and P- Δ effects are considered by using the stability functions and a geometric matrix, respectively. A nonlinear thermal incremental-iterative solution scheme based on the Newton-Raphson algorithm is also developed to address the nonlinear problems due to thermal expansion and material degradation. The reliability and accuracy of the proposed program are verified by comparing the obtained results with results from test data, existing studies, and results obtained from the Abaqus. The obtained results proved that the proposed method is exact and it significantly improves the computational performance. Therefore, it would offer a new tool for the practical design of steel frames under uniform fires.

Keywords: advanced analysis; fire analysis; stability function; steel frame; nonlinear analysis.

[https://doi.org/10.31814/stce.huce2023-17\(2V\)-05](https://doi.org/10.31814/stce.huce2023-17(2V)-05) © 2023 Trường Đại học Xây dựng Hà Nội (ĐHXDHN)

1. Giới thiệu

Một sự hiểu biết đầy đủ về ứng xử cơ nhiệt phi đàn hồi phi tuyến tính của khung thép sẽ đóng một vai trò quan trọng trong việc giảm bớt những mất mát về người và tài sản khi một đám cháy xảy ra. Nhiều nghiên cứu đã được tiến hành để cải thiện các hiểu biết đó, bao gồm cả nghiên cứu thực nghiệm

*Tác giả đại diện. Địa chỉ e-mail: hungms@huce.edu.vn (Hùng, M. S.)

[1] và các nghiên cứu mô phỏng số [2–13]. Mặc dù các nghiên cứu thực nghiệm cho phép xem xét chính xác các ứng xử của khung thép trong lửa, nhưng nó bị giới hạn vì lý do kinh tế và tốn thời gian, đặc biệt là khi phải thí nghiệm các kết cấu không gian lớn. Do đó, các phương pháp phân tích số sẽ cung cấp một công cụ thay thế để có thể nghiên cứu ứng xử của khung thép trong lửa trong các tình huống đó. Khi một kết cấu khung chịu tác động của lửa, hai nguồn phi tuyến chính bao gồm phi tuyến về mặt hình học và phi tuyến về mặt vật liệu đều có thể xuất hiện trong khung [13, 14]. Do đó, bất kỳ phương pháp phân tích tiên tiến nào cũng cần phải xem xét được cả hai nguồn phi tuyến này.

Nguồn phi tuyến thứ nhất là phi tuyến về mặt hình học, nó có thể được xem xét bằng việc sử dụng hoặc là hàm nội suy chuyển vị như trong phương pháp phần tử hữu hạn truyền thống hoặc là bằng hàm ổn định [15]. Nhiều các nghiên cứu đã sử dụng hàm nội suy chuyển vị để phân tích kết cấu dạng khung trong lửa như Iu và Chan [13], Caldas và cs. [16], Jiang và Usmani [14, 17]. Tuy nhiên, vì hàm nội suy chuyển vị được xây dựng dựa vào hàm dạng cho trường chuyển vị nên nó không thể xác định chính xác các ứng xử phi tuyến về mặt hình học $P-\delta$ nếu chỉ sử dụng một hoặc hai phần tử trên một cấu kiện [15, 18, 19]. Do đó, để có thể phân tích được các nghiệm chính xác ở mức chấp nhận, phương pháp này yêu cầu sử dụng nhiều phần tử trên một cấu kiện và điều này dẫn tới sự giảm đi trong hiệu suất tính toán. Để vượt qua giới hạn này, hàm ổn định có thể được sử dụng để thay thế hàm nội suy chuyển vị, bởi vì hàm ổn định cho phép xem xét chính xác các ảnh hưởng phi tuyến về mặt hình học $P-\delta$ mà chỉ cần sử dụng một hoặc hai phần tử trên một cấu kiện. Trong hiểu biết của nhóm tác giả, chưa có các nghiên cứu về khung thép chịu lửa sử dụng hàm ổn định. Do đó, hàm ổn định sẽ được phát triển trong nghiên cứu này. Nguồn phi tuyến thứ hai có thể xuất hiện trong một kết cấu khung thép chịu lửa đó là phi tuyến về mặt vật liệu. Nguồn phi tuyến này có thể được xem xét bằng việc sử dụng mô hình khớp dẻo hoặc là mô hình dẻo phân tán [20, 21]. Cho phân tích chịu lửa, mô hình khớp dẻo đã được chứng minh là không phù hợp vì vị trí của khớp dẻo là không thể đoán trước và mô hình vật liệu của thép trong lửa cũng hoàn toàn khác với mô hình vật liệu thép trong điều kiện nhiệt độ phòng [20, 22]. Vì vậy, mô hình dẻo phân tán với kỹ thuật rời rạc fiber sẽ được thông qua trong nghiên cứu này. Tiếp cận này cũng cho phép truy vết một cách chính xác sự chảy dẻo dọc trục của phần tử và trên toàn bộ mặt cắt.

Trong nghiên cứu này, một phương pháp tiên tiến mới hợp nhất hàm ổn định và mô hình dẻo phân tán sẽ được phát triển bằng ngôn ngữ lập trình Fortran để tiên đoán ứng xử cơ nhiệt phi đàn hồi phi tuyến tính của khung thép chịu lửa đều. Lợi ích chính của phương pháp đề xuất đó là nó có thể xem xét chính xác ứng xử phi tuyến hình học $P-\delta$ với chỉ một hoặc hai phần tử trên một cấu kiện, và điều này dẫn tới một sự cải thiện đáng kể trong hiệu suất tính toán. Một khung giải lặp gia tăng nhiệt phi tuyến dựa vào thuật toán Newton-Raphson cũng sẽ được phát triển để giải các vấn đề phi tuyến vì tác động của lửa. Độ tin cậy và tính chính xác của phương pháp đề xuất được kiểm chứng thông qua việc so sánh kết quả phân tích với kết quả thí nghiệm, kết quả của tác giả khác và kết quả từ chương trình Abaqus. Kết quả thu được đã chứng minh rằng phương pháp đề xuất là chính xác và nó cải thiện đáng kể hiệu suất tính toán. Chú ý ở đây, lửa đều sẽ xuất hiện trong không gian vừa và nhỏ, và ngược lại trong các không gian mở và lớn, lửa cục bộ có thể xuất hiện và chiếm ưu thế. Vì phạm vi xuất hiện và cơ chế tác động của lửa đều và lửa cục bộ có phần khác nhau, nên rất nhiều các nghiên cứu trên thế giới đã nghiên cứu khung thép chịu lửa đều và khung thép chịu lửa cục bộ một cách độc lập. Trong bài báo này, các tác giả chỉ tập trung vào nghiên cứu ảnh hưởng của khung thép chịu lửa đều.

2. Công thức cho phần tử dầm cột chịu lửa được đề xuất

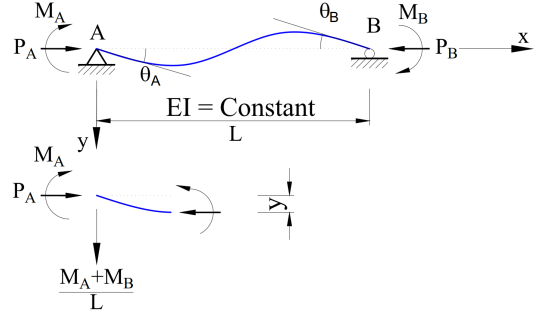
2.1. Giả thiết cơ bản

Các giả thiết dưới đây được sử dụng cho việc xây dựng phần tử dầm cột:

- (1) Các phần tử được giả thiết là thẳng ở thời điểm ban đầu;
- (2) Mặt cắt duy trì phẳng và trực giao với trục của phần tử sau biến dạng;
- (3) Biến dạng cắt và xoắn được bỏ qua;
- (4) Cho phép hình thành chuyển vị và góc xoay lớn, nhưng biến dạng thì nhỏ.

2.2. Phi tuyến về mặt hình học vì hiệu ứng P-δ

Để chụp lại các ảnh hưởng phi tuyến về mặt hình học được gây ra bởi tương tác giữa lực dọc và mô men uốn của phần tử dầm cột P-δ, hàm ổn định được phát triển bởi Chen và cs. [23] đã được thông qua trong nghiên cứu. Lợi ích chính của hàm ổn định là nó cho phép xem xét các ứng xử phi tuyến hình học P-δ mà chỉ cần sử dụng một hoặc hai phần tử trên một cấu kiện dầm cột, và điều này cho phép giảm thời gian phân tích mô hình. Bằng việc xem xét một phần tử dầm cột với độ cong uốn hai chiều như trong Hình 1, mối liên hệ giữa lực và chuyển vị của phần tử đó được rút ra bởi Kim và cs. [24] như dưới đây:



Hình 1. Phần tử dầm cột với độ cong uốn bậc hai

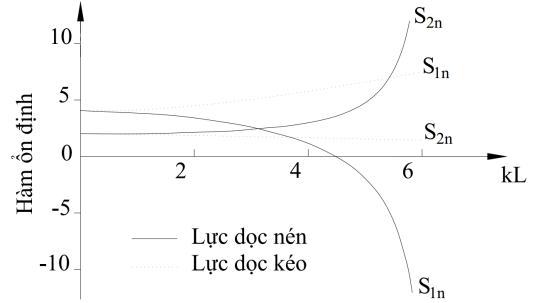
$$\begin{Bmatrix} P \\ M_{yA} \\ M_{yB} \\ M_{zA} \\ M_{zB} \\ T \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{EA}{L} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & S_{1y} \frac{EI_y}{L} & S_{2y} \frac{EI_y}{L} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & S_{2y} \frac{EI_y}{L} & S_{1y} \frac{EI_y}{L} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & S_{1z} \frac{EI_z}{L} & S_{2z} \frac{EI_z}{L} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & S_{2z} \frac{EI_z}{L} & S_{1z} \frac{EI_z}{L} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{GJ}{L} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta \\ \theta_{yA} \\ \theta_{yB} \\ \theta_{zA} \\ \theta_{zB} \\ \phi \end{Bmatrix} \quad (1)$$

trong đó P là lực dọc, M_{yA} , M_{yB} , M_{zA} và M_{zB} là mô men ở hai đầu của phần tử tương ứng với trục y và z ; T là mô men xoắn; δ biến dạng dọc trục; θ_{yA} , θ_{yB} , θ_{zA} và θ_{zB} là góc xoay của các nút ở hai đầu của phần tử tương ứng với trục y và z ; ϕ là góc xoắn; G là mô đun cắt; E là mô đun đàn hồi của vật liệu; J là hằng số xoắn của mặt cắt; A là diện tích; L là chiều dài phần tử; S_{1n} và S_{2n} ($n = y, z$) là các hàm ổn định tương ứng với trục y và z , và chúng được xác định bởi các phương trình dưới đây:

$$S_{1n} = \begin{cases} \frac{\pi \sqrt{\rho_n} [\sin(\pi \sqrt{\rho_n}) - \pi \sqrt{\rho_n} \cos(\pi \sqrt{\rho_n})]}{2 - 2 \cos(\pi \sqrt{\rho_n}) - \pi \sqrt{\rho_n} \sin(\pi \sqrt{\rho_n})} & \text{if } P < 0 \\ \frac{\pi \sqrt{\rho_n} [\pi \sqrt{\rho_n} \cosh(\pi \sqrt{\rho_n}) - \sinh(\pi \sqrt{\rho_n})]}{2 - 2 \cosh(\pi \sqrt{\rho_n}) + \pi \sqrt{\rho_n} \sinh(\pi \sqrt{\rho_n})} & \text{if } P > 0 \end{cases} \quad (2)$$

$$S_{2n} = \begin{cases} \frac{\pi \sqrt{\rho_n} [\pi \sqrt{\rho_n} - \sin(\pi \sqrt{\rho_n})]}{2 - 2 \cos(\pi \sqrt{\rho_n}) - \pi \sqrt{\rho_n} \sin(\pi \sqrt{\rho_n})} & \text{if } P < 0 \\ \frac{\pi \sqrt{\rho_n} [\sinh(\pi \sqrt{\rho_n}) - \pi \sqrt{\rho_n}]}{2 - 2 \cosh(\pi \sqrt{\rho_n}) + \pi \sqrt{\rho_n} \sinh(\pi \sqrt{\rho_n})} & \text{if } P > 0 \end{cases} \quad (3)$$

trong đó $\rho_n = P/(\pi^2 EI_n/L^2)$, P là dương nếu như lực dọc là kéo và là âm nếu như lực dọc là nén. Đồ thị của các hàm ổn định được minh họa ở Hình 2 với giá trị của $kL = \pi \sqrt{\rho_n}$. Chú ý ở đây là khi lực dọc của các phần tử bằng 0, các hàm ổn định sẽ chính là hàm nội suy bậc ba Hermite như trong phương pháp phần tử hữu hạn truyền thống. Trong các trường hợp đó, vì hàm ổn định là không xác định nên nếu lực dọc là nhỏ, rơi vào khoảng $-2,0 \leq \rho_n \leq 2,0$ thì một biểu thức đơn giản hóa của Lui và cs. [25] sẽ được sử dụng thay thế:



Hình 2. Đồ thị hàm ổn định

$$S_{1n} = 4 + \frac{2\pi^2 \rho_n}{15} - \frac{(0,01\rho_n + 0,543)\rho_n^2}{4 + \rho_n} + \frac{(0,004\rho_n + 0,285)\rho_n^2}{8,183 + \rho_n} \quad (4)$$

$$S_{2n} = 2 - \frac{\pi^2 \rho_n}{30} + \frac{(0,01\rho_n + 0,543)\rho_n^2}{4 + \rho_n} - \frac{(0,004\rho_n + 0,285)\rho_n^2}{8,183 + \rho_n} \quad (5)$$

Giá trị EA chính là độ cứng dọc trục của phần tử dầm cột. Trong khi đó, EI_n là độ cứng uốn và GJ là độ cứng xoắn của phần tử dầm cột. Chúng được tính toán dựa vào các biểu thức dưới đây:

$$EA = \sum_{t=1}^s w_t \left(\sum_{i=1}^m E_i A_i \right)_t \quad (6)$$

$$EI_y = \sum_{t=1}^s w_t \left(\sum_{i=1}^m E_i A_i z_i^2 \right)_t \quad (7)$$

$$EI_z = \sum_{t=1}^s w_t \left(\sum_{i=1}^m E_i A_i y_i^2 \right)_t \quad (8)$$

$$GJ = \sum_{t=1}^s G w_t \left[\sum_{i=1}^m (y_i^2 + z_i^2) A_i \right]_t \quad (9)$$

trong đó s là số điểm tích phân dọc trục của phần tử; m là số lượng fiber trong một mặt cắt điểm tích phân; w_k là trọng số tích phân tương ứng; E_i là mô đun đàn hồi của vật liệu; A_i là diện tích của fiber thứ i^{th} và y_i và z_i tọa độ địa phương của fiber thứ i^{th} trong mặt cắt.

2.3. Phi tuyến về mặt vật liệu

Để chụp lại hiện tượng lan tỏa dẻo một cách từ từ trên một mặt cắt đang được quan sát, mô hình phần tử dầm cột fiber sẽ được sử dụng trong nghiên cứu này. Nguyên tắc chính đó là phần tử dầm cột fiber sẽ được chia ra thành nhiều đoạn bởi các điểm tích phân và tại mỗi điểm tích phân mặt cắt phần tử sẽ được chia nhỏ thành một ma trận của các thớ được gọi là fiber. Mỗi fiber sẽ được đại diện bởi

diện tích của nó A_i , tọa độ địa phương tương ứng với trục trọng tâm của nó (y_i, z_i) , ứng suất dư nếu nó được tính đến và nhiệt độ của fiber θ_i . Cho mục đích đơn giản, chỉ có nhiệt độ đều được thực hiện trong nghiên cứu này, điều này có nghĩa là nhiệt độ của các fiber sẽ được gán như nhau trong mỗi bước tăng nhiệt độ. Sau đó, mỗi fiber sẽ được gán với một mô hình vật liệu khác nhau và các mô hình này sẽ thay đổi với mỗi bước thay đổi nhiệt độ.

Biến dạng của mặt cắt được đặc trưng bởi ba thành tố: biến dạng dọc trục ε và hai thành tố độ cong χ_z và χ_y tương ứng với hai trục y và z . Thành tố nội lực tương ứng bao gồm lực dọc N và hai mô men uốn M_z và M_y . Lực và biến dạng mặt cắt được nhóm lại theo các nhóm tương ứng ở dạng cột như dưới đây:

Vector lực mặt cắt:

$$\{Q\} = \begin{bmatrix} M_z(x) & M_y(x) & N(x) \end{bmatrix}^T \quad (10)$$

Vector biến dạng mặt cắt:

$$\{q\} = \begin{bmatrix} \chi_z(x) & \chi_y(x) & \varepsilon(x) \end{bmatrix}^T \quad (11)$$

Lực mặt cắt $\{Q\}$ tại mỗi điểm tích phân được xác định dựa vào lực nút phần tử $\{F\}$ và ma trận hàm nội suy lực như dưới đây:

$$\{Q\} = [B(x)] \{F\} \quad (12)$$

trong đó

$$[B(x)] = \begin{bmatrix} \delta_y(\zeta L) & 0 & 0 & (\zeta - 1) & \zeta & 0 \\ -\delta_z(\zeta L) & (\zeta - 1) & \zeta & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}; \quad \zeta = \frac{x}{L} \quad (13)$$

trong đó $\delta_y(\zeta L)$ và $\delta_z(\zeta L)$ là chuyển vị ngang tương ứng với trục địa phương z và y . Các giá trị này được tính toán theo các biểu thức dưới đây:

$$\delta_y(\zeta L) = -\frac{1}{EI_z k_z^2} \left\{ M_{zi} \left[\frac{\sin(k_z \zeta L)}{\tan(k_z L)} - \cos(k_z \zeta L) - \zeta + 1 \right] + M_{zj} \left[\frac{\sin(k_z \zeta L)}{\sin(k_z L)} - \zeta \right] \right\} \quad (14)$$

$$\delta_z(\zeta L) = \frac{1}{EI_y k_y^2} \left\{ M_{yi} \left[\frac{\sin(k_y \zeta L)}{\tan(k_y L)} - \cos(k_y \zeta L) - \zeta + 1 \right] + M_{yj} \left[\frac{\sin(k_y \zeta L)}{\sin(k_y L)} - \zeta \right] \right\} \quad (15)$$

Sau đó, biến dạng mặt cắt sẽ được tính toán dựa vào lực mặt cắt như dưới đây:

$$\{q\} = [k_{sec}]^{-1} \{Q\} \quad (16)$$

trong đó ma trận độ cứng mặt cắt được xác định theo biểu thức bên dưới:

$$[k_{sec}] = \begin{bmatrix} \sum_{i=1}^m E_i A_i y_i^2 & \sum_{i=1}^m E_i A_i (-y_i) z_i & \sum_{i=1}^m E_i A_i (-y_i) \\ \sum_{i=1}^m E_i A_i (-y_i) z_i & \sum_{i=1}^m E_i A_i z_i^2 & \sum_{i=1}^m E_i A_i z_i \\ \sum_{i=1}^m E_i A_i (-y_i) & \sum_{i=1}^m E_i A_i z_i & \sum_{i=1}^m E_i A_i \end{bmatrix} \quad (17)$$

Dựa vào giả thiết mặt cắt sẽ duy trì phẳng và vuông góc với trục sau biến dạng, gia tăng biến dạng của fiber dọc trục có thể được tính toán dựa vào gia tăng biến dạng mặt cắt như dưới đây:

$$\{\varepsilon\} = [I] \{q\} \quad (18)$$

trong đó ma trận $[I]$ là ma trận hình học tuyến tính. Ma trận này được tính toán theo biểu thức dưới:

$$[I] = \begin{bmatrix} -y_1 & z_1 & 1 \\ -y_2 & z_2 & 1 \\ \dots & \dots & \dots \\ -y_n & z_n & 1 \end{bmatrix} \quad (19)$$

Một khi gia tăng biến dạng của fiber được xác định, gia tăng ứng suất và mô đun tiếp tuyến của mỗi fiber cũng sẽ được cập nhật dựa vào mô hình ứng suất-biến dạng-nhiệt độ khác nhau. Trong quá trình lặp, ma trận độ cứng phần tử $[K_e]$ và ma trận độ cứng mặt cắt $[k_{sec}]$ sẽ được cập nhật liên tục sau mỗi bước tăng. Dựa vào mô đun tiếp tuyến mới, vị trí của trục trọng tâm mặt cắt cũng sẽ được cập nhật trong mỗi bước gia tăng tải trọng để có thể xem xét sự phân bố dẻo của mặt cắt. Nội lực của mặt cắt được tính toán bằng cách tổng hợp lực dọc và mô men uốn dọc trục của tất cả các fiber, như được thể hiện trong phương trình dưới đây:

$$\{Q_R\} = \begin{Bmatrix} M_z \\ M_y \\ N \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \sum_{i=1}^m \sigma_i A_i (-y_i) \\ \sum_{i=1}^m \sigma_i A_i z_i \\ \sum_{i=1}^m \sigma_i A_i \end{Bmatrix} \quad (20)$$

2.4. Phi tuyến về mặt hình học vì hiệu ứng P-Δ

Ảnh hưởng phi tuyến về mặt hình học P-Δ vì sự xoay của các phần tử của khung sẽ được trình bày trong mục này. Hình 3(a) thể hiện các lực nút và chuyển vị nút của phần tử dầm cột, trong khi đó Hình 3(b) minh họa quy ước dấu của lực nút và chuyển vị nút tương ứng. Mỗi liên hệ động học và cân bằng của phần tử dầm cột có thể được rút ra từ việc so sánh hai hình này và được thể hiện như dưới đây:

$$\{f_n\} = [T]_{6 \times 12}^T \{f_e\} \quad (21)$$

$$\{d_e\} = [T]_{6 \times 12} \{d_L\} \quad (22)$$

$$\{f_n\}^T = \{r_{n1} \ r_{n2} \ r_3 \ r_4 \ r_5 \ r_6 \ r_7 \ r_8 \ r_9 \ r_{10} \ r_{11} \ r_{12}\} \quad (23)$$

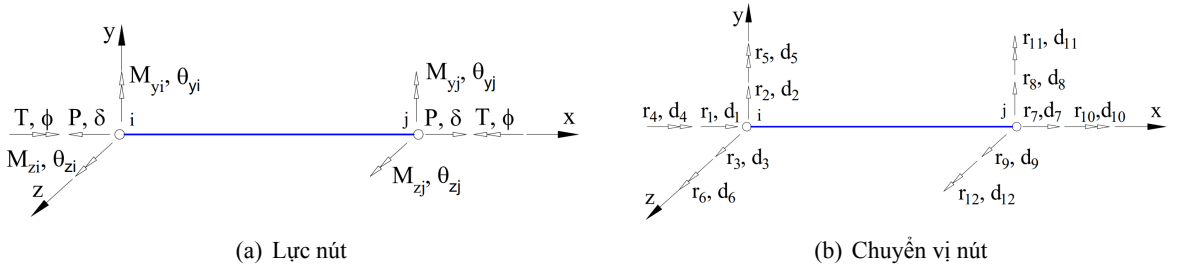
$$\{d_L\}^T = \{d_1 \ d_2 \ d_3 \ d_4 \ d_5 \ d_6 \ d_7 \ d_8 \ d_9 \ d_{10} \ d_{11} \ d_{12}\} \quad (24)$$

trong đó $\{f_n\}$ và $\{d_L\}$ là vector lực nút và chuyển vị nút của một phần tử hữu hạn dầm cột; $\{f_e\}$ và $\{d_e\}$ là vector lực nút và chuyển vị nút của phần tử dầm cột; $[T]_{6 \times 12}$ là ma trận chuyển trí. Các giá trị này được xác định như dưới đây:

$$\{f_e\}^T = \{P \quad M_{yA} \quad M_{yB} \quad M_{zA} \quad M_{zB} \quad T\} \quad (25)$$

$$\{d_e\}^T = \{\delta \quad \theta_{yA} \quad \theta_{yB} \quad \theta_{zA} \quad \theta_{zB} \quad \phi\} \quad (26)$$

$$[T]_{6 \times 12} = \begin{bmatrix} -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{1}{L} & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{L} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{1}{L} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{L} & 0 & 1 & 0 \\ 0 & \frac{1}{L} & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & -\frac{1}{L} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{L} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{L} & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (27)$$



Hình 3. Quy ước dấu và các thành phần lực nút và chuyển vị nút của phần tử

Dựa vào ma trận biến đổi từ mỗi liên hệ động học và cân bằng, quan hệ giữa lực nút và chuyển vị nút được viết như phương trình dưới đây:

$$\{f_n\} = [K_n] \{d_L\} \quad (28)$$

trong đó $[K_n]$ là ma trận độ cứng phần tử, nó được xác định bởi biểu thức dưới:

$$[K_n]_{12 \times 12} = [T]_{6 \times 12}^T [K_e]_{6 \times 6} [T]_{6 \times 12} \quad (29)$$

Phương trình (28) được sử dụng cho trường hợp của phần tử dầm cột không chịu tác động xoay. Nhưng nếu trong trường hợp phần tử đó cho phép xoay, lực dọc và lực cắt gia tăng sẽ xuất hiện trong phần tử. Các lực gia tăng này có thể được liên hệ với chuyển vị nút bởi phương trình dưới:

$$\{f_s\} = [K_g] \{d_L\} \quad (30)$$

trong đó $[K_g]$ là ma trận độ cứng phần tử vì sự xoay của các thành phần của khung và nó được tính toán như sau:

$$[K_g]_{12 \times 12} = \begin{bmatrix} [K_s] & -[K_s] \\ -[K_s]^T & [K_s] \end{bmatrix} \quad (31)$$

trong đó

$$[K_s] = \begin{bmatrix} 0 & \frac{M_{zA} + M_{zB}}{L^2} & -\frac{M_{yA} + M_{yB}}{L^2} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{M_{zA} + M_{zB}}{L^2} & \frac{P}{L} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{M_{yA} + M_{yB}}{L^2} & 0 & \frac{P}{L} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (32)$$

Bằng việc so sánh các phương trình (28) và (30) với nhau, mối quan hệ lực và chuyển vị của phần tử dầm cột có thể được xác định theo biểu thức dưới:

$$\{f_L\} = [K_{global}] \{d_L\} \quad (33)$$

trong đó

$$\{f_{global}\} = \{f_n\} + \{f_s\} \quad (34)$$

$$[K_{global}] = [K_n] + [K_g] \quad (35)$$

Tải trọng nhiệt trong mỗi mặt cắt được tính toán như dưới đây [20]:

$$\{F_{thermal}^{sec}(x)\} = \begin{Bmatrix} M_{zth}^{sec}(x) \\ M_{yth}^{sec}(x) \\ F_{th}^{sec}(x) \end{Bmatrix} = \sum_{i=1}^m [E_t(\theta)_i \cdot \varepsilon_{th}(\theta)_i \cdot A_i] \begin{Bmatrix} -y_i \\ z_i \\ 1 \end{Bmatrix} \quad (36)$$

trong đó A_i là diện tích của fiber thứ i^{th} ; $E_t(\theta)_i$ và $\varepsilon_{th}(\theta)_i$ là mô đun tiếp tuyến và biến dạng nhiệt tương ứng với nhiệt độ θ của fiber thứ i^{th} ; y_i và z_i là tọa độ trọng tâm của fiber thứ i^{th} .

Lực không cân bằng tạo ra ở mỗi bước gia tăng nhiệt độ được xác định theo phương trình tiếp theo:

$$\left\{ \prod_u^{i=0} \right\} = \{F_\alpha\} + \{F_{thermal}\} - \{F_\beta\} \quad (37)$$

trong đó $\{F_\alpha\}$ là tải trọng cơ học; $\{F_{thermal}\}$ là tải trọng nhiệt; $\{F_\beta\}$ lực kháng cập nhật sau mỗi vòng lặp và nó có nguồn gốc từ sự suy giảm thuộc tính vật liệu khi nhiệt độ tăng lên.

Dựa vào giả thiết mặt cắt duy trì phẳng, biến dạng dọc trục của mỗi fiber được tính toán với sự loại bỏ của độ dãn dài nhiệt và ứng suất ban đầu nếu có, như dưới đây:

$$(\varepsilon_m)_i(x, y, z) = \varepsilon_i(x, y, z) - (\varepsilon_{th})_i(x, y, z) - (\varepsilon_{in})_i(x, y, z) \quad (38)$$

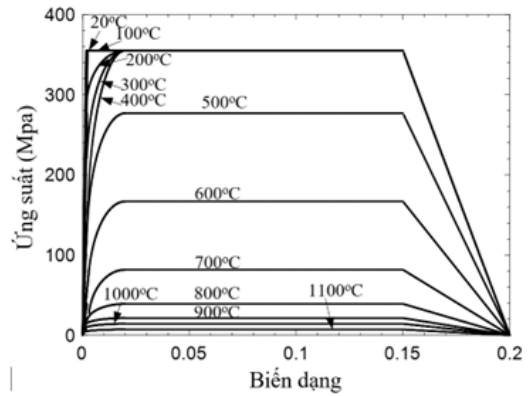
Sau khi xác định được ứng suất cơ học $(\varepsilon_m)_i(x, y, z)$, ứng suất của mỗi fiber σ_i và mô đun tiếp tuyến của fiber đó E_t sẽ được cập nhật ngay lập tức ở mỗi vòng lặp. Lực không cân bằng sau đó được xác định dựa vào phương trình sau:

$$\left\{ \prod_u \right\} = \{F_\alpha\} - \{D_r\} \quad (39)$$

Một khi lực không cân bằng được xác định, điều kiện hội tụ sẽ được kiểm tra. Nếu lực không cân bằng nhỏ hơn giá trị tiêu chuẩn hội tụ quy ước $\delta = 10^{-6}$, cấu hình kết cấu sẽ được cập nhật và quá trình phân tích sẽ bước sang một vòng lặp mới cho đến khi kết cấu sụp đổ.

3. Mô hình ứng suất-biến dạng phụ thuộc vào nhiệt độ cho vật liệu thép

Khi nhiệt độ tăng lên, vật liệu thép sẽ bị suy giảm cả cường độ và độ cứng như một kết quả của sự thay đổi liên tục các mô hình vật liệu phụ thuộc vào nhiệt độ. Một vài mô hình vật liệu phụ thuộc vào nhiệt độ đã được phát triển và áp dụng trong những năm gần đây như mô hình trong tiêu chuẩn Anh [26], ECCS [27] và Eurocode 3 [28]. Trong nghiên cứu này mô hình vật liệu phụ thuộc vào nhiệt độ được trình bày trong Eurocode 3 [28] sẽ được thông qua, như được minh họa trong Hình 4. Chú ý ở đây là các mô hình vật liệu được đề cập trong tiêu chuẩn này được rút ra từ các kết quả thí nghiệm được tiến hành ở nhiệt độ hằng số trong một khoảng thời gian. Điều này ngụ ý rằng ảnh hưởng của từ biến đến ứng suất chảy hiệu quả thì đã được xem xét [29].



Hình 4. Mô hình ứng suất biến dạng của vật liệu thép ở nhiệt độ cao, cho trường hợp $\sigma_y = 355 \text{ N/mm}^2$ và $E_t = 210,000 \text{ N/mm}^2$

Mô hình vật liệu phụ thuộc vào nhiệt độ được đặc trưng bởi một giai đoạn đàn hồi ban đầu và tăng lên tới giá trị giới hạn ứng suất một phần $\sigma_{p,\theta}$ ở mức biến dạng $\varepsilon_{p,\theta}$. Sau đó, đường cong ứng suất-biến dạng có hình dạng elip tăng lên tới giá trị ứng suất chảy hiệu quả $\sigma_{y,\theta}$ ở mức biến dạng $\varepsilon_{y,\theta}$. Mô hình sau đó tiếp tục chảy dẻo đến tận giá trị biến dạng giới hạn $\varepsilon_{t,\theta}$ và sau đó nó sẽ giảm về giá trị 0 ở mức biến dạng $\varepsilon_{u,\theta}$. Các công thức mô tả mô hình vật liệu phụ thuộc vào nhiệt độ được trình bày như dưới đây:

$$\sigma = \begin{cases} E_{t,\theta}\varepsilon & \text{for } \varepsilon \leq \varepsilon_{p,\theta} \\ \sigma_{p,\theta} + \frac{\beta}{\varphi} \sqrt{\varphi^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2} - \chi & \text{for } \varepsilon_{p,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{y,\theta} \\ \sigma_{y,\theta} & \text{for } \varepsilon_{y,\theta} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{t,\theta} \\ \sigma_{y,\theta} \left(1 - \frac{\varepsilon - \varepsilon_{t,\theta}}{\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{t,\theta}}\right) & \text{for } \varepsilon_{t,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{u,\theta} \\ 0,0 & \text{for } \varepsilon = \varepsilon_{u,\theta} \end{cases} \quad (40)$$

trong đó

$$\varepsilon_{p,\theta} = \sigma_{p,\theta}/E_{t,\theta}; \quad \varepsilon_{y,\theta} = 0,02; \quad \varepsilon_{t,\theta} = 0,15; \quad \varepsilon_{u,\theta} = 0,20 \quad (41)$$

$$\varphi^2 = (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta}) \left(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta} + \frac{\chi}{E_{t,\theta}} \right) \quad (42)$$

$$\beta^2 = \chi (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta}) E_{t,\theta} + \chi^2 \quad (43)$$

$$\chi = \frac{(\sigma_{y,\theta} - \sigma_{p,\theta})^2}{(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta}) E_{t,\theta} - 2(\sigma_{y,\theta} - \sigma_{p,\theta})} \quad (44)$$

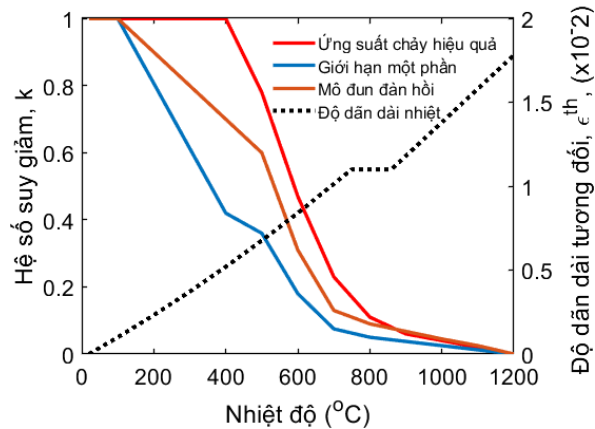
Sự suy giảm cường độ và độ cứng của vật liệu thép trong lửa được xem xét trong Eurocode 3 [28] thông qua các tham số suy giảm, như dưới đây:

$$k_{y,\theta} = \frac{\sigma_{y,\theta}}{\sigma_y} \quad (45)$$

$$k_{p,\theta} = \frac{\sigma_{p,\theta}}{\sigma_y} \quad (46)$$

$$k_{E,\theta} = \frac{E_{t,\theta}}{E_t} \quad (47)$$

trong đó σ_y và E_t là ứng suất chảy và mô đun đàn hồi của thép ở 20 °C.



Hình 5. Hệ số suy giảm cho mô hình ứng suất-biến dạng và độ dẫn dài vì nhiệt tương đối của vật liệu thép ở nhiệt độ cao

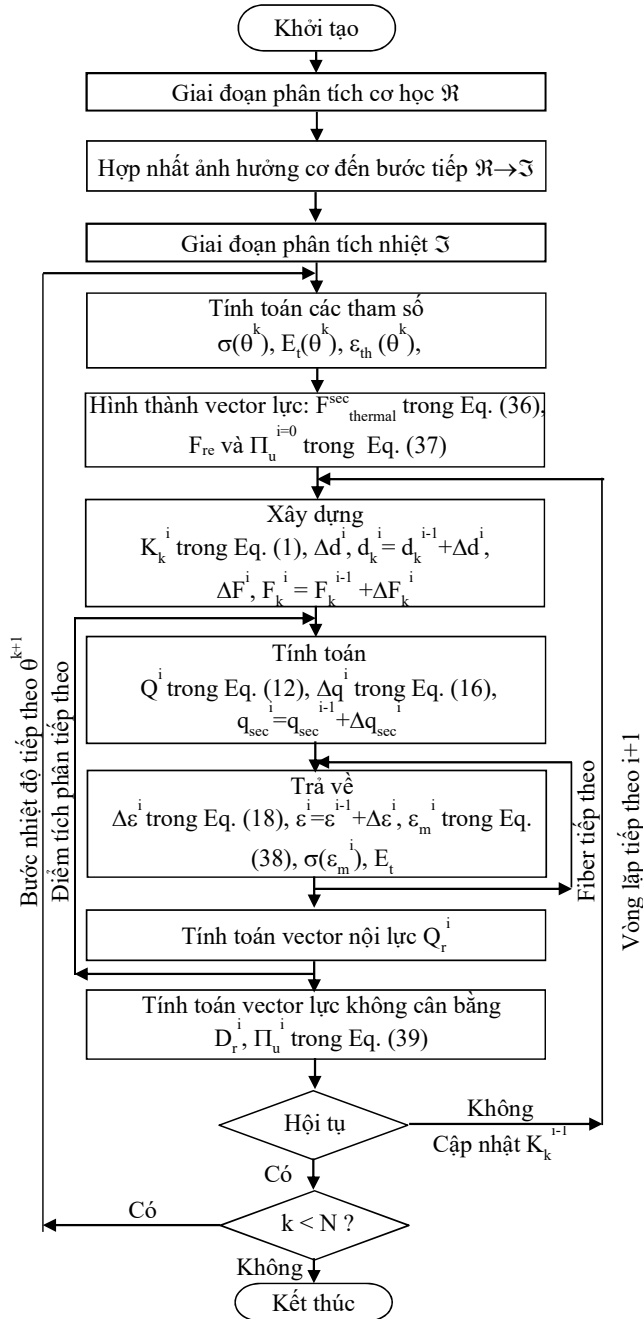
Trong phân tích kết cấu ở nhiệt độ cao, hệ số giãn nở nhiệt của thép α thường được giả thiết là hằng số như $12 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$ [17, 20] hoặc $14 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}$ [14, 30, 31], và điều này có thể làm giảm đi tính chính xác của phân tích. Do đó, một tiếp cận chính xác hơn cho hệ số giãn nở nhiệt của thép α được cung cấp trong tiêu chuẩn Eurocode 3 [28] sẽ được áp dụng trong nghiên cứu này, như được minh họa trong Hình 5. Độ dẫn dài vì nhiệt của vật liệu thép được tính toán như công thức (48) và được minh họa trong Hình 5.

$$\varepsilon_{th} = \begin{cases} 1,2 \times 10^{-5}\theta + 0,4 \times 10^{-8}\theta^2 - 2,416 \times 10^{-4} & \text{for } 20^\circ\text{C} \leq \theta < 750^\circ\text{C} \\ 1,1 \times 10^{-2} & \text{for } 750^\circ\text{C} \leq \theta \leq 860^\circ\text{C} \\ 2,0 \times 10^{-5}\theta - 6,2 \times 10^{-3} & \text{for } 860^\circ\text{C} < \theta \leq 1200^\circ\text{C} \end{cases} \quad (48)$$

4. Quy trình giải lập gia tăng nhiệt phi tuyến

Trong mục này, một quy trình giải lập gia tăng nhiệt phi tuyến dựa vào thuật toán Newton-Rapson sẽ được phát triển và vận hành bằng ngôn ngữ lập trình Fortran để giải quyết các vấn đề phi tuyến của kết cấu khung thép chịu lửa. Khi một kết cấu khung thép chìm trong lửa, vật liệu thép sẽ bị nóng chảy và quan hệ ứng suất-biến dạng của vật liệu sẽ nhanh chóng chuyển sang ứng xử ở vùng phi tuyến.

Khi đó, cả cường độ và độ cứng của nó sẽ bị suy giảm một cách đáng kể, điều đó sẽ dẫn đến sự thay đổi nhanh chóng cấu trúc hình học của khung và gây ra các ứng xử phi tuyến hình học. Vì thế, nó là cần thiết để áp dụng các kỹ thuật giải phi tuyến để có thể chịu lại các ứng xử bất ổn định của khung ở gần giai đoạn sụp đổ. Một quy trình giải với các bước chi tiết được trình bày ở Hình 6.



Hình 6. Quy trình phân tích cơ nhiệt phi tuyến trong lửa của phần tử dầm cột được đề xuất

Để phản ánh một cách thực tế ứng xử của kết cấu khung thép trong lửa, tải trọng cơ học được áp dụng vào khung trước để giành được trạng thái cân bằng tương ứng của khung. Sau đó, tác động lửa được giới thiệu vào khung trong khi tác động cơ học trước đó được giữ như hằng số. Nhiệt độ được giả thiết gia tăng một cách tuyến tính từ 20 °C đến khi kết cấu phá hoại. Với một mức nhiệt độ cụ thể, quy trình giải sẽ được lặp lại cho đến khi kết cấu giành được trạng thái cân bằng của nó.

5. Kiểm chứng và kết quả

Trong mục này, hai ví dụ của kết cấu thép chịu lửa sẽ được thực hiện để kiểm chứng tính chính xác và hiệu quả tính toán của phương pháp đã được đề xuất bằng cách so sánh kết quả từ phương pháp đề xuất với kết quả thí nghiệm và kết quả phân tích của phần mềm thương mại Abaqus. Trong trường hợp phân tích bằng phần mềm thương mại Abaqus, phần tử dầm cột sẽ được mô phỏng bằng phần tử dầm hai nút B33. Thuật toán NLGEOM cũng sẽ được sử dụng cho phân tích ở cả giai đoạn cơ học và giai đoạn chịu lửa vì thuật toán này cho phép xem xét sự phi tuyến về mặt hình học. Điều này có nghĩa là mô hình kết cấu có thể xem xét biến dạng lớn.

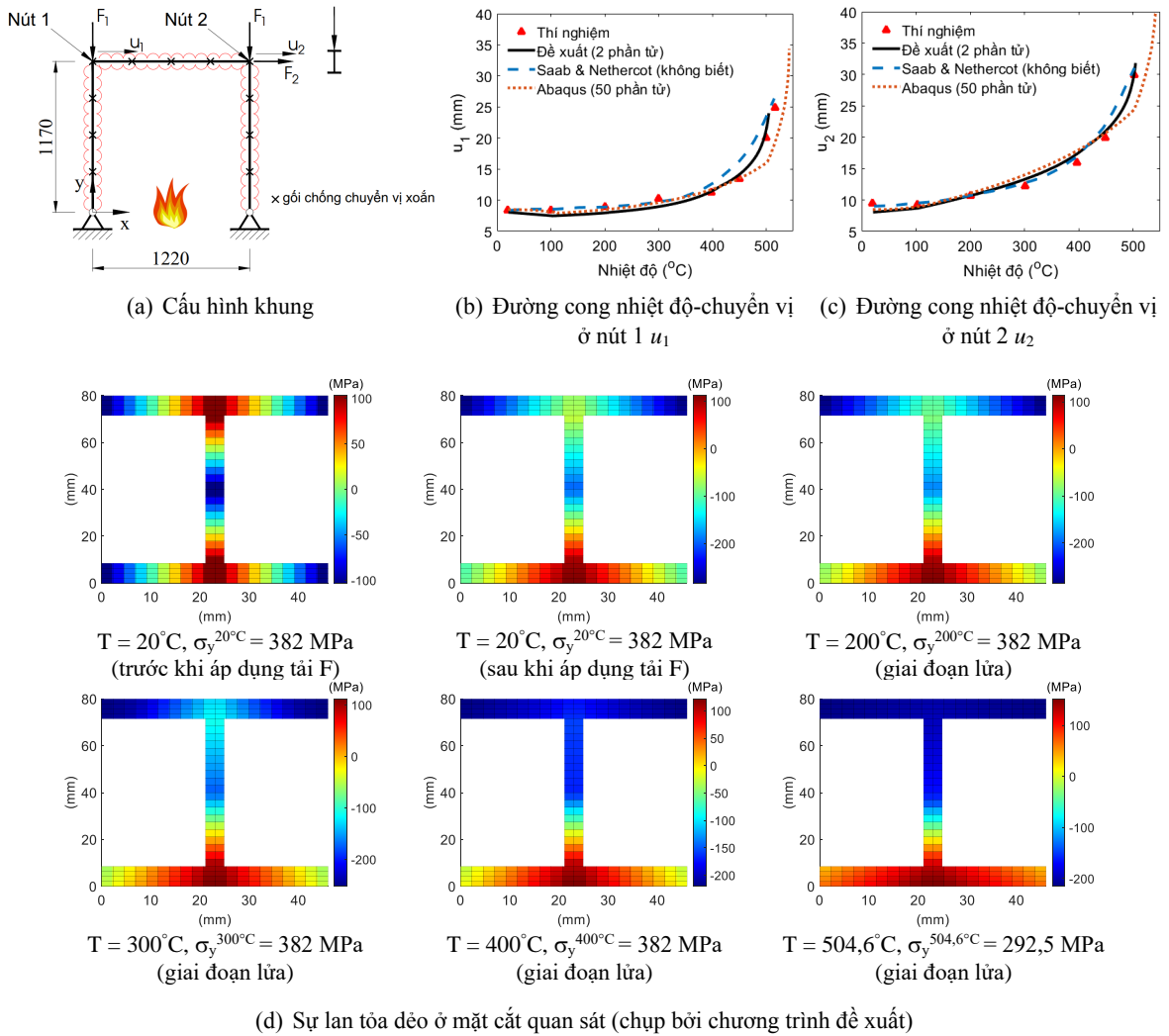
Dựa vào các công thức cho phần tử dầm cột đã được thiết lập ở trên, một chương trình máy tính dựa vào ngôn ngữ lập trình Fortran sẽ được phát triển. Cho các ví dụ số, 5 điểm tích phân dọc trục của phần tử sẽ được sử dụng và mặt cắt tại mỗi điểm tích phân sẽ được chia thành 200 fiber, trong đó 160 fiber cho các bản cánh và 40 fiber cho bản bụng.

5.1. Thí nghiệm khung công thép trong lửa đều

Ví dụ này được thực hiện để chứng minh tính chính xác của phương pháp đã được đề xuất bằng cách so sánh các kết quả từ phương pháp đề xuất với kết quả từ thí nghiệm và kết quả của một số tác giả khác. Rubert và cs. đã thực hiện một thí nghiệm của khung thép chịu lửa đều [22]. Cấu hình của khung công đó được thể hiện trong Hình 7(a). Kết cấu này sau đó cũng đã được phân tích bởi Saab và cs. [32] sử dụng phương pháp phần tử hữu hạn tự nhiên. Trong thí nghiệm, kết cấu khung có gối tựa đơn giản chịu tải tập trung ở các nút bao gồm cả tải trọng đứng và tải trọng ngang. Tỷ lệ giữa tải ngang và tải đứng, cường độ chảy của vật liệu thép và nhân tố tải trọng sử dụng lần lượt là $\Sigma F_2/\Sigma F_1 = 0,019$, $\sigma_y = 382$ MPa và $F/F_u = 0,55$. Chú ý ở đây nhân tố tải trọng sử dụng F/F_u là tỷ lệ giữa tải trọng cơ học thực tế áp dụng F và khả năng chịu lực tối đa của khung F_u ở nhiệt độ môi trường. Khả năng chịu lực được tính toán dựa vào lý thuyết phân tích phi tuyến bậc hai. Lý thuyết này có thể xem xét cả phi tuyến về mặt hình học và phi tuyến về mặt vật liệu [22]. Thép hình chữ I loại IPE80 đã được sử dụng với vật liệu thép có mô đun đàn hồi và hệ số Poisson lần lượt là $E = 210,000$ MPa và $\nu = 0,3$. Chuyển vị xoắn và chuyển vị ngoài mặt phẳng được khống chế bởi các gối chống chuyển vị ngang. Sự không hoàn hảo về mặt hình học sẽ được bỏ qua trong mô phỏng số vì các kết quả đo trước thí nghiệm chỉ ra rằng các giá trị này là rất nhỏ [22].

Kết quả phân tích chỉ ra rằng đường cong nhiệt độ-chuyển vị giành được từ phương pháp đã được đề xuất gần như là tương đồng với kết quả từ thí nghiệm [22], kết quả của tác giả khác [32], và kết quả thực hiện bởi chương trình Abaqus ở cả 2 nút của khung, như được minh họa trong Hình 7(b) cho nút 1 và Hình 7(c) cho nút 2. Điều này chứng minh tính chính xác của phương pháp đã đề xuất. Mặc dù chỉ sử dụng 2 phần tử trên 1 cấu kiện nhưng phương pháp đã được đề xuất vẫn có thể cung cấp các nghiệm tương đồng với thí nghiệm. Trong khi đó, chương trình Abaqus cần sử dụng hơn 50 phần tử trên một cấu kiện để có kết quả gần với kết quả thí nghiệm, điều này chứng minh hiệu quả tính toán đáng kể của phương pháp đã đề xuất. Ở đây, mặt dù không có thông tin về số lượng phần tử trong nghiên cứu bởi Saab và cs. [32], nhưng rõ ràng nó là không thể để tiên đoán chính xác ứng xử phi tuyến của khung công trong lửa nếu chỉ sử dụng 2 phần tử trên một cấu kiện vì các tác giả đã thông qua phương pháp phần tử hữu hạn tự nhiên với hàm nội suy chuyển vị truyền thống như trong phần mềm Abaqus. Xem xét nhiệt độ phá hủy của khung ở trong Bảng 1, nó có thể thấy rằng nhiệt độ phá hủy khung được tiên đoán bởi phương pháp đã đề xuất rất gần với kết quả từ thí nghiệm, kết quả từ nghiên cứu của Saab và cs., và kết quả từ chương trình Abaqus. Như quan sát trong Bảng 1, nhiệt độ tối đa của khung từ phương pháp đã đề xuất chỉ khác kết quả thí nghiệm là 0,52%, trong khi phương pháp của Saab và chương trình Abaqus cho ra các kết quả khác với thí nghiệm lần lượt là 2,55% và

8,02%. Do đó, nó có thể kết luận rằng, phương pháp đã đề xuất có thể xem xét một cách chính xác và hiệu quả phản ứng phi đàn hồi phi tuyến bậc hai của khung thép phẳng trong điều kiện lửa đều.



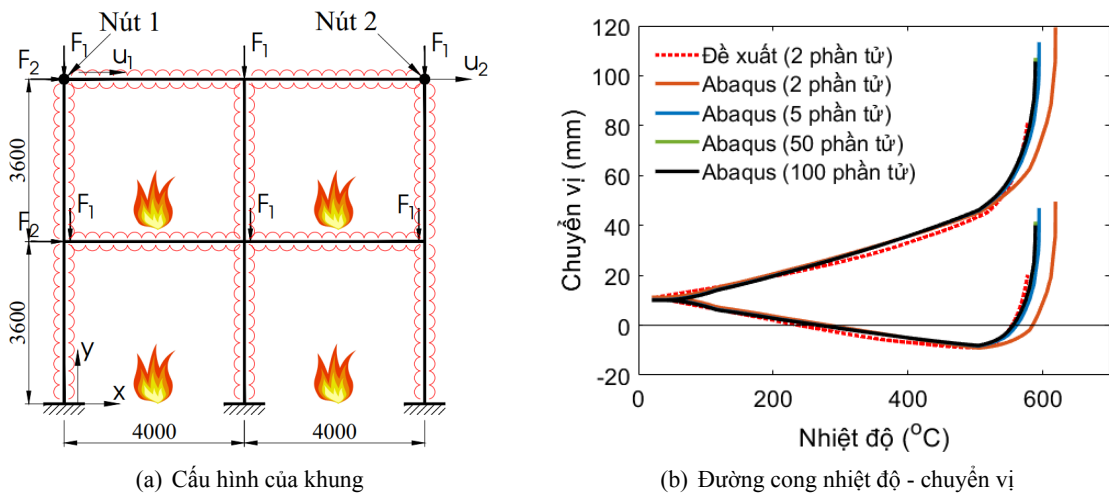
Hình 7. Phân tích khung công trong lửa

Bảng 1. So sánh nhiệt độ phá hủy của khung bởi các phương pháp khác nhau

Phương pháp	T_{max}	$\frac{T_{mophong}}{T_{thinghiem}}$	$N_{phantu/caukien}$	Tham khảo
Thí nghiệm	502,02	-	-	[22]
Đề xuất	504,64	1,0052	2	-
Saab & Nethercot	514,80	1,0255	Không biết	[32]
Abaqus	542,29	1,0802	50	-

Sự chảy dẻo một cách từ từ trên mặt cắt được quan sát của khung công tương ứng với sự tăng lên của nhiệt độ trong lửa được thể hiện trong Hình 7(d). Kết quả này được chụp lại bởi chương trình đã được đề xuất. Có thể thấy ở đây sự chảy dẻo của fiber xuất hiện ở vùng nén của bản cánh ở thời điểm kết cấu bị sụp đổ. Mặc dù tải trọng cơ học được duy trì không đổi, nhưng vì tác động của lửa nên sự chảy dẻo đã xuất hiện cho đến khi kết cấu sụp đổ.

Một nghiên cứu về sự hội tụ cũng đã được thực hiện để chỉ ra số lượng cần thiết của các phần tử dầm-cột trên mỗi cấu kiện được yêu cầu trong mô hình Abaqus để thu được kết quả giống như kết quả được phân tích bằng chương trình đề xuất. Khung phẳng với tải trọng ngoài $F/F_u = 0,4$ được sử dụng cho mục đích này. Như được minh họa trong Hình 8, chương trình Abaqus yêu cầu hơn 50 phần tử trên mỗi cấu kiện để đưa ra kết quả phù hợp với kết quả được tính toán bằng mô hình đã đề xuất (chỉ sử dụng 2 phần tử trên mỗi cấu kiện). Điều này là bởi vì kết quả của Abaqus khi sử dụng 50 phần tử (màu xanh lá) gần như mới trùng với kết quả của Abaqus sử dụng 100 phần tử (màu đen). Đây cũng chính là điểm mới trong bài báo, khi hiệu suất tính toán của chương trình đề xuất lớn hơn đáng kể so với phần mềm thương mại Abaqus. Điều này có được là do sử dụng hàm ổn định thay vì sử dụng các hàm nội suy chuyển vị trong các phương pháp phần tử hữu hạn truyền thống như chương trình Abaqus.

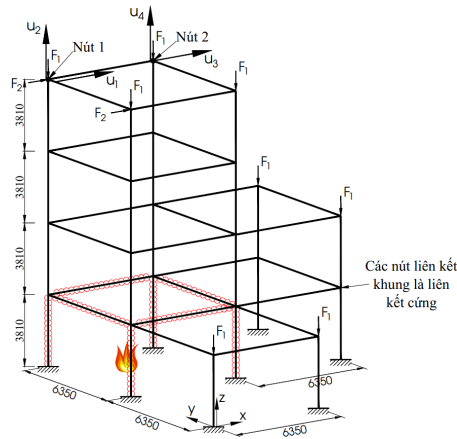


Hình 8. Kết quả nghiên cứu hội tụ

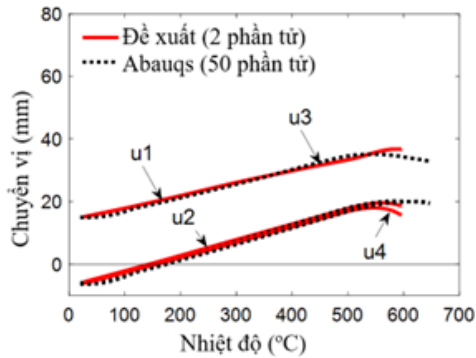
5.2. Khung không gian bốn tầng bất đối xứng

Cấu hình của khung thép không gian bốn tầng bất đối xứng được thể hiện ở trong Hình 9(a). Kết cấu này đã được nghiên cứu bởi Hilmy [33] và sau đó được hiệu chỉnh trong một nghiên cứu khác bởi Tài và cs. [15], nhưng cả hai nghiên cứu này đã không xem xét tác động của lửa mà chỉ xem xét tác động của tải trọng cơ truyền thống. Cho lý do đơn giản hóa, cấu hình của khung được giữ như các nghiên cứu trên nhưng chỉ một loại tiết diện W16x67 được áp dụng cho toàn bộ khung. Vật liệu thép ST37 với các thuộc tính chảy dẻo $\sigma_y = 355$ MPa và mô đun đàn hồi $E = 210,000$ MPa được sử dụng. Khung được giả thiết chịu tải trọng cơ cho 2 tình huống khác nhau với $F/F_u = 0,3$ và $F/F_u = 0,4$. Tải trọng ngang cũng được áp dụng với tỉ lệ của tải ngang trên tải đứng là $\Sigma F_2/\Sigma F_1 = 0,01$. Chương trình Abaqus được sử dụng để kiểm chứng tính chính xác và hiệu quả tính toán của phương pháp đã

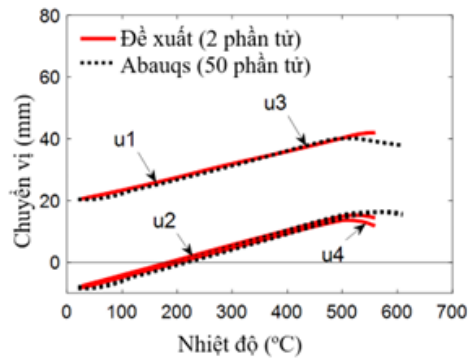
được đề xuất. Chú ý ở đây là phương pháp đã được đề xuất chỉ sử dụng 2 phần tử cho 1 cấu kiện trong khi chương trình Abaqus cần dùng 50 phần tử cho 1 cấu kiện.



(a) Cấu hình của khung



(b) Đường cong nhiệt độ-chuyển vị tại nút 1 và nút 2 cho tình huống tải cơ học $F/F_u = 0,3$



(c) Đường cong nhiệt độ-chuyển vị tại nút 1 và nút 2 cho tình huống tải cơ học $F/F_u = 0,4$

Hình 9. Khung thép không gian bốn tầng chịu lửa đều

Bảng 2. So sánh nhiệt độ phá hủy của khung bởi các phương pháp khác nhau

F/F_u	Phương pháp	T_{max}	$\frac{T_{đề xuất}}{T_{Abaqus}}$	$N_{phần tử/cấu kiện}$	Thời gian phân tích
0,3	Abaqus	646,88	-	50	99,5
	Đề xuất	595,91	0,9212	2	11,0
0,4	Abaqus	609,42	-	50	99,0
	Đề xuất	559,34	0,9178	2	10,0

Kết quả nghiên cứu chỉ ra rằng đường cong nhiệt độ-chuyển vị giành được từ phương pháp đề xuất và chương trình Abaqus cho cả 2 nút số 1 và số 2 là tương đồng nhau, như được minh họa tương ứng trong Hình 9(b) và (c). Xem xét nhiệt độ sụp đổ của kết cấu, có thể thấy, cho trường hợp tải trọng $F/F_u = 0,3$, chương trình đề xuất đã tiên đoán nhiệt độ phá hủy kết cấu là 595,91 °C trong khi giá trị này trong chương trình Abaqus là 646,88 °C. Cho trường hợp tải trọng thứ 2 $F/F_u = 0,4$, nhiệt độ tối

đa kết cấu khung có thể chịu được theo phương pháp được đề xuất là 559,34 °C trong khi theo chương trình Abaqus là 609,42 °C, như được trình bày trong Bảng 2. Sau khi tải trọng lửa được áp dụng vào khung, vì sự suy giảm thuộc tính của vật liệu thép mà thành phần chuyển vị ngang tại nút u_1 và u_3 đã tăng lên nhanh chóng theo hướng tác động của lực F_2 cho đến khi kết cấu sụp đổ. Ảnh hưởng của độ dẫn dài kết cấu vì nhiệt có thể được quan sát thông qua thành phần chuyển vị đứng u_2 và u_4 . Các chuyển vị này đã thay đổi từ giá trị âm do lực F_1 gây ra sang giá trị dương theo trục z do ảnh hưởng của độ dẫn dài kết cấu.

Cho trường hợp tải trọng $F/F_u = 0,3$, sử dụng cùng 1 máy tính với cấu hình (Intel(R) Xeon(R) CPU E5-2630, 2,60GHz, ram 64GB), thời gian phân tích của phương pháp đã đề xuất là 11,0 s trong khi chương trình Abaqus cần 99,5 s. Tương tự cho trường hợp tải trọng $F/F_u = 0,4$, thời gian phân tích của phương pháp đã đề xuất và chương trình Abaqus lần lượt là 10,0 s và 99,0 s. Điều này đã chứng minh hiệu quả tính toán đáng kể của phương pháp đề xuất.

6. Kết luận

Một phương pháp tiên tiến hợp nhất hàm ổn định và mô hình dẻo phân tán vào trong phần tử dầm cột thớ (fiber) đã được phát triển để tiên đoán ứng xử cơ nhiệt phi đàn hồi phi tuyến tính của khung thép chịu lửa đều. Các kết quả chính dưới đây được rút ra:

(1) Phương pháp đã được đề xuất có thể cung cấp các nghiệm chính xác hơn cho bài toán phân tích khung thép trong lửa đều khi so sánh với các phương pháp truyền thống hoặc sử dụng phần mềm thương mại Abaqus.

(2) Sự cải thiện trong hiệu suất tính toán của phương pháp được đề xuất đã được minh họa trong thời gian phân tích của khung thép bốn tầng chịu lửa đều. Kết quả cho thấy thời gian tính toán mô hình của phương pháp mới giảm gần 10 lần so với tiếp cận sử dụng hàm nội suy chuyển vị truyền thống. Do đó, phương pháp đề xuất có thể cung cấp một công cụ mới cho thực hành thiết kế kết cấu khung thép chịu lửa đều.

(3) Bằng việc sử dụng mô hình dẻo phân tán, phương pháp đề xuất cho phép truy vết sự lan tỏa dẻo ba chiều của phần tử dầm cột dưới tác động của lửa và điều này là không thể nếu sử dụng tiếp cận khớp dẻo hoặc sử dụng phần tử dầm cột trong các phần mềm thương mại như Abaqus.

Tài liệu tham khảo

- [1] Gillie, M., Usmani, A. S., Rotter, J. M. (2001). [A structural analysis of the first Cardington test](#). *Journal of Constructional Steel Research*, 57(6):581–601.
- [2] Kolšek, J., Planinc, I., Saje, M., Hozjan, T. (2013). [The fire analysis of a steel–concrete side-plated beam](#). *Finite Elements in Analysis and Design*, 74:93–110.
- [3] Wang, Y. C., Moore, D. B. (1995). [Steel frames in fire: analysis](#). *Engineering Structures*, 17(6):462–472.
- [4] Rigobello, R., Coda, H. B., Neto, J. M. (2014). [A 3D solid-like frame finite element applied to steel structures under high temperatures](#). *Finite Elements in Analysis and Design*, 91:68–83.
- [5] Thắng, N. T., Ninh, N. T. (2016). [Biểu đồ tương tác của cột bê tông cốt thép ở nhiệt độ cao theo tiêu chuẩn châu Âu EC2](#). *Tạp chí Khoa học Công nghệ Xây dựng (KHCN XD)-ĐHXDHN*, 10(2):55–61.
- [6] Li, G.-Q., Jiang, S.-C. (1999). [Prediction to nonlinear behavior of steel frames subjected to fire](#). *Fire Safety Journal*, 32(4):347–368.
- [7] Caldas, R. B., Fakury, R. H., Jr., J. B. M. S. (2014). [Finite element implementation for the analysis of 3D steel and composite frames subjected to fire](#). *Latin American Journal of Solids and Structures*, 11(1): 1–18.
- [8] Trung, N. T., Hai, D. V., Phuong, P. M. (2019). [Đánh giá khả năng chịu lửa của sàn bê tông cốt thép bằng các phương pháp đơn giản theo tiêu chuẩn EN 1992-1-2](#). *Tạp chí Khoa học Công nghệ Xây dựng (KHCN XD)-ĐHXDHN*, 13(2V):41–52.

- [9] Caggiano, A., Etse, G. (2015). [Coupled thermo–mechanical interface model for concrete failure analysis under high temperature](#). *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 289:498–516.
- [10] Naser, M. Z., Seitllari, A. (2019). [Concrete under fire: an assessment through intelligent pattern recognition](#). *Engineering with Computers*, 36(4):1915–1928.
- [11] Prete, I. D., Cefarelli, G., Nigro, E. (2016). [Application of criteria for selecting fire scenarios for structures within fire safety engineering approach](#). *Journal of Building Engineering*, 8:208–217.
- [12] Gillie, M. (2009). [Analysis of heated structures: Nature and modelling benchmarks](#). *Fire Safety Journal*, 44(5):673–680.
- [13] Iu, C. K., Chan, S. L. (2004). [A simulation-based large deflection and inelastic analysis of steel frames under fire](#). *Journal of Constructional Steel Research*, 60(10):1495–1524.
- [14] Jiang, J., Usmani, A. (2013). [Modeling of steel frame structures in fire using OpenSees](#). *Computers & Structures*, 118:90–99.
- [15] Thai, H.-T., Kim, S.-E. (2011). [Second-order inelastic dynamic analysis of steel frames using fiber hinge method](#). *Journal of Constructional Steel Research*, 67(10):1485–1494.
- [16] Upasiri, I. R., Konthesigha, K. M. C., Nanayakkara, S. M. A., Poologanathan, K., Gatheeshgar, P., Nuwanthika, D. (2021). [Finite element analysis of lightweight composite sandwich panels exposed to fire](#). *Journal of Building Engineering*, 40:102329.
- [17] Jiang, J., Jiang, L., Kotsovinos, P., Zhang, J., Usmani, A., McKenna, F., Li, G.-Q. (2015). [OpenSees Software Architecture for the Analysis of Structures in Fire](#). *Journal of Computing in Civil Engineering*, 29(1).
- [18] Teh, L. H. (2001). [Cubic beam elements in practical analysis and design of steel frames](#). *Engineering Structures*, 23(10):1243–1255.
- [19] Thai, H.-T., Kim, S.-E. (2015). [Second-order distributed plasticity analysis of steel frames with semi-rigid connections](#). *Thin-Walled Structures*, 94:120–128.
- [20] Jiang, L., Usmani, A. (2018). [Computational performance of beam-column elements in modelling structural members subjected to localised fire](#). *Engineering Structures*, 156:490–502.
- [21] Iu, C. K. (2016). [Nonlinear fire analysis of steel structure using equivalent thermal load procedure for thermal geometrical change](#). *Fire Safety Journal*, 86:106–119.
- [22] Rubert, A., Schaumann, P. (1986). [Structural steel and plane frame assemblies under fire action](#). *Fire Safety Journal*, 10(3):173–184.
- [23] Chen, W. F., Lui, E. M. (1987). Structural stability: theory and implementation. Technical report.
- [24] Kim, S.-E., Choi, S.-H. (2001). [Practical advanced analysis for semi-rigid space frames](#). *International Journal of Solids and Structures*, 38(50-51):9111–9131.
- [25] Lui, E. M., Chen, W.-F. (1986). [Analysis and behaviour of flexibly-jointed frames](#). *Engineering Structures*, 8(2):107–118.
- [26] Standard B (2002). *Structural use of steelwork in building*. United Kingdom Sheff University.
- [27] ECCS TC (1983). *European recommendations for the fire safety of steel structures*. Fire Saf Steel Struct.
- [28] CEN D. ENV-1993-1-2 (1995). *Eurocode 3: design of steel structures Part 1.2: general rules*. Struct Fire Des.
- [29] Liew, J. Y. R., Chen, H. (2004). [Explosion and Fire Analysis of Steel Frames Using Fiber Element Approach](#). *Journal of Structural Engineering*, 130(7):991–1000.
- [30] Jiang, B., Li, G.-Q., Usmani, A. (2015). [Progressive collapse mechanisms investigation of planar steel moment frames under localized fire](#). *Journal of Constructional Steel Research*, 115:160–168.
- [31] Iu, C. K. J. (2004). *Numerical simulation for structural steel member or framed structure at elevated temperature*. Hong Kong Polytechnic University (Hong Kong).
- [32] Saab, H. A., Nethercot, D. A. (1991). [Modelling steel frame behaviour under fire conditions](#). *Engineering Structures*, 13(4):371–382.
- [33] Hilmy, S. I. (1984). *Adaptive nonlinear dynamic analysis of three-dimensional steel framed structures with interactive computer graphics*. Cornell University.