

Implementação numérica do comportamento de estruturas de aço sob ação dos efeitos térmicos

Natan Sian das Neves^{1*}, Rodrigo Silveira Camargo² e Macksuel Soares de Azevedo³

¹ PEC/COPPE, Programa de Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio de Janeiro, natan.neves@coppe.ufrj.br

² Professor Doutor do Programa de Pós-graduação de Engenharia Civil, Universidade Federal do Espírito Santo, rodrigo_camargo2000@yahoo.com

³ Professor Doutor do Programa de Pós-graduação de Engenharia Civil, Universidade Federal do Espírito Santo, macksuel.azevedo@gmail.com

Numerical implementation of the behavior of steel structures under action of thermal effects

Resumo

Este artigo concentra-se na análise numérica do comportamento dos elementos estruturais constituídos de aço sob efeitos da variação de temperatura. Para tanto, realiza-se implementações computacionais em ambiente MATLAB®, fundamentadas nos procedimentos numéricos de elementos finitos para elementos unidimensionais e bidimensionais. A avaliação do desempenho térmico e mecânico das estruturas estudadas é realizada pelo código desenvolvido, denominado de NASEN, utilizando o módulo específico de análise termoestrutural. Desta forma, são analisados os problemas descritos pelos modelos lineares com base nas teorias de elementos unidimensionais, de placa e da elasticidade, bem como os modelos não lineares associados ao comportamento de estruturas de aço sob elevadas temperaturas. Para aferição dos resultados numéricos obtidos são utilizadas soluções analíticas, simulações computacionais ou medições experimentais disponíveis nas literaturas técnicas. Em síntese, o programa desenvolvido mostra-se capaz que simular o comportamento físico dos problemas analisados, apresentando boa precisão nos resultados.

Palavras-chave: método dos elementos finitos, código computacional, estruturas de aço, efeitos térmicos.

Abstract

This article aims at the numerical analysis of the behavior of structural steel elements under the effects of temperature variation. For this, computational implementations are carried out in MATLAB® environment, based on finite element numerical procedures for unidimensional and bidimensional elements. The evaluation of the thermal and mechanical performance of the studied structures is performed by the developed code, called NASEN, using the specific module of thermo-structural analysis. Thus, the problems described by linear models are analyzed based on theories of unidimensional elements, plate, and elasticity, as well as the nonlinear models associated with the behavior of steel structures under high temperatures. To evaluate the numerical results obtained, analytical solutions, computer simulations, or experimental measurements available in the literature are used. In summary, the developed program is capable of simulating the physical behavior of the analyzed problems, presenting good precision in the results.

Keywords: finite element method, computational code, steel structures, thermal effects.

* autor correspondente

1 Introdução

Os elementos estruturais de aço são frequentemente utilizados em sistemas estruturais como mecanismos de suporte de carga, onde devem assegurar os requisitos mínimos de segurança e capacidade resistente estabelecidos em projeto. Esses elementos, ao longo da sua vida útil, podem ser expostos a diferentes ações e condições adversas, resultando em comportamentos e efeitos físicos inesperados na concepção e análise do sistema estrutural. Dentre as ações de interesse da engenharia estrutural, destaca-se os efeitos da variação de temperatura, presentes em diversas aplicações, como na análise de estruturas em condição de incêndio, juntas de dilatação, projetos mecânicos de turbinas e motores a reação, processos industriais para tratamentos térmicos de peças, dentre outros.

Neste contexto, o aço quando exposto a elevados gradientes térmicos apresenta reduções em relação à resistência e à rigidez, associado a uma alta condutividade térmica. Essas características desse material resultam em comportamentos físicos complexos e altamente não lineares. Desta forma, o desenvolvimento de programas computacionais é uma importante ferramenta da engenharia para compreender adequadamente o comportamento desses elementos submetidos aos gradientes térmicos. No Brasil, pode-se citar algumas pesquisas científicas com objetivo do desenvolvimento de códigos numéricos para estudar a resposta das estruturas de aço sob ação do aumento de temperatura, conforme pode ser visto em Landesmann *et al.* (2005), Caldas *et al.* (2014), Rigobello *et al.* (2014), Pierin *et al.* (2015) e Barros *et al.* (2018).

Assim, as avaliações numéricas do comportamento das estruturas de aço são realizadas pelos módulos computacionais específicos de análise termomecânica do programa denominado NASEN (*Numerical Analysis System for Engineering*). As estruturas com comportamentos lineares estudadas são simuladas com módulo NASEN/TSA (*Thermal-Structural Analysis*), enquanto os elementos de aço em condição de incêndio, que apresentam comportamento não linear, utilizam o módulo NASEN/TSA-FIRE (NEVES *et al.*, 2019; NEVES, 2019, 2020).

2 Teoria física e procedimentos numéricos da condução de calor

A condução de calor bidimensional não linear em meio sólido em regime transiente é governada por uma equação diferencial parcial, conforme representado a seguir na Equação (1).

$$k(T) \left[\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right] + Q - \rho(T) C_p(T) \frac{\partial T}{\partial t} = 0 \quad (1)$$

Onde, T é a temperatura, Q é a fonte de calor, C_p é o calor específico, r é a massa específica e k é a condutividade térmica do material isotrópico. Se o operador diferencial temporal for nulo, tem-se uma equação em regime estacionário. A temperatura no instante inicial é conhecida e igual a T_0 e o fluxo de calor normal é escrito conforme Equação 2.

$$-k \frac{\partial T}{\partial \mathbf{n}} = \bar{q} + h_{ef}(T - T_f) \quad (2)$$

Em que h_{ef} é um coeficiente de transferência de calor combinado de convecção-radiação e T_f é a temperatura do fluido, sendo, que na área de segurança contra incêndio, é definida como sendo a temperatura dos gases quentes do ambiente incendiado. Usualmente, utiliza-se na modelagem do incêndio a curva de incêndio-padrão ISO 834 (1999). A solução da equação de governo da difusão de calor é direcionada pelos procedimentos numéricos de elementos finitos de Galerkin (NEVES *et al.*, 2020). Realizando a discretização do espaço, chega-se na Equação (3).

$$[\mathbf{C}_T] \frac{\partial}{\partial t} \{\mathbf{T}\} + [\mathbf{K}_{t,T}] \{\mathbf{T}\} = \{\mathbf{F}_{t,T}\} \quad (3)$$

Onde, \mathbf{T} é o vetor de temperatura nodais e \mathbf{C}_T é a matriz de capacidade térmica. Além disso, $\mathbf{K}_{t,T}$ é a matriz de capacitância total e $\mathbf{F}_{t,T}$ é o vetor de forças térmicas, onde ambos são dados a seguir na Equação (4):

$$[\mathbf{K}_{t,T}] = [\mathbf{K}_T^e] + [\mathbf{H}_t] + [\mathbf{R}_{t,T}] \quad \{\mathbf{F}_{t,T}\} = \{\mathbf{f}_Q\} + \{\mathbf{f}_{\bar{q}}\} + \{\mathbf{h}_t\} + \{\mathbf{r}_{t,T}\} \quad (4)$$

Nota-se que a matriz de capacitância total contempla a combinação dos efeitos da condução (\mathbf{K}_T^e), da convecção (\mathbf{H}_t) e da radiação ($\mathbf{R}_{t,T}$), enquanto, o vetor de termos

independentes computa as ações da geração interna de calor (\mathbf{f}_Q), dos fluxos prescritos (\mathbf{f}_q), dos fluxos de calor combinado de convecção (\mathbf{h}_t) e de radiação ($\mathbf{r}_{t,T}$), respectivamente. Por fim, a discretização temporal é realizada com base nas aproximações de diferenças finitas, resultando na temperatura em cada instante de tempo, conforme Equação (5).

$$\left(\frac{[\mathbf{C}_T]}{\Delta t} + \Phi [\mathbf{K}_{t,T}] \right) \{\mathbf{T}\}_{n+1} = \left(\frac{[\mathbf{C}_T]}{\Delta t} - (1-\Phi) [\mathbf{K}_{t,T}] \right) \{\mathbf{T}\}_n + (1-\Phi) \{\mathbf{F}_{t,T}\}_n + \Phi \{\mathbf{F}_{t,T}\}_{n+1} \quad (5)$$

Na Equação (5), o termo Δt é o passo de tempo e β é o parâmetro associado ao esquema de discretização no tempo, variando entre 0 a 1.

3 Aspectos matemáticos-numéricos dos modelos estruturais

Nesta seção são apresentadas as principais sentenças matemáticas e características dos modelos estruturais sob ação dos efeitos térmicos, considerando comportamentos lineares e não lineares.

3.1 Comportamento linear de estruturas sujeitas à variação de temperatura

A análise linear de estruturas é usualmente utilizada em investigações iniciais de problemas físicos, caracterizado pela hipótese de pequenos deslocamentos e, comportamento elástico-linear do material (MARTHA, 2018). Sendo assim, a solução fundamento de elementos finitos é dado pela Equação (6).

$$[\mathbf{K}] \{\Delta\} = \{\mathbf{F}_\Gamma\} + \{\mathbf{F}_\Omega\} + \{\mathbf{F}_{th}\} \quad (6)$$

Onde, \mathbf{F}_Γ , \mathbf{F}_Ω e \mathbf{F}_{th} são, respectivamente, o vetor de forças de contorno, de domínio e dos efeitos de origem térmica, e Δ é o vetor de deslocamentos nodais. Além disso, \mathbf{K} é a matriz de rigidez da estrutura, conforme Equação (7).

$$[\mathbf{K}] = \int_{\Omega} \mathbf{B}^T \mathbf{D} \mathbf{B} d\Omega \quad (7)$$

Na Equação (7), o termo \mathbf{B} é denominado como matriz cinemática, que contém as derivadas obtidas com base na relação deformação-deslocamento e \mathbf{D} é a matriz elástica em função de parâmetros geométricos e do material. O módulo computacional específico para análise termomecânica, NASEN/TSA, contempla análises de estruturas

planas de elementos unidimensionais (viga, treliça e pórtico), de placas e da elasticidade sob ação de cargas externas e os efeitos da variação de temperatura. Na Tabela 1, são apresentados as principais sentenças matemáticas e os componentes da matriz de rigidez de cada modelo estrutural.

Tabela 1 – Características e matrizes gerais dos modelos estruturais.

| Elemento | Equação de Governo | Matriz Cinemática | Matriz Elástica |
|--|--|--|---|
| Treliça <i>Teoria de barra axial</i> | $\frac{d}{dx} \left(EA \frac{du}{dx} \right) + \dots$ $+ \frac{d}{dx} (EA\alpha\Delta T_{CG}) = f_x$ | $\mathbf{B}_{treliça} = \left[\frac{\partial \mathbf{N}_{u,v}}{\partial x} \right]$ | $\mathbf{D}_{treliça} = EA$ |
| Viga <i>Teoria de Euler</i> | $\frac{d^2}{dx^2} \left(EI \frac{d^2 w}{dx^2} \right) + \dots$ $+ \frac{d^2}{dx^2} \left(\int_y E\alpha T_y b dy \right) = p_y$ | $\mathbf{B}_{viga}^{Euler} = \left[\frac{\partial^2 \mathbf{N}_{w,\theta}}{\partial x^2} \right]$ | $\mathbf{D}_{viga}^{Euler} = EI$ |
| Viga <i>Teoria de Timoshenko</i> | $\frac{\partial}{\partial x} \left[G\kappa A \left(\frac{dw}{dx} - \theta \right) \right] = -p_y$ $G\kappa A \left(\frac{dw}{dx} - \theta \right) + \dots$ $+ \frac{\partial}{\partial x} \left[EI \frac{d\theta}{dx} + \int_y E\alpha T_y b dy \right] = 0$ | $\mathbf{B}_{viga}^{Timo} = \left[\begin{array}{c} \frac{\partial \mathbf{N}_\theta}{\partial x} + \dots \\ \frac{\partial \mathbf{N}_w}{\partial x} - \mathbf{N}_\theta \end{array} \right]$ | $\mathbf{D}_{viga}^{Timo} = EI + G\kappa A$ |
| Placa <i>Teoria de Kirchhoff</i> | $\nabla^2 (\nabla^2 D_0 w) + \dots$ $+ \nabla^2 \left(\frac{E\alpha}{1-\nu} \int_z \Delta T_z dz \right) = p_z$ $D_0 = Eh^3/12(1-\nu^2)$ | $\mathbf{B}_{placa} = \left[\begin{array}{c} \frac{\partial^2 \mathbf{N}_{w,\theta_x,\theta_y}}{\partial x^2} \\ \frac{\partial^2 \mathbf{N}_{w,\theta_x,\theta_y}}{\partial y^2} \\ 2 \frac{\partial^2 \mathbf{N}_{w,\theta_x,\theta_y}}{\partial x \partial y} \end{array} \right]$ | $\mathbf{D}_{placa} = (t^3/12)\mathbf{D}$ $\mathbf{D} = \mathbf{D}_{stress}$ |
| Elasticidade <i>Teoria da Elasticidade plana elástica-linear</i> | $\nabla_s^T \boldsymbol{\sigma} + \mathbf{b} = 0$ $\boldsymbol{\varepsilon} = \nabla_s \mathbf{u}$ $\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{D}(\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}_{th})$ | $\mathbf{B}_{el} = \left[\begin{array}{cc} \frac{\partial \mathbf{N}_{u,v}}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial \mathbf{N}_{u,v}}{\partial y} \\ \frac{\partial \mathbf{N}_{u,v}}{\partial y} & \frac{\partial \mathbf{N}_{u,v}}{\partial x} \end{array} \right]$ | $\mathbf{D}_{stress} = \frac{E[\mathbf{M}_{EPT}]}{1-\nu^2}$ $\mathbf{D}_{strain} = \frac{E[\mathbf{M}_{EPD}]}{(1+\nu)(1-2\nu)}$ |

* \mathbf{M}_{EPT} e \mathbf{M}_{EPD} são, respectivamente, as matrizes (3x3) do estado plano de tensão e de deformação.

3.2 Comportamento não linear de estruturas sob altas temperaturas

O módulo específico, NASEN/TSA-FIRE, enquadra-se no contexto da análise de estruturas em condição de incêndio. As principais características desse módulo é a consideração da não linearidade geométrica, da não linearidade do material, dos efeitos dos gradientes térmicos e das propriedades equivalentes em função da temperatura.

A solução é direcionada pelo acoplamento unidirecional de processos numéricos, ou seja, avalia-se a evolução da temperatura ao nível da seção transversal e, em seguida, computa-se os deslocamentos nodais da estrutura em cada passo de tempo (CALDAS, 2008; MAXIMIANO, 2018).

A discretização da seção transversal tem como base os elementos finitos bidimensionais, enquanto, o sistema mecânico é dividido em segmentos de barras definidos por elementos do tipo viga-coluna com três graus de liberdade (3 GL) por nó (duas translações e uma rotação). A equação de rigidez incremental elementar é dada pela Equação 8.

$$\{d\mathbf{f}^e\} = [\mathbf{K}_l + \mathbf{K}_g] \{d\mathbf{u}^e\} \quad (8)$$

Na Equação (8), $d\mathbf{f}^e$ e $d\mathbf{u}^e$ são, respectivamente, os vetores incrementais de força e deslocamento e, \mathbf{K}_l é a matriz de rigidez elástica-linear e \mathbf{K}_g é denominada de matriz geométrica, sendo desprezado o efeito do acoplamento entre a ação de flexão e axial. Para os elementos expostos ao fogo, a resistência e a rigidez dos elementos são reduzidas com aumento de temperatura, seguindo as prescrições do EN 1993-1-2 (2005). As rigidezes equivalentes axial e flexional são computadas pelas integrais ao nível da seção transversal, conforme posto na Equação (9).

$$\overline{EA} = \int_A E_\theta dA \quad \overline{EI} = \int_A E_\theta y^2 dA \quad (9)$$

Além disso, os procedimentos numéricos adotados para o tratamento dos efeitos térmicos na estrutura, parte do princípio de que o elemento viga-coluna seja totalmente restringido em ambas as extremidades, definindo as forças nodais equivalentes atuantes nos nós do elemento (LANDESMANN *et al.*, 2005), conforme Figura 1.

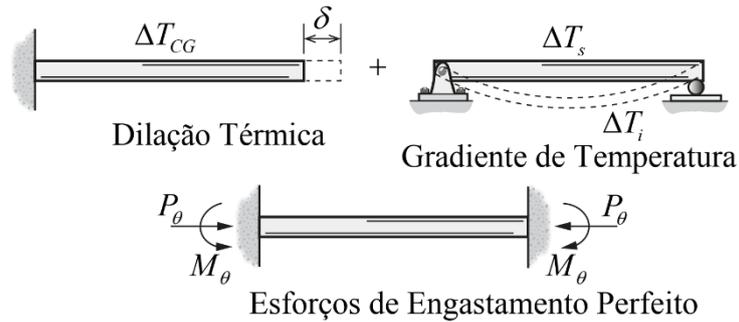


Figura 1 – Forças de engastamento perfeito de origem térmico.

O vetor de engastamento perfeito, \mathbf{f}_{th} , é composto pelas contribuições resultantes dos efeitos da expansão térmica e de curvatura devida ao gradiente de temperatura da seção transversal, conforme mostra a Equação (10).

$$P_{\theta} = \int_A \varepsilon_{th} E_{\theta} dA \quad M_{\theta} = \int_A \varepsilon_{th} E_{\theta} y dA \quad (10)$$

Onde ε_{th} representa o alongamento térmico do material em função da temperatura, sendo determinado conforme as recomendações da EN 1991-1-2 (2004). Ao fim, o vetor térmico é adicionado ao vetor de forças do sistema estrutural. Na Figura 2, apresenta-se um esquema geral dos procedimentos numéricos implementados.

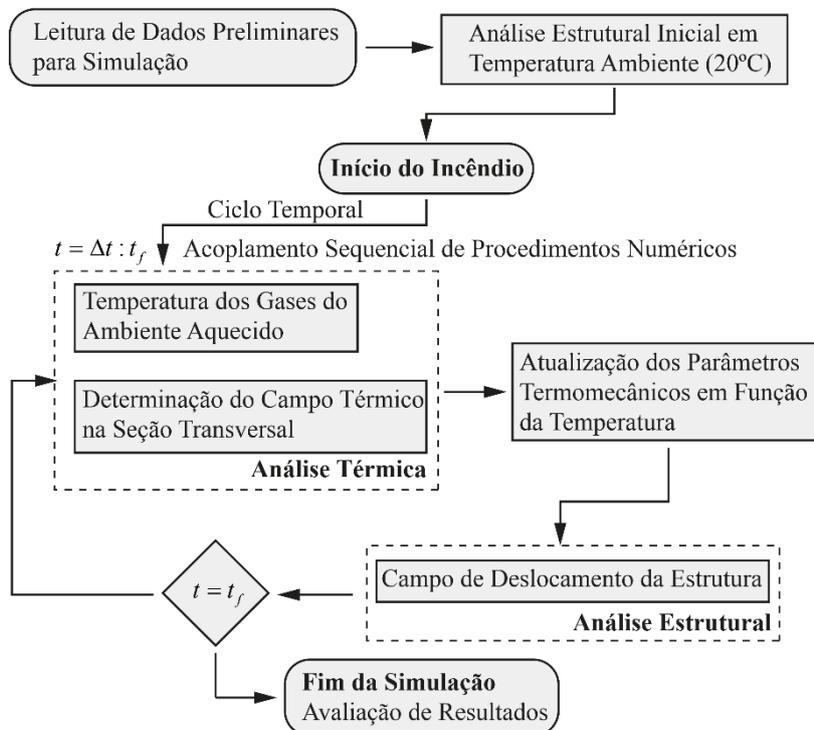


Figura 2 – Processo geral de solução do problema não-linear termomecânico de estruturas de aço em situação de incêndio.

De forma geral, nos procedimentos adotados, nota-se que o programa é iniciado com uma análise não linear preliminar em relação à estrutura indeformada sujeita apenas as solicitações externas em temperatura ambiente. Na ocorrência do incêndio, para cada intervalo de tempo, determina-se, o campo de temperatura obtido pelos métodos computacionais avançados de cálculo com base no MEF, atualiza-se as forças equivalentes associadas à rigidez e à resistência, e as propriedades termofísicas dos materiais em função da variação de temperatura. Por fim, é realizada a execução da análise mecânica do sistema estrutural.

4 Exemplos numéricos de aplicação

A experimentação numérica é direcionada por cinco casos testes destinados ao comportamento térmico e mecânico de elementos estruturais submetidos as ações provenientes dos efeitos da variação de temperatura. Analisa-se estruturas com comportamentos lineares descritos pelas teorias de elementos unifilares, de placa e da elasticidade, bem como comportamentos não-lineares caracterizados pelo acoplamento unidirecional. Em cada sistema de solução existe um processo iterativo para a convergência da resposta.

4.1 Viga apoiada com balanço sujeita carga térmica transiente

Considere uma viga isostática com um balanço na extremidade direita sob ação de uma carga uniformemente distribuída e a presença de uma carga de origem térmica, ambas atuando em todo o comprimento da viga, conforme apresentado na Figura 3.

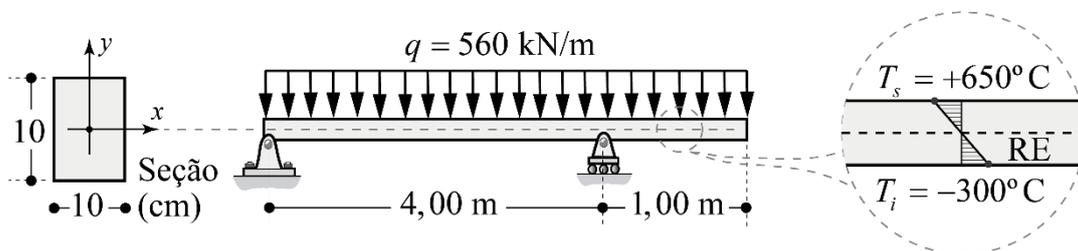


Figura 3 – Dimensões e características da viga apoiada com balanço sob ação da carga distribuída e sob ação da carga térmica linear variando ao longo do tempo.

Em termos de dados de entrada, adota-se módulo de elasticidade longitudinal de 200 GPa, coeficiente de dilatação térmica igual a $0,00001^{\circ}\text{C}^{-1}$, área e momento de inércia da

seção transversal são iguais a 100 cm^2 e a $833,3 \text{ cm}^4$, respectivamente, e o módulo da carga distribuída uniforme é 560 kN/m .

Nesse problema, adota-se o módulo térmico para condução de calor transiente, visando determinar o perfil de temperatura. Adota-se, na simulação numérica, massa específica igual a 7200 kg/m^3 , condutividade térmica de $35,0 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ e calor específico de $440,5 \text{ J/kg}^\circ\text{C}$. Em termos de condição de contorno, prescreve-se um potencial genérico em ambas as extremidades do domínio, ou seja, na borda inferior e superior adotam-se os valores de temperatura iguais a 650°C e -300°C , respectivamente.

Inicialmente, determina-se o campo térmico em função do tempo decorrido, conforme Figura 4. A solução parte de um incremento temporal inicial até atingir o tempo característico responsável pelo equilíbrio térmico t_e , ou seja, a solução em regime estacionário.

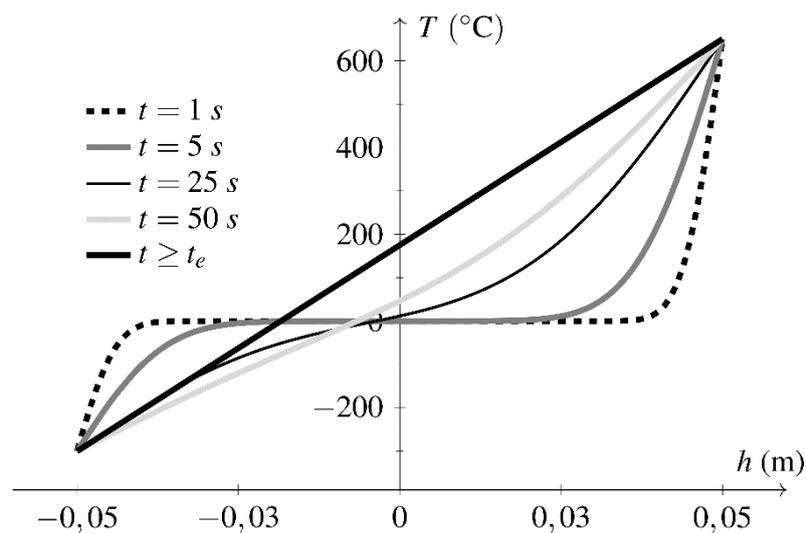


Figura 4 – Campo de térmico para viga apoiada com extremidade em balanço.

Observe que quando a solução atinge o regime estacionário, tem-se uma variação linear entre a temperatura da face inferior e da face superior da viga. Para cada instante de tempo t , associado a uma distribuição de temperatura, existe uma resposta estrutural, conforme Figura 5.

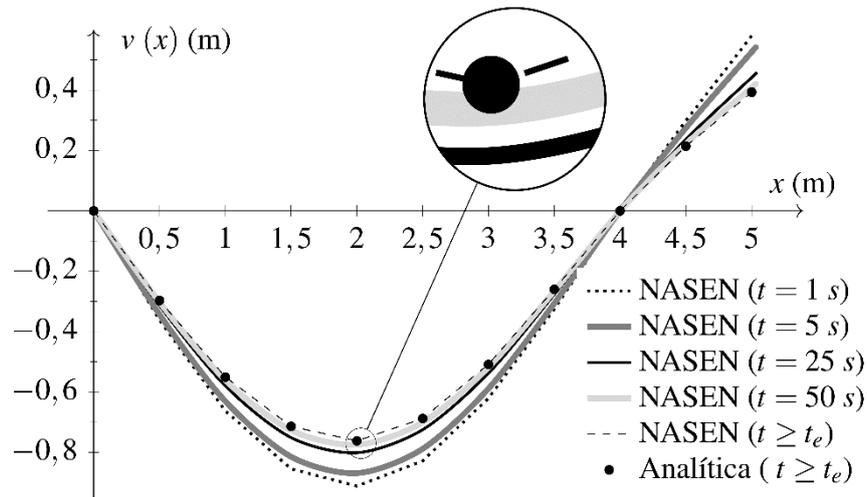


Figura 5 – Deslocamento transversal da viga apoiada com balanço para níveis temporais diferentes.

A solução analítica utilizada tem como base os métodos clássicos da análise estrutural. Na Figura 5, realiza-se uma análise limítrofe em relação ao deslocamento da estrutura. Pode-se observar, com a evolução dos níveis temporais ($t = 1,0$ s até t_e), o campo de deslocamento da viga aproxima-se da curva analítica em regime estacionário.

4.2 Placa Retangular sob efeito de variação de temperatura

O próximo exemplo corresponde a uma placa retangular delgada sujeita ao carregamento de origem térmica devido à variação de temperatura ao longo da espessura, conforme ilustra a Figura 6.

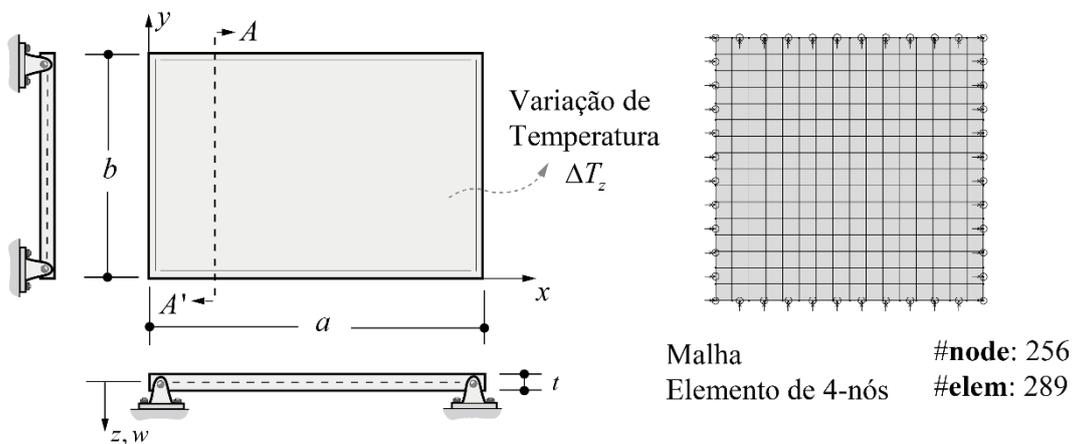


Figura 6 – Placa retangular simplesmente apoiada e característica da malha numérica.

A placa encontra-se ausente de solicitações externas, como carregamentos distribuídos, forças ou momentos concentrados atuantes na superfície. No tocante das condições de contorno do problema, considera-se que todas as fronteiras da placa são simplesmente apoiadas. Sobre as propriedades físicas e geométricas, o módulo de elasticidade assume o valor de 10^8 kPa, coeficiente de Poisson e dilatação térmica são iguais a 0,3 e a 10^{-5} /°C, respectivamente, e as dimensões da placa são consideradas unitárias e a espessura é igual a 0,1 m.

Adota-se uma variação de temperatura ΔT_z entre a borda superior e inferior igual a 20°C. Admite-se que o perfil de temperatura seja função do eixo z e respeita uma lei de potência, definida na Equação (11).

$$\Upsilon = \left(\frac{1}{2} + \frac{z}{t} \right)^n \quad (11)$$

Onde t é a espessura da placa, z é a coordenada medida a partir da superfície média da placa em $-t/2 \leq z \leq t/2$ e o índice da lei de potência (n), que deve ser maior ou igual a zero.

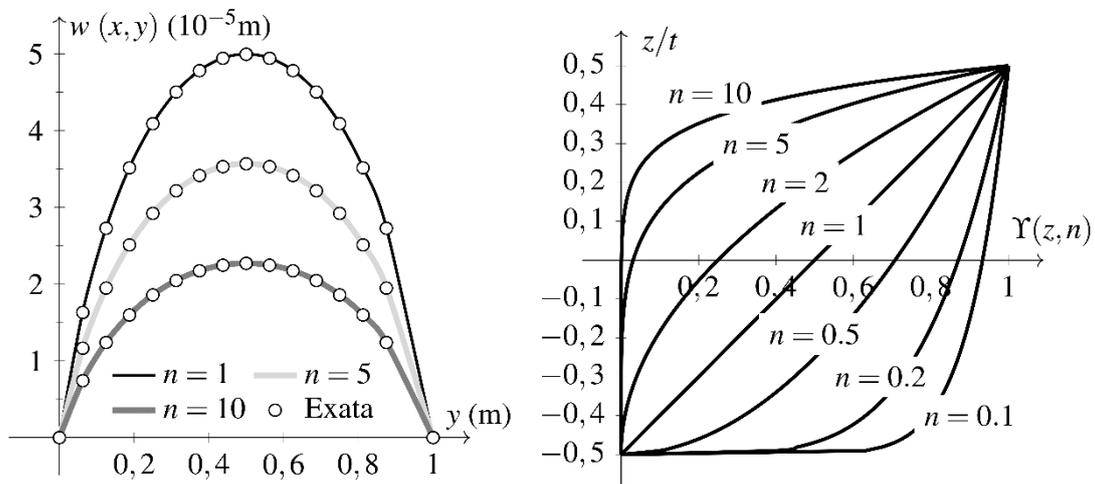


Figura 7 – Perfil de deslocamento e variação do índice da lei de potência.

A extração dos resultados é realizada no ponto de análise \bar{x} , assumindo o valor de 0,0625 m, onde busca-se computar o perfil de deslocamento. Na Figura 7, são apresentadas as curvas de deslocamentos considerando os índices da lei de potencial de 1, 5 e 10. Nota-se que os valores obtidos pelo programa NASEN apresentam uma boa

similaridade com a solução analítica, atingindo um erro percentual máximo e mínimo de aproximadamente 0,74% e 0,09%, respectivamente.

4.3 Cilindro Longo com Orifício Circular Concêntrico

Analisa-se numericamente o comportamento de um cilindro longo com orifício circular concêntrico, sujeito a um gradiente térmico e ausente de solicitações externa no contorno, sendo caracterizado pelo estado plano de deformação. O problema é reduzido a somente um quarto da seção transversal do cilindro devido à simetria da estrutura, conforme apresenta a Figura 8.

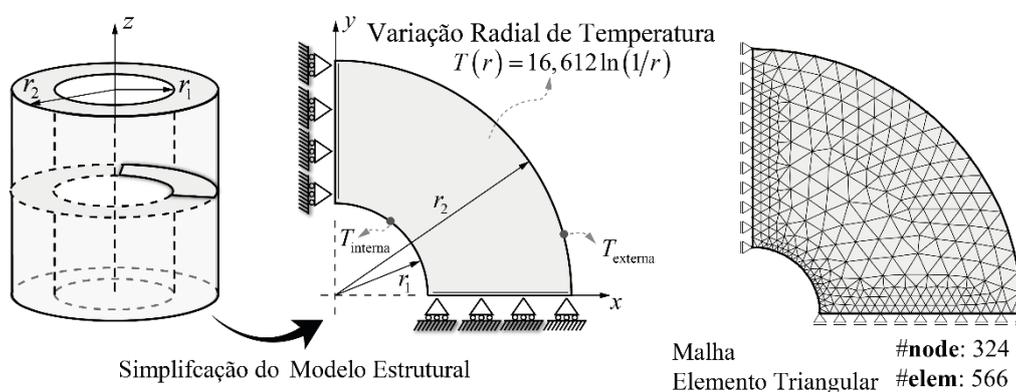


Figura 8 – Condições de contorno na seção transversal do cilindro longo e malha de elementos finitos triangulares.

Em relação aos parâmetros físicos iniciais, considera-se o módulo de elasticidade igual a 10.000 N/cm^2 , coeficiente de Poisson e dilatação térmica são adotados iguais a 0,30 e $10 \cdot 10^{-3} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$, respectivamente.

Tabela 2 – Valores de tensão radial, em N/cm^2 .

| $r \text{ (cm)}$ | Exata ₀ | NASEN ₁ | $\Delta_{01} \text{ (cm)}$ | $ \text{Er} _{01} \text{ (%)}$ | MEC ₂ | $\Delta_{02} \text{ (cm)}$ | $ \text{Er} _{02} \text{ (%)}$ |
|------------------|--------------------|--------------------|----------------------------|--------------------------------|------------------|----------------------------|--------------------------------|
| 0,30 | 0,00 | -0,94 | 0,94 | - | -40,98 | 40,98 | - |
| 0,35 | -23,36 | -22,88 | -0,48 | 2,07 | -24,77 | 1,41 | 6,04 |
| 0,40 | -34,55 | -34,45 | -0,10 | 0,28 | -37,46 | 2,91 | 8,42 |
| 0,50 | -39,86 | -39,81 | -0,05 | 0,14 | -38,33 | -1,53 | 3,84 |
| 0,60 | -35,49 | -35,28 | -0,21 | 0,60 | -34,72 | -0,77 | 2,17 |
| 0,70 | -27,62 | -27,44 | -0,18 | 0,65 | -27,01 | -0,61 | 2,21 |
| 0,80 | -18,53 | -18,40 | -0,13 | 0,69 | -17,71 | -0,82 | 4,43 |
| 0,90 | -9,19 | -9,20 | 0,01 | 0,13 | -8,55 | -0,64 | 6,96 |
| 0,95 | -4,56 | -4,71 | 0,15 | 3,39 | -1,69 | -2,87 | 62,94 |
| 1,00 | 0,00 | -0,07 | 0,07 | - | -0,30 | 0,30 | - |

Admite-se um gradiente térmico logarítmico, assumindo que as temperaturas na borda interna e externa do cilindro são mantidas constante e iguais 20°C e 0°C, respectivamente.

A validação dos resultados obtidos pelo programa NASEN são realizadas pela comparação com a solução analítica do problema e com o método dos elementos de contorno (MEC), ambos os dados numéricos encontrados em Ribeiro (1991).

Na Tabela 2 podem ser vistos os valores da tensão radial no cilindro, as diferenças (Δ) entre as soluções numéricas (NASEN e MEC) e a solução exata do problema, e o erro relativo percentual previsto (Er). Pode-se notar que o programa NASEN apresenta boa concordância dos resultados com baixas diferenças, entre os valores, quando comparado com a solução analítica, tendo a maior divergência na extremidade do raio interno. Em relação aos resultados do MEC, o programa apresenta um melhor comportamento, verificando a maior divergência nos resultados na superfície interna do cilindro oco.

Tabela 3 – Valores de tensão circunferencial, em N/cm².

| r (cm) | Exata ₀ | NASEN ₁ | Δ_{01} (cm) | $ Er _{01}$ (%) | MEC ₂ | Δ_{02} (cm) | $ Er _{02}$ (%) |
|----------|--------------------|--------------------|--------------------|-----------------|------------------|--------------------|-----------------|
| 0,30 | -195,32 | -192,03 | -3,29 | 1,69 | -205,32 | 10,00 | 5,12 |
| 0,35 | -135,38 | -135,29 | -0,09 | 0,07 | -130,43 | -4,95 | 3,66 |
| 0,40 | -92,50 | -92,56 | 0,06 | 0,07 | -87,67 | -4,83 | 5,22 |
| 0,50 | -34,23 | -33,91 | -0,32 | 0,94 | -32,58 | -1,65 | 4,82 |
| 0,60 | 4,67 | 4,73 | -0,06 | 1,32 | 5,91 | -1,24 | 26,55 |
| 0,70 | 33,37 | 33,46 | -0,09 | 0,26 | 34,17 | -0,80 | 2,40 |
| 0,80 | 55,97 | 56,08 | -0,11 | 0,20 | 56,71 | -0,74 | 1,32 |
| 0,90 | 74,58 | 74,61 | -0,03 | 0,04 | 74,53 | 0,05 | 0,07 |
| 0,95 | 82,78 | 82,49 | 0,29 | 0,36 | 83,91 | -1,13 | 1,37 |
| 1,00 | 90,40 | 89,41 | 0,99 | 1,09 | 82,93 | 7,47 | 8,26 |

A tensão circunferencial, apresentada na Tabela 3, exibe maiores diferenças próxima ao raio interno para ambos os métodos. Contudo, pode-se observar, em modo geral, um comportamento consistente do programa NASEN, com valores próximos aos encontrados com a solução analítica.

4.4 Viga de aço isolada em condição de incêndio

Considere uma viga de aço, constituída pelo perfil IPE 360, submetida à ação do incêndio padrão ISO 834 (1999), e com momentos aplicados em ambas as extremidades em

função do momento de plastificação do perfil, conforme Figura 9. Considera-se que o incêndio está atuando somente em três faces do perfil, ou seja, supõe-se que existe uma laje apoiada na mesa superior do perfil atuando como anteparo adiabático, sendo uma configuração usual em edificações.

A viga possui 5 m de vão e um módulo de elasticidade de 20500 kN/cm². Em relação as condições de contorno, a viga é simplesmente apoiada, sendo que na extremidade direita da estrutura não apresenta restrição de movimento na direção longitudinal.

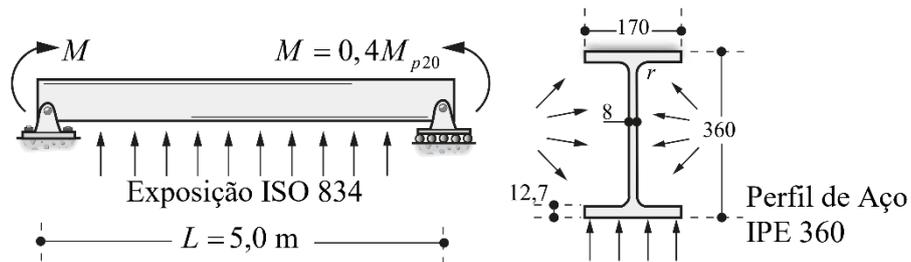


Figura 9 – Dimensões e características do modelo de viga isolada aço, com momentos aplicados nas extremidades, em condição de incêndio.

Para comparação dos resultados estruturais, utilizam-se os dados provenientes das simulações numéricas encontrados em Landesmann (2003), aplicando o programa PNL-F (Pórtico Não-Linear sob Fogo), em Caldas, Fakury e Sousa Jr. (2014), em Ribeiro (2009), aplicando o programa THERSYS, bem como os resultados disponíveis na literatura do programa SAFIR.

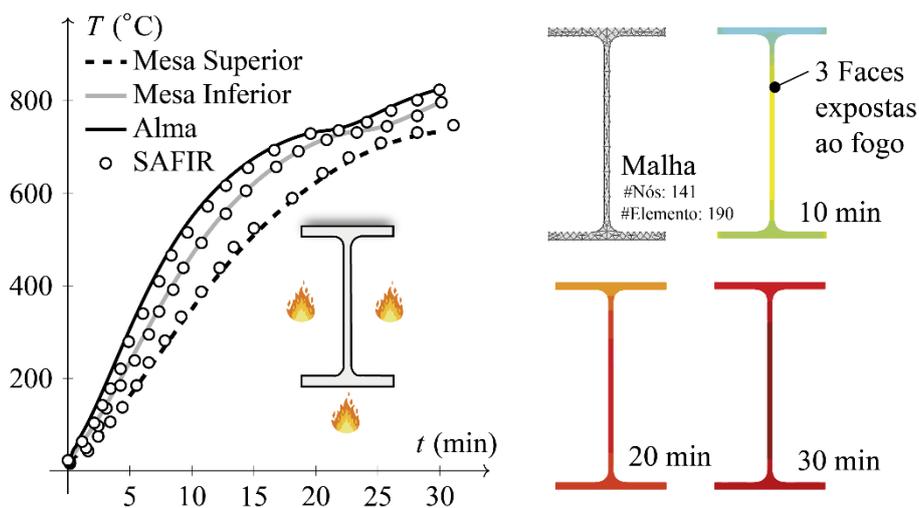


Figura 10 – Curva temperatura-tempo e campo térmico bidimensional para 10, 20 e 30 min de exposição ao fogo.

Para discretização do modelo térmico e estrutural, considera-se 161 nós e 230 elementos para malha da seção transversal e 10 elementos unidimensionais de barra. Além disso, os momentos fletores aplicados nos apoios apresentam módulo igual a 40% do momento de plastificação do perfil. A Figura 10 apresenta a evolução de temperatura no perfil de aço, onde nota-se que, por conta da condição térmica assimétrica, a temperatura na mesa superior é menor. Além disso, os resultados obtidos com programa NASEN apresentam um comportamento qualitativo semelhante aos resultados obtidos com o programa SAFIR.

Em relação ao comportamento mecânico do elemento exposto ao fogo, a Figura 11 apresenta os deslocamentos verticais máximos, medidos no meio do vão da viga, em função do tempo de exposição ao incêndio, obtidos pelo programa NASEN e comparados com resultados da literatura.

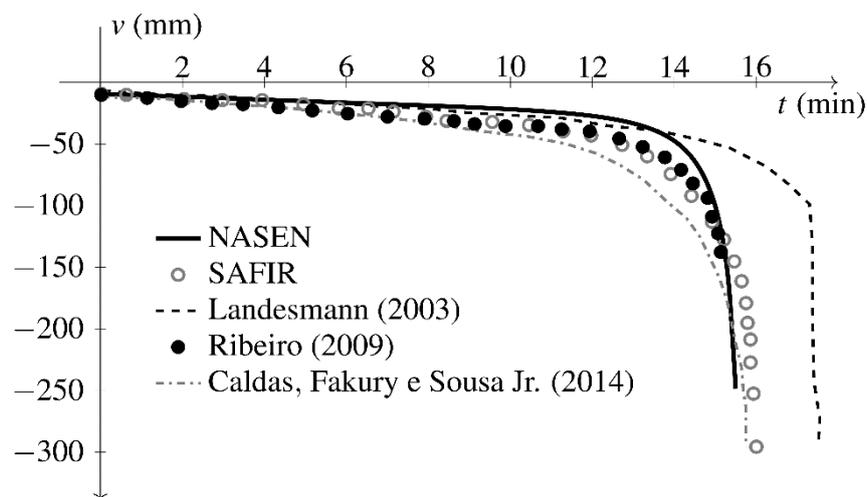


Figura 11 – Comparação de resultados obtidos para deslocamento vertical, no meio vão da viga de aço, com momentos concentrados aplicados nas extremidades, em condição de incêndio.

Em síntese, pode-se observar que a resposta é próxima em relação as curvas de referências, a menos da solução obtido por Landesmann (2003), que após aproximadamente 14 min, os resultados apresentam uma divergência no comportamento.

4.5 Estrutura aperticada simples de aço sob ação do fogo

Avalia-se nesta seção, por meio de análise numérica, o comportamento termomecânico de uma estrutura aperticada simples de aço em situação de incêndio. O sistema estrutural analisado tem como base a série de testes experimentais para pórticos de aço, realizados por Rubert e Schaumann (1986). Dentre as configurações estudadas pelos autores, analisa-se o pórtico L, conforme Figura 12.

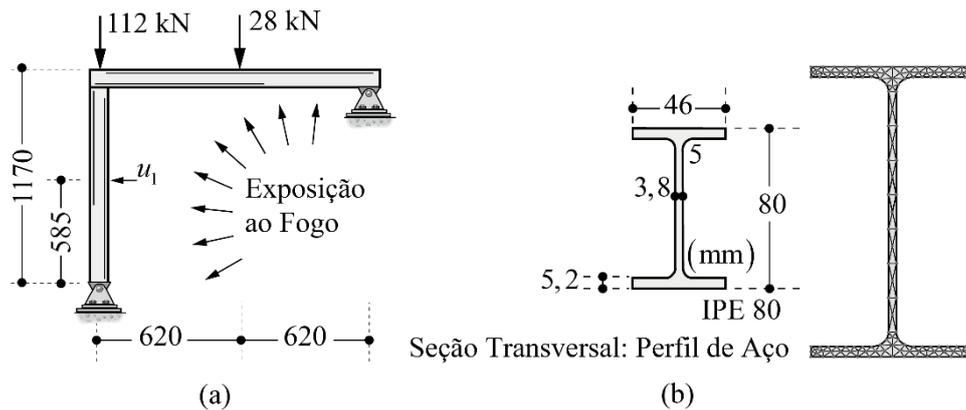


Figura 12 – Modelo de pórtico L exposto ao fogo: (a) Dimensões (mm) e cargas externas; (b) seção transversal e malha de elementos finitos do perfil I de aço IPE 80.

Na presente pesquisa, a avaliação de performance dos resultados é realizada em comparação aos dados experimentais de Rubert e Schaumann (1986), bem como os resultados numéricos apresentados em Rigobello (2011) e Maximiano (2018), onde aplicaram para análise, os programas SYSAF e CS-ASA/FSA, respectivamente.

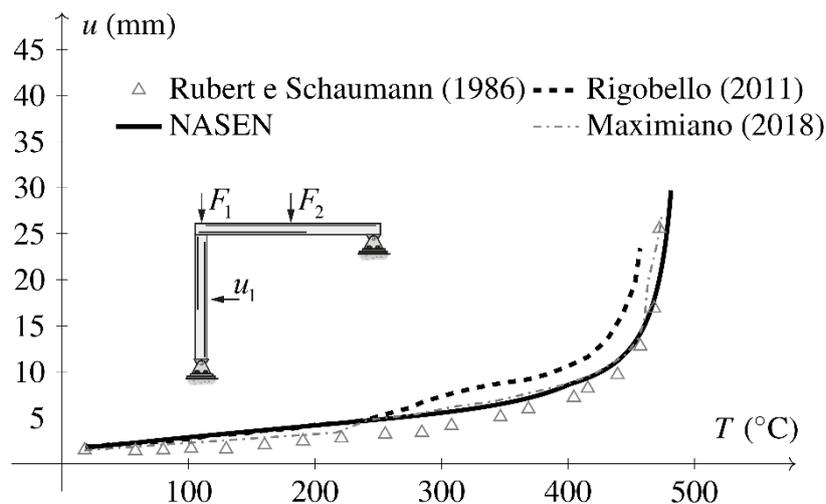


Figura 13 – Deslocamento horizontal (u_1) medido no meio vão do pilar contido no pórtico L em situação de incêndio.

As seções transversais das barras do pórtico L são iguais, formadas pelo perfil de aço IPE 80, sendo o módulo de elasticidade adotado é igual a 210 GPa. O pórtico foi previamente carregado e, depois submetido a um aquecimento à taxa constante até o colapso. A seção transversal é discretizada em 242 elementos do tipo triangulares lineares de três nós, enquanto, o modelo estrutural é dividido em 12 elementos unidimensionais de viga-coluna.

Na Figura 13 tem-se a evolução do deslocamento horizontal, avaliado no meio vão do pilar contido no pórtico L, denominado u_1 . Os resultados obtidos mostram-se coerentes com os dados experimentais, atingido os valores limites antes de 500°C. A temperatura de colapso do pórtico de aço em condição de incêndio, medida numericamente, é aproximadamente de 478°C.

5 Considerações finais

Este artigo teve como objetivo apresentar os códigos computacionais, desenvolvidos em ambiente MATLAB®, para a análise linear de estruturas sob ação da variação de temperatura e, para a análise não linear de elementos de aço em situação de incêndio. Os procedimentos numéricos de solução dos modelos estruturais são fundamentados nas aproximações e conceitos do método de elementos finitos.

A validação e a investigação da performance dos programas são aferidas com base nas soluções analíticas, numéricas ou dados experimentais de ensaio disponíveis na literatura. Sendo assim, a partir dos resultados e testes realizados, pode-se concluir que os módulos computacionais desenvolvidos foram capazes de simular adequadamente o comportamento físico dos casos propostos, apresentando níveis satisfatórios de precisão nos resultados em comparação com as soluções de referência.

Em pesquisas futuras, pretende-se realizar aprimoramentos dos módulos computacionais, a fim de contemplar diferentes comportamentos e efeitos físicos de importância para engenharia, como os efeitos das ligações semirrígidas, das tensões residuais, da formação de rótulas plásticas nos elementos de aço e a expansão da formulação de elementos finitos aos modelos tridimensionais de aço expostos ao fogo.

6 Referências bibliográficas

BARROS, R. C., PIRES, D., SILVEIRA, R. A., LEMES, Í. J., ROCHA, P. A. **Advanced inelastic analysis of steel structures at elevated temperatures by SCM/RPHM coupling.** Journal of Constructional Steel Research, 145, 368-385, 2018.

CALDAS, R. B. **Análise numérica de estruturas de aço, concreto e mistas em situação de incêndio.** Tese de Doutorado. Universidade Federal de Minas Gerais, 2008.

CALDAS, R. B.; FAKURY, R. H; SOUSA JR, J. B. M. **Finite element implementation for the analysis of 3D steel and composite frames subjected to fire.** Latin American journal of solids and structures, v. 11, n. 1, p. 1-18, 2014.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **EN 1993-1-2.** Eurocode 3: Design of steel structures - part 1-2: General rules - structural fire design. Brussels: CEN, 2005.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. **ISO 834:** Fire-resistance tests: elements of building construction - part 1.1: general requirements for fire resistance testing. Geneva, 1999. 25 p. (Revision of first edition ISO 834:1975).

LANDESMANN, A. **Modelo não-linear inelástico para análise de estruturas metálicas apertadas em condições de incêndio.** Tese (Doutorado), COPPE/UFRJ, 2003.

LANDESMANN, A.; BATISTA, E. M.; ALVES, J. L. D. **Implementation of advanced analysis method for steel-framed structures under fire conditions.** Fire safety journal, v. 40, n. 4, p. 339-366, 2005.

MARTHA, L. F. **Análise matricial de estruturas com orientação a objetos.** Elsevier Brasil, 2018.

MAXIMIANO, D. P. **Análise numérica avançada de estruturas de aço e de concreto armado em situação de incêndio.** Universidade Federal de Ouro Preto, 2018.

NEVES, N. S. **Modelo computacional avançado para análise de estruturas sob ação de gradientes térmicos.** Dissertação (Mestrado). Universidade Federal do Espírito Santo, Vitória, 2019.

NEVES, N. S.; AZEVEDO, M. S.; CAMARGO R. S.; PINHEIRO, V. P. **Análise térmica bidimensional de perfil de aço sujeita a elevadas temperaturas.** In: **Anais do X Encontro Científico de Física Aplicada**, p. 71-73, São Paulo: Blucher, 2019.

NEVES, N. S. **Application of the finite element method for two-dimensional thermal analysis of steel-concrete composite structures in fire.** In: **18th Brazilian Congress of Thermal Sciences and Engineering – ENCIT**, p. 01 – 06, 2020.

NEVES, N. S.; AZEVEDO, M. S.; BARCELOS FILHO, C. B.; SILVA, V. P.; PIERIN, I. **Estudo térmico de pilares mistos de aço e concreto de seção circular em situação de incêndio.** Revista da Estrutura de Aço, v. 9, p. 122-140, 2020.

PIERIN, I.; SILVA, V. P.; ROVERE, H. L. La. **Análise térmica de estruturas bidimensionais em situação de incêndio.** Rev. IBRACON Estrut. Mater., São Paulo, v. 8, n. 1, p. 25-36, 2015.

RIBEIRO, H. L. **Análise de estruturas com carregamento térmico utilizando o método dos elementos de contorno.** Dissertação (Mestrado) — Instituto Militar de Engenharia - IME, Rio de Janeiro, 1991.

RIBEIRO, J. C. L. **Desenvolvimento e aplicação de um sistema computacional para simulação via Método dos Elementos Finitos do comportamento de estruturas de aço e mistas em situação de incêndio.** Tese (Doutorado), Universidade Federal de Minas Gerais, 2009.

RIGOBELLO, R. **Desenvolvimento e aplicação de código computacional para análise de estruturas de aço apertadas em situação de incêndio.** Tese (Doutorado). Universidade de São Paulo. 2011.

RIGOBELLO, R.; CODA, H. B.; NETO, J. M. **A 3D solid-like frame finite element applied to steel structures under high temperatures.** Finite Elements in Analysis and Design, v. 91, p. 68-83, 2014.

RUBERT, A.; SCHAUMANN, P. **Structural steel and plane frame assemblies under fire action.** Fire Safety Journal, v. 10, n. 3, p. 173-184, 1986.