

## ANÁLISE NUMÉRICA TERMOESTRUTURAL DE PILARES DE AÇO SOB EFEITO DA DISTRIBUIÇÃO NÃO UNIFORME DE TEMPERATURA

Érica F. A. Kimura<sup>a</sup>, Jorge Munaiar Neto<sup>a</sup>, Valdir P. e Silva<sup>b</sup>

<sup>a</sup>*Departamento de Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, [www.set.eesc.usp.br](http://www.set.eesc.usp.br)*

<sup>b</sup>*Departamento de Engenharia de Estruturas e Geotécnica, Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, [www.pef.usp.br](http://www.pef.usp.br)*

**Palavra-chave:** Análise termoestrutural, Incêndio, Estruturas Metálicas, Pilares.

**Resumo:** O presente trabalho trata da avaliação de pilares de aço, em contato com paredes de alvenaria, submetidos a uma situação de incêndio. Nesse contexto, propõe-se uma análise do tipo termoestrutural, cujo objetivo é estudar a interação de duas ações em conjunto: gradiente de temperatura agindo sobre o perfil — decorrente do contato com a alvenaria — e imperfeições geométricas iniciais, oriundas do processo de fabricação do elemento metálico. Neste estudo, de caráter puramente numérico e desenvolvido com auxílio do código computacional ANSYS, foram abordados casos em que ambas as ações mobilizam os eixos ortogonais de simetria da seção transversal. Foram apresentados casos de paredes em contato com a alma e paredes com mesa e alma de um pilar de perfil I, impondo imperfeição geométrica do tipo global. Por meio deste estudo, foram avaliados como tais fatores, em conjunto, influenciam no comportamento mecânico do pilar enquanto elemento estrutural, considerando o elemento estrutural submetido a diferentes valores de ação de compressão aplicada. Os campos de térmicos no perfil foram determinados segundo a curva de incêndio-padrão ISO 834 adotada pela normas brasileira e europeia de dimensionamento de estruturas em situação de incêndio. Na análise apresentada, o efeito da imperfeição geométrica fica mais evidente em resposta ao aumento da força aplicada. A ideia apresentada neste artigo remete aos casos não abordados pelos métodos simplificados propostos pelos códigos normativos atualmente em vigor.

## 1 INTRODUÇÃO

Os sistemas construtivos aplicados em edificações, de um modo geral, em caso de ocorrência de um incêndio, conduzem a uma condição não uniforme de aquecimento na maioria dos elementos estruturais que os compõem. Como consequência, o gradiente de temperatura pode ocorrer para determinadas situações, a citar a não exposição ao fogo em uma das faces, os casos em que o incêndio é externo a edificação, em pilares parcialmente preenchidos ou, também, pelo contato do pilar com a parede de alvenaria, que é o caso tratado no presente trabalho.

Os métodos simplificados de dimensionamento prescritos em documentos normativos, tais como a ABNT NBR 14323:1999, o EUROCODE 1 part 1.2 (2005) e a ANSI/AISC 360-05 (2005), foram propostos considerando situações em que o aquecimento se desenvolve de modo uniforme na seção transversal e ao longo do comprimento do perfil. No caso de um elemento sujeito à ação térmica devido ao fogo por todos os lados, o equilíbrio térmico é definido conforme Eq. 1.

$$V_a \cdot \rho_a \cdot c_a \cdot \frac{d\theta}{dt} = \alpha \cdot (\theta_g - \theta_a) \cdot A_g \quad (1)$$

O lado esquerdo da equação representa o calor requerido para aumentar a temperatura do aço ( $d\theta$ ) durante um período infinitesimal de tempo ( $dt$ ). O lado direito representa o calor gerado pelos gases aquecidos sobre o perfil de aço. Na Eq. 1,  $V_a$  representa o volume total do perfil de aço, em  $m^3$ ,  $\rho_a$  é a massa específica do aço, em  $kg/m^3$ ,  $c_a$  é o calor específico do aço, em  $J/kg^\circ C$ ,  $\alpha$  é o coeficiente de transferência de calor convectivo e radiante,  $\theta_g$  é a temperatura dos gases aquecidos, em  $^\circ C$  e  $\theta_a$  é a temperatura do aço, em  $^\circ C$ . Para incrementos de tempo menores que 5s ( $t \leq 5s$ ), a variação da temperatura no aço, da Eq. 1, pode ser simplificada para a Eq. 2.

$$\Delta\theta_{a,t} = \frac{A_g / V}{\rho_a \cdot c_a} \cdot \varphi \cdot \Delta t \quad (2)$$

O fluxo de calor por unidade de área  $\varphi$  (em  $W/m^2$ ), conforme Eq. 3, é formado pelas parcelas referentes aos fluxos de calor devido à convecção e à radiação, dadas pelas Eq. 4 e 5, respectivamente. O coeficiente de transferência de calor por convecção  $\alpha_c$  para superfícies diretamente expostas à fonte de calor é adotado com valor igual a  $25 W/m^2K$ . Para faces não expostas ao fogo, o EC3-1.2 adota valor igual a  $4 W/m^2K$ , ou então  $9 W/m^2K$  quando se considera também a transferência de calor por radiação. A emissividade resultante  $\varepsilon_{res}$  é tomada com valor igual a 0,5, conforme ABNT NBR 14323:1999 e 0,7 conforme EC3-1.2 e a ANSI/AISC 360-05 [3]. Por fim, o coeficiente igual a  $5,67 \times 10^{-8} W/m^2K^4$  se refere à constante de Stefan-Boltzman.

$$\varphi = \varphi_c + \varphi_r \quad (3)$$

$$\varphi_c = \alpha_c (\theta_g - \theta_a) \quad (4)$$

$$\varphi_r = 5,67 \times 10^{-8} \varepsilon_{res} \left[ (\theta_g + 273)^4 - (\theta_a + 273)^4 \right] \quad (5)$$

A relação  $A_g/V_a$  é o fator de massividade do elemento de aço. Considerando que a variação da temperatura e a geometria da seção transversal permanecem constantes ao longo do comprimento, o fator de massividade pode ser formulado em termos do perímetro exposto e da sua seção transversal, ou seja,  $u/A_g$ .

## 1.2 Efeitos da distribuição não uniforme de temperatura

A distribuição não uniforme de temperatura na seção transversal pode afetar o comportamento mecânico do perfil de diversas maneiras, por exemplo:

- ao introduzir momento fletor adicional devido à dilatação térmica e, conseqüentemente, reduzir a capacidade portante do pilar. Esse momento fletor é tão maior quanto maior for o gradiente térmico ou o comprimento do pilar;

- ao resultar em uma distribuição não uniforme das deformações térmicas. Dessa forma, em caso de ocorrência de restrição axial, as partes mais aquecidas da seção são solicitadas mesmo na ausência de força aplicada, além de perder rigidez mais rapidamente. Isso pode fornecer ao pilar uma redução da sua capacidade resistente se comparado a uma situação de distribuição uniforme de temperatura no mesmo pilar.

De um modo geral, o aquecimento não uniforme no pilar produz gradientes térmicos e os efeitos desse gradiente na temperatura limite (ou tempo de resistência ao fogo) dependem das configurações do campo térmico, da esbeltez do pilar e da força aplicada. Quanto maior a esbeltez do perfil, menor é a temperatura de colapso registrada. Em casos onde ocorre aquecimento não uniforme, que resulta em um gradiente térmico na seção transversal, se ao perfil forem atribuídas restrições axiais, ele estará sujeito ao esforço de flexo-compressão.

O presente trabalho se trata de uma continuidade de Kimura et. al. (2010), em que foram realizadas simulações numéricas de pilares de aço por meio do código computacional ANSYS<sup>®</sup>, para análises do tipo *térmico transiente*, permitindo, portanto determinar a variação da distribuição da temperatura e, conseqüentemente, a influência desse gradiente no comportamento mecânico, em termos de deslocamentos. A distribuição de temperatura obtida por um código com base no método dos elementos finitos, como o ANSYS, é mais realística quando comparada à do método simplificado, pois permite levar em consideração outros aspectos de interesse como, por exemplo, as dilatações diferenciais e restrições à deformação térmica devido ao gradiente de temperatura.

## 1.3 Procedimentos para análise não linear

Antes de realizar a análise termoestrutural, foi necessário determinar numericamente a força de compressão correspondente ao colapso do perfil em temperatura ambiente, por meio de uma simples análise estrutural, com a consideração de uma imperfeição geométrica inicial do tipo global. A seção transversal utilizada foi do tipo H 200 x 200 x 8 x 12 com comprimento efetivo igual a 2800 mm, sendo tais dimensões comumente encontradas em edificações. A tensão de escoamento ( $f_y$ ) foi considerada igual a  $23,5 \text{ kN/cm}^2$ . Por se tratar de perfil cuja esbeltez local não é preponderante, não foram abordados os modos de falha dos tipos local e distorcional, cuja evidência é mais comum em perfis formados a frio.

A *análise acoplada termoestrutural* apresentada no presente trabalho tem a finalidade de avaliar a variação do comportamento mecânico em função da variação de temperatura do elemento exposto ao incêndio para diferentes configurações de gradientes. Essa análise se fez nas seguintes etapas:

(a) *Inicialmente, são obtidos campos de temperatura para instantes de tempo, variando de  $t = 0$  a  $t = 150$  minutos (de minuto em minuto), por meio de análise térmica transiente, lembrando que a consideração da alvenaria na análise numérica apresentada neste trabalho, tem como função apenas absorver ou emitir calor e, portanto, sem função estrutural;*

(b) *Para o perfil de interesse aplicou-se inicialmente um carregamento estático, proporcional àquele carregamento de colapso identificado em temperatura ambiente, simultaneamente com a consideração de imperfeição geométrica global obtida por meio de análise de autovalor, conforme Almeida (2007), e;*

(c) Ao perfil já carregado (conforme item b) é feita a aplicação, de forma incremental dos campos de temperatura obtidos conforme item (a), com vistas à determinação da temperatura de colapso e da respectiva configuração deslocada em relação à posição inicial.

Nas simulações numéricas apresentadas no presente trabalho, foram consideradas as seguintes hipóteses simplificadoras:

- a força de compressão é aplicada de forma centrada;
- a imperfeição geométrica é considerada por meio de uma curvatura inicial, nos valores de  $L/1000$  e  $L/500$ ;
- a barra é isotática, vinculada por apoio fixo na extremidade da base e apoio móvel no topo.

## 2 CONSIDERAÇÕES SOBRE A ANÁLISE TÉRMICA

A elevação da temperatura dos gases do ambiente em chamas segue a curva denominada “incêndio-padrão”, expressa pela Eq. 6, proposta pela norma internacional *ISO 834 (1999)* e também adotada pela ABNT NBR 14323:1999 e pelo EC1-1.2 (2005). De acordo com a Eq. 6,  $\theta_g$  é a temperatura dos gases quentes (em °C) e  $t$  é o tempo (em minutos).

$$\theta_g(t) = 345 \cdot \log(8t + 1) + 20 \quad (6)$$

A análise térmica considerada é do tipo transiente, cujas propriedades térmicas fornecidas à estratégia numérica adotada seguem as curvas apresentadas na Fig. 1, em que  $\lambda_a$  é a condutividade térmica (em W/m·K),  $\theta_a$  é a temperatura (em °C),  $\Delta l/l$  é o alongamento térmico e  $c_a$  é o calor específico do aço (em J/kg·K).

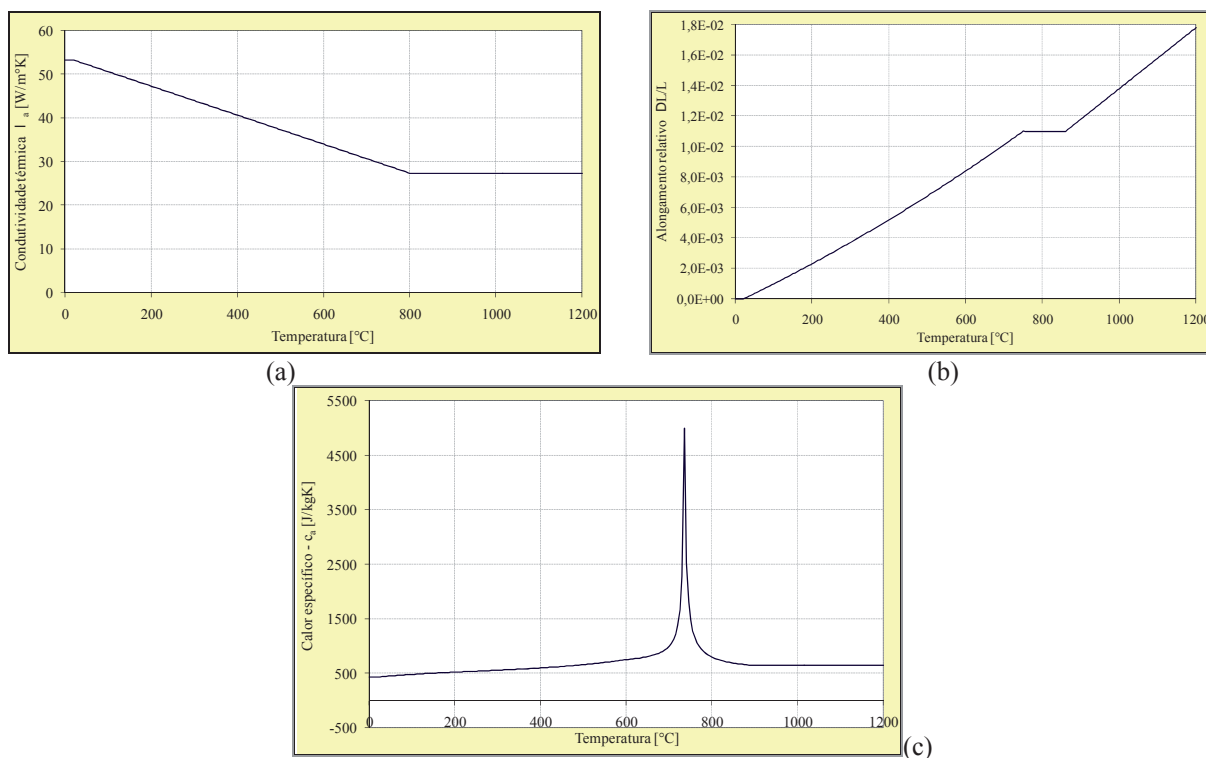


Figura 1: Variação da: (a) condutividade térmica, (b) deformação térmica e (c) calor específico em função da temperatura do aço.

- Densidade do aço:  $\rho = 7850 \text{ kg/m}^3$ .

## 2.1 Modelos numéricos para análise térmica

O elemento finito utilizado para construção do modelo térmico tridimensional foi o SOLID70 disponibilizado pelo ANSYS. Diversas configurações de contato entre parede e perfil foram estudadas. Em Kimura et. al. (2010), o gradiente de temperatura foi obtido em resposta a existência de paredes de alvenaria em contato com ambas as mesas do perfil, proporcionando condições de compartimentação do ambiente em chamas. Para o presente trabalho, as configurações discutidas, bem como a forma da imperfeição geométrica inicial global estão ilustradas na Fig. 2. Os dois casos foram escolhidos por ilustrarem situações em que existem dois efeitos distintos: deformação térmica em torno do eixo x na Fig. 2 (a) e em torno de ambos os eixos x e y nas Fig. 2 (b) e (c); e imperfeição geométrica inicial em torno do eixo y, de menor inércia.

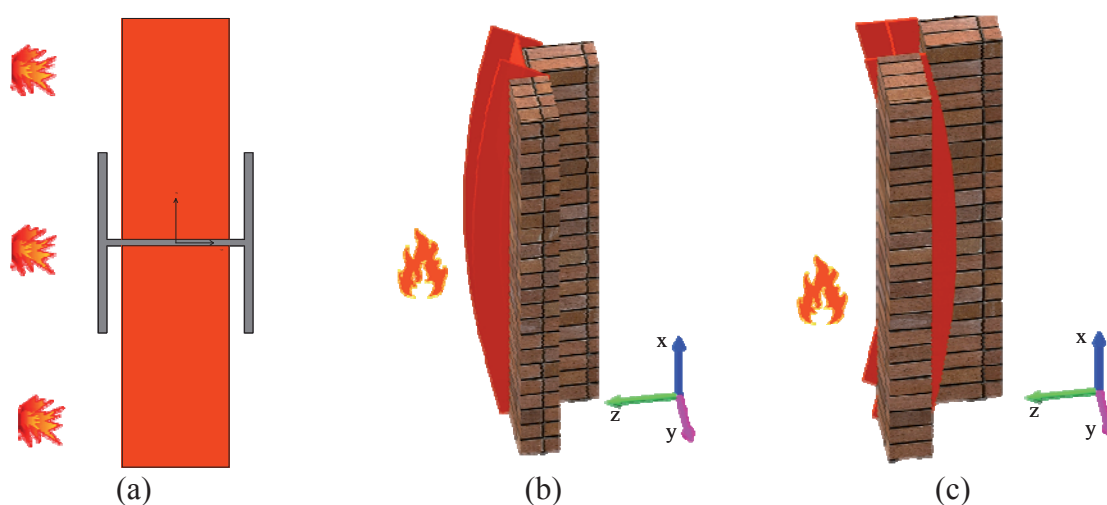


Figura 2: Modelo 1 e Modelo 2(a) e 2(b), respectivamente.

Valem ressaltar que, no presente trabalho, as paredes de alvenaria têm a função apenas de absorver calor, não desempenhando nenhuma função estrutural. Não é considerada a possibilidade de descolamento relativo entre o perfil de aço e a alvenaria das paredes no decorrer da ação do incêndio. Essa hipótese deve ser confirmada via ensaios experimentais, que serão realizados em trabalhos futuros.

## 3 ASPECTOS REFERENTES À ANÁLISE ESTRUTURAL

Para o desenvolvimento da análise estrutural em temperatura ambiente e em situação de incêndio, optou-se pela modelagem dos pilares de aço utilizando o elemento finito SOLID45. Ao pilar se introduz imperfeição geométrica inicial do tipo global, cuja configuração deslocada é obtida a partir de uma perturbação em sua geometria por meio de uma análise de autovalor, como proposto e descrito em Almeida (2007).

### 3.1 Relação tensão x deformação do material

O perfil de aço segue o critério de plastificação de von Mises para materiais de comportamento elastoplástico com encruamento, representada por uma curva multilinear.

A Fig. 3 apresenta as relações constitutivas do aço em função da temperatura utilizadas pelo EC3-1.2 (2005) e introduzida como dado de entrada para análise numérica via ANSYS, considerando resistência ao escoamento ( $f_y$ ) com valor igual a 23,5 kN/cm<sup>2</sup>.

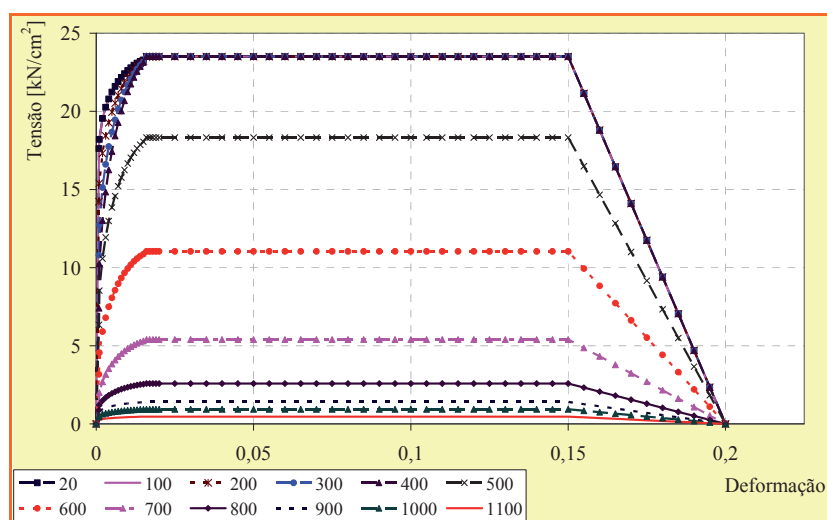


Figura 3: Relações constitutivas para o aço em função da temperatura  $\theta$ .

### 3.2 Condições de contorno

Para que o efeito do gradiente térmico pudesse ser mais evidente na redução do esforço resistente do perfil, optou-se pelo modo de vinculação mais simples possível, ou seja, apoio fixo na base e móvel no topo.

As vinculações são impostas na linha da alma paralela ao eixo  $y$  (de menor inércia), de forma a simular uma rótula cilíndrica, semelhante ao que ocorre num ensaio experimental em temperatura ambiente. Para evitar o deslocamento relativo entre os nós pertencentes a essa linha na direção axial, os mesmos foram acoplados em relação à mesma direção.

### 3.3 Determinação da força de colapso em temperatura ambiente - $F_{ta}$

O método de resolução seguiu a estratégia do tipo incremental-iterativa, também conhecida como estratégia de Newton-Raphson. No caso da análise estrutural em temperatura ambiente, optou-se por controlar a evolução dos deslocamentos, aplicados ao nó de menor numeração entre os nós acoplados. A máxima reação de apoio (em módulo), fornecida pela curva “reação x deslocamento”, ilustrado na Fig. 4, corresponde à força de colapso do pilar, cujo valor obtido foi de 1155 kN.

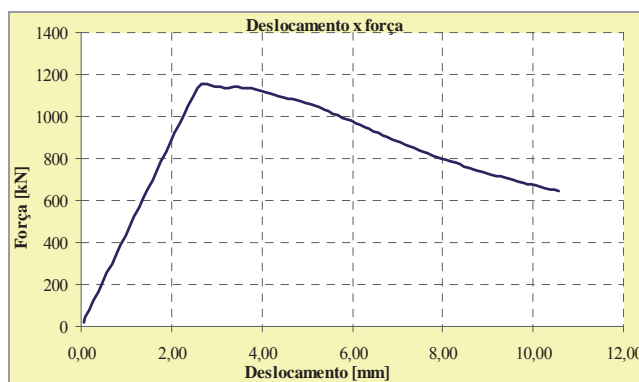


Figura 4: Reação de apoio obtida em função do deslocamento aplicado.



#### 4 MODELOS PARA ANÁLISE ACOPLADA TERMOESTRUTURAL

Nesta etapa foi avaliado o comportamento do pilar, relacionado a trajetória de deslocamentos, em função do gradiente de temperatura. As chapas de topo associadas às extremidades do pilar não recebem ação térmica, e a elas são atribuídas apenas propriedades físicas em regime elástico e em temperatura ambiente. A aplicação dos esforços solicitantes tomou a seguinte ordem:

- *Inicialmente são aplicadas forças estáticas concentradas em todos os nós do eixo no topo da alma, para obter as respostas estruturais. Sobre cada exemplo, foram realizadas três análises acopladas termomecânicas, em que os níveis de carregamento aplicados respeitaram os valores de 30%, 50% e 70% da força de colapso do pilar em temperatura ambiente ( $F_{td}$ );*

- *Em seguida, é aplicada a ação térmica por meio do acoplamento ao modelo térmico. As respostas finais têm influência da parcela estrutural inicialmente imposta e da parte térmica.*

Para as análises aqui realizadas, foram considerados fluxo de calor por radiação com  $\varepsilon = 0,7$  e fluxo de calor por convecção com  $\alpha_c = 25\text{W/m}^2$  na superfície exposta; e  $\alpha_c = 9,0\text{W/m}^2$  na superfície não exposta, conforme prescreve o EC3-1.2.

A simulação numérica realizada por meio do código ANSYS considera a distribuição nodal da temperatura proporcionando resultados mais representativos de acordo com a curva de incêndio-padrão adotada. Dessa forma, os fatores de redução das propriedades físicas, resistência ao escoamento e módulo de elasticidade, variam de acordo com a temperatura nodal de cada elemento finito.

Quando o campo térmico obtido é acoplado à análise estrutural, as respostas nodais em termos de força e deslocamento consideram esses diferentes fatores de redução das propriedades físicas de acordo com a temperatura (variável no tempo) apresentada por cada elemento finito.

##### 4.1 Exemplos de Aplicação - Resultado

O presente trabalho verificou as diferenças entre as respostas termomecânicas numéricas obtidas para as diferentes configurações de campo térmico. Na Fig. 5 estão ilustrados os locais onde a variação da temperatura foi medida e na Fig. 6 estão ilustradas as curvas “tempo x temperatura” obtidas para os pontos 1, 2 e 3 dos modelos 1 e 2, conforme a Fig. 2 respectivamente.

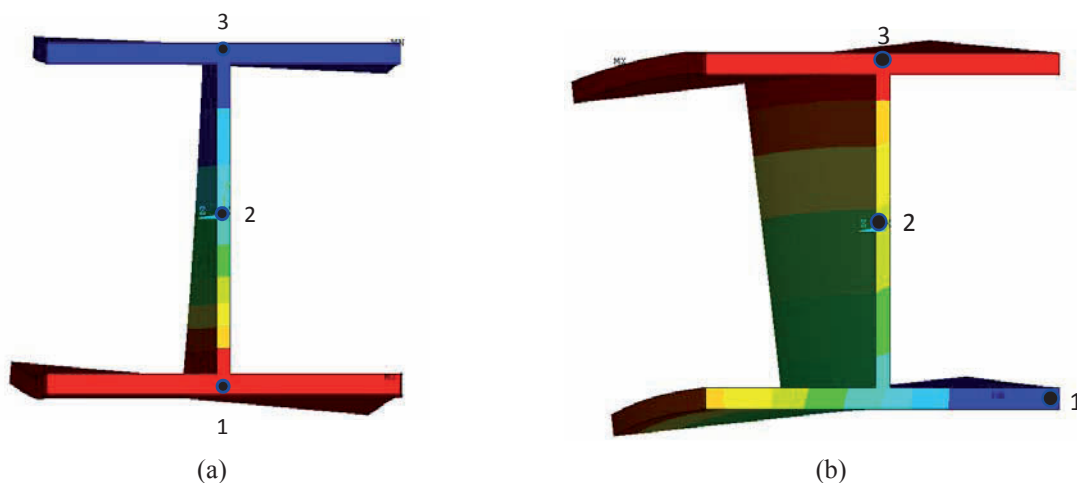


Figura 5: Posições onde foram medidas as evoluções de temperatura nos modelos (a) 1 e (b) 2.

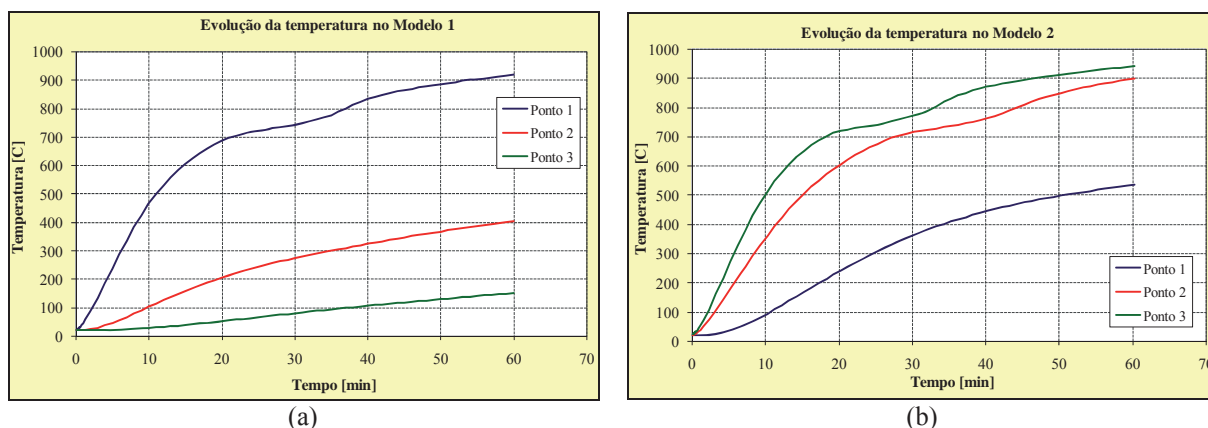


Figura 6: Curva tempo x temperatura registradas nos pontos 1, 2 e 3 dos modelos 1 e 2, respectivamente.

Em cada exemplo, foi avaliado o campo de deslocamentos para combinações de amplitudes e sentidos de imperfeição geométrica global. Nas Fig. 7 e 8 estão ilustradas as curvas de “deslocamento lateral x temperatura” considerando os três níveis de força aplicada, para os modelos 1 e 2 respectivamente. Para o modelo 2, estão ilustrados também, situações cuja face exposta está sob compressão (linha cheia) e sob tração (linha tracejada).

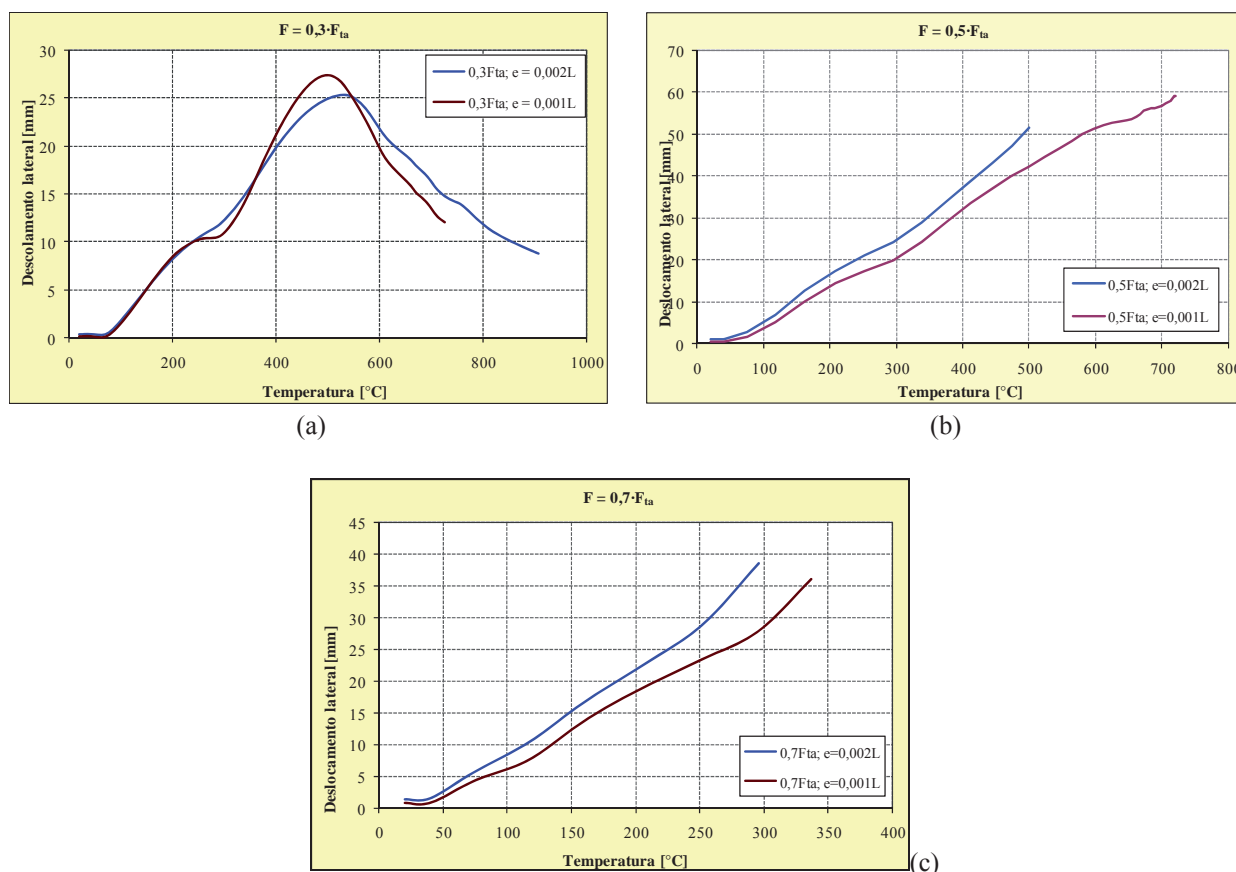


Figura 7: Curva Deslocamento lateral x temperatura do modelo 1, verificado na alma, para os níveis de força de 30%, 50% e 70% de  $F_{ta}$ , considerando ambos os sentidos e amplitude de imperfeição geométrica.



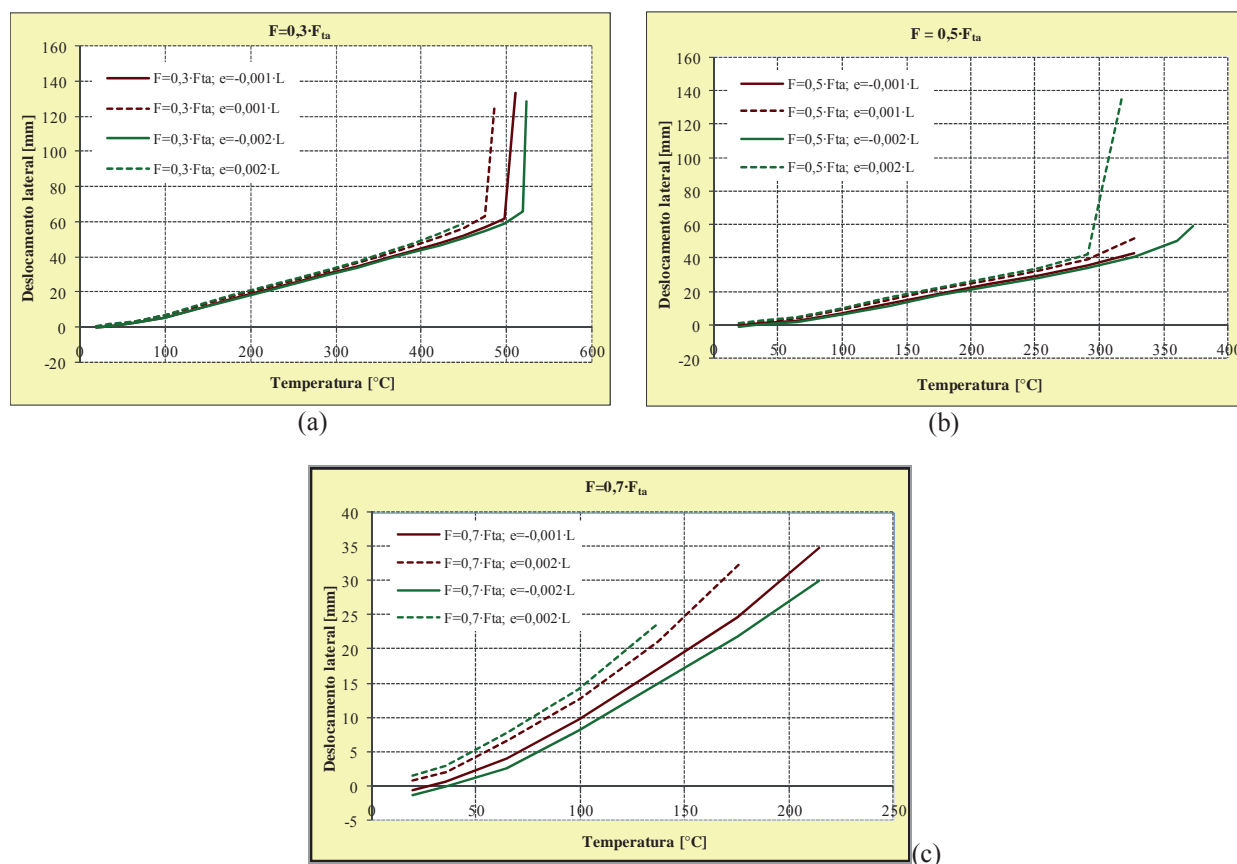


Figura 7: Curva Deslocamento lateral x temperatura do modelo 2, verificado na alma, para os níveis de força de 30%, 50% e 70% de  $F_{ta}$ , considerando ambos os sentidos e amplitude de imperfeição geométrica.

Para os três níveis de força aplicados, é possível notar que o sentido da imperfeição geométrica foi mais significativo que a sua amplitude na determinação da temperatura (e consequentemente, do tempo de resistência ao fogo) de colapso do pilar.

Observa-se no modelo 2 que, comparando ambas as amplitudes de imperfeição geométrica, a diferença de temperatura foi pouco expressiva. Porém, à medida que a amplitude dessa imperfeição no eixo axial aumenta, essa diferença se torna mais visível e aumenta para os níveis de carregamento estático elevados.

Os valores dos deslocamentos laterais registrados no instante final das análises realizadas sobre o modelo 2 apresentaram uma diferença que pode ser considerada insignificante, porém, para temperaturas finais diferentes. O modelo 2(a) tem a face exposta ao incêndio sob uma tensão de tração inicial, imposta pela imperfeição geométrica. Nesse caso, a deformação (dilatação) se soma à imperfeição de mesmo sentido. O modelo 2(b) tem a face exposta sob compressão inicial. Nesse caso, a deformação de dilatação tende a, inicialmente anular a deformação causada pela compressão inicial devido a imperfeição geométrica e, em seguida expandir termicamente até atingir a temperatura crítica. Em termos de temperatura final, para forças aplicadas de menor magnitude e amplitudes de deslocamento inicial maiores, a diferença na temperatura final resultou em torno de, no máximo 100°C. Para amplitudes menores e maior força aplicada, resultou em torno de 50°C, considerado insignificante.

A metodologia de se reproduzir a rótula cilíndrica, geralmente utilizada em ensaios de perfis isolados em temperatura ambiente, por meio do acoplamento dos nós do eixo da alma, de forma que todos se desloquem igualmente no sentido axial, resultou numa restrição aos nós de maior deformação térmica.

A Fig. 9 ilustra as curvas de deslocamento axial obtida na extremidade para cada análise, tanto do modelo 1 quanto do modelo 2. No modelo 1, nos casos de força aplicada de pequena magnitude, foi observada uma capacidade de redistribuição das tensões provocadas pelo aumento da temperatura, sendo a força aplicada suportada pela região resistente da seção transversal, que corresponde à maior área.

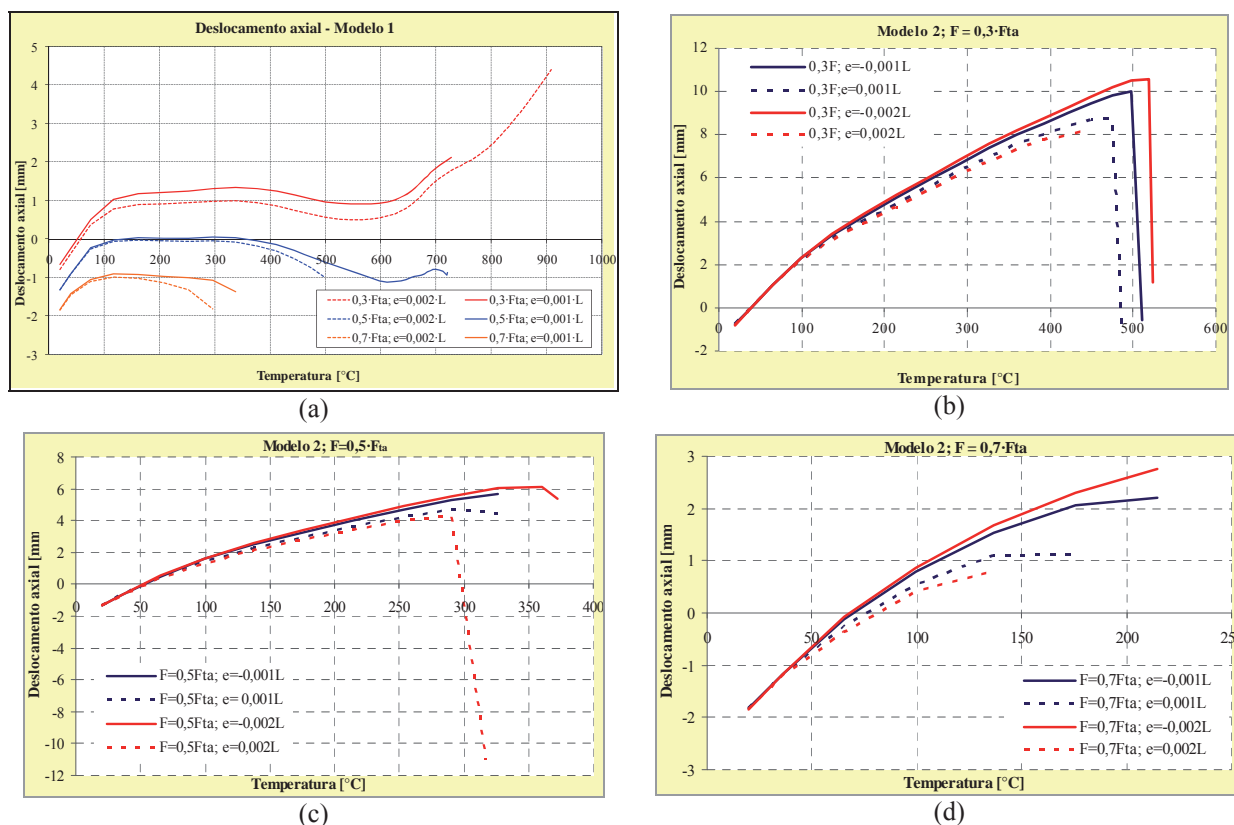


Figura 9: Deslocamento axial do modelo 1 (a), e do modelo 2 para (b)  $F=0,3F_{ta}$ , (c)  $F=0,5F_{ta}$  e (d)  $F=0,7F_{ta}$ .

## 5 CONCLUSÃO

No presente trabalho foram apresentadas análises numéricas com vistas à verificação da influência do gradiente de temperatura no comportamento mecânico em termos da relação “descolamento lateral  $x$  temperatura” e “deslocamento axial  $x$  temperatura”.

Como comentado no item 3.2, os nós que receberam as condições de contorno foram acoplados de forma a não apresentar deslocamentos relativos e, então reproduzir uma rótula cilíndrica. No entanto, observou-se que, para a presente análise, essa metodologia não foi adequada. Como ocorre um gradiente de temperatura ao longo da alma, há também a existência de um gradiente de deformações por dilatação diretamente proporcional a variação térmica registrada na seção transversal. Nesse caso, os elementos da região menos aquecida tendem a restringir o movimento axial do perfil.

A variação no sentido da imperfeição geométrica inicial no modelo 2 implicou basicamente em ter a face diretamente exposta a ação térmica tracionada ( $e+$ ) ou comprimida ( $e-$ ). Em relação ao modelo 1, como o sentido da imperfeição geométrica é indiferente, a avaliação se voltou apenas ao valor da amplitude. O efeito da amplitude e do sentido da imperfeição geométrica se torna mais evidente à medida que a força solicitante é mais elevada. As análises apresentadas se mostraram mais sensíveis ao sentido da imperfeição que à sua amplitude (dentro dos valores adotados no presente trabalho). De acordo com os

gráficos das Fig. 6, a diferença entre as temperaturas registradas (no momento do colapso) nas barras com *mesma amplitude de imperfeição e sentidos diferentes* foi maior que a diferença entre as temperaturas registradas nas barras com *mesmo sentido de imperfeição e amplitudes distintas*.

O gradiente térmico obtido no modelo 1, que possui menor área exposta em comparação ao modelo 2, resultou em maior variabilidade na trajetória de deslocamento em relação às diferentes magnitudes de esforço solicitante  $F$ . A presença da alvenaria em contato com ambas as faces da alma faz com que a diferença de temperatura entre as faces exposta e a não exposta seja significativamente alta. Para baixos níveis de carregamento, o esforço de compressão se distribuiu pela região menos aquecida e as deformações tenderam a seguir uma trajetória contínua para o tempo de exposição ao fogo considerado na análise térmica.

Para comprovar esses resultados, a respeito de qual fator é mais preponderante, faz-se necessário, também, um estudo experimental sobre os parâmetros analisados. Acrescenta-se também a necessidade procurar-se de estudos numéricos mais eficientes, ou seja, menos custosos computacionalmente. Fica como sugestão para trabalhos futuros o desenvolvimento de análises no campo experimental e, no que tange à análise numérica, a aplicação de outros tipos de elemento finito, como por exemplo, os do tipo casca, mais eficientes para elementos delgados e também capazes de reproduzir o campo de temperatura e o posterior acoplamento para análises termoestruturais.

## AGRADECIMENTOS

Ao Conselho Nacional de Pesquisa e Desenvolvimento Científico, CNPq, à Fundação de Amparo à Pesquisa, FAPESP e ao Departamento de Engenharia de Estruturas SET – EESC - USP.

## REFERÊNCIAS

- Associação Brasileira de Normas Técnicas. *ABNT-NBR 14323 – Dimensionamento de estruturas de aço de edifícios em situação de incêndio – Procedimento*. Rio de Janeiro, 1999.
- Associação Brasileira de Normas Técnicas. *ABNT-NBR 8800 - Projeto e execução de estruturas de aço de edifícios*. Rio de Janeiro, 2008.
- American Institute of Steel Construction. *ANSI/AISC 360-05 – Specifications for structural steel buildings*. Chicago, 2005.
- Almeida, S. J. C de (2007). *Análise numérica de perfis de aço formados a frio comprimidos considerando as imperfeições geométricas iniciais*. São Carlos. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo. 2007.
- European Committee for Standardization. *EN 1993-1-2:2005 Eurocode 3 - Design of Steel Structures. Part 1-2: General rules – Structural Fire Design*. Brussels, 2005.
- European Committee for Standardization. *EN 1993-1-1:2005 Eurocode 3 – Design of steel structures. Part 1-1: General rules and rules for buildings*. Stage 34 draft, Brussels, 2005.
- International Standard. *ISO 834-1:1999. Fire-resistance tests — Elements of building construction — Part 1: General requirements, 1999*.
- Kimura, E. F. A.; Munaiar Neto, J.; Silva, V. P. *Análise numérica de pilares de aço em situação de incêndio sob influência do elemento de compartimentação*. 8º Congresso Nacional de Mecânica Experimental – CNME. Guimarães, Portugal, 2010.
- Regobello, R. (2007). *Análise numérica de seções transversais e de elementos estruturais de aço e mistos de aço e concreto em situação de incêndio*. São Carlos. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo. 2007.

WANG, Y. C.; DAVIES, J. M. *An experimental study of non-sway loaded and rotationally restrained steel column assemblies under fire conditions: analysis of test results and design calculations.* Journal of constructional steel research. 59: 291 – 313, 2003.