

ANÁLISE NUMÉRICA DE PILARES DE AÇO EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO SOB INFLUÊNCIA DO ELEMENTO DE COMPARTIMENTAÇÃO

E. F. A. Kimura¹, J. Munaiar Neto¹, M. Malite¹, V. P. Silva²

¹ Departamento de Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia de São Carlos - USP

² Departamento de Engenharia de Estruturas e Geotécnica da Escola Politécnica da USP



RESUMO

O presente trabalho tem como proposta analisar numericamente o comportamento de pilares de aço em situação de incêndio considerando o gradiente de temperatura devido ao contato do pilar com paredes de alvenaria. É aqui estudado um caso de paredes em contato com ambas as mesas de um pilar de perfil I, impondo imperfeição geométrica do tipo global. Foi observado como a amplitude e o sentido da imperfeição pode afetar o desempenho estrutural do elemento. 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. Os resultados também são avaliados para diferentes emissividades resultantes adotadas e podem alterar os valores de tempo de resistência ao fogo (TRF) obtidos numericamente.

1- INTRODUÇÃO

Sabe-se que 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 formulados e propostos considerando situações em que o aquecimento se desenvolve de modo uniforme na seção transversal e ao longo do comprimento do perfil de interesse. De acordo com a ABNT NBR 14323:1999, a determinação da temperatura no elemento se faz de acordo com a Eq. 1, em que $\Delta\theta_{a,t}$ representa a elevação da temperatura (em °C) para elementos de aço sem revestimento contra fogo, u é o perímetro exposto ao fogo e A_g

é a área total da seção transversal. A relação $F = u/A_g$ é o fator de massividade (em m^{-1}) aplicado no caso de barras prismáticas. O parâmetro ρ_a é a massa específica do aço, em kg/m^3 ; c_a é o calor específico do aço, em $J/kg^\circ C$; φ é o valor do fluxo de calor por unidade de área, em W/m^2 e Δt o intervalo de tempo, em s.

$$\Delta\theta_{a,t} = \frac{u/A_g}{c_a \cdot \rho_a} \cdot \varphi \cdot \Delta t \quad (1)$$

O EC3 -1.2 (2005) introduz na Eq. 1 um multiplicador ou fator de correção denominado fator de sombra, representado por k_{sh} . Para perfis I isolados, sujeitos a gradientes térmicos uniformes provocados por uma curva de incêndio-padrão, o fator

de sombra é determinado pela Eq. 2, em que o parâmetro $[u/A]_b$ é o fator de massividade calculado como se o perfil possuísse proteção do tipo caixão, podendo ser expressa pela Eq. 3.

$$k_{sh} = 0,9 \frac{[u/A]_b}{[u/A]} \quad (2)$$

$$\left[\frac{u}{A} \right]_b = \frac{2(b+d)}{A_g} \quad (3)$$

O fluxo de calor φ (em W/m^2), conforme Eq. 4, é formado pelas parcelas referentes aos fluxos de calor devido à convecção e à radiação, dadas pelas Eq. 5 e 6, respectivamente. O coeficiente de transferência de calor por convecção α_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 ε_{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.

$$\varphi = \varphi_c + \varphi_r \quad (4)$$

$$\varphi_c = \alpha_c (\theta_g - \theta_a) \quad (5)$$

$$\varphi_r = 5,67 \times 10^{-8} \varepsilon_{res} [(\theta_g + 273)^4 - (\theta_a + 273)^4] \quad (6)$$

Para situações em que não ocorra uniformidade na propagação do calor no contorno da seção transversal do elemento estrutural, esse método não apresenta concordância com a real situação em análise. Ao se utilizar esse método é considerada uma temperatura média uniforme admitindo-se o fator de massividade igual ao perímetro aquecido dividido pela área total da seção transversal. Portanto, os esforços advindos do gradiente de temperatura não são considerados na análise simplificada, o que pode conduzir a resultados, em termos de esforços resistentes, que não representam satisfatoriamente o que ocorre, de fato, na

prática. Por exemplo, pode ser citado o caso esquematizado na Fig. 1, que será estudado no presente trabalho, com a correspondente relação que determina o fator de massividade (F), em que b_f é a largura da mesa do perfil I, t_w é a espessura da alma, t_{aext} é a espessura da alvenaria externa e d é a altura total da seção transversal.



$$F = \frac{d + 2 \times b_f - t_w - t_{aext}}{A_g}$$

Fig. 1: Fator de massividade do exemplo estudado

Em contrapartida, métodos avançados de dimensionamento por meio de modelagem numérica proporcionam análises mais coerente dos elementos estruturais submetidos a elevadas temperaturas, quando se pretende considerar contato com paredes de alvenaria, por conduzir a uma situação de análise mais próxima da real e, portanto, mais confiável. Vale lembrar, no entanto, que a análise numérica será tão confiável quanto forem os parâmetros nela utilizados.

No presente trabalho, foram realizadas simulações numéricas de pilares de aço por meio do código computacional ANSYS® v9.0, para análises do tipo *térmico transiente*, permitindo, portanto determinar a variação da distribuição da temperatura e, conseqüentemente, a redução da força resistente de compressão, em função do tempo. 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. Dessa forma, a análise termoestrutural aqui proposta permite levar em consideração outros aspectos de interesse como, por exemplo, as dilatações diferenciais e restrições à deformação térmica devido ao gradiente de temperatura.

A análise estrutural, realizada preliminarmente à análise acoplada, foi aqui realizada sobre o perfil de seção transversal aberta, do tipo I laminado submetido aos efeitos de imperfeições geométricas iniciais do tipo global. A seção transversal utilizada foi do tipo UC 203 x 203 x 46 (série

inglesa) com comprimento efetivo igual a 3170 mm, a exemplo daquele estudado em Wang e Davies (2003), cuja tensão de escoamento (f_y) é igual a 27,5 kN/cm². Por se tratar de perfil cuja esbelteza 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.

Posteriormente, fez-se a *análise acoplada termomecânica* avaliando a força resistente de compressão em correspondência a um determinado tempo crítico. 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). Foram estudadas duas amplitudes de imperfeição geométrica global, **L/1000** e **L/500**, bem como dois diferentes sentidos de imperfeição: face exposta comprimida ou tracionada, 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 do tempo resistente ao fogo e os esforços resistentes de pilares de aço em ambientes compartimentados.*

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 está vinculada por apoio fixo na extremidade da base e apoio móvel no topo.*

As simulações numéricas realizadas avaliaram também a consideração da emissividade resultante com valor igual a 0,5 (conforme a ABNT NBR 14323:1999) ou igual a 0,7 (conforme o EC3-1.2 e ANSI/AICS 360-05) para a determinação do campo térmico. Apesar do efeito do sombreamento existir na situação em análise, o fator de sombra K_{sh} será considerado igual a 1, por não ser possível considerá-lo na modelagem numérica desenvolvida neste artigo e por ser favorável à segurança.

2- CONSIDERAÇÕES SOBRE A ANÁLISE TÉRMICA

A elevação da temperatura dos gases do ambiente em chamas segue a curva denominada “*incêndio-padrão*”, 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. 7, em que θ_g é a temperatura dos gases quentes (em °C) e t é o tempo (em minutos).

$$\theta_g(t) = 345 \cdot \log(8t + 1) + 20 \quad (7)$$

A análise térmica aqui considerada é do tipo transiente, realizada com base na estratégia proposta em Regobello (2007), cujas propriedades térmicas são fornecidas à estratégia numérica adotada conforme evoluções apresentadas nas Fig. 2, 3 e 4, em que λ_a é a condutividade térmica (em W/mK), θ_a a temperatura (em °C), $\Delta l/l$ o alongamento térmico e c_a o calor específico do aço (em J/kg.°C). O valor da densidade do aço é de $\rho = 7850 \text{ kg/m}^3$.

2.1- Modelos numéricos para análise térmica

O elemento finito utilizado para construção do modelo térmico tridimensional foi o SOLID70 disponibilizado pelo ANSYS.

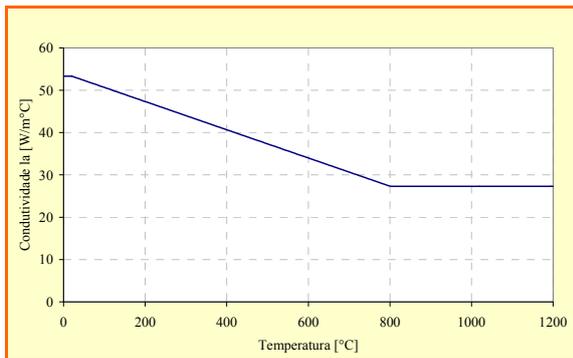


Fig. 2: Variação da condutividade térmica em função da temperatura do aço.

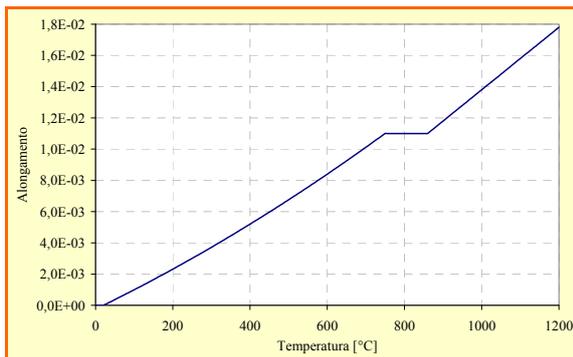


Fig. 3: Variação da deformação térmica em função da temperatura.

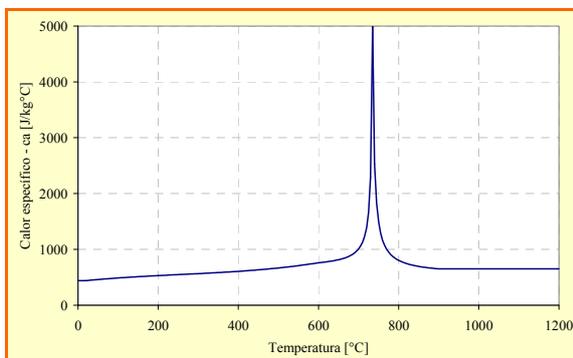


Fig. 4: Evolução do calor específico em função da temperatura.

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. Vale ressaltar que, no presente trabalho, as paredes de alvenaria têm a função apenas de absorver calor, não desempenhando nenhuma função estrutural. Dessa forma também 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.

Diversas configurações de disposição de paredes em contato com o perfil foram estudadas. Para o presente trabalho, a configuração a ser discutida, bem como a configuração do perfil com a imperfeição geométrica inicial global está ilustrada na Fig. 5. Esse caso foi escolhido por se tratar de uma forma relativamente simples, em que a ação térmica imposta ocorre no mesmo eixo de simetria em que foi também imposta a imperfeição geométrica inicial. Dessa forma, com a deformação térmica e deslocamento inicial mobilizando apenas um eixo de simetria (nesse caso, o eixo de menor inércia) o efeito térmico e estrutural para a combinação desses dois fatores se mostra mais evidente.

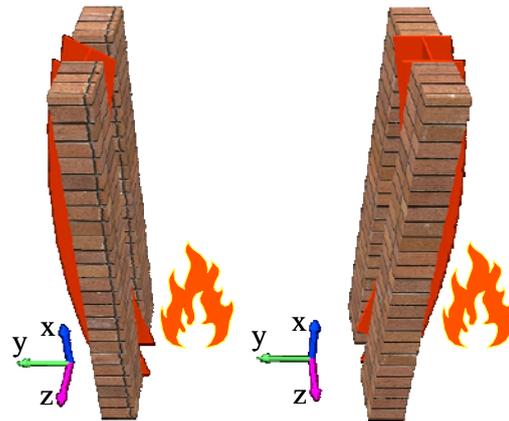


Fig. 5: Pilar com imperfeição geométrica inicial, submetido ao aquecimento.

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 consi-

derando plasticidade com encruamen-to, representada por uma curva multilinear.

A Fig. 6 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 27,5 kN/cm².

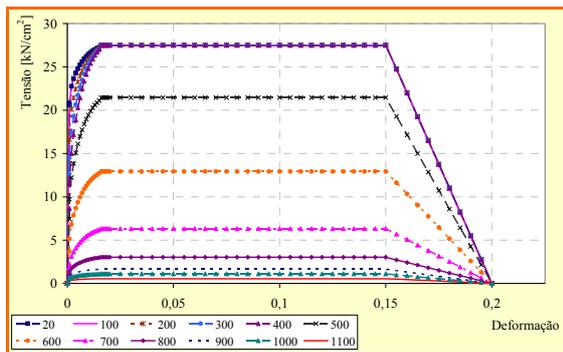


Fig. 6: Relações constitutivas para o aço em função da temperatura θ .

3.2- Condições de contorno

Para que o efeito do gradiente térmico pudesse ser mais evidente na redução da resistência 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. 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”, corresponde à força de colapso do pilar.

A Tabela 1 mostra os valores de força nominal (F_{ta}), obtidos pela análise numérica e por meio dos procedimentos normativos da ABNT NBR 8800:2008, ANSI/AISC:2005 e EC3-1.1, para seção transversal do tipo UC 203 x 203 x 46 comprimento efetivo igual a 3170 mm.

Tabela 1 - Força máxima obtida via análise numérica e via códigos normativos (F_{ta} , em kN).

Pilar	UC 203 x 203 x 46 L=3170 mm
Análise Numérica [kN]	1215
ABNT - 8800:2008 / ANSI/AISC:2005 [kN]	1292
Eurocode 3 - part 1 [kN]	1255

4- MODELOS PARA ANÁLISE ACOPLADA TERMOESTRUTURAL

Nesta etapa foi avaliada a força resistente do pilar em situação de incêndio para emissividades $\varepsilon = 0,5$ e $\varepsilon = 0,7$. 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;
- Em seguida, já processada a parte estrutural, é aplicada a ação térmica de forma transiente, por meio do acoplamento ao modelo térmico. Para isso, faz-se a chamada do arquivo referente à análise puramente térmica. As respostas finais têm influência da parcela estrutural inicialmente imposta e da parte térmica.

Para as análises aqui realizadas, foram consideradas duas situações:

- a) fluxo de calor por radiação com $\varepsilon = 0,5$ e fluxo de calor por convecção com $\alpha_c = 25\text{W/m}^2$ na superfície exposta, conforme a ABNT NBR 14323:1999, com superfície não exposta considerada como adiabática;
- b) 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 $\varepsilon = 0,7$ e $\alpha_c = 4,0\text{W/m}^2$ na superfície não exposta, conforme prescreve o EC3-1.2 neste trabalho, adotou-se $\varepsilon = 0,7$ para a face não exposta.

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. Nesse caso, surgem esforços solicitantes internos já que a parte menos aquecida atua como uma restrição ao deslocamento das partes mais aquecidas.

4.1 - Exemplos de aplicação - resultado

O presente trabalho verificou as diferenças entre as respostas térmicas numéricas produzidas ao se adotar emissividades resultantes iguais a 0,5 e 0,7 conforme ABNT NBR 14323:1999 e Eurocode 3-1.2, respectivamente. De forma complementar, também foi avaliado o campo de deslocamentos para uma combinação de amplitudes e sentidos de imperfeição geométrica global.

4.1.1- Avaliação do fator de emissividade

Como esperado, aumento gradual da temperatura do material mostrou ser mais intenso para os exemplos que seguem o EC3-1.2 nos primeiros instantes, tendendo a

se igualar a partir de certo tempo, uma vez que a curva de incêndio-padrão é assintótica.

A Fig. 7 ilustra os campos térmicos obtidos com os valores de emissividade resultante 0,5 e 0,7 para um tempo decorrido igual a 60 minutos.

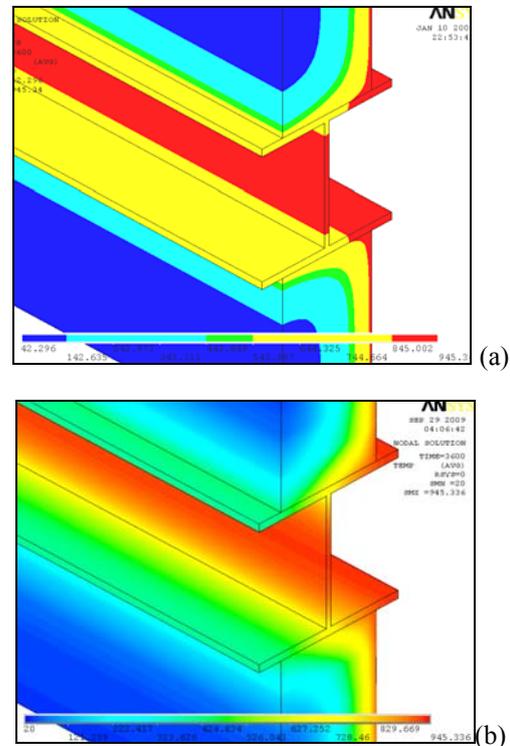


Fig. 7: Campos de temperatura obtidos pelo ANSYS considerando: (a) $\varepsilon = 0,5$ e (a) $\varepsilon = 0,7$.

A Fig. 8 apresenta a variação da temperatura em função do tempo na alma do perfil para ambos os valores de emissividade aqui considerados.

Vale ressaltar que durante as análises numéricas realizadas, percebeu-se a necessidade de se considerar uma malha com maior grau de refinamento de elementos finitos para os modelos com $\varepsilon = 0,7$, tendo em vista o fato de, nesse caso, o gradiente de temperatura resultar mais evidente (mais intenso) quando comparado aos casos em que se adotou $\varepsilon = 0,5$. Ainda assim, é possível observar pela mesma Fig. 8 que os diferentes valores de emissividade resultante produziram uma diferença discreta da ordem de 50°C .

A seguir, são apresentados nas Fig. 9 e 10 as relações dos tipos “deslocamento lateral da alma x temperatura” e “desloca-

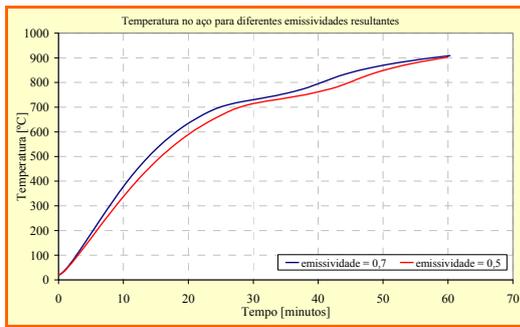


Fig. 8: “Temperatura x tempo” na alma do perfil para o $0 < t < 60$ minutos com $\varepsilon = 0,5$ e $\varepsilon = 0,7$.

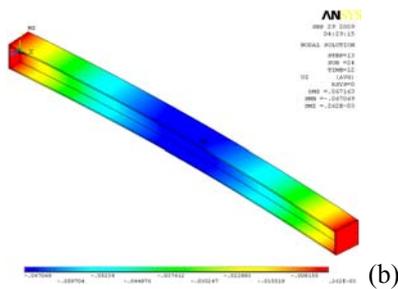
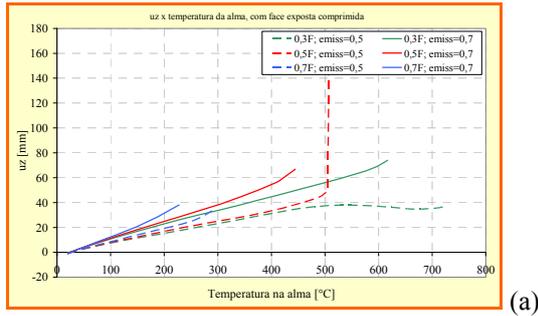


Fig.9: (a) Curvas de deslocamento lateral obtidas para os três níveis de força estudados, imperfeição global inicial de $L/1000$ e considerando $\varepsilon = 0,5$ e $0,7$. (b) Variação do deslocamento lateral da alma.

mento axial x tempo”, respectivamente considerando $\varepsilon = 0,5$ e $\varepsilon = 0,7$ para forças aplicadas equivalente à 30%, 50% e 70% daquela que provoca o colapso em temperatura ambiente ($0,3F_{ta}$, $0,5F_{ta}$ e $0,7F_{ta}$).

Na Fig. 11 é apresentado o fator de redução, definido pela relação entre a força de colapso em situação de incêndio e a força de colapso em temperatura ambiente (F/F_{ta}).

4.1.2- Avaliação da imperfeição geométrica inicial global

Para a verificação da influência da imperfeição geométrica inicial do tipo global, todos os exemplos foram tomados com emissividade resultante de 0,7, como prescreve o EC 3 – 1.2. Na Fig. 12 estão ilustradas as curvas do tipo “deslocamento

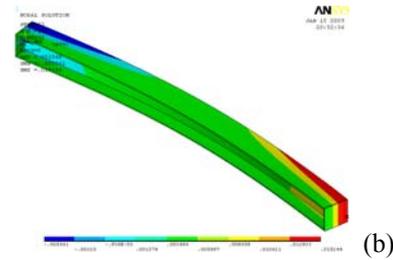
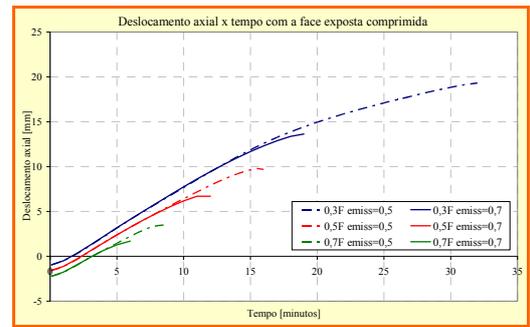


Fig. 10: (a) Curvas de deslocamento axial obtidas para os três níveis de força estudados, considerando imperfeição global inicial de $L/1000$ e $\varepsilon = 0,5$ e $0,7$. (b) Variação do deslocamento axial em relação ao tempo com $\varepsilon = 0,5$ e $0,7$.

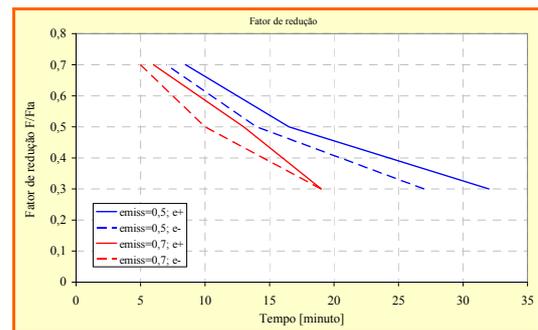


Fig. 11: Fator de redução em função do tempo para as análises numéricas considerando $\varepsilon = 0,5$ e $\varepsilon = 0,7$

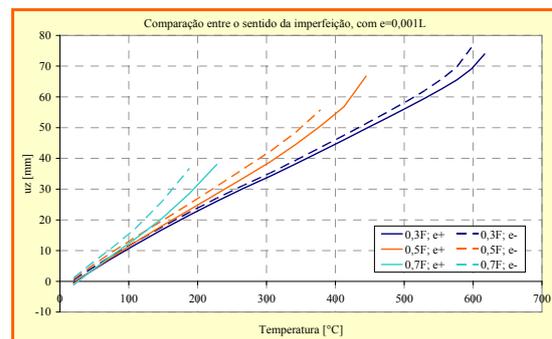


Fig. 12: Curva Deslocamento lateral x temperatura para os níveis de força de 30%, 50% e 70% de F_{ta} , considerando ambos os sentidos de imperfeição geométrica de amplitude $L/1000$.

lateral x temperatura” para amplitude de imperfeição de $L/1000$ considerando os três níveis de força e face exposta sob compressão (linha cheia) e sob tração (linha

tracejada). Observa-se que comparando ambos os sentidos de imperfeição geométrica, a diferença de temperatura foi pouco expressiva.

Em contrapartida, com uma maior amplitude de imperfeição inicial no eixo axial da barra, essa diferença se torna mais visível e aumenta para os níveis de carregamento estático mais elevados. Essa comparação está ilustrada na Fig. 13.

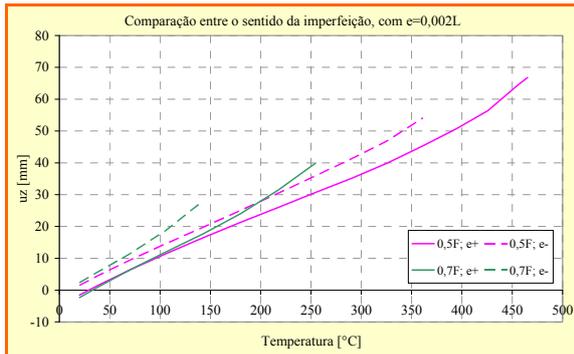


Fig. 13: Curva deslocamento lateral x temperatura para os níveis de força de 50% e 70% de F_{ta} , considerando ambos os sentidos de imperfeição geométrica de amplitude $L/500$.

As Fig. 14 e 15 ilustram a variação da amplitude do deslocamento inicial na medida em que ocorre o aumento de temperatura para a barra submetida a um carregamento centrado de 30%, 50% e 70% de F_{ta} , respectivamente.

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.

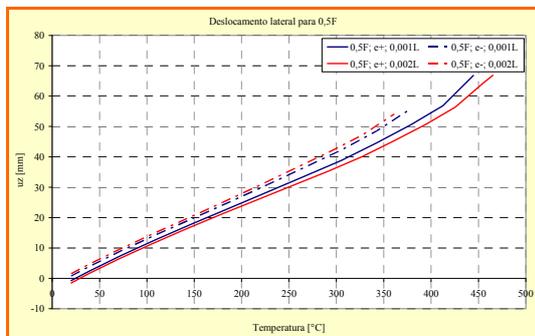


Fig. 14: Curvas de deslocamento lateral para a força aplicada de $0,5F$, considerando $\varepsilon=0,7$, para ambos os sentidos de imperfeição global inicial e amplitudes de $0,001L$ e $0,002L$.

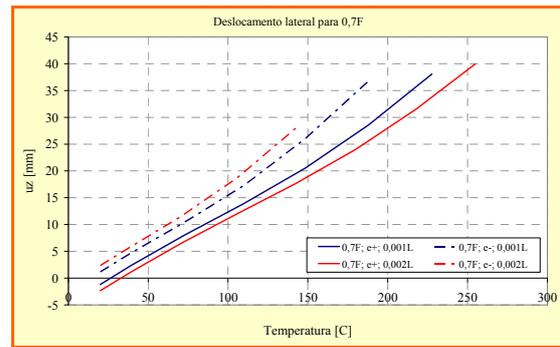


Fig. 15: Curvas de deslocamento lateral para a força aplicada de $0,7F$, considerando $\varepsilon=0,7$, para ambos os sentidos de imperfeições globais iniciais e amplitudes de $0,001L$ e $0,002L$.

Observando o gráfico da Fig. 14, é possível notar que, para aplicação de carregamento equivalente a 50% de F_{ta} , a variação da amplitude não interferiu significativamente no valor temperatura de colapso que a barra atinge no TRF (tempo de resistência ao fogo).

A Fig. 16 confronta num mesmo gráfico as três configurações para a força aplicada de $0,3 \cdot F_{ta}$ e as outras quatro para a força de $0,7 \cdot F_{ta}$. Nesse gráfico, observa-se a diferença entre as temperaturas registradas numericamente para as condições extremas estudadas no presente trabalho.

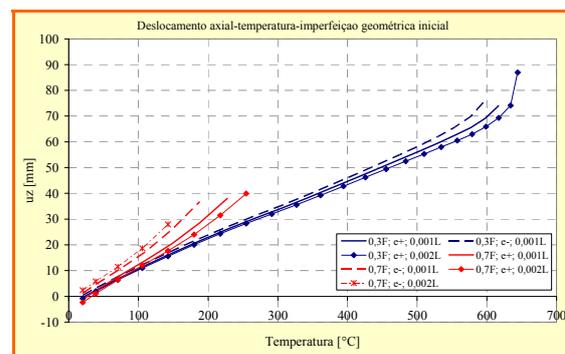


Fig. 16: Gráfico “Deslocamento lateral x temperatura” para a força aplicada de $0,3 \cdot F_{ta}$ e $0,7 \cdot F_{ta}$, considerando $\varepsilon=0,7$, para ambos os sentidos de imperfeições globais iniciais e ambas as amplitudes, ou seja, $0,001 \cdot L$ e $0,002 \cdot L$.

5- CONCLUSÃO

No presente trabalho foram apresentadas análises numéricas com vistas à verificação da influência do valor da emissividade resultante ε na determinação do tempo

crítico de resistência ao fogo, cujos valores propostos pela ABNT NBR 14323:1999 e pelo EC3-1.2 são de diferentes magnitudes. Na análise numérica apresentada, o tempo crítico é determinado no instante em que o processo incremental-iterativo perde a convergência por deslocamento excessivo.

A aplicação de emissividade igual a 0,7 implicou, como esperado, em maior taxa de temperatura se comparada à aplicação de emissividade resultante de 0,5. Consequentemente, as diferenças entre as temperaturas nodais das regiões mais aquecidas e das menos aquecidas resultaram maiores, provocando esforços solicitantes internos provenientes da ação térmica mais intensa. Tal fato é evidente também no gráfico da Fig. 11, mostrando que para um mesmo nível de força aplicada, devido ao aumento da diferença de temperatura entre os nós do elemento, houve uma redução brusca no tempo crítico registrado numericamente. Porém, vale destacar que apesar de gradiente térmico mais evidenciado, notou-se que a diferença entre temperaturas máximas (valores localizados) no perfil, para ambos os valores de emissividade, é pouco expressiva.

Outro aspecto interessante a ser mencionado se refere ao fato de as curvas dos deslocamentos laterais resultarem bastantes distintos para os valores de emissividade considerados, enquanto as curvas dos deslocamentos axiais resultam, *para fins numéricos*, praticamente coincidentes, o que evidencia ainda mais a influência na diferença dos gradientes térmicos obtidos no comportamento dos modelos. De acordo com as respostas numéricas, uma maior tendência de se introduzir esforços internos adicionais pode interferir significativamente na resposta do modelo e, consequentemente, no valor do tempo crítico a ser obtido.

Uma das possíveis maneiras de reduzir as forças internas provocadas pelo gradiente de temperatura nodal é reduzir o tamanho do elemento finito utilizado no modelo da análise termoestrutural por meio do refinamento da malha de elementos finitos. Porém, o fator negativo dessa alternativa é um considerável aumento no esforço computacional que poderia, eventualmente,

até mesmo inviabilizar a análise tridimensional utilizando elementos finitos do tipo sólido.

Algumas observações também podem ser feitas a respeito das imperfeições geométricas iniciais. A variação no sentido da imperfeição geométrica inicial implicou basicamente em ter a face diretamente exposta a ação térmica comprimida (e^+) ou tracionada (e^-). É possível notar que o efeito da amplitude e do sentido da imperfeição geométrica se torna mais evidente à medida que a força solicitante é mais elevada.

Ao fazer uma comparação entre amplitude e sentido da imperfeição geométrica, as análises numéricas apresentadas resultaram mais sensíveis ao sentido da imperfeição que à sua amplitude (dentro dos valores adotados no presente trabalho). De acordo com os gráficos das Fig. 15 e 16, a diferença entre as temperaturas registradas (no momento do colapso) nas barras com imperfeição de *mesma amplitude e sentidos diferentes* foi maior que a diferença entre as temperaturas registradas nas barras com imperfeição de *mesmo sentido e amplitudes distintas*.

Vale ressaltar ainda não ser possível afirmar que o tempo crítico obtido numericamente corresponde, de fato, àquele que ocorrerá em uma situação real de incêndio. Na análise numérica em questão, não foi possível identificar o comportamento pós-crítico, o qual pode ser notado em experimentos. Fica evidente que para comprovação dos resultados numéricos serão necessários futuros estudos experimentais sobre os parâmetros analisados.

Acrescenta-se também a necessidade de estudos numéricos mais eficientes, ou seja, menos custosos computacionalmente. Nesse caso, fica como sugestão para trabalhos futuros 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 termo estruturais.

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 (1999). *ABNT-NBR 14323 – Dimensionamento de estruturas de aço de edifícios em situação de incêndio – Procedimento*. Rio de Janeiro;

Associação Brasileira de Normas Técnicas (2008). *ABNT-NBR 8800 - Projeto e execução de estruturas de aço de edifícios*. Rio de Janeiro.

American Institute of Steel Construction, (2005) *ANSI/AISC 360-05 – Specifications for structural steel buildings*. Chicago.

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 (2005). *EN 1993-1-2:2005 Eurocode 3 - Design of Steel Structures. Part 1-2: General rules – Structural Fire Design*. Brussels.

European Committee for Standardization (2005). *EN 1993-1-1:2005 Eurocode 3 – Design of steel structures. Part 1-1: General rules and rules for buildings*. Stage 34 draft, Brussels.

International Standard (1999). *Fire-resistance tests – Elements of building construction – Part 1: General requirements*. ISO 834-1:1999

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. (2003). *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.