

MODELOS NUMÉRICOS DE PILARES DE AÇO EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO COM RESTRIÇÃO AXIAL CONSIDERANDO A COMPARTIMENTAÇÃO

Jonas Benedett Dorr¹ & Jorge Munaiar Neto²

Resumo

Os pilares de aço quando expostos à elevação de temperatura apresentam reduções de suas propriedades mecânicas, exigindo dimensionamento específico para resistirem a um determinado tempo de ação ao fogo. As atuais normas de dimensionamento em incêndio consideram aquecimento uniforme na seção e desprezam os efeitos das restrições às deformações térmicas. O presente trabalho tem por objetivo analisar, por meio do código ANSYS, modelos numéricos de pilares de aço biarticulados com seção tipo I, sob incêndio-padrão, em contato com paredes de compartimentação em diferentes disposições, restrição axial aos deslocamentos (livre, parcial ou total) e imperfeições globais. O colapso do pilar comprimido, considerando os efeitos do gradiente térmico, das restrições axiais e imperfeições globais, é observado no instante em que esse perde a estabilidade estrutural para cada parcela da carga última em temperatura ambiente.

Palavras-chave: Pilar de aço. Restrição axial. Incêndio. Análise térmica. Análise numérica.

NUMERICAL MODELS OF STEEL COLUMNS UNDER FIRE CONDITION WITH AXIAL RESTRAINT

Abstract

Steel columns in contact with brick walls it is currently found in the buildings. If they are walls of compartmentalization, a thermal gradient through the cross section appears. In fire, that situation leads to a decrease of the average temperature on steel, but, a thermal gradient causes the increase of the bending moment. The simplified method for the determination of the temperature prescribed by the Brazilian or European standards, based on the concept of section factor is only applied to elements with uniform temperature along the cross section. Besides that, the slab floors will restrain the axial displacement, causing additional effects also not considered by simplified method. The aim of this paper is to analyze pinned-pinned steel columns numerical models with "I" section, using software ANSYS, under ISO-fire. It will be adopted walls of compartmentalization in several positions in relationship to the axis of the column. Total, partial or free axial restrictions simultaneously with geometric global imperfections will also studied. The failure of the column, considering the thermal field, axial restraint and global imperfection, is characterized by the buckling for each part of collapse load.

Keywords: Steel column. Axial restraint. Fire. Thermal analysis. numerical analysis.

1 INTRODUÇÃO

O fogo é um dos fenômenos naturais que, se não considerado apropriadamente no dimensionamento de estruturas, pode causar consequências devastadoras. Dentre os principais materiais utilizados nas estruturas das edificações pode-se citar o aço estrutural, o qual apresenta severas mudanças de comportamento em situação de incêndio. O comportamento de estruturas de aço em situação de incêndio, inclusive as mistas de aço e concreto, há muito tem sido entendido como

¹ Mestre em Engenharia de Estruturas - EESC-USP, jbdorr@sc.usp.br

² Professor do Departamento de Engenharia de Estruturas da EESC-USP, jmunaiar@sc.usp.br

dominada pelos efeitos de perda de resistência do material causada pela elevação de temperatura e as grandes deformações pela carga imposta a uma estrutura enfraquecida. Para contornar essa desvantagem pode ser considerada a aplicação de revestimentos contra fogo de modo a garantir que o aço possa ficar exposto ao fogo por mais tempo para que sejam atingidas as mesmas temperaturas que seriam alcançadas sem o uso da proteção. Porém, tal procedimento envolve custos que, muitas vezes, tornam as estruturas de aço pouco competitivas frente à utilização de outros materiais.

Com relação às exigências de resistência ao fogo de elementos estruturais de aço e mistos em situação de incêndio, a maioria dos regulamentos e principais códigos normativos do mundo ainda têm por base ensaios de elementos isolados em fornos. Isso se deve à dificuldade, tanto econômica quanto técnica, de se realizar ensaios em estruturas complexas, os quais representariam melhor o comportamento real das estruturas. Os atuais textos normativos internacionais trazem procedimentos simplificados para a determinação do tempo crítico de resistência ao incêndio de estruturas de aço. Porém, tais simplificações são restritas a poucos casos e trazem respostas aproximadas, muitas vezes não condizentes com o que ocorre na realidade. Nesse sentido, modelagens numéricas realizadas com base no *Método dos Elementos Finitos* ajudam a esclarecer de forma mais coerente o comportamento estrutural desses elementos em situação de incêndio.

Em pesquisa (Kimura 2009) realizada na Universidade de São Paulo procederam-se análises estruturais à temperatura ambiente e análises termoestruturais, utilizando o método dos elementos finitos com o pacote computacional ANSYS, cujo objetivo foi representar o comportamento dos materiais estruturais sob elevadas temperaturas considerando diversas situações e configurações de restrições axiais e compartimentação, verificando se as prescrições normativas prevêm com segurança esse comportamento. Porém, na ocasião, devido à estratégia numérica adotada para a análise dos pilares, foram utilizados apenas elementos finitos do tipo SOLID, com 8 nós, para a modelagem dos perfis metálicos e paredes de compartimentação, elemento esse que necessita grande esforço computacional. O objetivo aqui proposto é realizar análises idênticas àquelas apresentadas em Kimura (2009) agora considerando o elemento finito do tipo SHELL, mais adequado à modelagem de estruturas de paredes delgadas, como perfis metálicos. A vantagem da utilização do elemento SHELL, cuja geometria possui apenas quatro (4) nós, além de melhor considerar grandes deslocamentos, usualmente identificados em elevadas temperaturas, também possibilita construir modelos numéricos com malha (de elementos finitos) pouco refinada. Mesmo com grau de refinamento reduzido, se obtêm resultados bastante próximos se comparados àqueles obtidos com elementos SOLID e, conseqüentemente, com esforço computacional também reduzido, com valores da ordem de 10 a 20 vezes inferior enquanto tempo de processamento.

2 METODOLOGIA

Os modelos numéricos são aqui construídos por meio do pacote ANSYS, o qual disponibiliza ferramentas numéricas necessárias para a obtenção dos resultados de interesse para fins de análises térmicas, estruturais e termoestruturais. Com tal código é possível considerar os três modos primários de transferência de calor: condução, convecção e radiação. A análise térmica aqui realizada será do tipo transiente, a qual considera a evolução da temperatura ao longo do tempo, permitindo determinar a distribuição de temperaturas no modelo no instante desejado. Depois de realizadas análises térmicas para definição da distribuição do campo térmico na seção do pilar para cada configuração da disposição entre pilares e paredes, simulando a compartimentação do incêndio, serão na sequência também realizadas análises do tipo termoestructural, em que são aplicados níveis fixos de carregamentos com o campo térmico. Uma dada análise prévia à temperatura ambiente servirá para determinar a carga última da capacidade resistente da barra para que parcelas dessa sejam utilizadas na análise termoestructural.

2.1 Sobre a análise térmica

A análise térmica é feita, preliminarmente, para se obter campos de temperatura para instantes de tempo (t) determinados, variando de 0 a 150 minutos, com intervalos inteiros de minutos. A consideração de alvenaria tem como funções absorver o calor do perfil metálico e isolar o ambiente em chamas e, portanto, não possui função estrutural sendo desconsiderada na análise estrutural. Tanto a alvenaria quanto o perfil metálico permitem a perda de calor na face oposta ao incêndio, razão pela qual, por motivos de melhor acoplamento da parede ao perfil metálico em diversas disposições, a alvenaria, diferentemente dos perfis metálicos, foi modelada com elemento térmico SOLID70. O perfil metálico, por sua vez, foi modelado com o elemento térmico SHELL131.

Quanto ao fluxo de calor por *convecção*, gerado pela diferença de densidade entre os gases do ambiente em chamas, para os modelos numéricos é adotado o coeficiente de transferência de calor por convecção (α_c) igual a 25 W/m² °C, conforme item 8.5.1.1.2 da norma brasileira ABNT NBR 14323:1999. Quanto ao fluxo de calor por *radiação*, processo pelo qual o calor flui na forma de propagação de ondas, são considerados nos modelos numéricos aqui propostos: coeficiente de emissividade (ε) com valor igual a 0,5 (inicialmente), constante de Stefan-Boltzmann com valor igual a 5,67x10⁻⁸ W/m².K⁴, ambos conforme ABNT NBR 14323:1999 e fator de configuração com valor igual a 1,0 conforme Regobello (2007).

Para a emissividade, o Eurocode 3 parte 1-2 (2005), no seu item 2.2, sugere valor igual a 0,7, mas ressalta a necessidade de considerar o *efeito shadow*. No entanto, por motivos de comparação a outros trabalhos (Kimura 2009), o valor 0,5 será aqui utilizado. Porém, serão também apresentados posteriormente resultados emissividade igual a 0,7 e a perda de calor na face oposta ao incêndio com os efeitos de radiação e convecção, de acordo com o Eurocode, considerando emissividade de radiação nula e coeficiente de convecção equivalente de 9 W/m² °C, além da restrição axial na barra.

A aplicação do efeito térmico foi considerada utilizando o elemento de superfície SURF152, tanto para convecção quanto para radiação, sendo um elemento para cada efeito com um grau de liberdade por nó, nesse caso, correspondente à temperatura. Tal elemento de superfície pode assumir o nome do grau de liberdade idêntico ao do elemento SHELL131, TTOP, TBOT ou TEMP, cujo nome será definido de acordo com qual face receberá a ação térmica. Caso ambas as faces do elemento SHELL estejam recebendo ação térmica, serão utilizados dois elementos do tipo SURF152 para cada efeito, *radiação* e *convecção*, podendo resultar em até quatro elementos de superfície na mesma posição.

Para o aquecimento dos gases do ambiente em chamas foi adotada a curva de incêndio-padrão, proposta pela ISO 834-1:1999 e descrita na Equação 1, em que θ_g é a temperatura dos gases do incêndio (°C) e t o tempo (em minutos). A área considerada para aplicação do efeito térmico foi igual à abertura de um forno utilizado experimentalmente com 94 cm de largura pelo comprimento total do modelo, para que esteja de acordo com a estratégia adotada nas análises experimentais e numéricas de Silva, Correia e Rodrigues (2008).

$$\theta_g = 345 \log_{10}(8t + 1) + 20^\circ\text{C} \quad (1)$$

As propriedades mecânicas e físicas do aço em função da temperatura foram adotadas de acordo com Eurocode 3 parte 1-2 (2005). As propriedades térmicas adotadas para a alvenaria (compartimentação), de acordo com o código computacional OZONE v2.0 de Cadorin, Franssen e Pintea (2001), são: densidade igual a 1600 kg/m³; calor específico igual a 840 J/kg.K e condutividade térmica igual a 0,7 W/m.K. Foram realizadas validações do modelo térmico do perfil HEB200 com paredes nas mesas (Figura 1a) e do perfil com paredes na alma (Figura 1b) com os resultados numéricos e experimentais de Silva, Correia e Rodrigues (2008) considerando emissividade de radiação igual a 0,7 e perda de calor na face oposta à ação térmica.

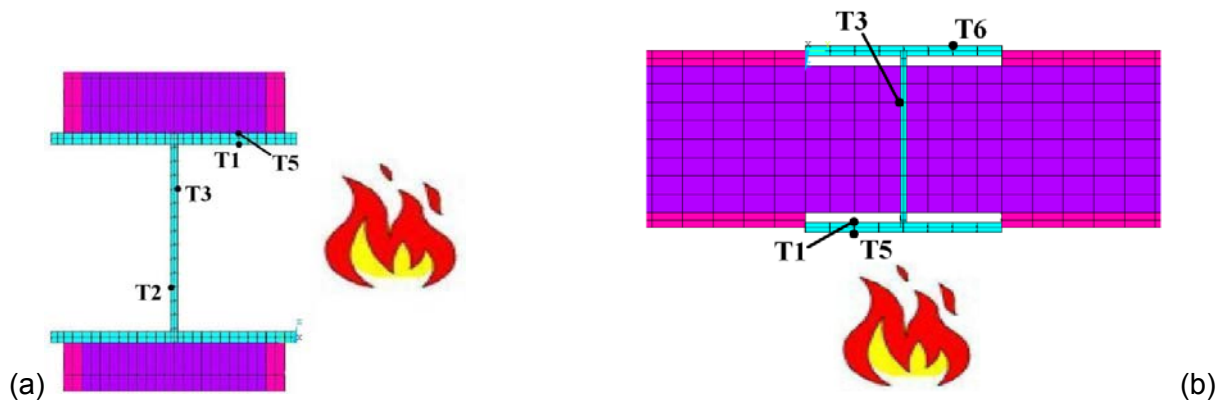


Figura 1 – Perfil HEB200 (a) com paredes nas mesas e (b) com paredes na alma.

2.1.1 Temperatura do aço considerando emissividade igual a 0,7

Após análises realizadas para validação do modelo numérico construído no ANSYS, em relação à Kimura (2009), foram realizadas novas análises utilizando emissividade igual a 0,7 e perda de calor na face não exposta ao incêndio. Os valores para a temperatura nos perfis de aço, isolado e com paredes em contato com a alma, são apresentados graficamente na Figura 2.

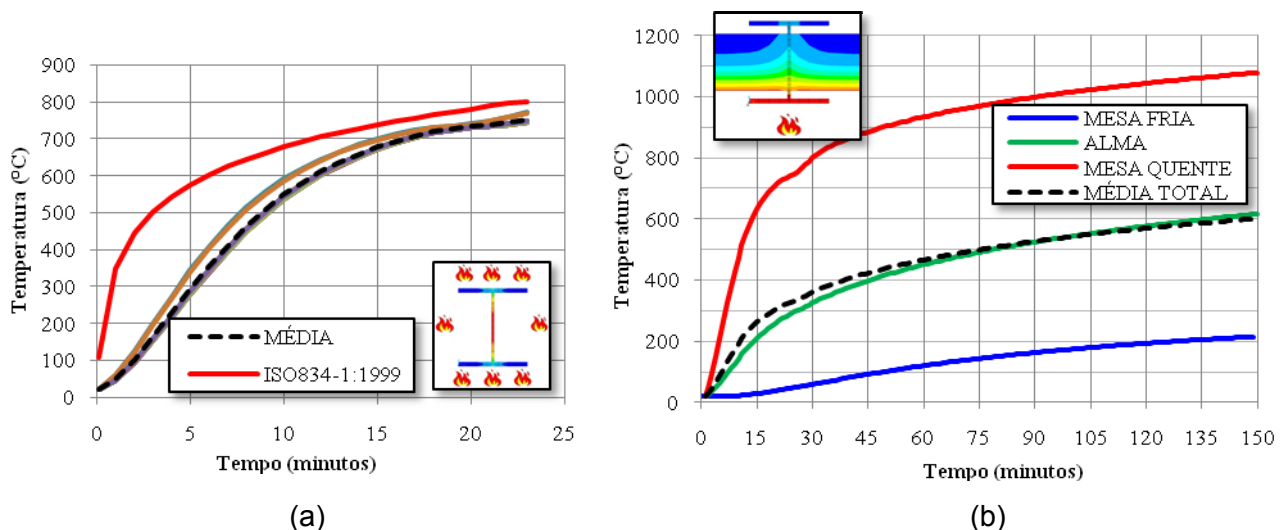


Figura 2 – Temperatura no aço para o perfil UC203x203x46: (a) isolado e (b) com paredes na alma.

2.2 Sobre a análise termomecânica

Para o modelo numérico, com vistas à análise estrutural a temperatura ambiente, cujos resultados serão posteriormente usados para fins de comparação com as análises sob elevadas temperaturas, foram adotadas as seguintes propriedades mecânicas: resistência ao escoamento igual a 275 MPa e módulo de elasticidade longitudinal igual a 210.000 MPa, buscando coerência quando da comparação a resultados de Kimura (2009).

Para os novos modelos, que passaram a considerar emissividade igual a 0,7 e perda de calor na face não exposta, o valor do módulo de elasticidade passa a ser igual a 200.000 MPa conforme atual versão da ABNT NBR 8800:2010. Na análise termomecânica realizada com o código ANSYS, considerando temperaturas elevadas, foi adotada a relação constitutiva proposta no Eurocode 3 parte 1-2 (2005), que leva em conta a penalização da resistência ao escoamento e do módulo de elasticidade longitudinal, conforme mostra a Figura 3, extraída do ANSYS.

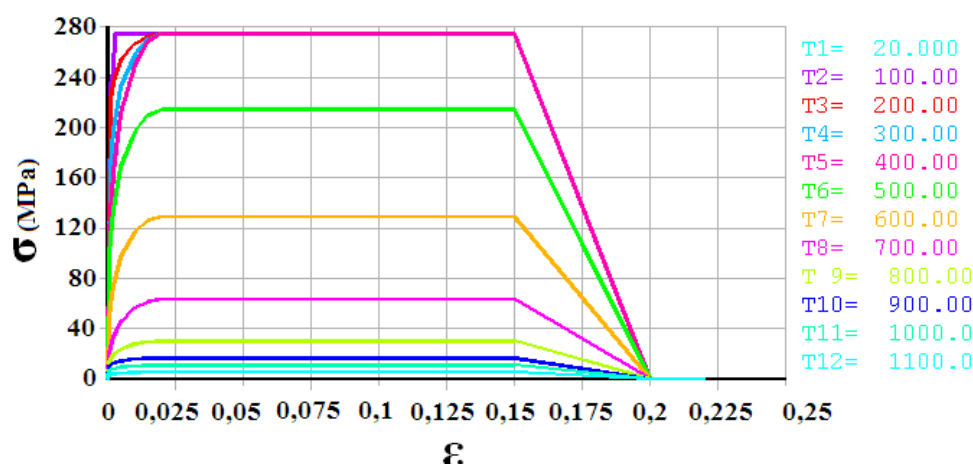


Figura 3 – Gráfico da relação constitutiva do aço em altas temperaturas.

Na análise termoestrutural, assim como na análise de autovalor, o elemento térmico SHELL131 foi substituído pelo elemento estrutural SHELL181, o qual permite representar as deformações elasto-plásticas do modelo numérico. É possível atribuir a esse elemento materiais com propriedades não lineares, tanto no que diz respeito às deformações quanto ao comportamento sob elevadas temperaturas. As densidades das malhas referentes aos modelos da análise térmica, de autovalor e termoestrutural devem ser idênticas, possibilitando que o campo térmico seja transferido corretamente de um modelo para o outro. Também foram testadas as 3 densidades de malhas descritas anteriormente, cujas diferenças são consideradas nos itens que seguem.

Assim como em Kimura (2009), a análise termoestrutural foi realizada com relação a um perfil de seção transversal aberta, do tipo I laminado submetido aos efeitos de imperfeições geométricas do tipo global. A seção transversal utilizada nos modelos foi do tipo UC 203 x 203 x 46 (série inglesa). Suas características geométricas encontram-se na Tabela 1. Vale ressaltar que modos de instabilidade dos tipos local e distorcional não serão aqui abordados por se tratar de perfil cuja esbeltez local não é preponderante.

Tabela 1 – Dimensões do perfil UC 203 x 203 x 46

Dimensão	Valor (mm)	Figura
h_w	181,2	
h_d	203,2	
t_w	7,2	
b_f	203,6	
t_f	11,0	
L	3170,0	
Espessura da parede	140,0	

Os pilares foram considerados com extremidades rotuladas, chapas de topo com 2 mm de espessura e com módulo de elasticidade da ordem de 1000 vezes daquele adotado para o perfil metálico, buscando evitar efeitos localizados nas mesmas. Na concepção das extremidades rotuladas do modelo numérico foram consideradas condições específicas de restrição de modo a permitir considerar rótulas cilíndricas, conforme mostra a Figura 4, bem como a possibilidade de aplicação do carregamento inicial apenas em um nó.

A análise termoestrutural é realizada aplicando-se cargas estáticas correspondentes a uma parcela da carga de colapso a temperatura ambiente (10 a 90% sem restrição axial, 25% com restrição). O modelo considera a imperfeição geométrica global inicial obtida por meio de análise de autovalor da ordem de $L/1000$, em concordância com Almeida (2007). Vale destacar que o campo de

temperaturas é aplicado na forma de força de volume (bodyload) com os resultados da análise térmica transiente prévia.

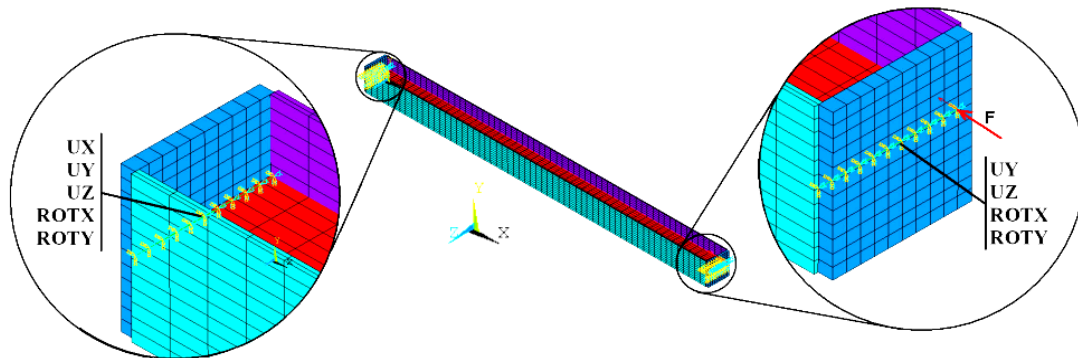


Figura 4 – Detalhe das vinculações da barra, aplicação da força axial e graus de liberdade restringidos em cada extremidade.

O tempo crítico é avaliado no instante em que a barra perde estabilidade pela elevação da temperatura, numericamente representado pela perda de convergência. Tal procedimento foi realizado tanto com o pilar com ação térmica por todos os lados, como mostra a Figura 5a, quanto com a alvenaria na alma da Figura 5b, sendo a ação térmica aplicada em apenas um dos lados e a imperfeição geométrica inicial positiva ($e+$).

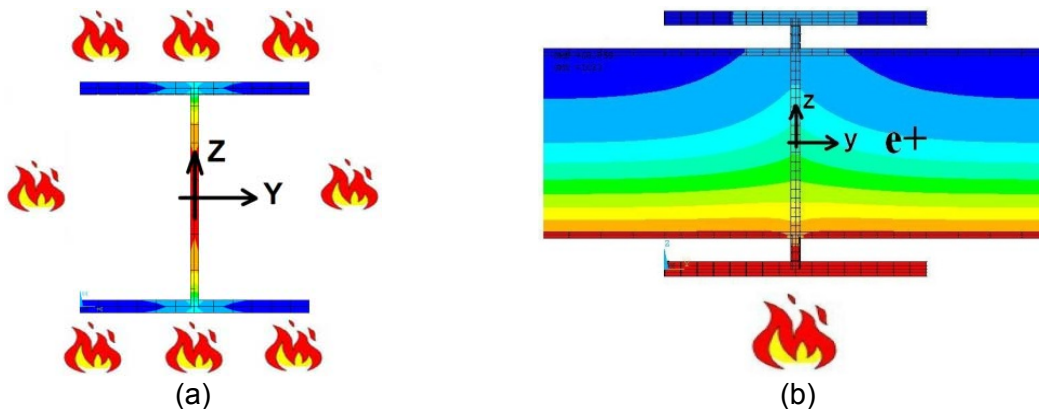


Figura 5 – (a) Pilar isolado com ação térmica por todos os lados e (b) disposições das paredes de encontra com a alma e sentido da imperfeição geométrica global inicial positiva.

2.2.1 Quanto à restrição axial

A restrição axial aos deslocamentos impostos pela dilatação térmica foi modelada utilizando o elemento finito LINK10. Trata-se de elemento de barra uniaxial com dois nós que possibilita sua utilização atuando somente com tração, como um cabo, ou somente compressão, como uma escora, sendo essa última opção aqui utilizada nos modelos.

Dentre as opções do elemento e do material atribuído ao elemento LINK10, são citados: o *módulo de elasticidade* e *área da seção*. Seu comprimento é definido pela distância entre dois nós a ele atribuídos, o qual, no caso dos modelos, foi limitado em 10 centímetros. A aplicação do elemento de restrição, bem como os graus de liberdade restringidos na linha da alma em cada extremidade estão esquematizados na Figura 6.

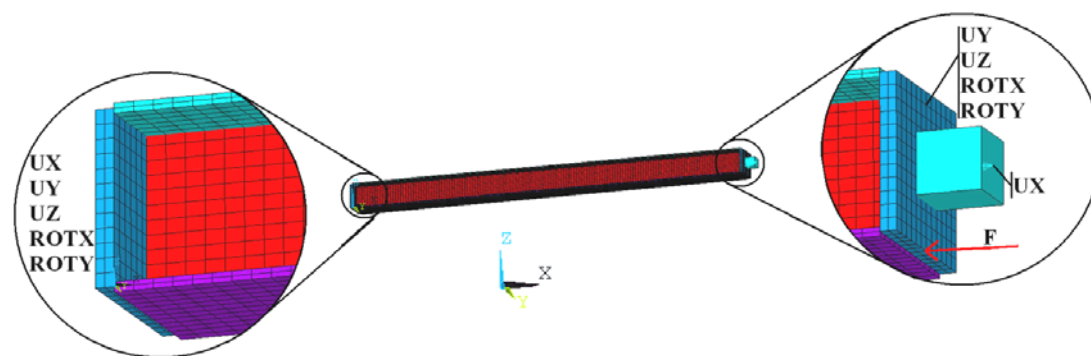


Figura 6 – Detalhe da posição da restrição axial com elemento LINK10, força aplicada e graus de liberdade restringidos.

O valor da restrição segue proporção com base em uma dada constante elástica do pilar em estudo conforme Equação 2, em que R é a constante elástica da mola em N/m (elemento LINK10), k_r é o coeficiente de proporção, E é o módulo de elasticidade do aço (N/m²), A é a área da seção do pilar (m²) e L o comprimento do pilar (m).

$$R = k_r \frac{EA}{L} \quad (2)$$

Para que o elemento da restrição possua a constante elástica desejada, atribui-se a ele a mesma área da seção do pilar e, a princípio, o mesmo comprimento. O módulo de elasticidade equivalente atribuído a ele fica sendo $k_r E$. Porém, como o comprimento do elemento foi limitado a 0,10 m, o módulo de elasticidade foi compensado, passando a valer $k_r E / (L/L_s)$, onde L é o comprimento do pilar e L_s o comprimento da restrição. Alguns valores de k_r são apresentados na Tabela 2, adotados com base em Franssen (2000) e Rodrigues (2000), bem como os valores correspondentes da constante elástica R adotada para a restrição.

Tabela 2 – Grau de restrição e constantes elásticas adotadas na restrição axial

k_r	R (N/m)	R (kN/mm)
0,00	0,00	0,000
0,03	$10,95 \times 10^6$	10,947
0,06	$21,89 \times 10^6$	21,895
0,10	$36,49 \times 10^6$	36,491
0,20	$72,98 \times 10^6$	72,982
50,00	∞	∞

3 RESULTADOS

No presente item serão apresentados os resultados obtidos das termoestruturais, os quais foram comparados com Kimura (2009), para fins de validação dos modelos. Após as validações, parâmetros normativos mais atuais foram considerados nos modelos e os resultados também aqui exibidos.

3.1 Modelos térmicos – Breve comentário

Vale ressaltar inicialmente que não serão aqui apresentados resultados, em forma gráfica ou na forma de tabelas, dos modelos térmicos analisados no presente trabalho, tendo em vista que os mesmos servirão apenas como informação para fins de análises termoestruturais. No entanto, vale aqui comentar que os resultados do modelo térmico, construído com paredes em contato com as mesas e em contato com a alma, foram comparados àqueles apresentados em Silva, Correia e Rodrigues (2008) e apresentaram concordância satisfatória. As curvas de tempo por temperatura para alguns pontos escolhidos apresentaram boa concordância. Os dados de entrada também incluíam emissividade 0,7 e perda de calor nas formas de radiação e convecção, conforme Eurocode 3 parte 1.2, independentes ou simplificados com uma convecção equivalente (ou seja, emissividade 0,7, perda de calor considerando ambos os efeitos e valores de temperatura dos gases conforme dados coletados na última referência).

Os resultados do modelo termoestrutural, quando comparados também àqueles apresentados em Kimura (2009), utilizaram os dados de temperatura obtidos na análise térmica considerando estratégia adotada à época. Para a radiação fora utilizada emissividade igual a 0,5 sem perda de calor na face oposta. Para obter a elevação da temperatura dos gases ao longo do tempo foi considerada a curva de incêndio-padrão ISO834-1:1999.

Após as comparações anteriormente mencionadas os modelos finais utilizaram as prescrições normativas mais recentes, como emissividade igual a 0,7, perda de calor na face não exposta com efeitos combinados em um coeficiente de convecção equivalente e, por fim, curva de incêndio-padrão ISO834-1:1999.

3.2 Modelo termoestrutural – Pilar Isolado

3.2.1 Modelo sem restrição axial, emissividade 0,5 e sem perda de calor - Validação

Os resultados dos deslocamentos, axial (no topo) e lateral (no meio do vão), apresentaram boa concordância com aqueles apresentados em Kimura (2009). A Figura 7 apresenta, em linha cheia, os resultados anteriores com elementos SOLID e, em curva tracejada, os resultados com elementos SHELL. Foram identificadas diferenças significativas no tempo de processamento para ambos os elementos finitos utilizados: para elementos tipo SHELL a análise termoestrutural levou de 1,1 a 2,8 horas, dependendo da parcela da carga de colapso aplicada, enquanto que para elementos tipo SOLID o tempo de processamento foi de aproximadamente 24 horas para concluir a análise.

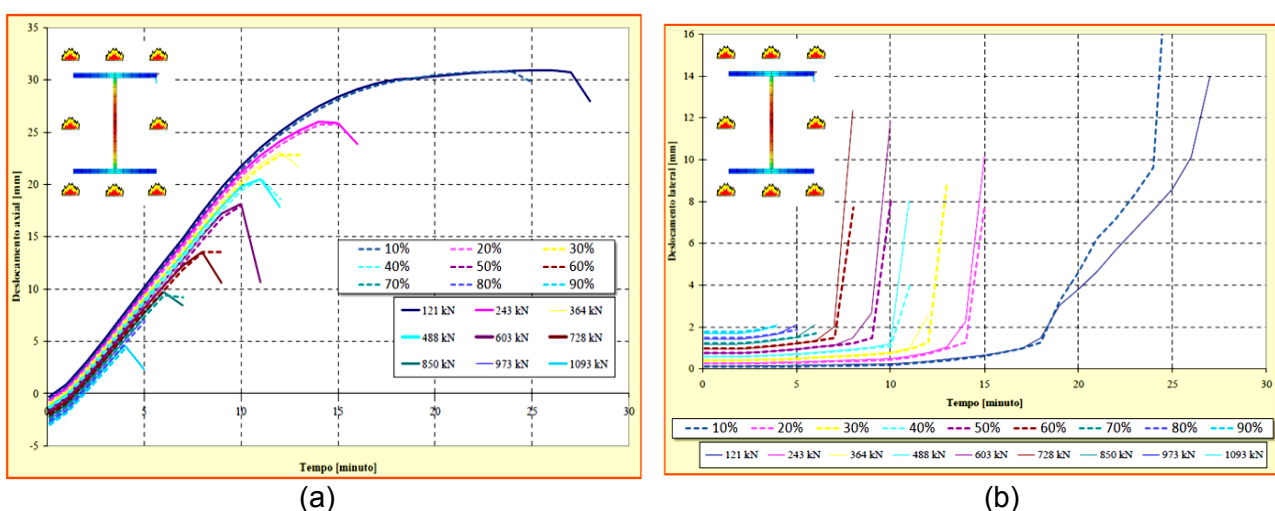


Figura 7 – Resultados para barra sem paredes e fonte de calor em todas as direções comparando elementos SOLID em linha de traço cheio a elementos SHELL em linha tracejada: (a) deslocamento axial no topo e (b) deslocamento lateral no meio do vão.

3.2.2 Modelos com e sem restrição axial, emissividade 0,7 e curva ISO 834-1:1999

Os resultados mostrados a seguir se referem a deslocamentos axiais no topo do pilar, conforme Figura 8, e deslocamentos laterais no meio do vão do pilar, conforme Figura 9, considerando emissividade igual a 0,7 e a inexistência de restrições axiais. É possível observar, pelos deslocamentos axiais, Figura 8, que para os diversos níveis de carregamento o comportamento do elemento estrutural é semelhante, atingindo valores maiores de tempo crítico tanto quanto menor for o carregamento inicial. Por meio da Figura 9 é possível observar que os deslocamentos laterais iniciais são tão maiores quanto maior for o carregamento inicial, como era de se esperar, devido à imperfeição inicial. Da última figura também se observa que, com a evolução da temperatura do aço, o deslocamento lateral é muito pequeno, devido à consideração de uniformidade do campo térmico, aumentando bruscamente ao atingir o tempo crítico, caracterizando a instabilidade do elemento estrutural.

Ambos os gráficos, referentes às figuras 8 e 9, demonstraram o comportamento do elemento estrutural sob a ação de um carregamento estático e evolução do campo de temperaturas, sem nenhum elemento que represente a interação com a estrutura circundante, bem como sem paredes de vedação e compartimentação das chamas.

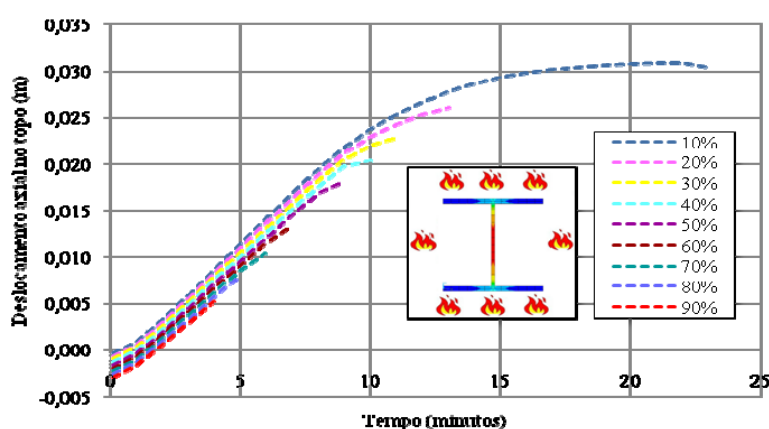


Figura 8 – Deslocamento axial no topo do pilar isolado para diversos níveis de carregamento.

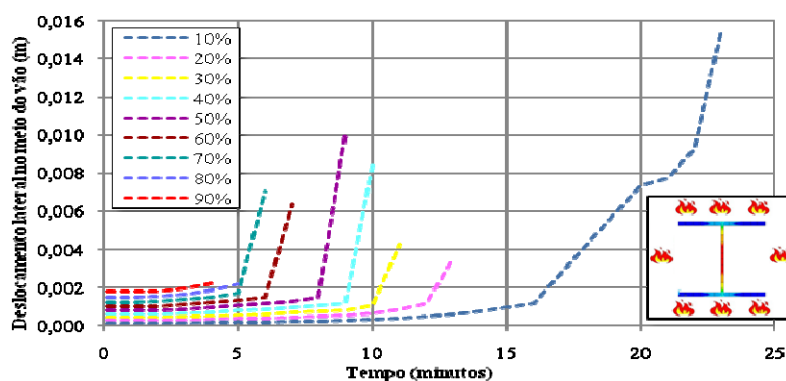


Figura 9 – Deslocamento lateral no meio do vão na direção da imperfeição inicial.

A Figura 10 apresenta o resultado da evolução da carga aplicada, somando-se à carga inicial aquela que é acrescentada com o impedimento do deslocamento axial por meio de um elemento de barra colocado no topo do pilar (restrição axial). Esse elemento de barra (LINK10) pode assumir diversas constantes elásticas, conforme apresentado na Tabela 2.

Os graus de restrição (k_r), que correspondem à constante elástica do elemento de restrição, variam de 0 a infinito, incluindo outros quatro valores intermediários. Quanto maior for o grau de restrição, mais alto será o valor máximo de força reativa, atingindo um valor próximo ao colapso em temperatura ambiente (1223 kN). Pode-se observar também que, para graus de restrição elevados ocorre um trecho descendente suave da curva, sem ser interrompida. A interrupção da curva antes de

a mesma retornar ao valor da força inicial ocorre quando há perda de convergência numérica. Pela Figura 10, observa-se que tal fato se verifica para os menores graus de restrição.

Na Figura 11, os deslocamentos axiais no topo são apresentados para cada um dos graus de restrição (k_r) e carga estática inicial de 25% da carga de colapso. Nesse gráfico é possível observar que a restrição dita infinita, igual a 50 vezes a constante elástica do pilar, não demonstra deslocamento no topo além daquele que ocorre em resposta à compressão devido ao carregamento inicial.

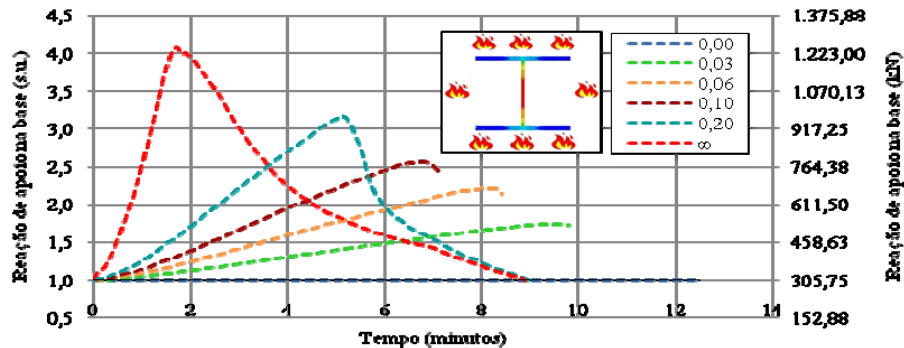


Figura 10 – Carregamento total aplicado para diversos níveis de restrição axial e carga estática inicial de 25% da carga de colapso em temperatura ambiente.

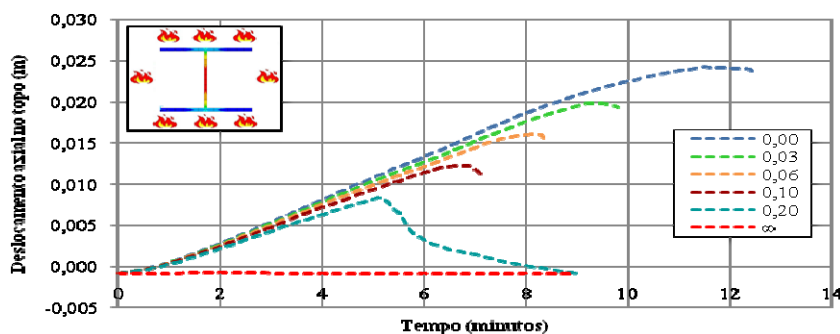


Figura 11 – Deslocamento axial no topo do pilar para diversos níveis de restrição axial e carga estática inicial de 25% da carga de colapso à temperatura ambiente.

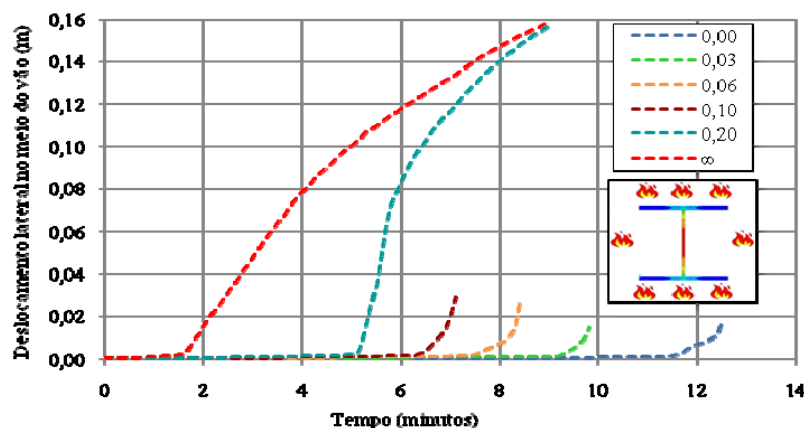


Figura 12 – Deslocamento lateral no meio do vão na direção da imperfeição inicial para diversos níveis de restrição axial e carga estática inicial de 25% da carga de colapso à temperatura ambiente.

A restrição com valor atribuído igual a 0,20 (ver Tabela 2) apresenta uma curva suavemente ascendente e mais ligeiramente descendente, enquanto as outras restrições apresentam apenas o trecho ascendente e patamar curto. Isso se deve ao fato descrito anteriormente, em que grau mais elevado da restrição promove uma deformação na configuração da barra desde o início da evolução da

temperatura, como pode ser observado na Figura 12. Caso contrário, tal mudança de configuração se torna brusca (instabilidade) levando o processamento à perda de convergência numérica.

3.3 Modelo termoestrutural – Pilar com paredes em contato com a alma

Para o modelo com alvenaria na alma o tempo de processamento foi maior se comparado àquele identificado para pilar isolado. Isso se deve ao fato de as paredes manterem o incêndio em um único ambiente, de forma que a ação térmica ocorre apenas em um dos lados do perfil. Tal aspecto, juntamente com o fato de as paredes alterarem o gradiente de temperatura da seção, absorvendo calor do aço, faz com que a temperatura média do pilar seja inferior àquelas identificadas para pilares isolados (sem paredes). Com temperatura média menor, passa a ser necessário um maior número de passos de carga, ou seja, minutos de incêndio. Além disso, o gradiente térmico promoverá um arqueamento da barra, aumentando os deslocamentos laterais no meio do vão em relação ao pilar isolado.

3.3.1 Validações do modelo com emissividade 0,5, curva de incêndio-padrão ISO834-1:1999, sem restrição axial e sem perda de calor na face não exposta ao incêndio

Os resultados obtidos nessa pesquisa, comparados aos resultados obtidos em Kimura (2009), são mostrados na Figura 13a e 13b, no referente aos deslocamentos axiais no topo da barra e deslocamentos laterais no meio do vão. Vale ressaltar que em todas as figuras que seguem, as curvas de traço cheio foram extraídas de Kimura (2009) considerando elementos SOLID, enquanto que as curvas tracejadas representam as respostas do elemento SHELL aqui utilizados.

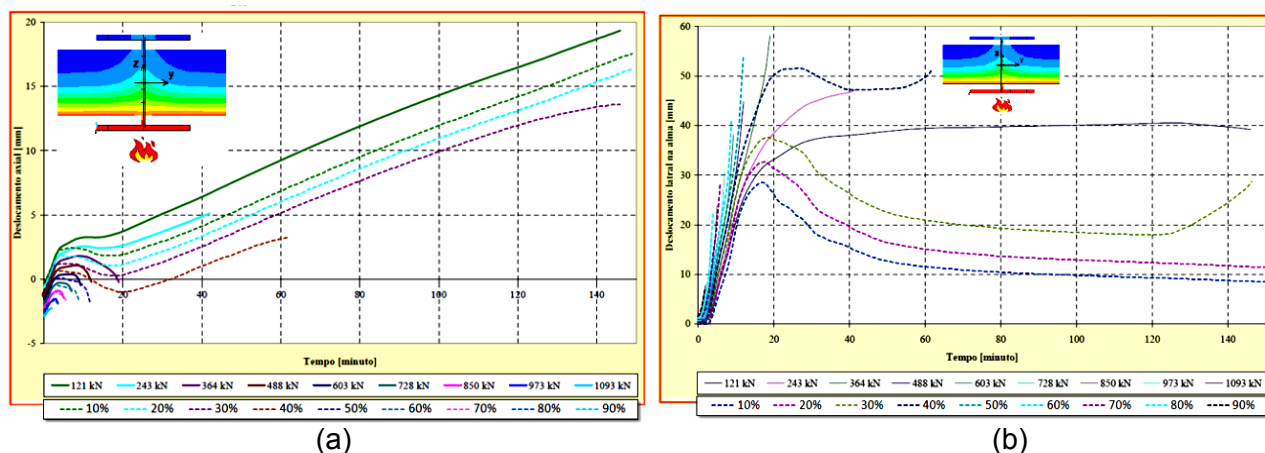


Figura 13 – Imperfeição geométrica global inicial positiva (a) deslocamento axial no topo; e (b) deslocamento lateral no meio do vão comparando elementos SOLID com elementos SHELL.

Observa-se boa concordância entre o modelo construído em SHELL e aquele construído em SOLID com relação ao deslocamento axial para os valores maiores de carga. Os carregamentos iniciais menores apresentam boa concordância nos minutos iniciais e um pequeno afastamento da curva de referência a partir dos 5 minutos de incêndio. O deslocamento lateral no meio do vão teve boa concordância nos minutos iniciais para todos os valores de carregamentos e um comportamento diferenciado para as cargas mais baixas a partir dos 5 minutos inicial de incêndio. Acredita-se que isso se deve ao fato de tais elementos permitirem maiores deslocamentos e por possuir graus de liberdade associados diretamente à rotação, não presentes no elemento SOLID.

3.3.2 Modelos com emissividade 0,7, curva de incêndio-padrão ISO834-1:1999, com e sem restrição axial e com perda de calor na face não exposta ao incêndio

O modelo aqui apresentado possui paredes em contato com a alma, considerando emissividade de radiação do incêndio igual a 0,7, conforme Eurocode 3 parte 1-2. Também foi

considerado, diferentemente dos exemplos anteriores, perda de calor na face não exposta às chamas, o que certamente reduz a temperatura média do perfil em relação ao modelo adiabático.

A Figura 18 mostra os resultados do deslocamento axial no topo do pilar com paredes na alma. Ao analisar a Figura 18 é possível observar que para os mesmos níveis de carregamento e tempo de exposição, os deslocamentos axiais resultam bastante inferiores e o tempo crítico sempre maior se comparados ao pilar isolado, Figura 8. Isso se deve ao fato de a compartimentação das chamas promovida pelas paredes, bem como a perda de calor, conduzirem a uma temperatura média do aço inferior à do pilar isolado, resistindo por mais tempo.

A Figura 19 traz resultados dos deslocamentos laterais no meio do vão para o modelo em análise, os quais, comparados aos deslocamentos do perfil isolado da Figura 9, mostrada anteriormente, permitem observar resultados consideravelmente maiores. Isso se deve ao fato de no perfil com paredes ocorrer um aquecimento não uniforme da seção (apresenta um gradiente térmico) com um lado mais aquecido que o outro, como visto claramente na Figura 2b e Figura 5b. Esse aquecimento não uniforme provoca dilatação térmica mais expressiva nas abas que primeiro se aquecem.

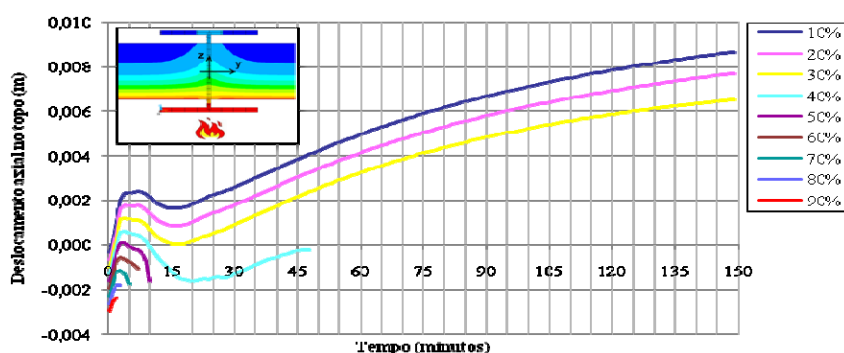


Figura 18 – Deslocamento axial no topo do pilar com paredes na alma para diversos níveis de carregamento.

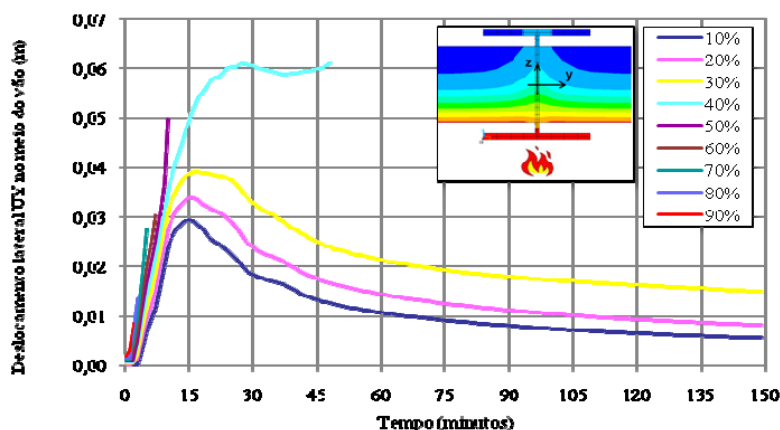


Figura 19 – Deslocamento lateral no meio do vão na direção da imperfeição inicial.

Tal fato pode ser interpretado mais facilmente ao se considerar a fonte de calor “atraindo” a barra. No entanto, o aquecimento maior em partes específicas da seção também provoca a perda do módulo de elasticidade primeiramente nesses pontos, o que explica o retorno dos deslocamentos laterais a partir de aproximadamente 15 minutos, em que as partes mais quentes da seção estão a 500°C, como se vê na Figura 2b, já com o módulo de elasticidade bastante penalizado e ainda reduzindo, como visto na Figura 3.

Quando introduzido o elemento para fins de restrição axial no modelo do perfil com paredes na alma, a força aplicada no pilar evolui conforme mostra a Figura 16. Os graus de restrição foram os mesmos do pilar isolado e podem ser vistos na Tabela 2. O atual modelo considera a imperfeição

global somente positiva, devido à simetria com a imperfeição global negativa. A imperfeição global é uma curvatura inicial dada ao pilar na direção da menor inércia, conforme Figura 5b.

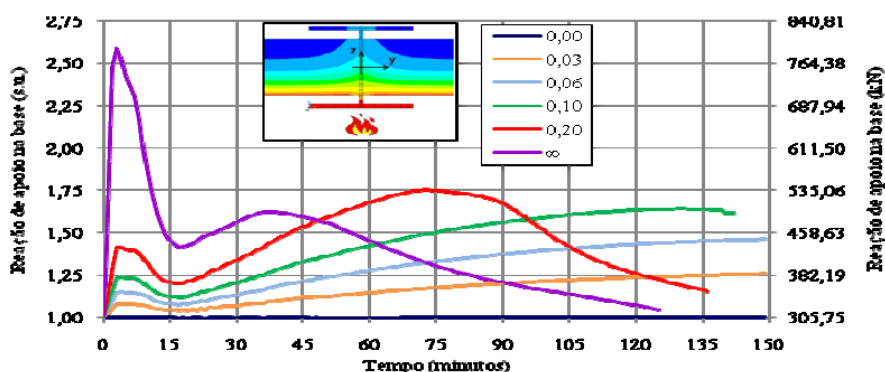


Figura 16 – Carregamento total aplicado para diversos níveis de restrição axial e carga estática inicial de 25% da carga de colapso em temperatura ambiente.

Os deslocamentos axiais do modelo com paredes na alma e com restrição axial são mostrados na Figura 17. Observa-se certa semelhança no comportamento das curvas com menores graus de restrição axial, valores mais próximos aos impostos pelas estruturas usuais.

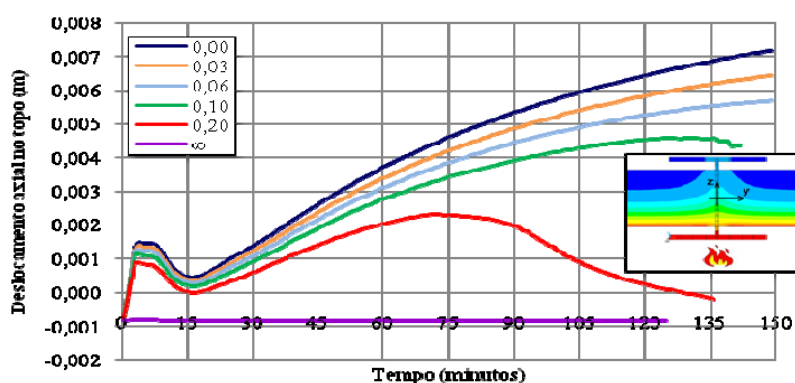


Figura 17 – Deslocamento axial no topo do pilar com paredes na alma para diversos níveis de restrição axial e carga estática inicial de 25% da carga de colapso em temperatura ambiente.

Na Figura 18 são apresentadas as curvas dos deslocamentos laterais na direção da imperfeição geométrica global inicial do modelo com paredes na alma e com restrição axial. Novamente, é possível observar que, para graus de restrição elevados, ocorrem grandes deslocamentos quando o modelo está próximo dos 15 minutos de exposição ao incêndio.

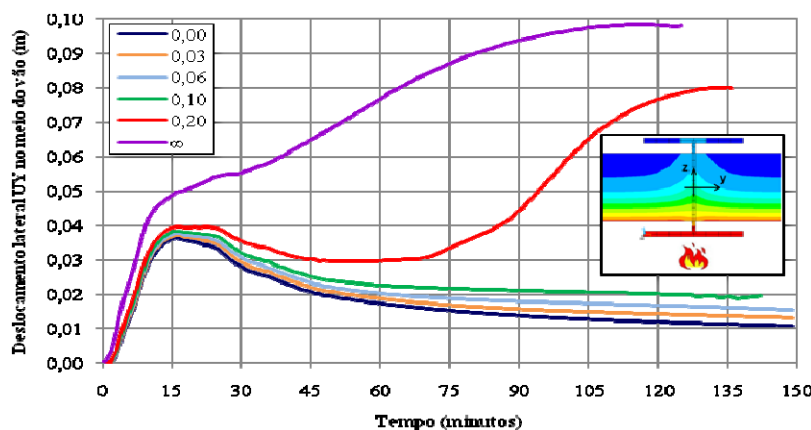


Figura 18 – Deslocamento lateral no meio do vão na direção da imperfeição inicial para diversos níveis de restrição axial e carga estática inicial de 25% da carga de colapso em temperatura ambiente.

4 CONCLUSÃO

Com base nos resultados numéricos aqui obtidos e apresentados é possível considerar que o elemento finito SHELL se mostra mais adequado para os fins da estratégia numérica aqui proposta, se comparado ao elemento finito SOLID, cuja aplicação se faz de forma direcionada buscando representar satisfatoriamente elementos estruturais comprimidos, mais especificamente pilares de aço com seção transversal constituída por elementos com espessura reduzida, considerando análises à temperatura ambiente e em situação de incêndio com vistas ao contexto termoestructural.

Vale ressaltar que ambos os elementos finitos utilizados, o SOLID e o SHELL, disponibilizados na biblioteca interna do ANSYS, se mostram adequados para fins de análises térmicas, estruturais e termoe estruturais, porém, foi possível notar que os elementos SHELL, dentro do contexto do presente trabalho, resultam mais eficientes quanto ao tempo de processamento global, ou seja, apresentam um menor custo computacional, de forma a possibilitar a realização das mesmas análises aqui de interesse com menor tempo de processamento.

Uma vez que a metodologia utilizada no modelo elaborado em SHELL foi semelhante àquela aplicada ao modelo em SOLID, pode-se afirmar que os resultados de *deslocamento x tempo* nas análises termoe estruturais apresentam coerência.

Em relação à análise térmica, a transferência nodal de temperaturas, seguindo a estratégia numérica adotada, mostrou-se bastante satisfatória, mesmo na região de interface SHELL x SOLID, ou seja, na região de contato entre o perfil e a alvenaria. A metodologia aplicada no presente trabalho foi capaz de reproduzir a variação da temperatura de forma coerente com aquela obtida experimentalmente em Silva, Correia e Rodrigues (2008).

A estratégia adotada para a inclusão da restrição axial com o elemento LINK10 também se mostrou bastante satisfatória. Com o elemento mencionado foi possível reproduzir os resultados apresentados em trabalhos referentes aos estudos de pilares de aço em situação de incêndio. Os resultados com restrição e paredes foram coerentes com o que se esperava.

A inclusão da restrição axial visa tornar o modelo numérico mais coerente com o funcionamento mecânico das estruturas em serviço. A convergência das curvas da restrição axial para um mesmo tempo crítico, para uma dada carga inicial, abre precedentes para a criação de uma metodologia simplificada de dimensionamento de estruturas em situação de incêndio, fato esse que será melhor estudado em trabalhos futuros.

Para finalizar, vale lembrar que as análises numéricas desenvolvidas e apresentadas no presente trabalho representam uma fase preliminar do estudo, de modo que outras configurações de campo térmico (ou gradiente térmico) na seção transversal decorrente das paredes da compartimentação em novas posições relativas ao perfil serão estudadas em trabalhos futuros a serem propostos dentro desse mesmo contexto.

5 AGRADECIMENTOS

Ao Conselho Nacional de Pesquisa e Desenvolvimento Científico, CNPq, à Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior, CAPES e ao Departamento de Engenharia de Estruturas SET – EESC – USP.

6 REFERÊNCIAS

ALMEIDA, S. J. C. **Análise numérica de perfis de aço formados a frio comprimidos considerando as imperfeições geométricas iniciais.** Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2007.

ANSYS INC. Ansys – Documentation.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 14323 – Dimensionamento de estruturas de aço de edifícios em situação de incêndio – Procedimentos**. Rio de Janeiro, 1999.

CADORIN J. F.; FRANSSEN, J. M.; PINTEA, D. **The design fire tool OZONE, V 2.0 – theoretical description and validation on experimental fire tests**, 1st draft, Université Liège, Liège. 2001.

EUROPEAN COMMUNITY. **Design of Steel Structures, Part 1.2: General rules – Structural Fire Design**, Eurocode 3 parte 1-2, EN 1993-1-2, Brussels, 2005.

FRANSSEN, J. M. Failure temperature of a system comprising a restrained column submitted to fire. **Fire Safety Journal**, n. 34, p.191-207, 2000.

INTERNATIONAL STANDARD. **Fire-resistance tests – Elements of Building Construction – Part 1: General requirements**, ISO 834-1:1999.

KIMURA, E. F. A. **Análise termo-estrutural de pilares de aço em situação de incêndio**. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, São Carlos, 2009.

REGOBELLO, R. **Análise numérica de seções transversais e de elementos estruturais de aço e mistos de aço e concreto em situação de incêndio**. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2007.

RODRIGUES, J. P. C. **Fire resistance of steel columns with restrained thermal elongation**. Dissertação (Doutorado) – Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa, 2000.

SILVA, V. P.; CORREIA, A. M.; RODRIGUES, J. P. C. **Simulation on fire behaviour of steel columns embedded on walls**. In: Jornadas Sudamericanas de Ingenieria Estructural, 33., maio, 2008, Santiago, Chile.

