



CONSTRUMETAL 2014

Congresso Latino-Americano da Construção Metálica

Contribuições Tecnocientíficas

- Parte 4 -

Estruturas de Aço em Situação de Incêndio



DESEMPENHO DE EDIFÍCIO HABITACIONAL DE INTERESSE SOCIAL INDUSTRIALIZADO EM AÇO EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

Humberto Napoli Bellei¹
Roberto Inaba²
Mauri Resende Vargas³

Resumo

Este trabalho apresenta os resultados de um projeto que tem como objetivo principal fornecer subsídios para o conhecimento do comportamento de um sistema estrutural misto de aço e concreto para habitações de interesse social de andares múltiplos. Um protótipo foi desenvolvido sendo composto por estrutura em aço USI-CIVIL-300 em perfis conformados a frio na forma de tubos quadrados para os pilares e perfis I formados por dois U enrijecidos para as vigas além das lajes mistas com forma de aço incorporada tipo —steel deck; paredes externas com painéis sanduiche, formados por chapas de aço galvanizado e material termo isolante, e revestidos internamente por placas Drywall. As paredes internas com painéis estruturados em aço revestidos com placas de gesso acartonado e forro com placas Drywall.

Palavras-chave: Incêndio; Edifício Habitacional; Estrutura mista; Industrialização

TÍTULO EM INGLÊS

This paper presents the results of a project that aims to provide subsidies to the knowledge of the behavior of a mixed structural system of steel and concrete for social housing multiple floors. A prototype was developed and is composed of structure-USI CIVIL-300 in cold-formed steel in the form of square tubing and profiles for the columns I formed by two U beams for hardened profiles beyond the form of composite slabs with steel deck; external walls with sandwich panels, consisting of galvanized steel and thermal insulation materials, and lined by Drywall boards. The internal walls with structured steel coated with drywall and ceiling with drywall boards.

Keywords: Fire; Social Housing; steel and composite structures ;Industrialization

¹ Engenheiro Civil graduado pela Fundação Oswaldo Aranha, Volta Redonda-RJ /Mestre em ciências pelo Instituto Tecnológico da Aeronáutica, São José dos Campos-SP /Especialista na USIMINAS, São Paulo, Brasil

² Arquiteto graduado pela Faculdade de Arquitetura e Urbanismo da USP, São Paulo/ MBA em Gestão Competitiva pela Faculdade de Economia e Administração da USP, São Paulo/Especialista na USIMINAS, São Paulo, Brasil

³ Engenheiro Civil graduado pela Escola de Engenharia de São Carlos-SP/consultor em engenharia de segurança contra incêndio/ titular da Tecsteel Engenharia e Consultoria

* Contribuição técnica ao **Construmetal 2014** – Congresso Latino-Americano da Construção Metálica – 02 a 04 de setembro de 2014, São Paulo, SP, Brasil.

1 INTRODUÇÃO

Tendo em vista as peculiaridades do projeto desenvolvido pela Usiminas com a proposição de novos materiais e novo sistema construtivo, sentimos a necessidade da realização de ensaio de incêndio em um protótipo em escala real.

A estrutura foi verificada apenas à temperatura ambiente conforme as normas ABNT NBR 8800:2008 e ABNT NBR 14762:2010.

Para situação de incêndio, decidiu-se pela construção de um protótipo em escala real contemplando metade da planta do andar (2 apartamentos e hall da escada) e 2 pavimentos conforme figura 1.

Os elementos estruturais foram mantidos sem proteção e apenas a laje mista recebeu uma armadura adicional com o objetivo de resistir às solicitações em situação de incêndio. As verificações foram realizadas conforme a ABNT NBR 14323:1999 e o seu projeto de revisão de 2012 (ABNT NBR 14323:2012). Salienta-se que as vigas de aço foram mantidas sem proteção.

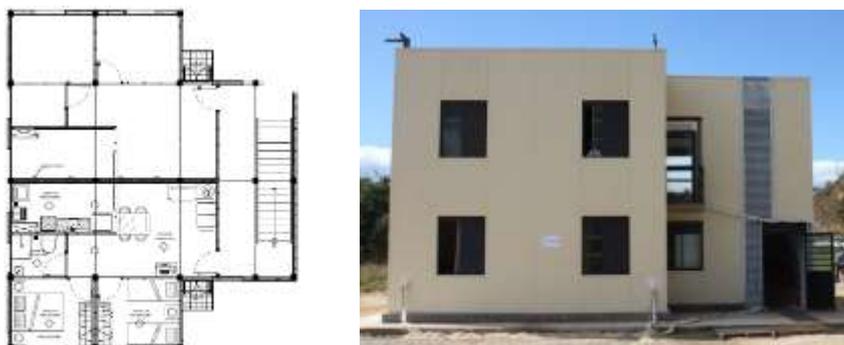


Figura 1: Planta baixa do protótipo e fotografia da vista frontal

2 MATERIAIS E MÉTODOS

Para calcular a carga de incêndio presente no apartamento, foi feita a pesagem de todos os móveis. Com a utilização de fórmulas e tabelas de poder calorífico específico de cada material segundo a norma ABNT NBR: 14432: 2001 ou pelas IT 09 CBMG/IT 14 CBSP, transformou-se o peso dos materiais em carga de incêndio de cada cômodo.

Foi realizado levantamento do perfil de temperatura do protótipo, utilizando 8 termopares tipo "K", conectados a um módulo de aquisição de dados instalado em uma cabine protegida com isolamento térmica na parte externa do protótipo e programado para armazenar os valores de temperatura a cada 1 segundo.

Para medir a deformação das estruturas do protótipo durante a simulação de incêndio, foram utilizados seis extensômetros elétricos, unidirecionais. Extensômetros são medidores de deformação amplamente utilizados no ensaio de estruturas.

Foram realizadas imagens termográficas da parede lateral e frontal do protótipo, através de duas câmeras de medição de temperatura por infravermelho modelos A315 e A325 do fabricante FLIR.

As câmeras e o sistema de aquisição também foram posicionados em duas cabines protegidas com isolamento térmica. As câmeras foram programadas para gravar as imagens a cada 15 segundos.

Para o acompanhamento de eventual movimentação da estrutura, tanto no sentido horizontal como vertical, foram utilizadas 3 equipes de topografia durante o ensaio. Os pontos de leitura foram posicionados no entorno do protótipo sendo: um na fachada frontal, outro na fachada lateral e outro no fundo do prédio.

Para simular um edifício em condições reais de uso, foi necessário carregar a estrutura de forma a atingir o máximo esforço atuante nos pilares do pavimento térreo em situação de incêndio (conforme NBR 14323).

3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Não houve colapso total ou parcial do edifício, que permaneceu estável e íntegro, sem quaisquer danos localizados por fissuras ou deformações mesmo após 75 minutos de incêndio. Os deslocamentos da estrutura foram insignificantes, tendo sido registrado um deslocamento horizontal de 2,5mm no topo do edifício.

Não houve a propagação do incêndio para o apartamento contíguo. Isso demonstrou o bom desempenho da parede Drywall entre os apartamentos do mesmo pavimento e do septo externo colocado entre os apartamentos (compartimentação horizontal) .

Não houve a propagação do incêndio para o apartamento do andar de cima. Isso demonstrou o bom desempenho dos painéis de fachada e do conjunto laje mista steel deck+forro Drywall (compartimentação vertical). Os chumaços de algodão colocados sobre a laje do pavimento incendiado não entraram em ignição.

As deformações medidas nas vigas e pilares não foram significativas a ponto de comprometer a estabilidade da edificação. Observou-se uma fenda de 16 mm na viga B. Nas demais vigas e pilares não houve deformações.

A temperatura máxima registrada no interior do apartamento foi de 1030°C, e aconteceu aos 57 minutos (figura 4).

A temperatura máxima registrada na superfície externa do painel de aço foi 30°C enquanto a placa Drywall se manteve íntegra e 90°C após a queda do Drywall.

As propriedades mecânicas do aço não foram afetadas após o incêndio conforme a análise metalográfica realizada.



Figura 2: Fotografias do incêndio.



Figura 3: Fotografias da sala antes e após o incêndio.

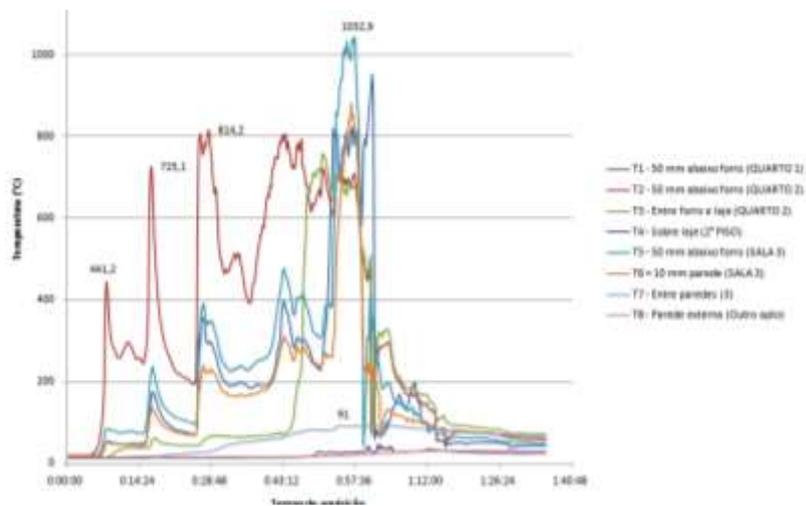


Figura 4: Curva tempo X temperatura



4 CONCLUSÃO

A comparação do desempenho da estrutura exposta ao incêndio real em relação ao desempenho previsto pelas normas de verificação em situação de incêndio demonstra que o comportamento da estrutura como um todo é diferente do previsto por modelos analíticos aplicáveis aos elementos estruturais individuais.

A partir da observação do ensaio, pode-se concluir que a estrutura, apresenta uma capacidade resistente em situação de incêndio adequada.

Agradecimentos

Agradecemos aos colegas da Usiminas pela valiosa cooperação, em especial aos funcionários do Centro de Pesquisa.

Agradecemos as empresas que de alguma forma contribuíram para a realização desse trabalho: Dânica, Flasan, Lafarge Gypsum, Metform, Pórtico, Soluções Usiminas, Tecsteel e UFMG.

Agradecemos de forma especial o Corpo de Bombeiros do Estado de MG pela inestimável contribuição ao êxito dessa empreitada.

Agradecemos ao FINEP por ter acreditado nesse projeto e sem o qual não teria sido possível a realização desse trabalho.

REFERÊNCIAS

- [1] ABNT NBR 14323:1999. Associação Brasileira de Normas Técnicas. Dimensionamento de estruturas de aço de edifícios em situação de incêndio.
- [2] ABNT NBR 14323:2012. Associação Brasileira de Normas Técnicas. Texto-Base de Revisão de Norma - Dimensionamento de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios em Situação de Incêndio.
- [3] ABNT NBR 8800:2008. Associação Brasileira de Normas Técnicas. Projeto de Estruturas de Aço e Mistas de Aço e Concreto de Edifícios.
- [4] ABNT NBR 14762:2010. Associação Brasileira de Normas Técnicas. Dimensionamento de Estruturas de Aço Constituídas por Perfis Formados a Frio

Tema: Proteção das Estruturas – Corrosão e Incêndio

EQUIVALÊNCIA ENTRE INCÊNDIO-PADRÃO E CURVAS PARAMÉTRICAS APLICADOS A ESTRUTURAS DE AÇO *

Arthur Ribeiro Melão¹

Valdir Pignatta Silva²

Resumo

É corrente empregar-se em projetos de estruturas em situação de incêndio, a curva padronizada temperatura-tempo definida na ABNT NBR 5628:2001 que é igual à da ISO 834 (1999). No entanto, essa curva não representa o incêndio real.

As curvas paramétricas contidas no Eurocode 1 (2002) apresentam resultados mais realísticos que a de incêndio-padrão, já que levam em conta o grau de ventilação, carga de incêndio e características dos materiais das vedações do compartimento e diferenciam incêndio controlado pela ventilação e controlado pelo combustível.

Para este trabalho, elaborou-se uma ferramenta computacional que permite construir a curva temperatura-tempo parametrizada para os cenários de incêndio conforme os parâmetros mencionados. O programa permite também determinar a temperatura de elementos estruturais de aço sujeitos a incêndios modelados por ambas as curvas, empregando-se a formulação recomendada pela ABNT NBR 14323:2013.

O objetivo deste trabalho é procurar encontrar uma equivalência entre ambas as curvas por meio da comparação da temperatura do aço.

Palavras-chave: *Incêndio; Aço; Tempo Equivalente; Curva Paramétrica.*

* Contribuição técnica ao **Construmetal 2014** – Congresso Latino-Americano da Construção Metálica – 02 a 04 de setembro de 2014, São Paulo, SP, Brasil.



EQUIVALENCE BETWEEN ISO-FIRE AND PARAMETRIC FIRE BASED ON THE TEMPERATURE OF STEEL STRUCTURES *

Abstract

The adoption of the standard curve is common in structural design . This curve is defined in ABNT NBR 5628:2001 and is equal to ISO 834 (1999). However this curve does not represent the real fire.

Parametric curves of Eurocode 1 (2002) present more realistic results than Iso-fire, since it takes into account the opening factor, fire load density and characteristics of the materials of seals the compartment, in addition to differentiate fuel controlled fire from ventilation controlled fire.

For this work was elaborated a computational tool that allows to build parametric temperature-time curve for fire scenarios as the aforementioned parameters. The software also allows to determine the temperature of structural steel members in fire modeled by both curves, using the formulation recommended by the ABNT NBR 14323:2013.

The objective of this work is try to find an equivalence between both curves by comparing the temperature steel.

Keywords: *Fire; Steel; Equivalent Time; Parametric temperature-time curves.*

¹ Mestrando do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo – Brasil. Av. Prof. Almeida Prado – Trav. 2, N. 83, CEP 05508-900, São Paulo SP, Brasil. melao@usp.br

² Professor Doutor do Departamento de Engenharia de Estruturas e Geotécnica, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo – Brasil. Av. Prof. Almeida Prado - Trav. 2, N. 83, CEP 05508-900, São Paulo SP, Brasil. valpigss@usp.br



1 INTRODUÇÃO

Apesar de a probabilidade de ocorrência ser pequena, as consequências de um incêndio podem ser desastrosas. Há exigências legais e normativas de que as estruturas tenham determinada resistência ao fogo. No caso, as estruturas de aço devem ser dimensionadas de forma a respeitar essa exigência com base na recém-publicada ABNT NBR 14323:2013.

Para efeito de projeto, a ação térmica é geralmente representada por uma curva temperatura-tempo padronizada pela ISO 834 (1999). Além da curva padronizada, o Eurocode 1 (2002) apresenta um procedimento para a determinação de curvas paramétricas que se assemelham aos incêndios reais.

As curvas paramétricas apresentam resultados mais realistas que a do incêndio-padrão, já que levam em conta o grau de ventilação, carga de incêndio específica e características dos materiais componentes nas vedações do compartimento, além de considerar a transição entre incêndio controlado pela ventilação e pelo combustível.

2 OBJETIVO

O objetivo deste trabalho é realizar estudos sobre equivalências entre curvas paramétricas e curva-padrão e comparar os valores de tempos. Neste trabalho será considerado tempo equivalente, o tempo que eleva a temperatura do aço obtido por meio da curva padronizada até a temperatura obtida pela curva paramétrica do incêndio.

3 CURVAS PARAMÉTRICAS

As curvas paramétricas apresentadas pela Eurocode 1 (2002) têm por base um modelo de incêndio natural e são válidas para compartimentos até 500 m² de área de piso e 4 metros de altura, sem aberturas horizontais (no teto). Nesse modelo, é considerado que todo material inflamável participa do processo de combustão.

3.1 Tempo da temperatura máxima dos gases

O primeiro passo é se determinar o tempo em que ocorre a temperatura máxima dos gases ($t_{máx}$) dentro de um compartimento, que será obtido por meio da Equação 1.

$$t_{máx} = 0,2 \cdot 10^{-3} \cdot q_{t,d}/O \geq t_{lim} \quad (1)$$



Na Equação 1:

$q_{t,d}$ é o valor de cálculo da carga de incêndio específica relacionada à área total do compartimento (A_t), conforme $q_{t,d} = q_{f,d} \cdot A_f / A_t$ [MJ/m^2], respeitando os limites de $50 \leq q_{t,d} \leq 1000$ [MJ/m^2]

$q_{f,d}$ é o valor de cálculo da carga de incêndio específica relacionada à área de piso do compartimento (A_f), conforme especificado no anexo E da parte 2 do Eurocode 1 (2002), na NBR 14432:2001 ou na Instrução Técnica 14 (2011).

O é o grau de ventilação, $O = A_v \cdot \sqrt{h_{eq}} / A_t$ [$\text{m}^{1/2}$], com os limites: $0,02 \leq O \leq 0,20$;

A_v é área total de aberturas verticais nas paredes em m^2 .

h_{eq} é a altura média das aberturas em m^2 .

A_t é área total do compartimento (teto, piso e paredes) em m^2 .

t_{lim} é o tempo-limite mínimo, determinado pela velocidade de desenvolvimento do incêndio:

- 25 min para lento (espaço público);
- 20 min para médio (residência, hospital, hotel, escritório, sala de aula); e
- 15 min para rápido (biblioteca, shopping, cinema, teatro).

Quando $t_{máx} = t_{lim}$ significa que o incêndio é controlado pelo combustível e quando $t_{máx} > t_{lim}$, ou seja quando $t_{máx}$ é determinado por $(0,2 \cdot 10^{-3} \cdot q_{t,d} / O)$, o incêndio é controlado pela ventilação.

A temperatura máxima dos gases é obtida adotando o tempo $t_{máx}$ para a Equação 2.

3.2 Ramo Ascendente

A formulação para temperatura dos gases na fase de aquecimento, ou seja, o ramo ascendente é dado pela Equação 2.

$$\theta_g = 20 + 1325(1 - 0,324e^{-0,2t^*} - 0,204e^{-1,7t^*} - 0,472e^{-19t^*}) \quad (2)$$

Na Equação 2:

θ_g é a temperatura dos gases dentro do compartimento, expresso em $^{\circ}\text{C}$.

t^* é o tempo fictício em horas, calculado por meio da Equação (3) para incêndio controlado pela ventilação ($t_{máx} > t_{lim}$) e calculado por intermédio da Equação 5 para incêndio controlado pelo combustível ($t_{máx} = t_{lim}$).

$$t^* = t \cdot \Gamma \quad (3)$$

Sendo que o coeficiente Γ é determinado pela Equação 4.

$$\Gamma = \frac{(O/b)^2}{(0,04/1160)^2} \quad (4)$$

Na Equação 4:

O é o grau de ventilação

b é a propriedade térmica das vedações do compartimento em $J/m^2s^{1/2} \text{ } ^\circ C$.

$$t^* = t \cdot \Gamma_{lim} \quad (5)$$

Sendo que o coeficiente Γ_{lim} é determinado pela Equação 6.

$$\Gamma_{lim} = k \frac{(O_{lim}/b)^2}{(0,04/1160)^2} \quad (6)$$

Na Equação 6:

O_{lim} é o grau de ventilação-limite determinado por $O_{lim} = 0,1 \cdot 10^{-3} \cdot q_{t,d}/t_{lim}$

k é um coeficiente que é tomado igual a 1 ou calculado conforme Equação 7 caso sejam atendidas todas as condições: $O > 0,004$; $q_{t,d} < 75$; e $b < 1160$.

$$k = 1 + \left(\frac{O - 0,04}{0,04} \right) \left(\frac{q_{t,d} - 75}{75} \right) \left(\frac{1160 - b}{1160} \right) \quad (7)$$

A propriedade térmica b dos elementos de vedação do compartimento é associado as características térmicas de seus materiais e é obtida por meio da Equação 8, com os seguintes limites: $100 \leq b \leq 2200$ em $J/m^2s^{1/2} \text{ } ^\circ C$.

$$b = \sqrt{\rho c \lambda} \quad (8)$$

Na Equação 8:

ρ é a massa específica do material da vedação em kg/m^3 ;

c é o calor específico do material de vedação em $\text{J/kg } ^\circ\text{C}$;

λ é a condutividade térmica do material da vedação em $\text{W/m } ^\circ\text{C}$.

No caso de elementos de vedação com diferentes valores para propriedade térmica b é feita a média ponderada descontando a área das aberturas.

Para elementos de vedação composta por camadas de materiais com propriedades térmicas e físicas distintas adotar uma das possibilidades abaixo. O índice 1 representa a camada exposta ao fogo e o índice 2 é relativo a próxima camada.

- Para $b_1 < b_2$, adotar $b = b_1$.
- Para $b_1 < b_2$, calcular pela Equação 9

$$b = \frac{s_1}{s_{lim}} b_1 + \left(\frac{1 - s_1}{s_{lim}} \right) b_2 \quad (9)$$

Na Equação 9:

b_1 e b_2 são as propriedades térmicas das camadas 1 e 2, respectivamente;

s_{lim} é a espessura-limite em metros dada pela Equação 10

$$s_{lim} = \sqrt{\frac{3600 \cdot t_{m\acute{a}x} \lambda_1}{c_1 \rho_1}} \quad (10)$$

$t_{m\acute{a}x}$ é o tempo para atingir a temperatura máxima em horas;

λ_1, c_1 e ρ_1 são as características térmicas da camada exposta ao fogo.

3.3 Ramo Descendente

O ramo descendente da curva parametrizada proposto pelo Eurocode 1 (2002) é representada simplificada por uma reta conforme Equação 11.

$$\theta_g = \theta_{m\acute{a}x} - 250 \cdot k_{temp} \cdot (t^* - t_{m\acute{a}x}^*) \quad (11)$$

Na Equação 11:

$\theta_{m\acute{a}x}$ é a temperatura máxima dos gases calculado com a Equação 2 com o tempo $t_{m\acute{a}x}^*$.

$t_{máx}^*$ é o tempo fictício relativo ao tempo da temperatura máxima dos gases respeitando a condição de ser maior que t_{lim} .

k_{temp} é dado pela Equação 12, respeitado a condição $1 \leq k_{temp} \leq 2,5$

$$k_{temp} \cdot (3 - t_{máx}^{**}) \quad (12)$$

Na Equação 12:

$t_{máx}^{**}$ é o tempo fictício relativo ao tempo da temperatura máxima dos gases NÃO respeitando a condição de ser maior que t_{lim} , ou seja calculada pela Equação 3 com $t_{máx} = 0,2 \cdot 10^{-3} \cdot q_{t,d}/0$.

4 Comparações entre curva-padrão e curva paramétrica

As comparações entre a curva-padrão e a curva paramétrica são feitas por meio do conceito de tempo equivalente, que é uma forma de se conhecer a severidade do incêndio real por meio da curva-padrão. São três os métodos de se obter o tempo equivalente: conceito da temperatura máxima, conceito da mínima capacidade de carga e o conceito de áreas iguais.

4.1 Conceito de Igualdade de Áreas sob as Curvas

A **Erro! Fonte de referência não encontrada.** ilustra o conceito proposto pela primeira vez por Ingberg apud Nyman (2002), que o tempo equivalente de um incêndio é obtido igualando as áreas sob as curvas de incêndio natural e de incêndio-padrão acima de uma temperatura de referência de 150 °C. Segundo Nyman (2002), o conceito de Ingberg considera como temperatura de referência 300 °C quando se trata de elementos estruturais não combustíveis pesados.

Teoricamente, o produto entre temperatura e tempo não é de calor, no entanto, alguns autores defendem esse conceito que foi um ponto de partida para as regulamentações atuais da classe de fogo.

Esse conceito é interessante já que a severidade do incêndio independe da estrutura a ser analisada. Isto é, dois incêndios de mesma severidade conduzirão a resultados iguais, mesmo que, por exemplo, os perfis metálicos sujeitos a cada um desses incêndios estejam protegidos de maneira diferente.

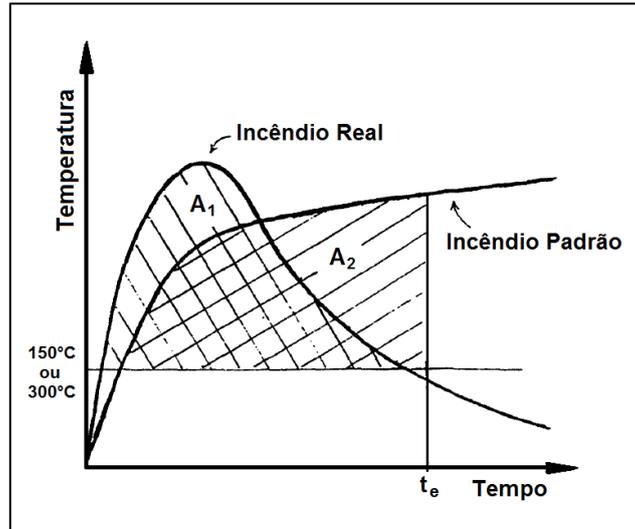


Figura 1 -Tempo Equivalente pelo Conceito de Igualdade de Áreas sob as Curvas – Thomas, et. al. (1997)

4.2 Conceito de Temperatura Máxima do Aço

O conceito de temperatura máxima do aço é defendido por Law e Petterson apud Thomas (1997). Esse conceito define que a gravidade equivalente do incêndio é o tempo de exposição necessário para que a temperatura de um elemento de aço protegido determinada por meio da curva de incêndio-padrão atinja a mesma temperatura máxima do aço de um compartimento com incêndio natural. Esse conceito é apresentado através do gráfico da Figura 2.

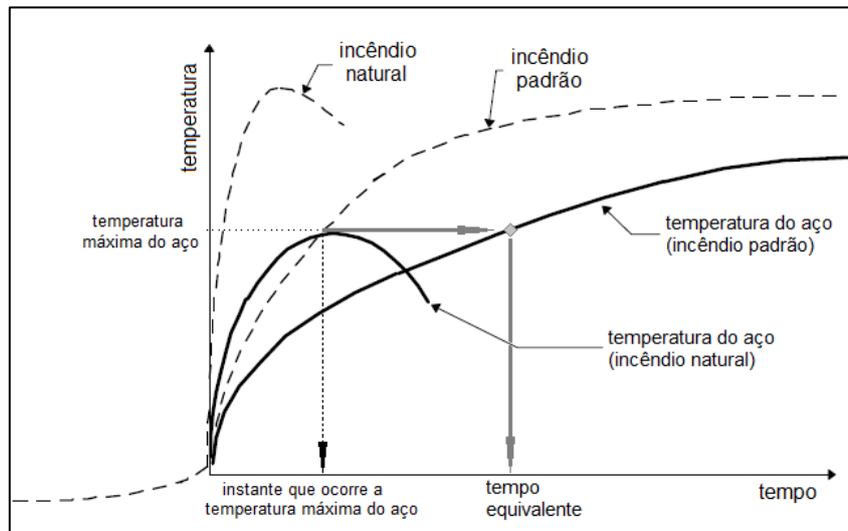


Figura 2 - Tempo Equivalente pelo Conceito Temperatura Máxima do Aço – Silva (1997)

4.3 Conceito de esforço resistente mínimo do aço

Outra alternativa é se determinar a equivalência do incêndio por meio do conceito de esforço resistente mínimo do elemento de aço. Esse conceito define que a equivalência do incêndio é o tempo de exposição necessário para que o esforço resistente de um elemento de aço determinado por meio da curva de incêndio-padrão atinja o mesmo valor mínimo do aço submetido ao incêndio natural. Esse conceito é ilustrado no gráfico da Figura 3.

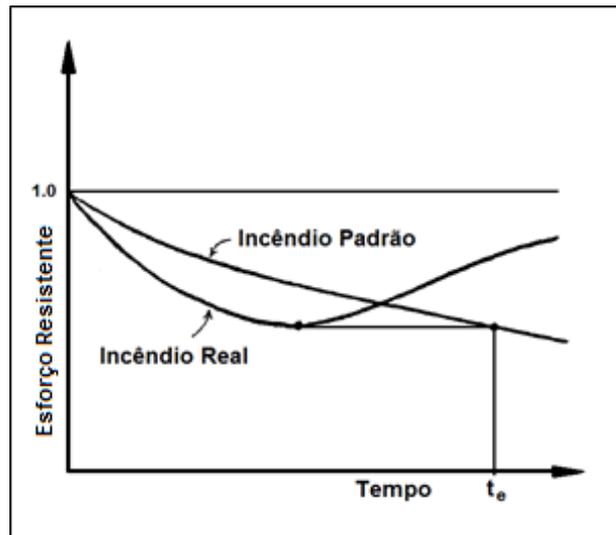


Figura 3 - Tempo Equivalente pelo Conceito de esforço resistente mínimo do aço – Thomas, et. al. (1997)

4.4 Método do tempo equivalente (ABNT NBR14323:2013)

O método do tempo equivalente é apresentado no Anexo F da ABNT NBR 14323:2013 como uma forma de se determinar o tempo requerido de resistência ao fogo (TRRF) de elementos estruturais de aço e mistos de aço e concreto. Nesse método, são levados em conta aspectos do projeto contra incêndio e características da edificação que reduzem o risco ou a propagação do sinistro e facilitam a fuga dos usuários e as operações de combate ao fogo.

É importante salientar que esse método, apesar de empregar algumas equações do método do tempo equivalente do Eurocode 1 (2002), não é igual ao método apresentado na norma europeia. A principal diferença são as limitações impostas. A norma brasileira não permite que o tempo equivalente seja tomado como inferior a 15 min ou inferior ao tempo determinado pelo Anexo A da ABNT NBR 14432:2000 reduzido de 30 min. Dessa forma, o método da norma brasileira tem um caráter de reduzir de até no máximo 30 min o TRRF, e assim trazer economia no dimensionamento das estruturas de uma edificação com boas características de segurança contra incêndio. No caso do aço, quer pela redução da espessura do revestimento contra fogo,

quer pela dispensa dele. Ressalte-se que o método apresentado na norma brasileira, não é um método de equivalência entre as duas curvas.

5 PLANILHA ELETRÔNICA

Para este estudo foi desenvolvida uma planilha Excel capaz de calcular e traçar as curvas temperatura-tempo dos gases, segundo as curvas paramétricas do Eurocode 1 (2002) e a curva-padrão ISO 834 (1999). A planilha foi aferida pelo software Elefire-EN (Franssen e Vila Real, 2010).

5.1 Entrada de dados

A primeira etapa é definir as características geométricas do compartimento, que são área de piso, perímetro, altura, e dados das aberturas (área total e altura média). Em seguida, definem-se os revestimentos das vedações (piso, teto e paredes) para que seja calculado o parâmetro b . A Figura 4 apresenta, nos campos em verde da planilha, onde são inseridos esses dados.

Para traçar a curva paramétrica do Eurocode 1 (2002), determina-se a carga de incêndio do compartimento em estudo. Como para o uso do método é necessário empregar o valor de cálculo da carga de incêndio específica, o que significa que o valor característico da carga de incêndio deve ser ponderada por determinados coeficientes, optou-se por permitir que o usuário possa inserir cargas de incêndio distintas e assim poder adotar coeficientes de ponderação segundo normas diferentes. Foi feita uma calculadora para auxiliar na determinação do valor de cálculo da carga de incêndio com os coeficientes de ponderação e com um banco de dados com os valores característicos dessas cargas de incêndio conforme Instrução Técnica 14 (2011). A Figura 5 apresenta a carga de incêndio a ser inserida, assim como os parâmetros calculados para a curva paramétrica.



| | | | | | | | | | |
|----|---|-----------------------|-----------------------------|-------------------|-------------|---|-------|----------------|--------------|
| 3 | Dados geométricos do compartimento | | | | | | | | |
| 4 | A_p | 200,00 m ² | área do piso (em planta) | | | | | | |
| 5 | Perímetro | 62,5 m | Perímetro do compartimento | | | | | | |
| 6 | Altura | 3,20 m | altura do compartimento | | | | | | |
| 7 | | | | | | | | | |
| 8 | h_{eq} | 1,000 m | altura média das aberturas | | | | | | |
| 9 | A_v | 12,00 m ² | área total de aberturas | | | | | | |
| 10 | A_t | 600,00 m ² | área total do compartimento | | | | | | |
| 11 | | | | | | | | | |
| 12 | Revestimentos do Compartimento | | | ρ_m | λ_m | c_m | b | A | $A \cdot b$ |
| 13 | | | | kg/m ³ | W/mK | J/kgK | | m ² | |
| 14 | Paredes | Acabamento de Gesso | | 1150 | 0,488 | 1000 | 749 | 188 | 140837 |
| 15 | Piso | Concreto Normal | | 2300 | 1,6 | 1000 | 1918 | 200 | 383667 |
| 16 | Teto | Concreto Normal | | 2300 | 1,6 | 1000 | 1918 | 200 | 383667 |
| 17 | | | | | | | Soma: | 588 | 908170 |
| 18 | | | | | | | | | |
| 19 | | | | | b | 1545 J/m ² s ^(1/2) °C | | | (100<b<2200) |

Figura 4 – Entrada de dados – dimensões do compartimento.

| | | | | | |
|----|---|--------------------------|---|----------------|-----------|
| 22 | Cálculos da Curva paramétrica da Eurocode 1 (2002) | | | | |
| 23 | $q_{t,d}$ | 1000 MJ/m ² | carga de incêndio espec. de cálculo (piso) | k | 1,000 |
| 24 | $q_{t,d}$ | 250,00 MJ/m ² | carga de incêndio específica de cálculo (total) | Γ_{lim} | 3,516 |
| 25 | O_{lim} | 0,0750 m ^{1/2} | grau de ventilação limite | Γ | 14,063 |
| 26 | O | 0,1500 m ^{1/2} | grau de ventilação | t_{max}^* | 281,3 min |
| 27 | desenvolvimento do incêndio: | | Médio | | |
| 28 | t_{lim} | 20 min | instante limite | θ_g | 1176,8 °C |
| 29 | t_{max} | 20,00 min | instante máximo | | |

Figura 5 – Cálculo da curva paramétrica (Eurocode 1, 2002).

| | | | |
|----|--|---------------------------|--|
| 35 | Revestimento corta-fogo do perfil | | |
| 36 | Blaze Shield II | | tipo de exposição: Com revestimento - todos os lados |
| 37 | λ_m | 0,150 W/m ² C | |
| 38 | ρ_m | 240 kg/m ³ | |
| 39 | c_m | 2300 J.kg ⁻¹ C | |
| 40 | t_m | 20,0 mm | |

Figura 6 – Tipo de exposição e Revestimento do Perfil.

Para este trabalho foi feito um estudo do tempo equivalente com o conceito da temperatura do aço. Esse método sofre grande influência do revestimento do perfil, que no caso foi primeiramente avaliado perfis sem revestimento corta-fogo.

Outro parâmetro que tem grande influência na temperatura do aço em situação de incêndio é o fator de massividade (u/A_g) que é a relação da área exposta do perfil e seu volume ou, por medida de comprimento, a relação entre o perímetro exposto do perfil e sua área da seção. Portanto o fator de massividade varia muito com o tipo de exposição, por exemplo, se é um

pilar exposto pelos quatro lados ou uma viga com laje em que o perfil está exposto por três lados.

Ainda, no caso de seções I ou H sem revestimento contra fogo expostas ao incêndio, há necessidade de se considerar um fator de correção (k_{sh}) para o efeito de sombreamento que é dado pela Equação 13.

$$k_{sh} = 0,9 \cdot \frac{(u/A_g)}{(u/A_g)_b} \quad (13)$$

Na Equação 13, $(u/A_g)_b$ é valor do fator de massividade, definido como a relação entre o perímetro exposto ao incêndio de uma caixa hipotética que envolve o perfil e a área da seção transversal do perfil.

5.2 Igualdade da temperatura do aço

Com a planilha desenvolvida, é possível realizar comparações de resultados obtidos a partir da curva paramétrica do Eurocode 1 (2002) e pela curva de incêndio-padrão ISO 834 (1999) adotada por diversas normas internacionais inclusive pelas normas brasileiras.

Foram avaliados valores característicos de cargas de incêndio determinado pela Instrução Técnica 14 (2011) e os valores que aparecem com maior frequência em MJ/m² são: 200, 300, 400, 500, 600, 700, 800 e 1000. Para compartimentos com dimensões comuns e alturas entre 2,8 m e 4 m é razoável adotar um valor médio para a relação entre a área de piso e a área total (A_f/A_t) entre 1/3 e 1/4. Dessa forma, adotando fatores de ponderação igual a 1,00, obtemos os seguintes valores de cálculo para cargas de incêndio em MJ/m²: 66,6; 100,0; 133,3; 166,6; 200,0; 233,3; 266,6; e 333,3 para $A_f/A_t = 1/3$ e 50; 75; 100; 125; 150; 175; 200 e 250 para $A_f/A_t = 1/4$.

O grau de ventilação segundo a Eurocode 1 (2002) deve ser limitado a valores entre 0,02 e 0,20. No entanto, adotando-se os seguintes limites: A_f/A_t entre 1/3 e 1/4, altura média das janelas entre 1 m e 3 m e A_v/A_f entre 0,12 e 0,25, encontram-se para o menor e maior valor do grau de ventilação, respectivamente, 0,04 e 0,15. Assim, para cada valor de cálculo de carga de incêndio apresentado acima foram adotados os seguintes valores de grau de ventilação na análise paramétrica: 0,04; 0,06; 0,08; 0,10; 0,15.

Como pode ser visto nas equações 4 e 5, o coeficiente I compara o valor da propriedade térmica b das vedações do compartimento com o valor base de 1160. Para compartimentos comuns com vedações de concreto no piso e no teto e de acabamento de gesso nas paredes e considerando a relações $A_f/A_t = 33,3\%$ e $A_v/A_f = 12\%$, chega-se ao valor da propriedade térmica

b igual a $1561 \text{ J/m}^2\text{s}^{1/2} \text{ }^\circ\text{C}$, que é aproximadamente 35% maior que o valor base. Portanto para a parametrização será adotado $b = 1566 \text{ J/m}^2\text{s}^{1/2} \text{ }^\circ\text{C}$.

Para o tempo-limite (t_{lim}) foi adotado 20 min, que é para desenvolvimento do incêndio médio, o que corresponde a residências, hospitais, hotéis, escritórios etc.

Avaliando 110 perfis encontrados no mercado brasileiro com seção I ou H, constata-se que, se expostos por quatro lados são encontrados valores de fator de massividade entre 110 e 430 e, considerando efeito de sombreamento, valores entre 70 e 300. A distribuição entre faixas encontradas é apresentada na tabela 1.

Tabela 1 - Fatores de massividade de perfis brasileiros

| | | | 4 LADOS EXPOSTOS | | | |
|--------|---|-----|------------------|-------------|------------------------|-------------|
| | | | (u/A_g) | | $k_{sh} \cdot (u/A_g)$ | |
| Faixas | | | Frequência | Porcentagem | Frequência | Porcentagem |
| 50 | - | 100 | 0 | 0,0% | 14 | 12,7% |
| 100 | - | 150 | 15 | 13,6% | 40 | 36,4% |
| 150 | - | 200 | 26 | 23,6% | 37 | 33,6% |
| 200 | - | 250 | 23 | 20,9% | 10 | 9,1% |
| 250 | - | 300 | 25 | 22,7% | 9 | 8,2% |
| 300 | - | 350 | 10 | 9,1% | 0 | 0,0% |
| 350 | - | 400 | 4 | 3,6% | 0 | 0,0% |
| 400 | - | 450 | 7 | 6,4% | 0 | 0,0% |
| Totais | | | 110 | | 110 | |

A seguir apresentam-se nas Tabelas 2 e 3, alguns resultados da análise desenvolvida, envolvendo os extremos de fator de massividade 100 m^{-1} e 300 m^{-1} .



Tabela 2 – Tempo equivalente em função do fator de massividade igual a 100 m^{-1} e demais parâmetros

| $q_{t,d}$ (MJ/m ²) | O (m ^{1/2}) | θ_g (°C) | $t_{g,máx}$ (min) | θ_a (°C) | t_{eq} (min) |
|-----------------------------------|----------------------------|--------------------|----------------------|--------------------|-------------------|
| 50 | 0,04 | 276 | 20 | 202 | 6.3 |
| | 0,06 | 276 | 20 | 182 | 5.8 |
| | 0,08 | 276 | 20 | 172 | 5.5 |
| | 0,1 | 276 | 20 | 165 | 5.3 |
| | 0,15 | 276 | 20 | 155 | 5.1 |
| 75 | 0,04 | 730 | 23 | 682 | 19.3 |
| | 0,06 | 467 | 20 | 356 | 9.8 |
| | 0,08 | 467 | 20 | 338 | 9.4 |
| | 0,1 | 467 | 20 | 324 | 9.1 |
| | 0,15 | 467 | 20 | 309 | 8.8 |
| 100 | 0,04 | 766 | 30 | 729 | 21.7 |
| | 0,06 | 815 | 20 | 739 | 22.3 |
| | 0,08 | 609 | 20 | 492 | 13.1 |
| | 0,1 | 609 | 20 | 482 | 12.8 |
| | 0,15 | 609 | 20 | 466 | 12.4 |
| 125 | 0,04 | 792 | 38 | 755 | 23.4 |
| | 0,06 | 845 | 25 | 790 | 26.4 |
| | 0,08 | 694 | 20 | 601 | 16.2 |
| | 0,1 | 694 | 20 | 593 | 15.9 |
| | 0,15 | 694 | 20 | 579 | 15.5 |
| 150 | 0,04 | 815 | 45 | 794 | 26.9 |
| | 0,06 | 871 | 30 | 842 | 33.6 |
| | 0,08 | 914 | 23 | 870 | 39.5 |
| | 0,1 | 745 | 20 | 661 | 18.3 |
| | 0,15 | 745 | 20 | 655 | 18.1 |
| 175 | 0,04 | 835 | 53 | 824 | 30.8 |
| | 0,06 | 894 | 35 | 877 | 41.2 |
| | 0,08 | 938 | 26 | 914 | 51.4 |
| | 0,1 | 972 | 21 | 938 | 59.8 |
| | 0,15 | 782 | 20 | 703 | 20.3 |
| 200 | 0,04 | 854 | 60 | 846 | 34.4 |
| | 0,06 | 914 | 40 | 903 | 48.0 |
| | 0,08 | 958 | 30 | 943 | 61.7 |
| | 0,1 | 992 | 24 | 972 | 74.0 |
| | 0,15 | 815 | 20 | 732 | 21.8 |
| 250 | 0,04 | 886 | 75 | 881 | 42.0 |
| | 0,06 | 949 | 50 | 941 | 60.8 |
| | 0,08 | 992 | 38 | 983 | 79.4 |
| | 0,1 | 1026 | 30 | 1014 | 97.3 |
| | 0,15 | 1085 | 20 | 1067 | 136.8 |



Tabela 3 – Tempo equivalente em função do fator de massividade igual a 300 m^{-1} e demais parâmetros.

| $q_{t,d}$ (MJ/m ²) | O (m ^{1/2}) | θ_g (°C) | $t_{g,máx}$ (min) | θ_a (°C) | t_{eq} (min) |
|-----------------------------------|----------------------------|--------------------|----------------------|--------------------|-------------------|
| 50 | 0,04 | 276 | 20 | 250 | 3.8 |
| | 0,06 | 276 | 20 | 236 | 3.6 |
| | 0,08 | 276 | 20 | 236 | 3.6 |
| | 0,1 | 276 | 20 | 229 | 3.5 |
| | 0,15 | 276 | 20 | 229 | 3.5 |
| 75 | 0,04 | 730 | 23 | 718 | 14.7 |
| | 0,06 | 467 | 20 | 432 | 6.1 |
| | 0,08 | 467 | 20 | 426 | 6.0 |
| | 0,1 | 467 | 20 | 426 | 6.0 |
| | 0,15 | 467 | 20 | 421 | 5.9 |
| 100 | 0,04 | 766 | 30 | 750 | 17.6 |
| | 0,06 | 815 | 20 | 804 | 24.4 |
| | 0,08 | 609 | 20 | 582 | 8.8 |
| | 0,1 | 609 | 20 | 579 | 8.7 |
| | 0,15 | 609 | 20 | 575 | 8.6 |
| 125 | 0,04 | 792 | 38 | 787 | 22.0 |
| | 0,06 | 845 | 25 | 839 | 30.4 |
| | 0,08 | 694 | 20 | 675 | 11.9 |
| | 0,1 | 694 | 20 | 675 | 11.9 |
| | 0,15 | 694 | 20 | 673 | 11.8 |
| 150 | 0,04 | 815 | 45 | 811 | 25.6 |
| | 0,06 | 871 | 30 | 866 | 36.3 |
| | 0,08 | 914 | 23 | 909 | 47.8 |
| | 0,1 | 745 | 20 | 725 | 15.3 |
| | 0,15 | 745 | 20 | 725 | 15.3 |
| 175 | 0,04 | 835 | 53 | 833 | 29.3 |
| | 0,06 | 894 | 35 | 890 | 42.3 |
| | 0,08 | 938 | 26 | 933 | 56.1 |
| | 0,1 | 972 | 21 | 967 | 70.0 |
| | 0,15 | 782 | 20 | 755 | 18.1 |
| 200 | 0,04 | 854 | 60 | 852 | 33.0 |
| | 0,06 | 914 | 40 | 911 | 48.5 |
| | 0,08 | 958 | 30 | 955 | 64.6 |
| | 0,1 | 992 | 24 | 988 | 80.5 |
| | 0,15 | 815 | 20 | 802 | 24.2 |
| 250 | 0,04 | 886 | 75 | 885 | 40.8 |
| | 0,06 | 949 | 50 | 946 | 61.1 |
| | 0,08 | 992 | 38 | 990 | 81.3 |
| | 0,1 | 1026 | 30 | 1022 | 101.1 |
| | 0,15 | 1085 | 20 | 1081 | 148.8 |



Para melhor visualização construíram-se alguns gráficos às Figuras 6 a 9.

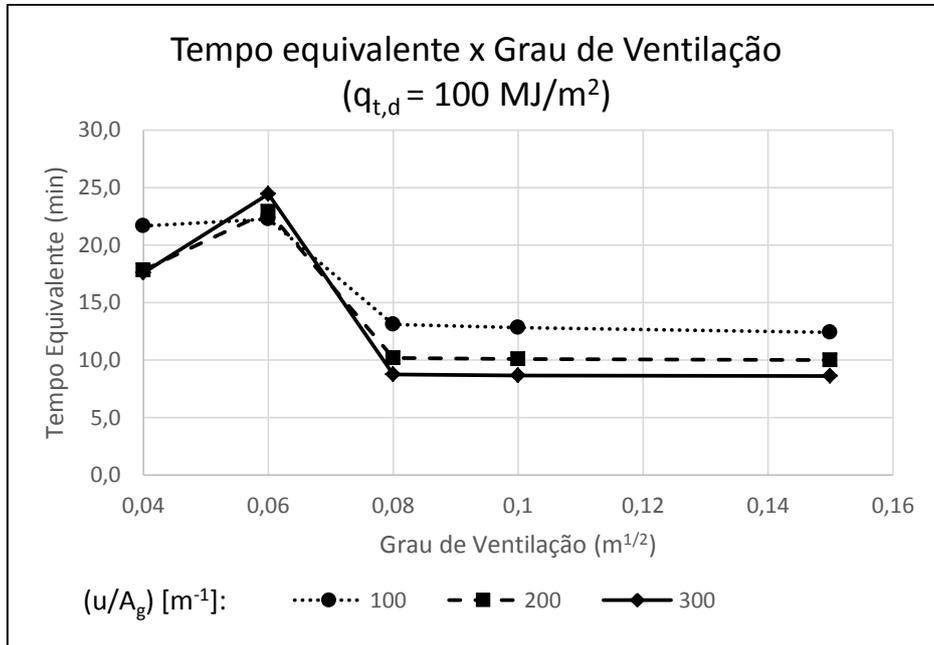


Figura 6 – Variação do tempo equivalente com o grau de ventilação e fator de massividade para carga de incêndio igual a 100 MJ/m^2 de área total.

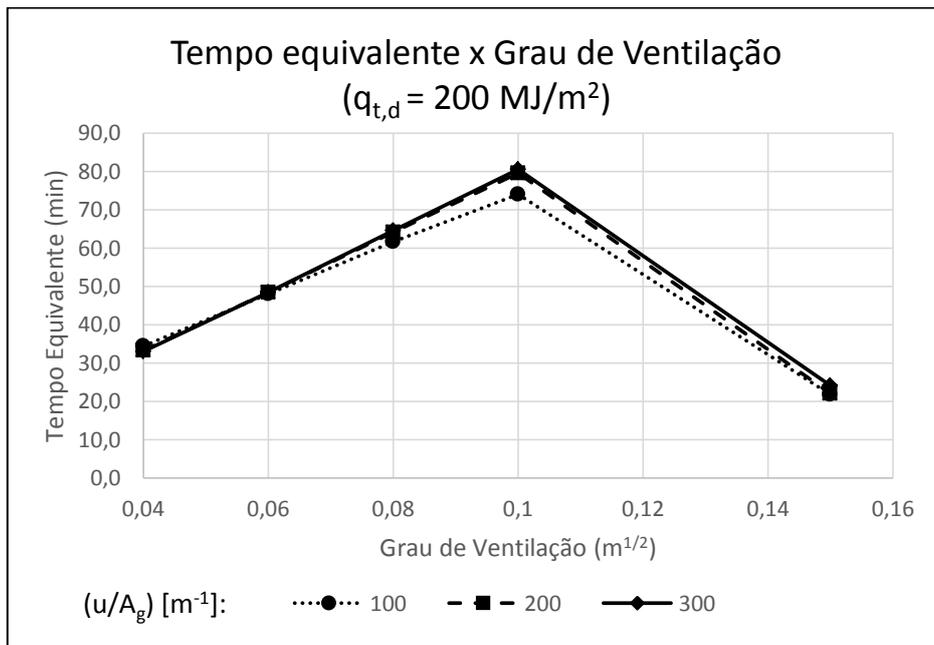


Figura 7 – Variação do tempo equivalente com o grau de ventilação e fator de massividade para carga de incêndio igual a 200 MJ/m^2 de área total

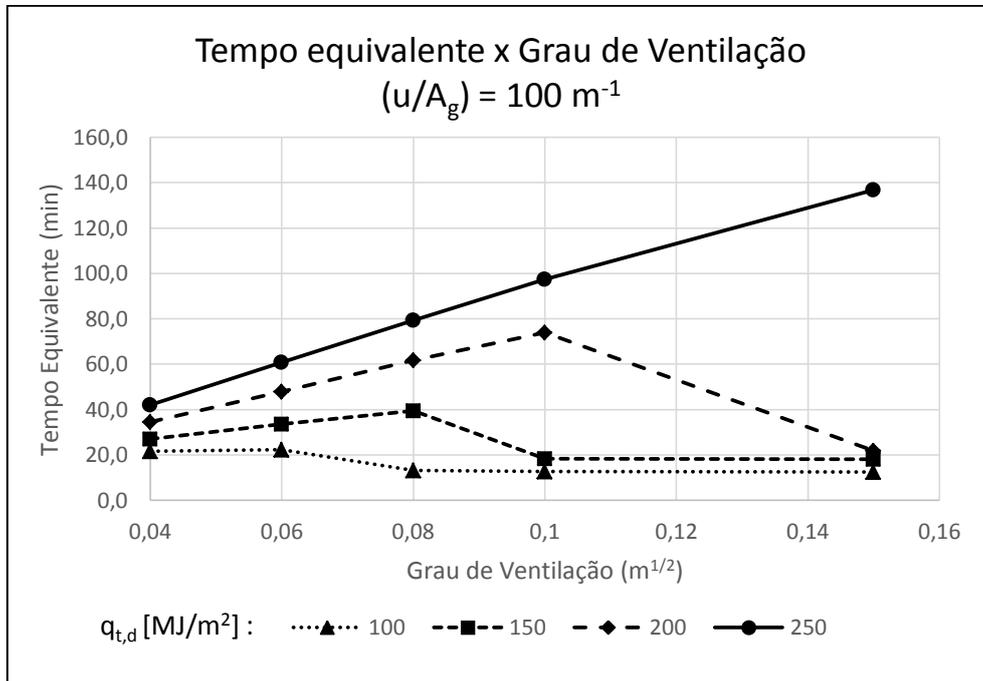


Figura 8 – Variação do tempo equivalente com o grau de ventilação e carga de incêndio específica em relação à área total para fator de massividade igual a 100 m^{-1} .

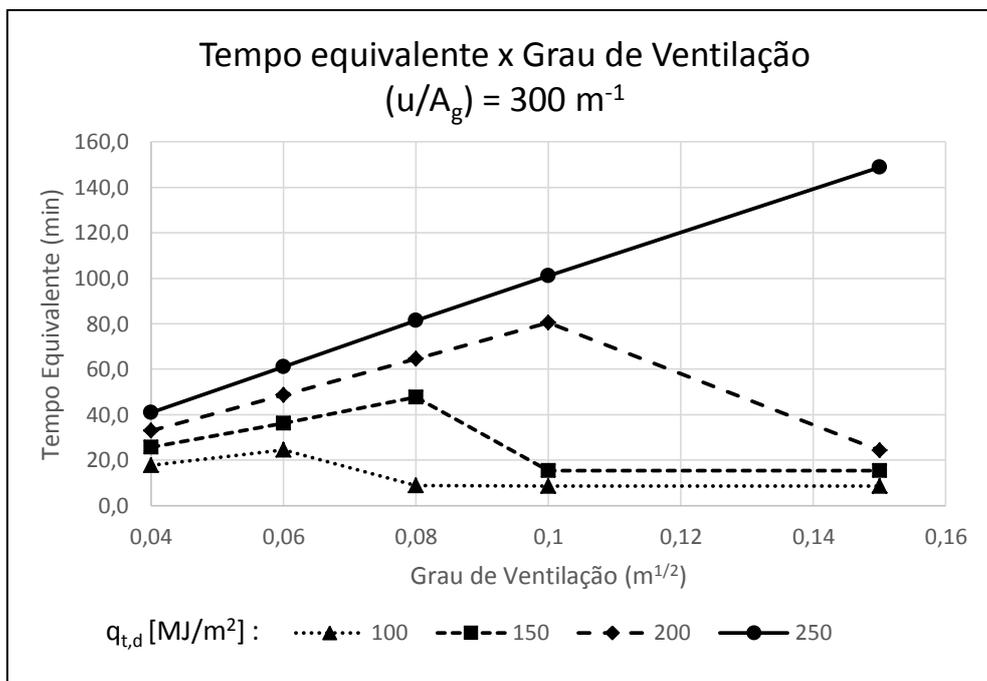


Figura 9 – Variação do tempo equivalente com o grau de ventilação e carga de incêndio específica em relação à área total para fator de massividade igual a 300 m^{-1} .

Observando-se as Figuras de 6 a 9, pode-se encontrar algumas conclusões preliminares, tais como:

- a variação do tempo equivalente é pequena a partir de um determinado valor do grau de ventilação para cargas de incêndio baixas, segundo Figura 6;
- a variação do tempo equivalente com o fator de massividade é pequena para cargas de incêndio altas, segundo Figura 7;
- para cargas de incêndio altas o valor do tempo equivalente varia linearmente com o grau de ventilação, conforme Figuras 8 e 9.

Apesar dessas conclusões, em geral, a variação do tempo equivalente é muito dependente dos parâmetros adotados.

O tempo equivalente neste trabalho foi determinado sem qualquer fator de ponderação que considere o risco de ocorrência e propagação de incêndio e suas consequências. Esses fatores podem ou não aumentar o tempo equivalente em função das dimensões da edificação em estudo ou diminuir em função das medidas de proteção contra incêndio existentes na construção.

6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Os TRRF definidos em regulamentos ou normatizados ao não considerarem o grau de ventilação do ambiente, podendo levar a grandes desvios do valor realmente necessário.

Para este trabalho desenvolveu-se uma planilha eletrônica, que permite construir as curvas paramétricas temperatura-tempo dos gases quentes de um determinado cenário de incêndio, recomendadas pelo Eurocode e a curva padronizada pela ISO 834 (1999) e as temperaturas no aço em função e ambas as curvas. A partir dos valores das temperaturas, determinou-se o tempo equivalente que associa ambas as curvas. Neste trabalho foram apresentados alguns dos resultados do estudo realizado.

Há necessidade de se estudar fatores de ponderação que considerem o risco de incêndio (ocorrência e consequência). Esses fatores podem ou aumentar ou diminuir o tempo equivalente. O tempo equivalente final pode substituir os tempos requeridos de resistência ao fogo – TRRF - padronizados por normas e códigos, que são escolhidos com pouca base científica.



Apesar de terem sido encontradas algumas relações interessantes, não foi possível determinar uma equação única que relacione as várias variáveis empregadas neste trabalho e o valor tempo equivalente. Em trabalhos futuros pretende-se estudar mais profundamente esse tema.

Outros estudos devem ser feitos para se incluir as variações do valor da propriedade térmica b das vedações do compartimento e dos tempos-limites.

AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem à FAPESP - Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo e ao CNPq - Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico

REFERÊNCIAS

1. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (2001). NBR 5628 - *Componentes construtivos estruturais - Determinação da resistência ao fogo*. Rio de Janeiro.
2. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (2013). NBR 14323 - *Dimensionamento de estruturas de aço de edifícios em situação de incêndio*. Rio de Janeiro.
3. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (2001). NBR 14432 - *Exigências de resistência ao fogo de elementos construtivos das edificações*. Rio de Janeiro.
4. EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION (2002). *EN 1991-1-2: Eurocode 1: Actions on structures - Part 1-2: General actions - Actions on structures exposed to fire*. Brussels: CEN.
5. INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION (1999). *ISO 834: Fire-resistance tests: elements of building construction - part 1.1: general requirements for fire resistance testing*. Geneva, 25 p. (Revision of first edition ISO 834:1975)
6. SÃO PAULO (Estado). Secretaria de Estado dos Negócios da Segurança Pública. Polícia Militar. Corpo de Bombeiros (2011). *Instrução técnica n.14: Carga de incêndio nas edificações e áreas de risco*. São Paulo,
7. FRANSSEN, J.M.; VILA REAL, P. *Fire Design of Steel Structures*. Berlin, ECCS – European Convention for Construction Steelwork, Ernst & Sohn. 2010
8. SILVA, V. P. *Estruturas de aço em situação de incêndio*. Tese de doutorado apresentada à Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo. 1997
9. Nyman, J. F. *Equivalent Fire Resistance Ratings of Construction Elements Exposed to Realistic Fires*, Tese (Mestrado), Department of Civil Engineering University of Canterbury Christchurch, New Zealand. 2002
10. THOMAS, G.C., BUCHANAN, A.N., FLEISCHMANN, C.M. *Structural Fire Design: The Role of Time Equivalence*, University of Canterbury, Christchurch, New Zealand - Paper of Fire Safety Science-Proceedings of The Fifth International Symposium, Pp 607-618. 1997



Tema: Proteção das Estruturas – Corrosão e Fogo

Estudo Teórico da Flambagem Distorcional de Perfis U Enrijecido em Temperatura Elevada *

Armando Aguiar de Souza Cruz Neto¹
Possidonio Dantas de Almeida Neto²
Rodrigo Barreto Caldas³
Francisco Carlos Rodrigues⁴

Resumo

Este trabalho apresenta um estudo sobre a flambagem distorcional de perfis formados a frio, com seção transversal do tipo U enrijecido, em temperatura elevada. A pesquisa tem por base as prescrições relativas ao método simplificado de dimensionamento para estruturas de aço em temperatura elevada da norma europeia EN 1993-1-2:2005 e da norma brasileira ABNT NBR 14323:2013, além das formulações constantes da ABNT NBR 14762:2010 para o dimensionamento de perfis formados a frio em temperatura ambiente. Foi implementado um modelo numérico com base no método dos elementos finitos e no método das faixas finitas. Esse modelo numérico foi calibrado com resultados experimentais disponíveis na literatura. Com esse modelo calibrado, será analisada analítica e numericamente a variação do fator de redução da resistência ao escoamento do aço de seções sujeitas à flambagem local em temperatura elevada relativo à temperatura ambiente, $k_{\sigma,\theta}$, em função da temperatura para os casos de flambagem distorcional.

Palavras-chave: Flambagem Distorcional; Temperatura Elevada; Flambagem Local; Método dos Elementos Finitos.

Lipped Channels Profiles Theoretical Study of Distortional Buckling in Elevated Temperature

Abstract

This paper presents a study on distortional buckling of cold-formed profiles, on C lipped channel cross section in high temperature. The research is based on the simplified design method for steel structures at elevated temperature of european standard EN 1993-1-2:2005 and Brazilian standard ABNT NBR 14323:2013, besides the formulations proposed by ABNT NBR 14762:2010 for the design of cold-formed profiles at room temperature. A numerical model has been implemented based on the finite element method and the finite strip method. This numerical model has been calibrated with experimental results available in the literature. With this calibrated model, will be analyzed analytically and numerically the variation of the reduction factor for the yield strength of class 4 sections, $k_{\sigma,\theta}$, as a temperature function for cases of distortional buckling.

* Contribuição técnica ao **Construmetal 2014** – Congresso Latino-Americano da Construção Metálica – 02 a 04 de setembro de 2014, São Paulo, SP, Brasil.



Keywords: Distortional Buckling; Elevated Temperature; Local Buckling; Finite Element Method.

¹ Engenheiro Mecânico/UFMG, Mestrando do Departamento de Engenharia de Estruturas da UFMG, Belo Horizonte, Minas Gerais, Brasil.

² Graduando do curso de Engenharia Civil da UFMG, Belo Horizonte, Minas Gerais, Brasil.

³ Engenheiro Civil/UFMG, Professor do Departamento de Engenharia de Estruturas da UFMG, Professor Associado, Belo Horizonte, Minas Gerais, Brasil.

⁴ Engenheiro Civil/UFMG, Professor do Departamento de Engenharia de Estruturas da UFMG, Professor Titular, Belo Horizonte, Minas Gerais, Brasil.



1 INTRODUÇÃO

1.1 Considerações Iniciais

Uma característica importante dos perfis formados a frio é a grande variabilidade de seções transversais que podem ser fabricadas, possibilitando sua aplicação em diferentes áreas, atendendo aos mais diversos sistemas estruturais e construtivos. Além disso, a fabricação dos perfis formados a frio requer equipamentos mais simples, quando comparados com os de perfis laminados e soldados, podendo ser feita em pequenos galpões, facilitando assim sua disponibilidade no mercado.

Os perfis formados a frio, quando constituídos por chapas muito finas de aço, podem estar sujeitos a fenômenos de instabilidades locais, além das instabilidades globais. Esses fenômenos são os responsáveis pela falha do perfil antes de alcançar o escoamento da seção.

Em temperatura elevada, o aço dos perfis formados a frio sofre degenerescência de suas propriedades. Neste caso, para calcular a degenerescência do aço, são utilizados fatores de redução que nada mais são do que a razão entre o valor da propriedade à temperatura elevada pela propriedade à temperatura ambiente.

Atualmente, a norma europeia EN 1993-1-2:2005 e a norma brasileira ABNT NBR 14323:2013 propõem o uso de três fatores: o fator de redução do módulo de elasticidade do aço do perfil em temperatura elevada relativo ao valor à temperatura ambiente, $k_{E,\theta}$; o fator de redução da resistência ao escoamento do aço de seções sujeitas à flambagem local em temperatura elevada relativo à temperatura ambiente, $k_{\sigma,\theta}$; e o fator de redução da resistência ao escoamento do aço do perfil em temperatura elevada relativo ao valor à temperatura ambiente, $k_{y,\theta}$. O fator $k_{\sigma,\theta}$ é definido para uma deformação residual de 0,2% enquanto que $k_{y,\theta}$ é definido para uma deformação total de 2%. A Figura 1 apresenta a variação desses fatores em função da temperatura do aço.

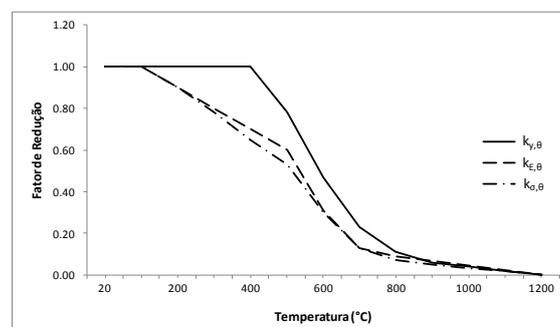


Figura 1: Variação dos fatores $k_{y,\theta}$, $k_{\sigma,\theta}$ e $k_{E,\theta}$ em função da temperatura do aço (EN 1993-1-2:2005)



Dessa forma, para seções sujeitas à flambagem local, utiliza-se o fator de redução $k_{\sigma,\theta}$ para o cálculo da força resistente do perfil sob compressão centrada tanto para flambagem local quanto para flambagem distorcional; caso contrário, utiliza-se $k_{y,\theta}$. A relação entre os valores de $k_{\sigma,\theta}$ e $k_{y,\theta}$ pode chegar a 0,65 e, conforme a EN 1993-1-2:2005 e a ABNT NBR 14323:2013, o fator de redução $k_{\sigma,\theta}$ deve ser utilizado mesmo quando o perfil está no limiar da ocorrência de flambagem local. Observa-se que, segundo essa abordagem, ocorre uma descontinuidade no cálculo dos perfis formados a frio em altas temperaturas, uma vez que se utiliza o fator de redução $k_{y,\theta}$ em perfis onde não ocorre a flambagem local e o fator $k_{\sigma,\theta}$ em caso contrário.

Costa (2012) estudou o comportamento de perfis U enrijecidos em que houvesse o modo predominante de flambagem local sob temperatura elevada, revelando que os resultados analíticos apresentam valores discrepantes em relação aos resultados numéricos, ocasionando perfis tanto a favor (penalizando o perfil) quanto contra a segurança (perfis com força resistente menor do que a calculada). Portanto, de maneira semelhante, deve ser estudado como essa descontinuidade pode afetar o tratamento de perfis em que haja falha predominante devido à flambagem distorcional sob temperatura elevada.

1.2 Objetivos

Investigar o comportamento de perfis U enrijecidos para a situação de flambagem distorcional em temperatura elevada.

1.2.1 Objetivos Específicos

Desenvolver um modelo numérico capaz de simular o comportamento da flambagem distorcional de perfis U enrijecidos formados a frio em temperatura elevada.

Calibrar o modelo numérico desenvolvido com os resultados experimentais e numéricos disponibilizados na literatura e com os resultados analíticos das normas EN-1993-1-3:2006, EN 1993-1-2:2005, ABNT NBR 14762:2010 e ABNT NBR 14323:2013.

Verificar a validade e, caso necessário, ajustar o fator de redução da resistência ao escoamento do aço de seções sujeitas à flambagem local em temperatura elevada relativo à temperatura ambiente a partir dos resultados numéricos encontrados. Estabelecer um modelo matemático desse ajuste, tal como Costa(2012) realizou para a flambagem local, em função da esbeltez do perfil ou outro parâmetro geométrico que apresente melhor relação.

Os resultados do modelo poderão ser utilizados para sugestões de futuras revisões da norma brasileira ABNT NBR 14323:2013.

2 Revisão Bibliográfica

Os modelos numéricos de perfis formados a frio são basicamente problemas de geometria (imperfeições geométricas e análise de segunda ordem) e de material (curva tensão-



deformação do aço em temperatura ambiente e em temperatura elevada), ambos de comportamento não-linear (Schafer, 2010). E para se obter um modelo que se aproxime de forma representativa da realidade, é preciso não apenas calcular de forma satisfatória as não linearidades, mas entender como as imperfeições geométricas afetam o modelo e utiliza-las da melhor forma.

2.1 Análise de Flambagem Elástica

A análise de flambagem elástica é utilizada para obter os valores das cargas críticas de flambagem local, distorcional e global, assim como as formas dos modos de flambagem. Esses resultados são importantes indicadores do comportamento do perfil (Schafer, 2010). É pelo valor da análise de flambagem elástica que o método da resistência direta calcula a força resistente do perfil, tanto para a flambagem local quanto para a flambagem distorcional. E utilizando a forma do modo de flambagem é possível inserir imperfeições geométricas iniciais no modelo numérico.

São disponibilizadas várias ferramentas para o cálculo da análise de flambagem, tais como os softwares: CUTWP, CUFSM e o Abaqus (Schafer, 2010). Os dois primeiros são programas livres disponibilizados na internet e o terceiro é um conhecido programa comercial. O CUTWP é um programa que resolve problemas de estabilidade global da barra baseadas na teoria clássica de viga e na teoria de torção e empenamento de Vlasov. O CUFSM é baseado no método das Faixas Finitas (MFF) e muito utilizado para perfis formados a frio. Este método possibilita uma primeira análise do comportamento do perfil, ao obter as cargas de flambagem local, global e distorcional para vários comprimentos de meia-ondas. O Abaqus é um programa comercial de uso geral baseado no método dos elementos finitos (MEF).

2.2 Análise Não-Linear

Análises não-lineares de geometria e de material, considerando as imperfeições iniciais e utilizando elementos de casca, são o modelo padrão para a análise numérica dos perfis formados a frio (Schafer, 2010). Esses modelos são altamente sensíveis a fatores como imperfeição geométrica, tensão residual, critério de escoamento, condições de contorno, tipo de elemento e tamanho de malha utilizados.

As imperfeições iniciais possuem grande importância para os perfis formados a frio, pois as forças resistentes e os mecanismos de pós-flambagem são muito sensíveis à forma e ao valor da imperfeição escolhida (Schafer, 2010).

As imperfeições iniciais podem ser pensadas como um desvio de uma geometria “perfeita” (Schafer, 1998). Para os perfis formados a frio, as imperfeições locais têm grande influência na força resistente do perfil e podem ser separadas em dois tipos: referente às imperfeições de flambagem local (tipo d1) e referente às imperfeições de flambagem distorcional (tipo d2), ambas mostradas na figura 2. Em seu estudo, Schafer (1998) considera as imperfeições como

variáveis aleatórias, utilizando uma abordagem probabilística. Ele também sugere a utilização de um modelo simplificado, considerando as maiores imperfeições encontradas, sendo este o método mais utilizado por vários autores (Heva, 2009; Ranawaka, 2010; Schafer, 2010).

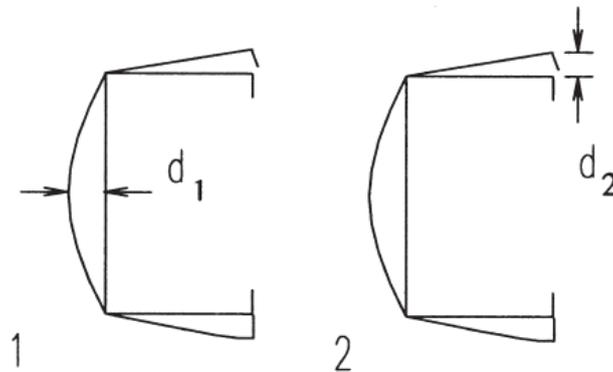


Figura 2: Tipos de imperfeições: Schafer, 1998

Para imperfeições do tipo d_1 , as magnitudes podem ser postas pelas seguintes fórmulas: $0,006b_w$ ou $6te^{-2t}$, o que for maior; sendo b_w o comprimento nominal da alma e t a espessura nominal da chapa do perfil. Para imperfeições do tipo d_2 , as imperfeições são iguais à própria espessura, limitadas a um valor máximo de 3 mm. Além das imperfeições locais, a literatura indica a utilização de imperfeições globais, mas estas somente são significativas em barras de esbelteza reduzida muito elevada. Heva (2009) sugere a utilização de $L/1000$ como um valor padrão utilizado por muitos autores, sendo L o comprimento total da barra. Em suas medições das imperfeições globais, todas as barras apresentaram valores menores do que $L/1000$, de forma que sua utilização fornece resultados mais conservadores.

Além do valor das imperfeições, a análise numérica necessita do formato dessas imperfeições, que é normalmente obtida pela análise de flambagem elástica. O Abaqus permite que sejam utilizados quantos modos de flambagem elástica forem necessários. Schafer (2010) comenta que a utilização do modo correto é essencial para encontrar um resultado semelhante ao real. A maneira mais comum de se conseguir isto é utilizando apenas o primeiro modo de flambagem. No entanto, nem sempre os resultados do primeiro modo condizem com a realidade.

A norma EN 1993-1-5:2004, anexo C, apresenta algumas resoluções importantes sobre o uso da modelagem numérica para efeito de cálculo. Uma delas diz respeito à utilização de mais de uma imperfeição, *i.e.*, mais de um modo de flambagem representando outro tipo de imperfeição. A norma diz que a imperfeição acompanhante pode ser reduzida em 70%, mas é possível utilizar 100% do valor e obter resultados mais conservadores.



Nos perfis formados a frio, as tensões residuais não são muito significativas para o valor da força resistente quando não é considerado o efeito de encruamento do processo de fabricação (Schafer, 2010). Assim, o efeito negativo da tensão residual pode ser considerado como aproximadamente nulo devido ao efeito positivo do trabalho a frio. Em temperaturas elevadas, as tensões residuais e o efeito do trabalho a frio são ainda menos significativos, pois esses efeitos diminuem ou até mesmo somem devido ao alívio de tensões residuais e à perda do encruamento com o aumento da temperatura.

Em relação ao critério de escoamento, é importante notar diferenças no comportamento entre os aços de alta e baixa resistência. Para os aços de baixa resistência, *e.g.*, aços com resistência ao escoamento de até 350 MPA, podem ser utilizados os fatores de redução e a curva tensão-deformação do aço disponibilizados pela EN 1993-1-2:2005. No entanto, alguns autores têm outros modelos para alguns aços de baixa resistência específicos (Heva, 2009; Chen, 2007b). Quando o aço é de alta resistência, é preferível a utilização das curvas e propriedades disponibilizadas pela literatura (Heva, 2009; Ranawaka, 2010; Chen, 2007b), pois esses aços sofrem uma degenerescência maior devido ao efeito de recristalização dos grãos com o aumento da temperatura, e a conseqüente perda do encruamento e retorno às características do aço base, *i.e.*, o aço retorna às características antes de ter sofrido trabalho a frio (Outinen, 2001). Nesses casos, o modelo disponibilizado pelo Eurocode não se ajusta bem.

Para as condições de contorno de um modelo numérico de perfis formados a frio, pode-se considerar a existência de dois tipos: local e global.

A condição de contorno global refere-se à barra como um todo, e diz respeito às condições tradicionais de rotação dos eixos principais. Essa condição está associada ao coeficiente de flambagem de barras isoladas. Ensaios experimentais utilizam tanto condições de engaste quanto de apoio simples para as condições globais.

A condição local diz respeito à condição de fixação das placas, *i.e.*, das condições de rotação das bordas dos elementos do perfil, e possui relação com o coeficiente de flambagem local do elemento. Em ensaios experimentais, o perfil é normalmente apoiado sobre uma placa rígida (placa de base), permitindo a rotação da borda, o que não aconteceria se o perfil fosse soldado na placa de base.

O modelo é normalmente simulado através do método dos elementos finitos. Este método divide o modelo a ser simulado em vários elementos. Os elementos possuem funções de forma que aproximam as deformações e tensões internas do modelo. Os elementos mais simples possuem funções de forma de aproximação linear, mas podem ter aproximações de ordem superior. Os nós do elemento, pela teoria do elemento finito, terão valores iguais aos valores obtidos analiticamente, desde que alguns pré-requisitos teóricos sejam atendidos.



Alguns elementos podem ter um número menor de pontos de Gauss (os pontos de Gauss são utilizados para realizar a integração numérica das equações do elemento), sendo denominados de integração reduzida. A integração reduzida diminui o tempo de processamento mas ocasiona pequenos erros nos resultados, onde em certos momentos isso é desejável. Quanto menor o tamanho do elemento, mais próximo será do resultado “real”, pois menores serão os erros. Porém, malhas de tamanho muito pequeno podem, ao contrário, introduzir outros erros indesejáveis no resultado.

Uma vez modelado o problema e definido a malha, pode-se usar o método de Riks para uma análise não linear geométrica e física. No entanto, para obter resultados mais realistas nesse método, é necessário utilizar as formas dos modos de flambagem elástico como imperfeições iniciais.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

A metodologia deste estudo foi dividida em 3 etapas: a construção do modelo numérico, a calibração do modelo numérico e a comparação do fator de redução dado em norma com os resultados numéricos.

3.1 Modelo Numérico

Os modelos numéricos serão desenvolvidos com o auxílio do programa comercial Abaqus (Simulia, 2013), utilizando o método de Riks. Para facilitar a simulação de vários perfis diferentes, foi criado um *script* na linguagem *python*. Os principais parâmetros utilizados no *script* são as dimensões do perfil, as imperfeições iniciais, as propriedades do aço, temperatura do aço, o modelo da curva tensão-deformação do aço juntamente com as curvas que definem os fatores de redução do aço, as condições de contorno, o tipo de elemento e o tamanho do elemento.

Para ajustar o fator de redução da resistência ao escoamento do aço de seções sujeitas à flambagem local em temperatura elevada relativo à temperatura ambiente, $k_{\sigma,\theta}$, foram estabelecidos os seguintes parâmetros para os modelos numéricos:

- Para a construção das geometrias do modelo, foram utilizadas as formulações dadas pela norma brasileira ABNT NBR 6355:2013 para o cálculo da linha média, propriedades geométricas e as arestas de encontro dos elementos (paredes) da seção, onde estas são consideradas como cantos arredondados. A espessura de revestimento de zinco é também considerada quando especificada;
- Para a condição de contorno local, serão utilizados elementos de bordas simplesmente apoiadas;
- Para a condição de contorno global, a barra será simplesmente apoiada, mas sem permitir torção nas seções dos apoios;
- Será utilizado o modelo da curva tensão-deformação da norma EN 1993-1-5:2005, assim como para as curvas dos fatores de redução do escoamento do aço e do módulo



de elasticidade. Serão utilizados aços com resistência ao escoamento de 250MPa e 350MPa, com módulo de elasticidade de 200 GPa;

- Não serão consideradas as tensões residuais ou o efeito do trabalho a frio no aço;
- Será utilizado o elemento de 4 nós com função de forma linear do Abaqus (S4). Schafer(2010) demonstrou que sua utilização, desde que com uma malha de tamanho adequado, apresenta bons resultados se comparado a outros elementos.
- Para o tamanho da malha, além da precisão do resultado, deve-se considerar o tempo necessário de processamento do modelo. Após alguns testes de convergência e baseado no trabalho de Ranawaka (2010), foi escolhido uma malha com elementos de dimensão máxima de 5 mm;
- Serão utilizadas as fórmulas para as imperfeições locais dadas por Schafer (1998). Para a imperfeição global, caso seja necessário, será utilizado $L/1000$, de acordo com Heva (2009);
- Os modos de flambagem utilizados como imperfeição inicial são muito importantes para o resultado final. Portanto, na análise em temperatura ambiente, serão testadas as seguintes combinações: Modo Distorcional; Modo Local + Modo Distorcional; Modo Local + Modo Global. O Modo Global só será utilizado se ele aparecer em algum dos 100 primeiros modos da análise de flambagem elástica. É importante notar que muitas vezes o primeiro modo é o de flambagem local. Em barras de elevada esbelteza reduzida o primeiro modo é o de flambagem global. Quando o perfil possui uma relação N_l/N_d muito alta, o primeiro modo é normalmente o de flambagem distorcional. Será testado o sentido da imperfeição acompanhante (positiva ou negativa) como especificado na EN 1993-1-5:2004. O modo de flambagem local nunca será considerado como modo acompanhante, e não será testado o sentido da sua imperfeição, pois como citado por Heva (2009), o sentido positivo da flambagem local apresenta resultados mais condizentes;
- Essas combinações serão feitas utilizando as seguintes temperaturas: 20°C, 400°C, 550°C e 700°C. Será considerada apenas a combinação que apresentar o menor valor de força resistente. Como este estudo é focado na flambagem distorcional, a combinação deve apresentar pelo menos o modo distorcional como um dos modos de flambagem;

3.2 Calibração do Modelo Numérico

Para a calibração do modelo numérico serão utilizados 4 trabalhos, com resultados experimentais e numéricos, em temperatura ambiente e em temperatura elevada. O modelo, no entanto, deverá ser ajustado ao mesmo modelo utilizado pelo autor. Os pontos principais que precisam ser alterados no modelo são: valor das imperfeições iniciais, as condições de contorno, o modelo da curva tensão-deformação e a curva dos fatores de redução, ambos variando com a temperatura.



3.2.1 Chen(2007a)

Chen (2007a), utilizando os perfis U enrijecidos ensaiados em temperatura ambiente e em temperatura elevada nos estudos realizados por Young (1998) e Feng (2003), realizou análises numéricas em temperatura ambiente e em temperatura elevada, num total de cinco tipos de perfis com comprimentos variando de 200 mm a 3000 mm. Para o material foi utilizado o modelo disponibilizado pelo próprio autor (Chen, 2007b). O valor da imperfeição inicial utilizada é igual a espessura quando não é comentada a amplitude da imperfeição nos trabalhos originais. Chen (2007a) demonstrou em seu estudo que a utilização das normas em temperatura ambiente com a redução das propriedades do material em temperatura elevada apresentam bons resultados.

Serão utilizados todos os perfis de Chen (2007a) para a calibração do modelo numérico. Foi dada preferência para a utilização de dois modos de flambagem, sendo o segundo modo utilizado a 70% do valor da imperfeição, mantendo as demais condições iguais ao do autor.

3.2.2 Ranawaka (2010)

Ranawaka (2008) realizou ensaios experimentais em perfis U enrijecidos e U enrijecidos com abas em temperatura elevada. Os perfis escolhidos tiveram como falha predominante a flambagem distorcional, sendo a maioria dos perfis U enrijecidos do tipo 30x30x5 mm. As espessuras variaram entre 0,6 a 0,9 mm. Foram utilizados perfis com aços de alta resistência (620 MPa) e baixa resistência (320 MPa). A partir desses resultados experimentais, Ranawaka (2010) simulou os modelos numéricos. Os valores médios das imperfeições iniciais foram mensurados nos ensaios experimentais. Nos aços de alta resistência, as imperfeições foram praticamente iguais à espessura. Para os aços de baixa resistência, as imperfeições foram aproximadamente 60% da espessura. Foram utilizados apenas os modos de flambagem distorcional para a simulação numérica. Os perfis foram soldados à placa de base, e esta não possuía nenhum movimento de rotação (engastada).

Foram empregados apenas os perfis do tipo U enrijecido para a calibração, utilizando um ou dois modos de flambagem como imperfeição inicial, mantendo as demais condições iguais às dos autores.

3.2.3 Heva (2009)

Heva (2009) realizou ensaios experimentais com perfis U enrijecidos sujeitos à flambagem distorcional ou flambagem global e perfis U simples sujeitos à flambagem local ou flambagem global, ambos sob temperatura ambiente e temperatura elevada. Foram utilizados perfis com aço tanto de alta como de baixa resistência. Para os modos de imperfeição inicial, utilizou-se apenas a flambagem local, com valores disponibilizados por Schafer (1998). O material utilizado na análise numérica foi baseado no modelo de Ramberg-Osgood. Os perfis foram



soldados à placa de base, e esta estava engastada no equipamento (não permitia rotação). Heva(2009) concluiu que os resultados analíticos das normas previram razoavelmente bem os resultados experimentais, citando apenas alguns pontos onde os resultados saíram do esperado.

Na calibração foram utilizados apenas os perfis U enrijecidos, utilizando até dois modos de flambagem como imperfeição inicial. Como o autor não utiliza imperfeições do tipo d2 (Figura 10), foi utilizado o valor da espessura.

3.2.4 Silvestre (2007)

Silvestre (2007) simulou vários pilares e vigas na tentativa de verificar a interação local-distorcional desses perfis em temperatura ambiente. Os perfis foram escolhidos por tentativa e erro, e cada perfil foi testado para três valores de resistência ao escoamento. Os valores de imperfeição de 10% da espessura e um modelo bi-linear da curva tensão-deformação do aço foram utilizados. Não ficou claro quando Silvestre (2007) utilizou os modos de flambagem local ou de flambagem distorcional para a imperfeição inicial durante sua análise numérica. Silvestre (2007) concluiu em seu trabalho que a interação local-distorcional ocorre para índices de esbeltez reduzido para flambagem distorcional maiores do que 1,2.

Para a calibração deste trabalho, serão utilizados apenas os perfis com resistência ao escoamento de 250MPa e adotadas os valores e os modos das imperfeições iniciais citadas no item 3.1.

3.3 Comparação do fator de redução

Serão testados pelo menos 100 perfis, e eles devem apresentar como modo de falha predominante a flambagem distorcional. Estes perfis devem estar pré-qualificados de acordo com o appendix 1 da norma americana AISI S100-2007 para a utilização do Método da Resistência Direta e da norma ABNT NBR 14762:2010. Caso o perfil apresente interação entre os modos local e distorcional e possua grande discrepância em relação aos valores utilizando apenas imperfeições locais e/ou distorcionais, estes serão descartados. Adicionalmente, a carga crítica de flambagem local do perfil deve ser maior ou próximo da carga crítica de flambagem distorcional ($N_l/N_d \geq 0.9$).

Com os resultados numéricos das forças resistentes, serão calculados segundo a equação 1 os valores do fator de redução para flambagem distorcional de perfis submetidos à flambagem local, e montados gráficos semelhantes às das figuras 2,3 e 4. (onde estão as figuras 3 e 4?)

$$k'_{\sigma,\theta} = \frac{\chi_{dist}^{N_{u,\theta}}}{A_g f_y} \quad (1)$$



onde: χ_{dist} é o fator de redução do esforço resistente, associado à flambagem distorcional; $N_{u,\theta}$ é a força resistente do perfil na temperatura θ ; A_g é a área bruta do perfil e f_y é a resistência ao escoamento do aço.

Com esses resultados, será possível comparar com o fator de resistência fornecido pela norma. Caso apresente diferença, será possível realizar uma proposta de revisão da norma brasileira para incluir esse ajuste para a flambagem distorcional, e também o ajuste realizado por Costa(2012) para a flambagem local.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

A etapa da calibração já foi realizada da maneira como descrita no item de metodologia. Como este estudo está em andamento, não há resultados a serem demonstrados, exceto os realizados para a calibração do modelo. As tabelas com os resultados da calibração foram omitidas, apenas apresentando os valores médios e o desvio padrão, assim como a discussão desses resultados.

4.1 Calibração

A comparação com os resultados numéricos obtidos por Chen(2007a) para o perfil do tipo L36 mostram uma boa aproximação do modelo, com valor médio de 0,95 e desvio padrão de 0,11.

No estudo de Ranawaka(2010), quando são utilizados o modo local e o distorcional como imperfeição inicial do modelo, os resultados ficam em 0,75 em relação aos valores experimentais, com 0,10 de desvio padrão. Quando se utiliza apenas a imperfeição distorcional, os resultados melhoram para 0,97 dos valores experimentais, com 0,13 de desvio padrão. Os valores calculados segundo a norma ABNT NBR 14762:2010 se aproximaram melhor desse segundo resultado, utilizando apenas a flambagem distorcional. Isso demonstra que a análise numérica pode obter valores muito conservativos quando se trata de flambagem distorcional. Em todos os outros autores, não houve diferença significativa entre o modo local interagindo com o modo distorcional e o modo distorcional puro. Vale ressaltar que todos os perfis estudados por Ranawaka(2010) possuíam cargas críticas de flambagem distorcional menores do que as de flambagem local ($N_l/N_d > 1,07$).

No trabalho realizado por Heva(2009), a média dos valores obtidos foi de 86% dos resultados experimentais, com desvio padrão de 13%. No entanto, ao compararmos com os resultados numéricos obtidos por Heva (2009), estes ficam com média de 0,93 e 0,045 de desvio padrão. Isso demonstra que, apesar de uma maior dispersão e erros sistemáticos nos valores experimentais, o modelo numérico se aproxima muito bem do modelo numérico de Heva (2009).

Os resultados comparativos com Silvestre (2007) foram agrupados na tabela 1. As três colunas indicam os modos que foram utilizados para as imperfeições iniciais. Os perfis podem ser



agrupados em dois grupos importantes, os que possuem índice de esbeltez reduzido para flambagem distorcional menores do que 1 e os que possuem índice de esbeltez reduzido maiores do que 1,4.

Tabela 1: Resultados de calibração tendo como referência os resultados de Silvestre (2007)

| Modo | D | L+D | L |
|-------------------|-----------------|-----------------|-----------------|
| $\lambda_d < 1$ | $0,90 \pm 0,03$ | $0,89 \pm 0,04$ | $0,91 \pm 0,05$ |
| $\lambda_d > 1,4$ | $1,09 \pm 0,04$ | $1,21 \pm 0,09$ | $1,33 \pm 0,09$ |
| Total | $1,00 \pm 0,10$ | $1,06 \pm 0,17$ | $1,13 \pm 0,22$ |

λ_d – Índice de esbeltez reduzido associado a flambagem distorcional; D – Distorcional; L – Local.

Como observado, os resultados utilizando as três configurações de imperfeição inicial para $\lambda_d < 1$ foram muito semelhantes, sem diferenças significativas. Já para $\lambda_d > 1,4$, apenas os resultados utilizando a imperfeição distorcional pura foram melhores. A relação entre a carga crítica de flambagem local pela carga crítica de flambagem distorcional (N_l/N_d) dos perfis variou entre 0,9 e 1,24, independente do índice de esbeltez reduzida para flambagem distorcional. Como os resultados de Silvestre (2007) são apenas numéricos, *i.e.*, não há dado experimental comprobatório, fica difícil retirar alguma conclusão definitiva. Para isso era importante a realização de testes experimentais em alguns dos perfis com índice de esbeltez reduzido maior do que 1.4.

5 Considerações Finais

É possível observar uma boa aproximação dos resultados numéricos com os resultados experimentais e/ou resultados numéricos obtidos na literatura, como mostram os resultados apresentados na calibração. No entanto, ainda não está muito claro como a utilização de modos diferentes de flambagem pode afetar a flambagem distorcional, principalmente se houver interação local-distorcional. Portanto, o estudo a ser desenvolvido evitará ao máximo o aparecimento da interação local-distorcional, principalmente em perfis como os apresentados em Ranawaka (2010).

Agradecimentos

Os autores agradecem o apoio financeiro em forma de fomento à pesquisa concedido pelo CNPq e pela FAPEMIG.



REFERÊNCIAS

ABNT NBR 14323:2013. Associação Brasileira de Normas Técnicas. Texto-Base da Norma - Dimensionamento de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios em Situação de Incêndio.

ABNT NBR 14762:2010. Associação Brasileira de Normas Técnicas. Texto-Base da Norma - Dimensionamento de Estruturas de Aço constituída por perfis formados a frio.

CHEN, J.; D. YOUNG, B. (2007a) Cold-formed steel liped channel columns at elevated temperatures. *Engineering Structures*, v. 29, p. 2445–2456, 2007.

CHEN, J.; D. YOUNG, B. (2007b) Experimental investigation of cold-formed steel material at elevated temperatures. *Thin-Walled Structures*, v. 45, p. 96–110, 2007.

COSTA, A.A.R. (2012) Estudo da Flambagem Local de Perfis U Enrijecidos em Situação de Incêndio. Programa de Pós-graduação em Engenharia de Estruturas - Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais. 120p. 2012

EN 1993-1-2:2005. Eurocode 3: Design of Steel Structures, Parte 1.2: General Rules, Structural Fire Design. European Committee for Standardization.

EN 1993-1-3:2006. Eurocode 3: Design of Steel Structures, Part 1.3: General Rules, Supplementary rules for Cold-formed Thin gauge Members and Sheeting. European Committee for Standardization.

FENG, M.; WANG, Y.C.; DAVIES, J.M. (2003); Structural behaviour of cold-formed thin-walled short steel channel columns at elevated temperatures. Part 1: Experiments. *Thin-Walled Structures* 2003;41(6):543–70.

HEVA, Y. B. (2009), Behavior and Design of Cold-formed Steel Compression Members at Elevated Temperatures. School of Urban Developments, Queensland University of Technology – QUT. 2009

OUTINEN, J.; KAITILA, O.; MÄKELÄINEN, P. (2001); High-Temperature Testing of Structural Steel and Modelling of Structures at Fire Temperatures: Research Report. Helsinki University of Technology, 2001.

RANAWAKA, T.; MEHENDRAN, M. (2008) Distortional buckling tests of cold-formed steel compression members at elevated temperatures. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 65, p. 249–259, 2008.



RANAWAKA, T.; MEHENDRAN, M. (2010) Numerical modeling of light gauge cold-formed steel compression members subjected to distortional buckling at elevated temperatures. *Thin-Walled Structures*, v. 48, p. 334–344, 2010.

SCHAFER, B.W.; PEKÖZ, T. (1998) Computational modeling of cold-formed steel: characterizing geometric imperfections and residual stresses. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 47, p. 193–210, 1998.

SCHAFER, B.W.; LI, Z.; MOEN, C.D. (2010) Computational modeling of cold-formed steel. *Thin-Walled Structures*, v. 48, p. 752–762, 2010.

SILVESTRE, N.; CAMOTIM, D.; DINIS, P. B. (2007) Aplicação do método da resistência direta a colunas e vigas de aço enformadas a frio com seção em C afetadas por interação entre instabilidade local-de-placa e distorcional. *REM: R. Esc. Minas*, v. 60, p. 341-354, 2007.

SIMULIA CORP. (2013). Software ABAQUS/CAE, versão 6.13. Dessel Systems Simulia Corp., USA.



Tema: Estruturas em Situação de Incêndio

**VERIFICAÇÃO DA SEGURANÇA DE COLUNAS DE
PÓRTICOS METÁLICOS NÃO CONTRAVENTADOS
EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO**

Thiago Silva¹
Paulo Vila Real²
Nuno Lopes³
Carlos Couto⁴
Luciano Mendes Bezerra⁵

Resumo

As exigências estruturais referentes à segurança de estruturas em situação de incêndio construídas em território europeu e brasileiro são delimitadas, respectivamente, pela EN1993-1-2 e pela NBR 14323:2013. Ambas estabelecem que o comprimento de flambagem deva ser determinado tal como no dimensionamento à temperatura normal quando se trate da verificação da resistência ao fogo de uma coluna pertencente a um pórtico não contraventado. O presente estudo teve como objetivo avaliar o fenômeno de instabilidade de pórticos metálicos sujeitos à ação do fogo, a fim de analisar os comprimentos de flambagem mais apropriados e propor valores para esses comprimentos quando se realiza a verificação de estruturas em situação de incêndio. Foram analisados 2 pórticos em 8 cenários diferentes. Verificou-se que para os cenários de incêndio em que as colunas não sofrem aquecimento, os seus comprimentos de flambagem aumentam durante o incêndio.

Palavras-chave: Fogo; Aço; Colunas; Estruturas; Flambagem; Carga

* Contribuição técnica ao **Construmetal 2014** – Congresso Latino-Americano da Construção Metálica – 02 a 04 de setembro de 2014, São Paulo, SP, Brasil.



BUCKLING ANALYSIS OF UNBRACED STEEL FRAMES EXPOSED TO FIRE

Abstract

Structural requirements concerning the safety of structures in case of fire built within Europe and Brazil are defined, respectively, by EN1993 -1-2 and the NBR 14323:2013. Both establish that the buckling length is determined at normal temperature when checking the fire resistance of a column belonging to a unbraced frame. The present study aimed to evaluate the phenomenon of instability of steel frames subjected to the action of fire in order to analyze the most appropriate buckling lengths and propose values for these lengths when calculating the fire resistance of structures. Two unbraced frames have been studied considering eight different fire scenarios. It is shown that for the fire scenarios where the columns are not heated by the fire its buckling lengths increase during the fire.

Keywords: Fire; Steel; Column; Frame; Buckling; Critical Load

¹ Engenheiro Civil, Mestre, Aluno de doutoramento, LABEST, Departamento de Engenharia Civil, Universidade de Aveiro-Portugal.

² Engenheiro Civil, Doutor, Professor Catedrático, LABEST, Departamento de Engenharia Civil, Universidade de Aveiro-Portugal.

³ Engenharia Civil, Doutor, Professor Auxiliar, LABEST, Departamento de Engenharia Civil, Universidade de Aveiro-Portugal.

⁴ Engenheiro Civil, Mestre, Aluno de doutoramento, LABEST, Departamento de Engenharia Civil, Universidade de Aveiro-Portugal.

⁵ Engenheiro Civil, Doutor, Professor Associado, Departamento de Engenharia Civil, Universidade de Brasília-Brasil.



1 INTRODUÇÃO

A análise das estruturas metálicas deve envolver um estudo detalhado dos carregamentos externos verticais e horizontais, bem como os efeitos que os mesmos provocam quando a estrutura se deforma, uma vez que o aumento nos deslocamentos de uma edificação provoca modificações nos esforços atuantes nos elementos estruturais influenciando de forma direta a estabilidade da estrutura.

Tradicionalmente, os projetos de estruturas dividiam-se em duas partes distintas e bem definidas: a análise do comportamento global de uma estrutura, ou seja, a determinação dos esforços e dos deslocamentos; e o dimensionamento dos elementos e das ligações para resistir às ações [1].

A análise global de esforços e deslocamentos numa estrutura depende fundamentalmente: i) das características de deformabilidade e rigidez, ii) da estabilidade global e estabilidade dos seus elementos, iii) do comportamento das seções transversais, iv) do comportamento das ligações e v) das imperfeições e deformabilidade dos apoios. Estes aspectos devem ser considerados na definição do nível da análise para dimensionamento de uma estrutura [2].

Em condições normais de temperatura, a resistência última dos pórticos metálicos é condicionada pelos efeitos de geometria e do comportamento não linear dos materiais, cuja análise implica complicações próprias da análise de fenômenos não lineares. Por isso, tanto a EN1993-1-1[3] como a NBR 8800:2008[4] propõem metodologias alternativas e aproximadas para contabilizar a influência desses efeitos na determinação da capacidade resistente dos pórticos.

Segundo a EN1993-1-1[3], para a temperatura normal, os efeitos de segunda ordem e as imperfeições poderão ser considerados através de um dos seguintes métodos:

- i) Ambos os efeitos incluídos na totalidade numa análise global sem considerar os comprimentos de flambagem, uma vez que basta fazer a verificação da resistência das seções transversais;
- ii) Parte dos efeitos incluídos na análise global e os restantes contabilizados nas verificações de segurança dos elementos em relação a fenômenos de instabilidade considerando os comprimentos de flambagem iguais aos comprimentos reais dos elementos;
- iii) Análise de primeira ordem global do pórtico não incluindo os efeitos das imperfeições na verificação da segurança de uma coluna equivalente em relação aos fenômenos de flambagem (utilizam-se os comprimentos de flambagem correspondentes ao modo de instabilidade global da estrutura).

A NBR 8800:2008[4], referente ao Projeto de estruturas de aço, classifica as estruturas conforme sua deslocabilidade em: pequena, média ou grande. No primeiro caso, a análise deve contabilizar as imperfeições geométricas; no segundo caso, consideram-se os efeitos das imperfeições geométricas e das imperfeições materiais reduzindo-se a rigidez à flexão axial das



barras em 80% (oitenta por cento) dos valores originais e amplificando-se as ações utilizando o método B1/B2; já a análise para o caso de grande deslocabilidade, deve-se usar métodos exatos. Assim, em qualquer das análises consideram-se as imperfeições geométricas, e somente nos dois últimos casos consideram-se os efeitos de segunda ordem, com coeficiente de flambagem das barras igual a 1,0 (um).

A temperatura normal os efeitos geometricamente não lineares globais ($P-\Delta$) podem ser determinados através de uma análise que tenha em consideração os efeitos da configuração deformada (efeitos de segunda ordem) para a obtenção dos esforços. Em situação de incêndio, devido ao efeito da temperatura, este processo é demasiado complexo e impraticável, pelo que se torna necessário considerar, de forma aproximada, os efeitos da configuração deformada através do conceito de comprimento de flambagem, considerando o modo de instabilidade global do pórtico.

Em situação de incêndio, a EN1993-1-2 [5] e a NBR 14323:2013 [6] estabelecem que o comprimento de flambagem deva ser determinado como no dimensionamento à temperatura normal quando da verificação da resistência ao fogo de uma coluna pertencente a um pórtico não contraventado. Contudo, na situação de incêndio resulta num aumento das deformações térmicas, além de submeter o elemento estrutural a um estado não linear, geométrico e material [1].

Dessa forma, o estudo aqui relatado teve como objetivo avaliar o fenómeno de instabilidade de pórticos metálicos sujeitos à ação do fogo, a fim de analisar os comprimentos de flambagem mais apropriados e propor valores para esse parâmetro na verificação de estruturas em situação de incêndio.

2 MATERIAIS E MÉTODOS

Neste estudo analisaram-se estruturas de 2 (dois) pórticos apresentadas na Figura 1. Considerou-se a hipótese do pórtico possuir apoios rotulados ou engastados com ligações rígidas entre vigas e pilares. Primeiramente procedeu-se ao dimensionamento da estrutura e de seguida determinados os comprimentos de flambagem em situação de incêndio conforme descrito de seguida.

2.1 Metodologia utilizada no dimensionamento da estrutura

O dimensionamento dos pórticos foi realizado a partir do programa SAP 2000 [7]. A análise estrutural considerou os efeitos de 2ª ordem ($P-\Delta$), ou seja, a não linearidade geométrica global e as imperfeições globais, com coeficiente de flambagem igual a um ($k=1.0$) em todas as barras. Além disso, o dimensionamento foi feito em regime elástico.

O dimensionamento das vigas e colunas dos pórticos foi realizado de acordo com o ponto 6.3 da EN1993-1-1, sendo que as secções das colunas são do tipo HEB e as secções das vigas são do tipo IPE, utilizando a classe de aço S235. Ressalta-se que os valores das ações consideradas estão de acordo com o Regulamento de Segurança e Ações para Estruturas de Edifícios e Pontes de Portugal [8]. A Tabela 1 apresenta as ações consideradas.



Tabela 1 - Ações consideradas nos pórticos.

| Cargas Permanentes | | |
|--|--|-----------------------------------|
| Elemento | Espessura (cm) | Peso Próprio (KN/M ²) |
| Laje | 15,0 | 3,75 |
| Argamassa de regularização | 4,0 | 0,84 |
| Argamassa de assentamento | 2,0 | 0,42 |
| Revestimento Cerâmico | 2,0 | 0,4 |
| Forro de gesso | 1,5 | 0,18 |
| Paredes divisórias internas | 10,0 | 1,26 |
| Cargas Variáveis | | |
| Sobrecarga de utilização para escritório | 3,0 | |
| Vento | Rugosidade tipo II; pressão do vento varia conforme a altura do pórtico. | |

A Tabela 2 apresenta as combinações compostas no Estado Limite Último, no Estado Limite de Serviço e Estado Limite de Acidente.

Tabela 2 - Combinações no Estado Limite Último, no Estado Limite de Serviço e Estado Limite de Acidente.

| Estado Limite Último (ELU): | | | | | | | |
|---------------------------------|--------------|-------------------------|-------------------------|-------------------------|-------------|------------|-------------|
| Combinações | Peso Próprio | Sobrecarga | | Vento°0 | | Vento°90 | |
| | γ_g | γ_q | ψ_{0q} | γ_q | ψ_{0w} | γ_q | ψ_{0w} |
| 1 | 1,5 | 1,5 | - | - | - | - | - |
| 2 | 1,5 | 1,5 | - | 1,5 | 0,6 | - | - |
| 3 | 1,5 | 1,5 | - | - | - | 1,5 | 0,6 |
| 4 | 1,5 | 1,5 | 0,7 | 1,5 | - | - | - |
| 5 | 1,5 | 1,5 | 0,7 | - | - | 1,5 | - |
| Estado Limite de Serviço (ELS): | | | | | | | |
| | γ_g | ψ_{2q} | ψ_{2w} | ψ_{2w} | | | |
| 1 | 1,0 | 0,7 | - | - | | | |
| 2 | 1,0 | 0,7 | 0,6 | - | | | |
| 3 | 1,0 | 0,7 | - | 0,6 | | | |
| Estado Limite de Acidente | | | | | | | |
| | γ_g | $\psi_{1,1}/\psi_{2,i}$ | $\psi_{1,1}/\psi_{2,i}$ | $\psi_{1,1}/\psi_{2,i}$ | | | |
| 1 | 1,0 | 0,5 | - | - | | | |
| 2 | 1,0 | 0,3 | 0,2 | - | | | |
| 3 | 1,0 | 0,3 | - | 0,2 | | | |

Em todas as combinações do estado limite último foram incluídas as forças horizontais equivalentes devido às imperfeições globais do pórtico, conforme sugerido no Eurocódigo 3. A Figura 1 apresenta os perfis obtidos no dimensionamento.

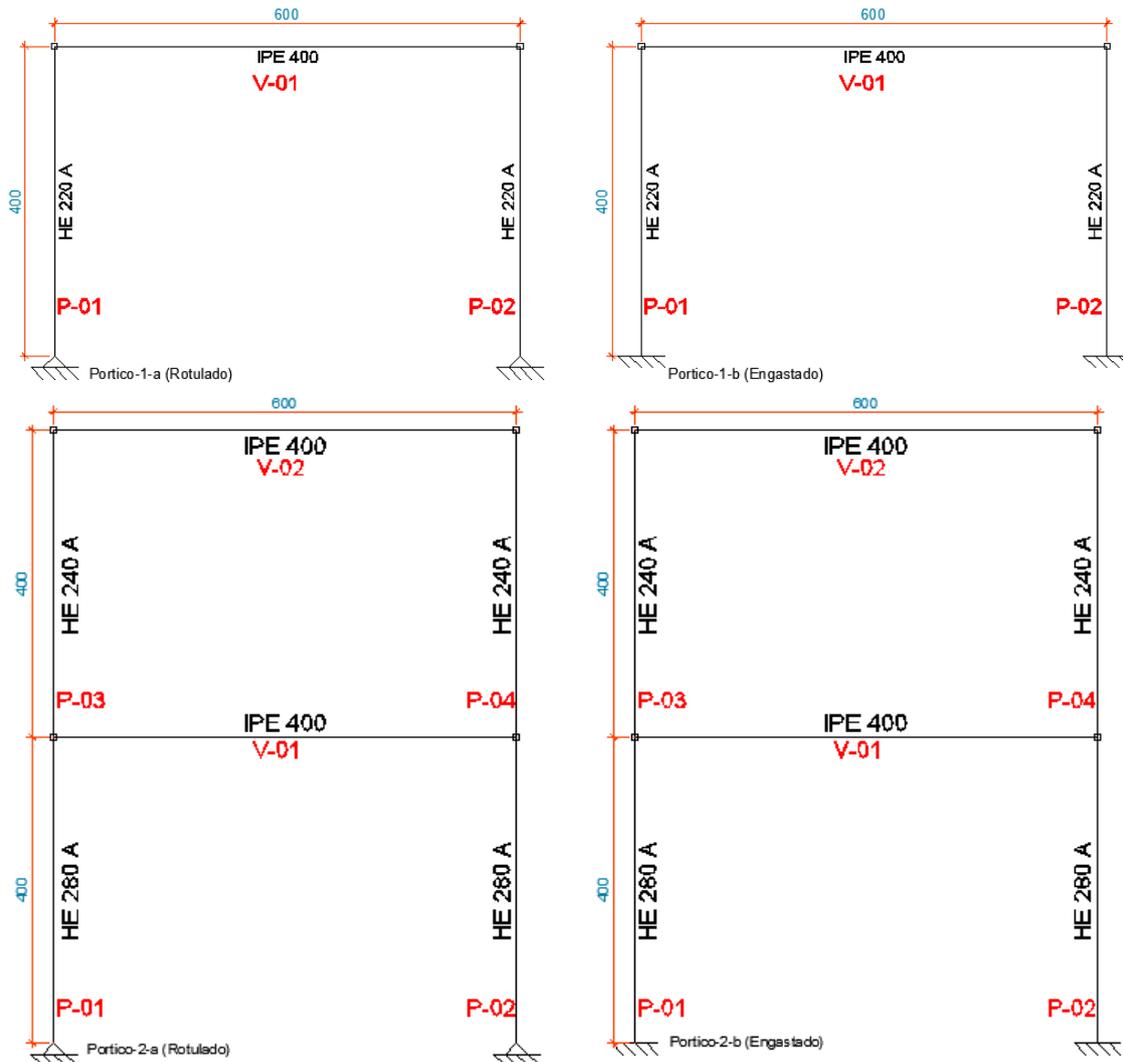


Figura 1 - Estrutura dos pórticos analisados, secções transversais adotadas e dimensões (em cm).

2.2 Metodologia utilizada para determinar os comprimentos de flambagem em situação de incêndio

Com o programa Elefir-EN [9], criaram-se os ficheiros com as temperaturas dos perfis aquecidos nos 4 (quatro) e 3 (três) lados pela curva ISO 834 ao longo de 120 minutos, através do programa FEST-2D [10], criou-se o ficheiro de elementos finitos de cada pórtico estudado considerando 8 (oito) cenários de incêndio conforme descrito na secção 2.3 deste trabalho. Com o programa de elementos finitos CAST3M [11] determinou-se o valor crítico do



parâmetro de carga em situação de incêndio ($\alpha_{cr,fi}$) do pórtico metálico, tendo a temperatura variado nos elementos aquecidos de 20 °C a 1100 °C, como descrito na seção 2.3 deste trabalho. Com o valor do ($\alpha_{cr,fi}$) determinou-se, em situação de incêndio, a carga crítica de Euler $N_{cr,fi}$ (Equação 1), o comprimento de flambagem l_{fi} (Equação 2) e o correspondente coeficiente de flambagem k_{fi} (Equação 3), todo o cálculo foi realizado para a primeira combinação de incêndio (ver tabela 2), pois esta é a mais gravosa.

$$N_{cr,fi} = \alpha_{cr,fi} N_{Ed} \quad (1)$$

$$l_{fi} = \frac{\sqrt{k_{E,\theta} EI}}{N_{cr,fi}} \quad (2)$$

$$k_{fi} = \frac{l_{fi}}{l_{real}} \quad (3)$$

Sendo:

$N_{cr,fi}$ - Carga crítica de flambagem da barra em situação de incêndio;

N_{Ed} - Força normal de compressão de dimensionamento;

l_{fi} - Comprimento crítico de flambagem;

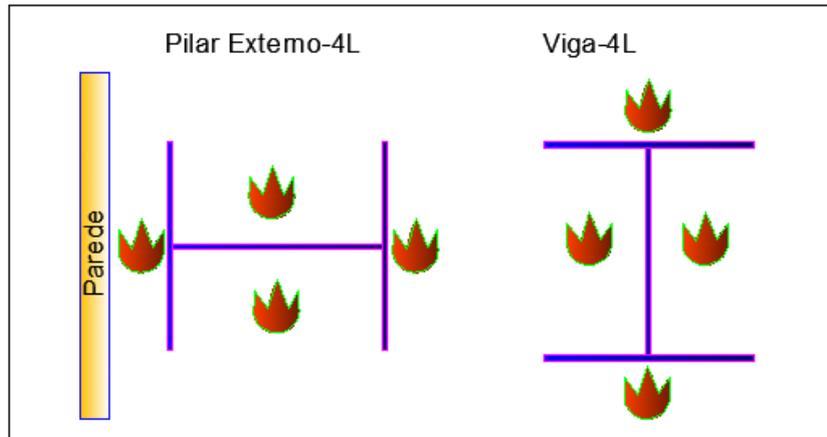
l_{real} - Comprimento real do elemento;

k_{fi} Coeficiente de flambagem.

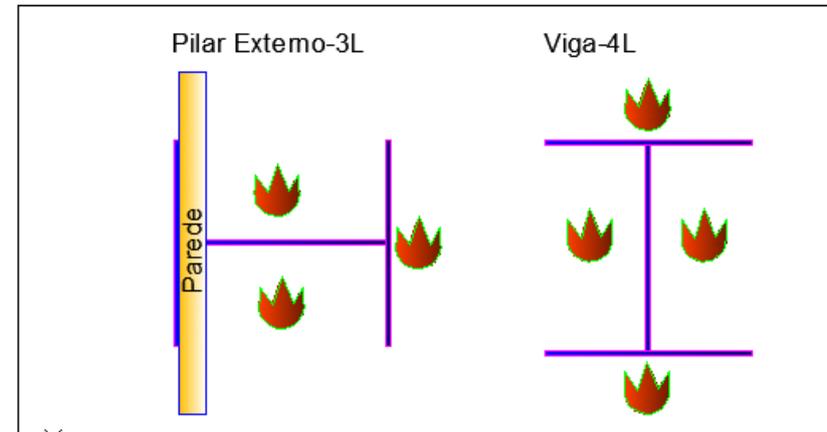
2.3 Metodologia utilizada para determinar as situações de incêndio

Para determinar o comprimento de flambagem das barras em situação de incêndio foram elaborados 8 (oito) cenários diferentes, conforme referido anteriormente, que serão descritos de seguida, considerando um incêndio em um pavimento por vez e outro nos dois pavimentos de uma vez.

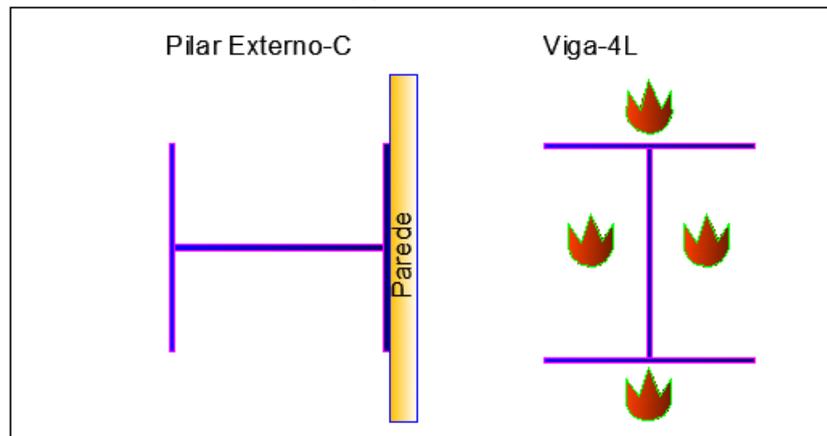
O 1º, 4º e 7º cenário simulam situações em que a estrutura metálica da edificação está interna e o fechamento externo (Figura 2(a), 2(d) e 2(g)). O 2º, 5º e 8º cenários referem-se a situações em que a estrutura está parcialmente interna e o fechamento é embutido nela (Figura 2(b), 2(e) e 2(h)). Já o 3º e 6º cenários simulam situações em que a estrutura metálica da edificação está externa ao fechamento, sendo que este serve de proteção para estes pilares (Figura 2(c) e 2(f)). Porém, os cenários 1, 2 e 3 possuem vigas expostas ao fogo nos 4 (quatro) lados, simulando uma situação onde o pavimento não protege o banzo superior da viga metálica, os cenários 4, 5 e 6 possuem vigas expostas ao fogo nos 3 (três) lados, simulando uma situação onde o pavimento protege o banzo superior da viga metálica, por fim nos cenários 07 e 08 as vigas estão protegidas pelo pavimento e pelo forro, ou seja, a temperatura normal.



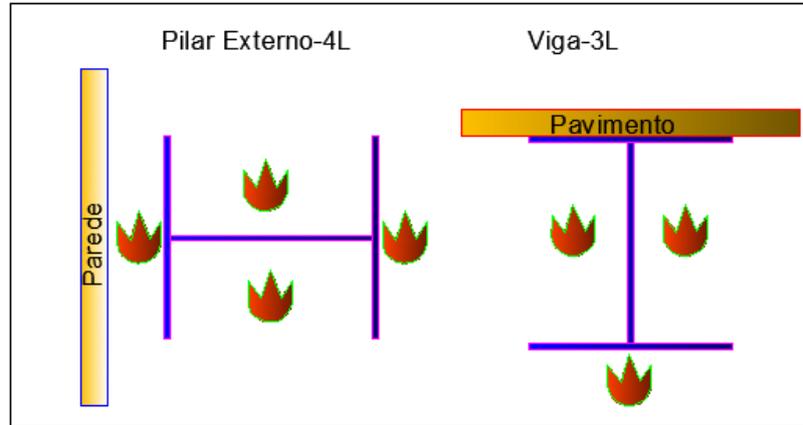
(a) Cenário 1



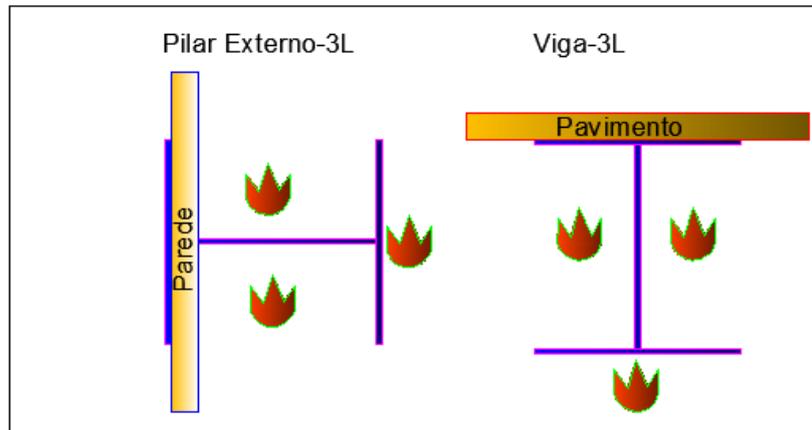
(b) Cenário 2



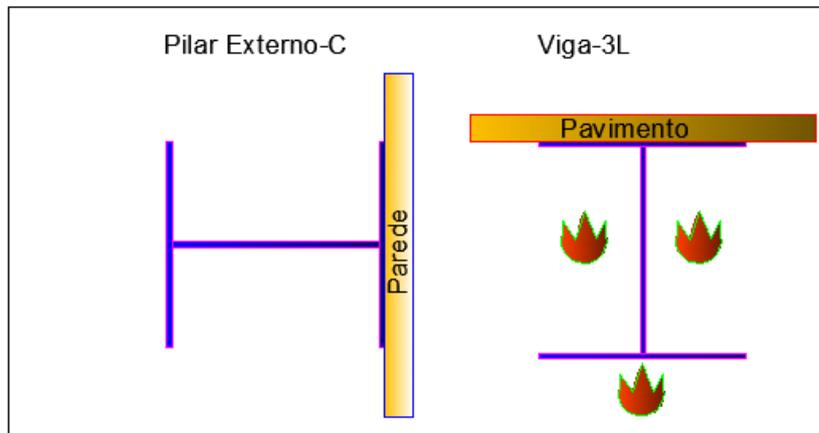
(c) Cenário 3



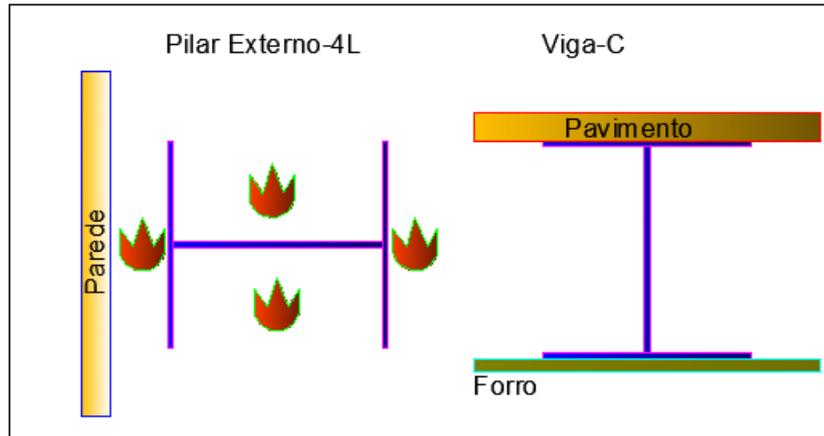
(d) Cenário 4



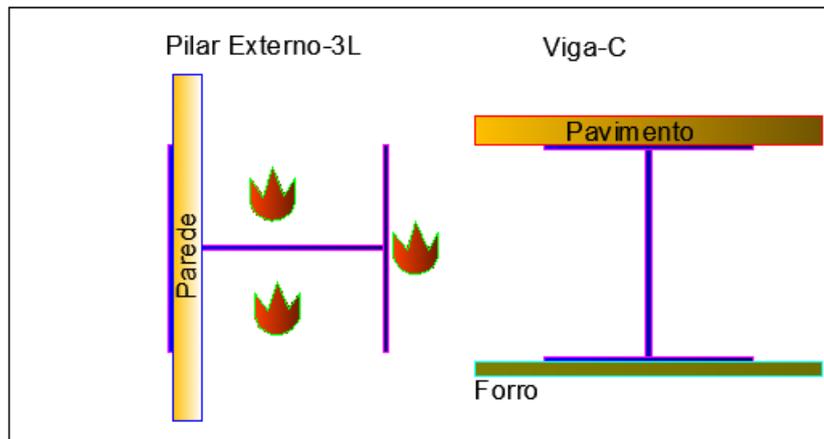
(e) Cenário 5



(f) Cenário 6



(g) Cenário 7



(h) Cenário 8

Figura 2 - Desenhos esquemáticos dos Cenários 1 a 8.

A Tabela 3 sintetiza as características de cada cenário estudado.

Tabela 3 - Características de cada cenário

| Cenário | Pilar Externo | | | Viga | | | Figura |
|---------|----------------|----------|-----|----------------|----------|-----|--------|
| | Nº lados aque. | Proteção | | Nº lados aque. | Proteção | | |
| | | Sim | Não | | Sim | Não | |
| 1 | 4 | | X | 4 | | X | 2(a) |
| 2 | 3 | | X | 4 | | X | 2(b) |
| 3 | 0 | X | | 4 | | X | 2(c) |
| 4 | 4 | | X | 3 | B.S. | X | 2(d) |
| 5 | 3 | | X | 3 | B.S. | X | 2(e) |
| 6 | 0 | X | | 3 | B.S. | X | 2(f) |
| 7 | 4 | | X | 0 | X | | 2(g) |
| 8 | 3 | | X | 0 | X | | 2(h) |

Nota: B.S. - Banzo Superior



Ressalta-se que para cada cenário foram feitos dois estudos, sendo o primeiro considerando o incêndio em um piso por vez e o segundo considerando o incêndio nos dois pisos de uma vez, para pórticos apoiados e engastados.

3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

As Figuras de 3 a 6 apresentam os resultados obtidos para a variação dos coeficientes de flambagem (L_{fi}/L) em relação à temperatura referente às colunas mais desfavoráveis do pórtico não contraventado e combinação de incêndio 1 nos diferentes cenários. Considera-se como coluna mais desfavorável aquela que apresenta menor relação entre o esforço axial solicitante N_{ed} e a carga crítica de Euler N_{cr} , definida anteriormente.

As análises dos cenários 1, 2, 4, 5, 7 e 8 serão feitas no intervalo de temperaturas entre 400 °C e 600 °C, uma vez que a temperatura usual de colapso está entre 500 °C e 600 °C [1]. Contudo a análise dos cenários 3 e 6 serão realizadas para um tempo equivalente aos demais cenários. Os cenários 3 e 6 não estão representados nas figuras, pois a temperatura dos pilares manteve-se constante com valor igual a 20°C, variando apenas a temperatura da viga.

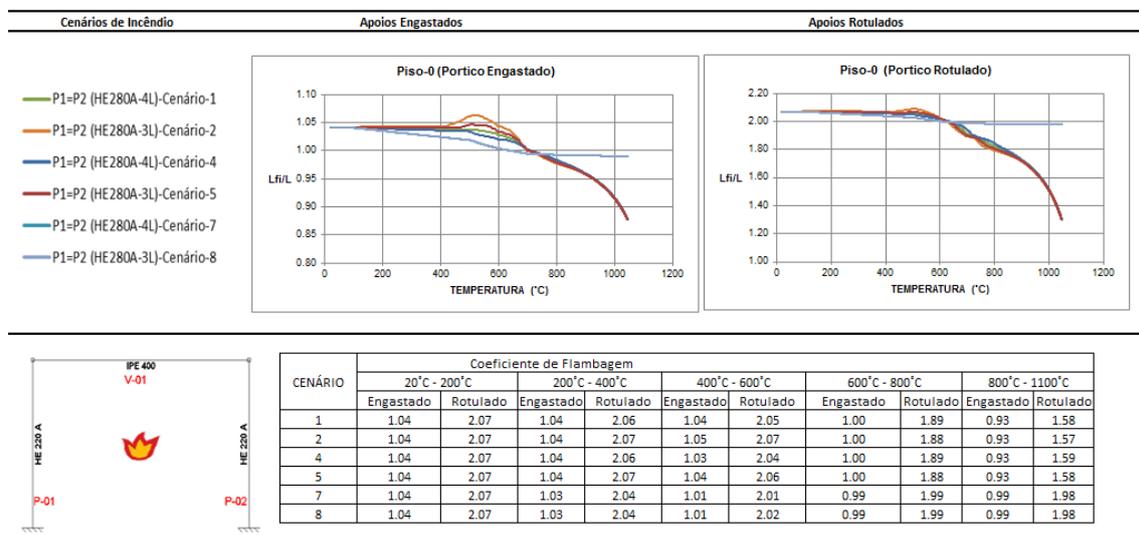


Figura 3 – Evolução dos Comprimentos de Flambagem com a temperatura do Pórtico-1.

Verifica-se na Figura 3 que houve uma variação do coeficiente de flambagem do cenário mais gravoso para o cenário menos gravoso de 3,9% nos pórticos engastados e 2,9% nos pórticos rotulados. O cenário mais gravoso foi o Cenário 2, em que o coeficiente de flambagem (L_{fi}/L) no pórtico engastado é 1,05 e no rotulado é 2,07, já os cenários menos gravosos foram os Cenários 7 e 8, em que o coeficiente de flambagem (L_{fi}/L) no pórtico engastado é 1,01 para os dois cenários, enquanto no pórtico rotulado é igual a 2,01 e 2,02, respectivamente.



Para o cenário 3 o coeficiente de flambagem variou de 1.04 a 1.13 para o pórtico engastado e 2.07 a 2.22 para o pórtico rotulado, já para o cenário 6 o coeficiente de flambagem variou de 1.04 a 1.11 para o pórtico engastado e 2.07 a 2.20 para o pórtico rotulado.

Uma cobertura correta dos comprimentos de flambagem para os cenários 1,2,4,5,7 e 8 conduziria a valores aproximadamente iguais a $L_{fi}=1.05L$ e $L_{fi}=2.07L$, respectivamente para apoios engastados e rotulados. Já para os cenários 3 e 6 valores aproximados para comprimentos de flambagem seriam aproximadamente iguais a $L_{fi}=1.13L$ e $L_{fi}=2.22L$, respectivamente para apoios engastados e rotulados, pois estes foram os valores mais críticos.

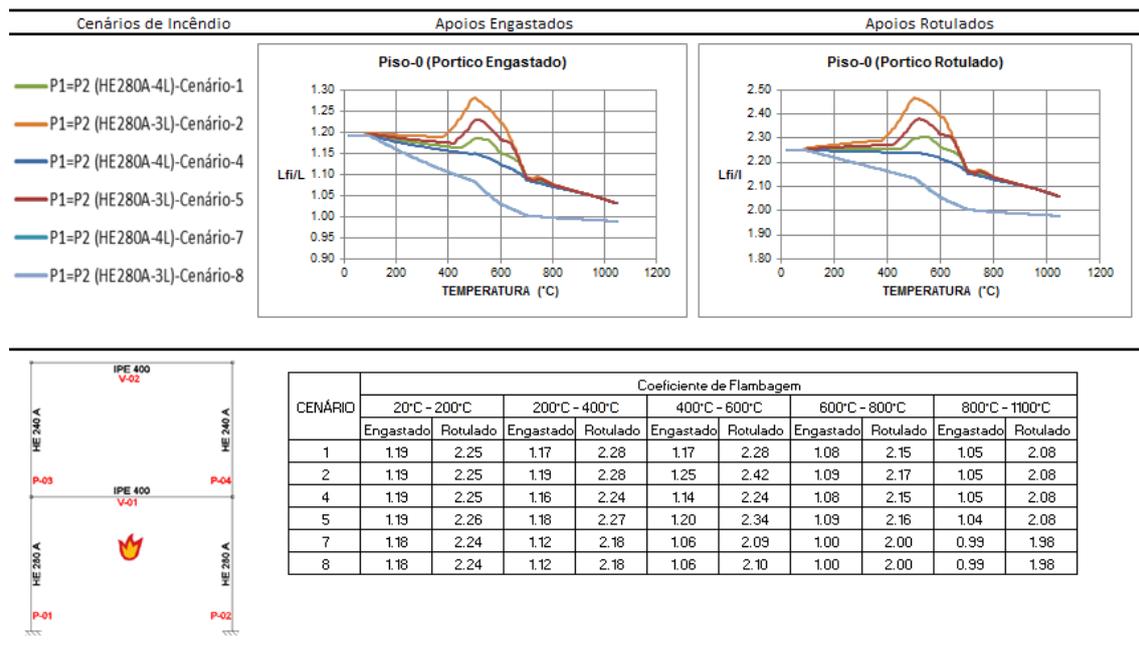


Figura 4 – Evolução dos Comprimentos de Flambagem com a temperatura do Pórtico-2, com incêndio no piso-0.

Verifica-se na Figura 4 a variação de 17,9% nos pórticos engastados e 15,78% nos pórticos rotulados entre o coeficiente de flambagem do cenário mais gravoso para o Cenário menos gravoso. Assim como no caso anterior, o cenário mais gravoso foi o Cenário 2, em que o coeficiente de flambagem (L_{fi}/L) para o pórtico engastado é 1,25 e para o rotulado é 2,42. Os Cenários menos gravosos foram 7 e 8, em que o coeficiente de flambagem (L_{fi}/L) no pórtico engastado é 1,06 nos dois Cenários, enquanto no pórtico rotulado é 2,09 e 2,10, respectivamente aos Cenários 7 e 8.

Para o cenário 3 o coeficiente de flambagem variou de 1,19 a 1,48 para o pórtico engastado e 2,25 a 2,83 para o pórtico rotulado, já para no cenário 6 o coeficiente de flambagem variou de 1,19 a 1,45 para o pórtico engastado e 2,25 a 2,75 para o pórtico rotulado.

Uma cobertura correta dos comprimentos de flambagem para os cenários 1, 2, 4, 5, 7 e 8 conduziria a valores aproximadamente iguais a $L_{fi}=1.25L$ e $L_{fi}=2.42L$, respectivamente para

apoios engastados e rotulados. Já para os cenários 3 e 6, seriam valores aproximadamente iguais a $L_{fi}=1.48L$ e $L_{fi}=2.83L$, respectivamente para apoios engastados e rotulados, pois estes foram os valores mais críticos.

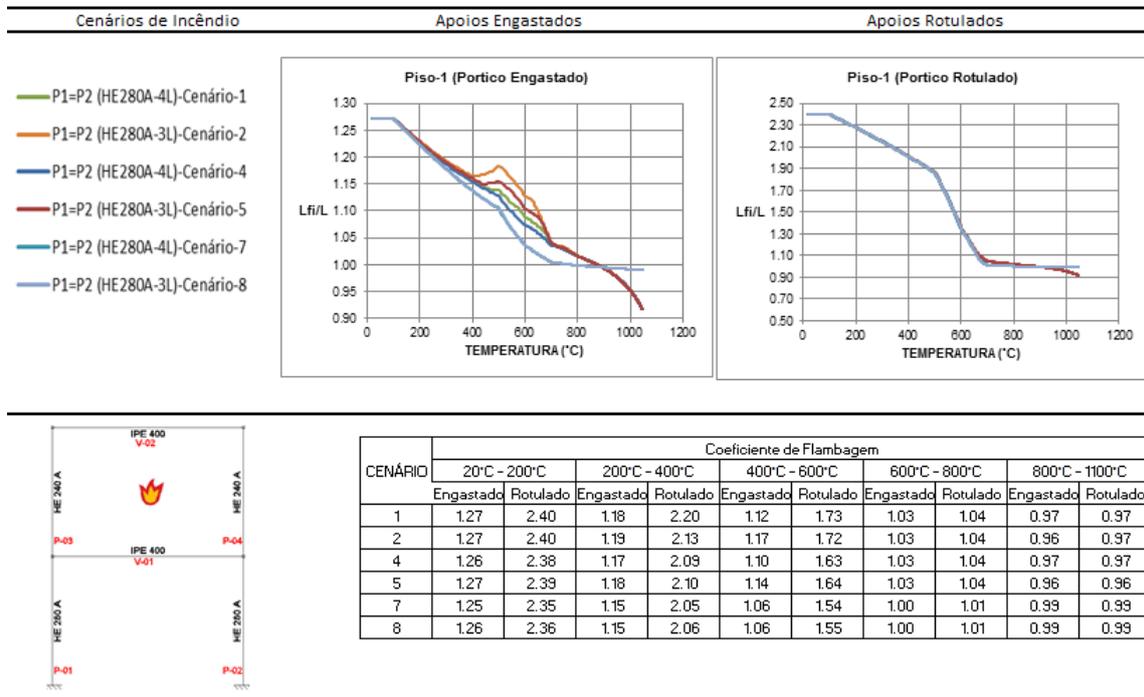
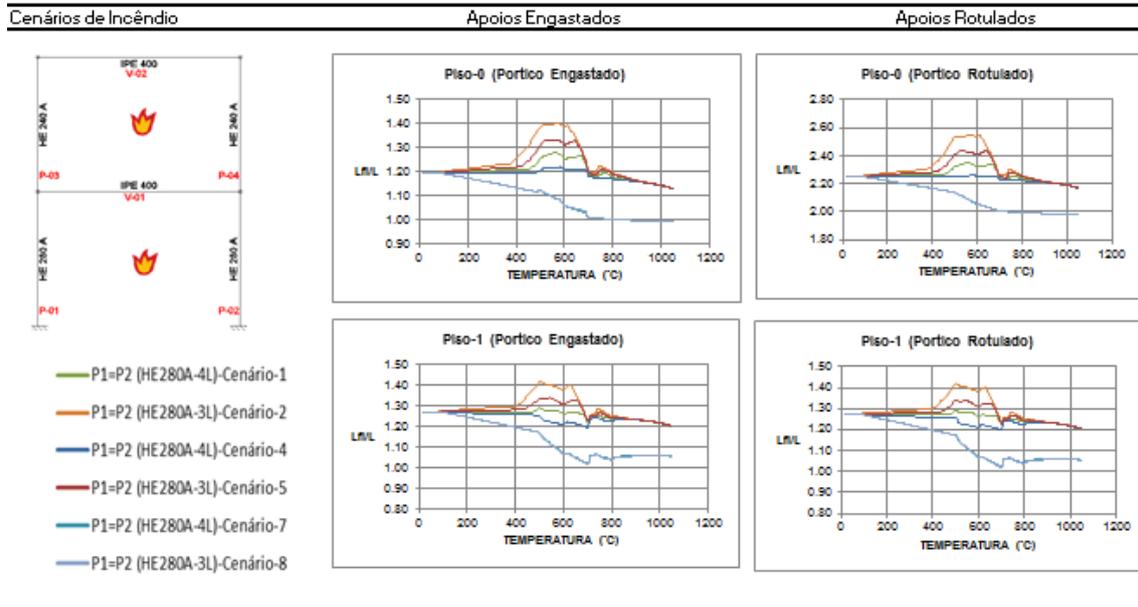


Figura 5 – Evolução dos Comprimentos de Flambagem com a temperatura do Pórtico-2, com incêndio no piso-1.

Verifica-se na Figura 5 a variação entre o coeficiente de flambagem do cenário mais gravoso para o cenário menos gravoso de 10,4% nos pórticos engastados e 12,33% nos pórticos rotulados. Diferente dos casos anteriores, o Cenário 1 é o mais gravoso, com o coeficiente de flambagem (L_{fi}/L) para o pórtico engastado de 1,17 e para o rotulado de 1,73, além disso, os Cenários 7 e 8 são os menos gravosos, com o coeficiente de flambagem (L_{fi}/L) de 1,06 para o pórtico engastado nos dois Cenários e igual a 1,54 e 1,55 para o rotulado, respectivamente aos Cenários 7 e 8.

Para o cenário 3 o coeficiente de flambagem variou de 1,27 a 1,38 para o pórtico engastado e 2,40 a 2,41 para o pórtico rotulado, já para o cenário 6 o coeficiente de flambagem variou de 1,27 a 1,36 para o pórtico engastado e 2,40 a 2,41 para o pórtico rotulado.

Uma cobertura correta dos comprimentos de flambagem para os cenários 1, 2, 4, 5, 7 e 8 conduziria a valores aproximadamente iguais a $L_{fi}=1,17L$ e $L_{fi}=1,73L$, respectivamente para apoios engastados e rotulados. Já para os cenários 3 e 6, seriam valores aproximadamente iguais a $L_{fi}=1,38L$ e $L_{fi}=2,41L$, respectivamente para apoios engastados e rotulados, pois estes foram os valores mais críticos.



| CENÁRIO | Coeficiente de Flambagem | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
|---------|--------------------------|--------|----------|--------|---------------|--------|----------|--------|---------------|--------|----------|--------|---------------|--------|----------|--------|----------------|--------|----------|--------|
| | 20°C - 200°C | | | | 200°C - 400°C | | | | 400°C - 600°C | | | | 600°C - 800°C | | | | 800°C - 1100°C | | | |
| | Engastado | | Rotulado | | Engastado | | Rotulado | | Engastado | | Rotulado | | Engastado | | Rotulado | | Engastado | | Rotulado | |
| | Piso-0 | Piso-1 | Piso-0 | Piso-1 | Piso-0 | Piso-1 | Piso-0 | Piso-1 | Piso-0 | Piso-1 | Piso-0 | Piso-1 | Piso-0 | Piso-1 | Piso-0 | Piso-1 | Piso-0 | Piso-1 | Piso-0 | Piso-1 |
| 1 | 1,19 | 1,27 | 2,25 | 2,40 | 1,20 | 1,27 | 2,26 | 2,39 | 1,26 | 1,28 | 2,33 | 2,38 | 1,19 | 1,25 | 2,25 | 2,35 | 1,15 | 1,22 | 2,20 | 2,34 |
| 2 | 1,19 | 1,27 | 2,25 | 2,40 | 1,22 | 1,29 | 2,28 | 2,41 | 1,29 | 1,33 | 2,38 | 2,48 | 1,23 | 1,28 | 2,30 | 2,42 | 1,15 | 1,22 | 2,20 | 2,34 |
| 4 | 1,19 | 1,27 | 2,25 | 2,40 | 1,19 | 1,26 | 2,25 | 2,38 | 1,21 | 1,23 | 2,26 | 2,31 | 1,16 | 1,23 | 2,23 | 2,33 | 1,15 | 1,22 | 2,20 | 2,34 |
| 5 | 1,19 | 1,27 | 2,25 | 2,40 | 1,21 | 1,28 | 2,27 | 2,40 | 1,23 | 1,28 | 2,30 | 2,40 | 1,22 | 1,27 | 2,28 | 2,39 | 1,15 | 1,22 | 2,20 | 2,34 |
| 7 | 1,19 | 1,27 | 2,25 | 2,40 | 1,15 | 1,22 | 2,19 | 2,32 | 1,12 | 1,15 | 2,13 | 2,19 | 1,01 | 1,06 | 2,00 | 2,09 | 0,99 | 1,06 | 1,98 | 2,11 |
| 8 | 1,19 | 1,27 | 2,25 | 2,40 | 1,16 | 1,23 | 2,21 | 2,34 | 1,13 | 1,19 | 2,16 | 2,27 | 1,02 | 1,06 | 2,01 | 2,10 | 0,99 | 1,06 | 1,98 | 2,11 |

Figura 6 – Evolução dos Comprimentos de Flambagem com a temperatura do Pórtico-2, com incêndio no piso-0 e 1.

Conforme a Figura 6, verifica-se que os coeficiente de flambagem do piso 01 são ligeiramente maiores que os do piso 0, ou seja, os coeficiente de flambagem do piso 1 são mais críticos. No piso 01 observa-se a variação entre o coeficiente de flambagem do cenário mais gravoso para o cenário menos gravoso de 15,65% nos pórticos engastados e 13,24% nos pórticos rotulados. O cenário mais gravoso foi o Cenário 2 (dois), em que o coeficiente de flambagem no pórtico engastado é 1,33 e no rotulado é 2,48, já o cenário menos gravoso foi o Cenário 7 (sete), em que o coeficiente de flambagem no pórtico engastado é 1,15, enquanto no pórtico rotulado é igual a 2,19.

Para o cenário 3 (três) o coeficiente de flambagem variou de 1,27 a 1,46 para o pórtico engastado e 2,40 a 2,69 para o pórtico rotulado, já no cenário 6 (seis) o coeficiente de flambagem variou de 1,27 a 1,40 para o pórtico engastado e 2,40 a 2,58 para o pórtico rotulado.

Uma cobertura correta dos comprimentos de flambagem para os cenários 1, 2, 4, 5, 7 e 8 conduziria a valores aproximadamente iguais a $L_{fi}=1.33L$ e $L_{fi}=2.48L$, respectivamente para apoios engastados e rotulados. Já nos cenários 3 e 6, seriam valores aproximadamente iguais a



$L_{fi}=1,46L$ e $L_{fi}=2,69L$, respectivamente para apoios engastados e rotulados, pois estes foram os valores mais críticos.

A análise dos gráficos anteriores permite afirmar como regra geral para os cenários 1, 2, 4, 5, 7 e 8 que o valor do comprimento de flambagem em situação de incêndio diminui com o efeito da temperatura, pois com o aumento da temperatura o aço diminui o valor do módulo de elasticidade, o que reduz a rigidez da estrutura e aumenta os deslocamentos laterais do pórtico. Por conseguinte, o $\alpha_{cr,fi}$ diminui, assim como o comprimento crítico (L_{fi}) resultando na diminuição do coeficiente de flambagem (L_{fi}/L). O mesmo não pode ser dito para os cenários 3 e 6, onde os pilares se encontram com temperatura constante igual a 20°C e as vigas estão aquecidas, pois nestes cenários o coeficiente de flambagem aumentou com a duração do incêndio.

4 CONCLUSÃO

Durante um incêndio, o comportamento estrutural dos pórticos metálicos é condicionado pela diminuição da resistência e rigidez do aço devido ao aumento da temperatura. Para garantir a segurança dos pórticos sujeitos ao fogo, é fundamental que o cálculo estrutural avalie de forma adequada o comportamento dos seus elementos em situação de incêndio. No caso particular das colunas, a segurança depende, na maioria das situações, da interacção entre a resistência da secção transversal e a resistência aos fenómenos de flambagem, tendo sido possível com este estudo compreender melhor esta interacção em situação de incêndio.

Dado que no cálculo estrutural em situação de incêndio os projectistas utilizam normalmente o conceito de comprimento de flambagem para verificar a segurança das colunas por métodos simplificados de cálculo, foi avaliado neste estudo a forma como o comprimento de flambagem varia com a temperatura, tendo-se concluído que para os cenários em que as colunas estão aquecidas, à medida que a temperatura aumenta, o valor do comprimento de flambagem diminui, contudo, para os cenários em que as colunas não são aquecidas, o comprimento de flambagem aumenta com o tempo.

Para pórticos não contraventados, o Eurocódigo 3 e NBR 14323:2013 não sugerem quaisquer valores para os comprimentos de flambagem a utilizar em situação de incêndio. Contudo, este estudo mostrou que uma boa aproximação para os cenários em que as colunas estão aquecidas, poderá ser a utilização de comprimentos de flambagem $L_{fi} = 1,33L$ para todas as colunas excepto as pertencentes ao piso 0, no caso do pórtico possuir apoios rotulados, nesta situação deverá usar-se $L_{fi} = 2,48L$. Já para os cenários 3 e 6, em que as colunas não estão aquecidas, poderá utilizar-se os comprimentos de flambagem $L_{fi} = 1,48L$ para todas as colunas excepto as do piso 0, no caso de o pórtico possuir apoios rotulados, situação em que se deverá usar $L_{fi} = 2,83L$.



Agradecimentos

Os autores são gratos a CAPES – Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior, pois a mesma financia o doutoramento do aluno Thiago Dias de Araújo é Silva, através de uma bolsa de estudos do programa “Ciências sem Fronteiras” do Ministério da Educação em parceria com a CAPES, sendo o número do processo 19128/12-6 e o ano 2013.

REFERÊNCIAS

- [1] Couto, C.; Vila Real, P.; Lopes, N.; Rodrigues, J. P. (2013). "Buckling analysis of braced and unbraced steel frames exposed to fire", Engineering Structures - Elsevier. Vol. 49, n.º 0, p. 541-559.
- [2] Simões, R. A. D. (2007). "Manual de dimensionamento de estruturas metálica". NBR 8800/2008
- [3] EN 1993–1–1, Eurocode 3, Design of Steel Structures – Part 1–1: General rules and rules for buildings, 2005a.
- [4] ABNT Associação Brasileira de Normas Técnicas – NBR8800:2008 Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios.
- [5] EN 1993–1–2, Eurocode 3, Design of Steel Structures – Part 1–2: General rules - Structural fire design, 2005b.
- [6] ABNT Associação Brasileira de Normas Tecias - NBR 14323:2013 Dimensionamento de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e de concreto em situação de incêndio.
- [7] Computers and Structures, Inc;SAP2000 Advanced 14.0.0, California, USA, 1995.
- [8] Regulamento de Segurança e Acções para Estruturas de Edifícios e Pontes, conforme decreto de lei nº 235/83, de 31 de maio 10, Potugal.
- [9] Vila Real, P., Franssen, J.-M. (2011). "Elefir-EN V1.4.3 (2011), Software for fire design of steel structural members according the Eurocode 3". <http://elefiren.web.ua.pt>".
- [10] Couto, C., Vila Real, P., Lopes, N. (2011). "FEST2D-versão 1.1", Universidade de Aveiro, Portugal, 2014.
- [11] CAST3M. CAST 3M is a research FEM environment; its development is sponsored by the French Atomic Energy Commission; 2012. <http://www-cast3m.cea.fr/>.