

## Análise computacional do fenômeno de transferência de calor em paredes divisórias do tipo *dry wall*

(Computational analysis of the heat transfer through cold-formed steel frame panel under fire condition)

Maurício C. Alves

D.Sc., Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Pará  
E-mail: mauriciocalves@gmail.com

Eduardo de Miranda Batista

D.Sc., Professor Associado, Programa de Engenharia Civil da COPPE e do  
Depart. de Mecânica Aplicada e Estruturas da Escola Politécnica, UFRJ.  
E-mail: batista@coc.ufrj.br

### Resumo

O presente trabalho visa a fornecer uma contribuição ao estudo dos perfis formados a frio sob altas temperaturas, em consequência da deflagração de um incêndio. Especificamente, abordam-se assuntos inerentes ao fenômeno da transferência de calor em paredes do tipo *steel frame - dry wall* com ou sem isolamento térmico na cavidade. Para tanto, propõem-se modelos computacionais capazes de fornecer, com certa precisão, o valor de temperatura em qualquer ponto do sistema estudado. Dessa forma, é possível, então, traçar configurações de distribuição de temperatura (uniforme ou não-uniforme) na seção transversal dos montantes que constituem o painel, fornecendo subsídios para análise de estabilidade e pós-flambagem dos elementos estruturais em questão. As simulações numéricas de transferência de calor são efetuadas com auxílio dos programas computacionais ABAQUS e SAFIR, ambos baseados no método dos elementos finitos.

**Palavras-chave:** Análise estrutural, incêndio, *steel frame*, *dry wall*, perfis formados a frio, integridade estrutural.

### Abstract

*The present work aims to give a contribution to the study of cold-formed steel members under fire condition. Specifically, the heat transfer in light steel framed walls with or without thermal insulation was studied. For this, computational models are applied to obtain, with acceptable precision, the values of temperature in any position of the structural system. In this way, it will be possible to describe the temperature distribution (uniform or non-uniform) over the cross-section of the studs that constitute the panel, giving subsidies for stability and pos-buckling analyses of the structural members. The numerical simulations of heat transfer are developed with the aid of computational programs ABAQUS and SAFIR, both based on the finite element method.*

**Keywords:** *Structural analysis, fire, steel frame, dry wall, cold-formed element, structural integrity.*

## 1. Introdução

As paredes divisórias do tipo *dry wall*, formadas por placas de gesso acartonado associadas a perfis de aço formados a frio, Figura 1, é um sistema construtivo com aplicação crescente na indústria da construção civil. Desempenhando ou não funções estruturais, essas paredes devem satisfazer critérios de estanqueidade ao fogo e à fumaça. Desse modo, assume grande importância conhecer o comportamento estrutural dos perfis de aço formados a frio que constituem as referidas paredes, quando submetidas a altas temperaturas, provenientes da deflagração de um incêndio. Nessa situação, a seção transversal do perfil metálico pode estar sujeita à distribuição uniforme ou não-uniforme de temperatura (gradiente de temperatura). Para o primeiro caso, de forma simplificada, é comum e suficiente considerar apenas a redução do módulo de elasticidade e da tensão de escoamento do aço. Por outro lado, quando a seção está sob ação de elevados gradientes de temperatura, faz-se necessária a consideração de efeitos térmicos provocados pela diferença de temperatura entre as mesas do perfil, que se traduz na flexão do montante em relação ao eixo de maior inércia e ao deslocamento do centro de rigidez em direção à mesa mais fria, pois o módulo de elasticidade, nessa região, sofre menor redução.

O estudo dos perfis formados a frio submetidos a temperaturas elevadas é relativamente recente. Segundo Kaitila (2002), Klippstein (1978) terá sido o autor do primeiro trabalho sobre a influência da temperatura no comportamento de perfis formados a frio. Em Alves (2006), é possível verificar, de forma mais detalhada, o andamento das pesquisas realizadas no âmbito dos modelos de cálculo direto para estimativa de resistência última de montantes de perfis formados a frio e, também, estudos que propõem fatores de redução das propriedades físicas do aço sob elevadas temperaturas.

O presente trabalho tem como objetivo apresentar e discutir resultados relativos à simulação numérica de trans-

ferência de calor em paredes divisórias do tipo *dry wall*. Para tanto, propõem-se modelos computacionais capazes de fornecer, com certa precisão, o valor da temperatura em qualquer ponto do sistema estudado. Dessa forma, é possível traçar configurações de distribuição de temperatura (uniforme ou não-uniforme) na seção transversal dos montantes que constituem o painel, fornecendo subsídios para análise de estabilidade e pós-flambagem dos elementos estruturais em questão. As simulações numéricas de transferência de calor são efetuadas com auxílio dos programas computacionais ABAQUS (Hibbit, Karlsson & Sorensen Inc, 2002) e SAFIR (Franssen et al., 2000), ambos baseados no método dos elementos finitos.

Os resultados obtidos da referida análise são o ponto de partida para a avaliação da estabilidade e integridade estrutural do painel.

## 2. Transferência de calor em paredes do tipo *dry wall*

Considere-se a Figura 1 como exemplo de parede divisória do tipo *dry wall*,

com um dos lados sujeito a temperaturas elevadas provocadas, por exemplo, pela deflagração de um incêndio no ambiente em que esse lado faz parte. Deseja-se, então, através de um estudo paramétrico, avaliar a capacidade dos modelos numéricos propostos e dos programas computacionais ABAQUS e SAFIR em representar o fenômeno de transferência de calor, mais especificamente, fornecer a curva de elevação da temperatura em função do tempo em qualquer ponto do sistema. Portanto, para efeito de validação, tomam-se, como base, os trabalhos experimentais e numéricos de Feng et al. (2003).

### 2.1 Propriedades geométricas

A Figura 2 mostra uma representação, em corte transversal, do trecho de parede a ser avaliado em que se define: (i) para o perfil metálico os parâmetros,  $b_f = 54$  mm (largura da mesa),  $b_w = 100$  mm (altura da alma),  $b_e = 15$  mm (largura do enrijecedor) e  $t = 1,20$  mm (espessura) e (ii) para as placas de gesso,  $t_g = 12,50$  mm (espessura) e  $l_g = 250,00$  mm comprimento do trecho da parede.

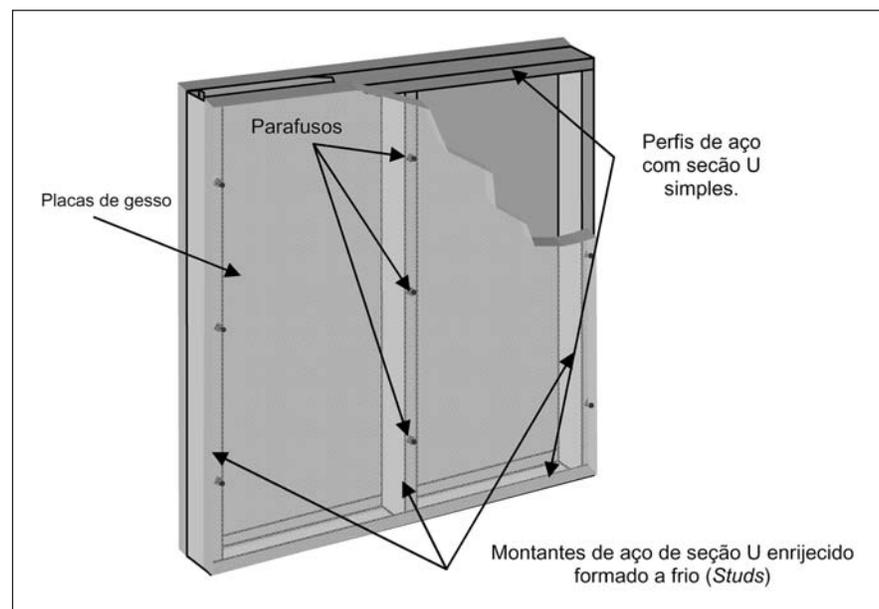


Figura 1 - Desenho esquemático de uma parede divisória tipo *dry wall*.

## 2.2 Condições de contorno

Na Figura 3, que representa um corte transversal na parede em análise, é possível identificar, durante o processo de transferência de calor, as três formas de condução de calor (DE WITT, 2002):

- **Radiação:** (a) na parte inferior da figura, observam-se radiações da fonte emissora (paredes do forno em ensaio experimental) e da superfície da placa de gesso; (b) na cavidade, todas as superfícies irradiam calor; porém quando existe isolamento térmico a radiação é desprezível; (c) na parte superior da figura, há radiação apenas da superfície da placa de gesso ao meio externo que se encontra à temperatura ambiente e não emite calor.
- **Convecção:** a diferença de temperatura dos gases na região entre a placa de gesso e a fonte de calor (paredes do forno, p. ex.) provoca transferência de calor por convecção. O mesmo ocorre no interior da parede, quando não há proteção térmica e, igualmente, do lado da superfície mais fria.
- **Condução:** existe apenas nos elementos sólidos, desenvolvendo-se através da espessura das placas de gesso, da seção transversal do perfil metálico e, quando existir, do material isolante térmico na cavidade.

É possível, ainda, separar as condições de contorno referentes às superfícies externas e à cavidade:

- **Superfícies externas:** estão sujeitas a fluxos de calor, que podem ser contabilizados de acordo com a equação (1).

$$q = \varepsilon \sigma [(\theta - \theta^0)^4 - (\theta^0 - \theta^0)^4] + h(\theta - \theta^0) \quad (1)$$

em que

$q$  é o fluxo de calor para uma área unitária ( $\text{W}/\text{m}^2$ ).

$\varepsilon$  é o coeficiente de emissividade térmica resultante entre a superfície e o gás aquecido ou a superfície e a temperatura ambiente.

$\sigma$  é a constante de Stefan-Boltzmann,  $5.6703 \times 10^{-8} \text{ W}/\text{m}^2\text{K}^4$ .

$\theta^0$  é a temperatura do gás ( $\theta^0 = 20^\circ\text{C}$  para temperatura ambiente).

$\theta^0$  é a temperatura de zero absoluto na escala de temperatura utilizada.

$\theta$  é a temperatura na superfície.

$h$  é o coeficiente de convecção térmica.

A superfície que se encontra do lado do incêndio, denominada, nesse trabalho, de superfície aquecida, é considerada completamente envolvida pelo fogo. A evolução da temperatura desse lado do ambiente é representada, geralmente, por curvas de incêndio padronizadas, como, por exemplo,

a curva ISO 834 (ISO, 2002). A superfície externa do lado oposto ao incêndio, denominada de superfície fria, encontra-se em contato com o meio à temperatura ambiente igual a  $20^\circ\text{C}$ .

- **Radiação na cavidade:** o programa ABAQUS considera a cavidade como um conjunto de superfícies que são compostas por faces de elementos finitos. No programa, não se leva em consideração a atenuação de radiação na cavidade e supõe-se que as faces dos elementos são isotérmicas, com

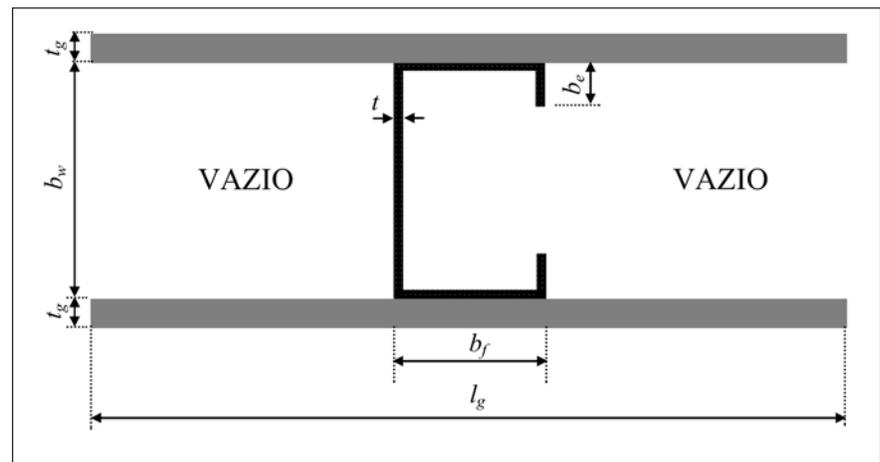


Figura 2 - Representação de um corte transversal em uma parede do tipo *dry wall*.

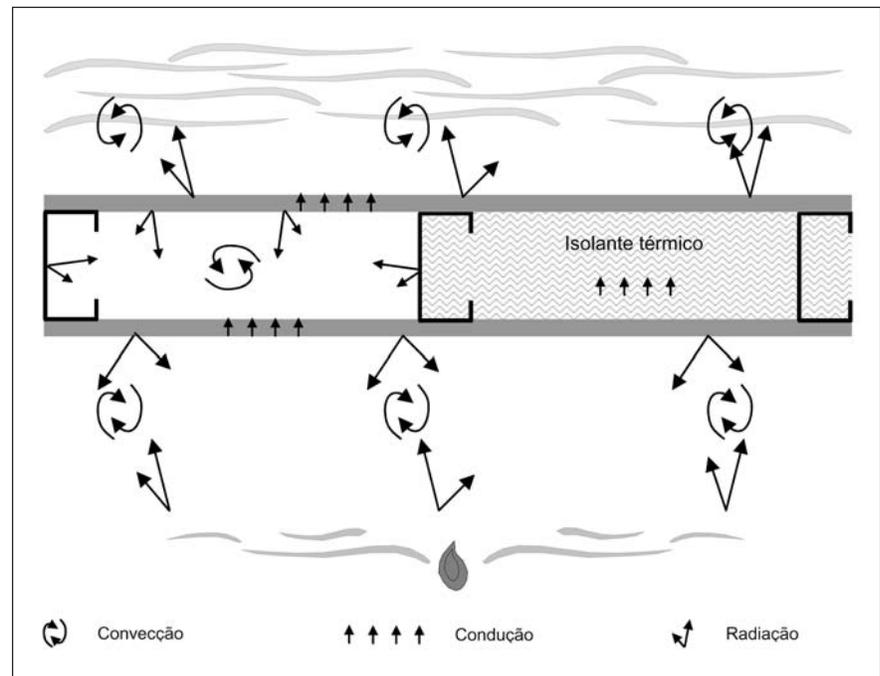


Figura 3 - Formas de transferência de calor em paredes *dry wall*.

emissividade uniforme. A contabilização do fluxo de calor por radiação na cavidade é realizada pela equação (2).

$$q = \frac{\sigma \varepsilon_i}{A_i} \sum_j \varepsilon_j \sum_k F_{ik} C_{kj}^{-1} \left[ (\theta_j - \theta^z)^4 - (\theta_i - \theta^z)^4 \right] \quad (2)$$

onde

$A_i$  é a área da face  $i$  que “vê” as demais faces da cavidade  $j=1, 2, \dots, n$ ;

$\varepsilon_i, \varepsilon_j$  são as emissividades das faces  $i$  e  $j$ .

$\sigma$  é a constante de Stefan-Boltzmann.

$F_{ij}$  é a matriz de fator de visualização geométrica.

$C_{ij}$  é a matriz de reflexão dada por

$$C_{ij} = \delta_{ij} - \frac{(1 - \varepsilon_i) F_{ij}}{A_i} \quad (3)$$

$\theta_i, \theta_j$  são as temperaturas nas faces  $i$  e  $j$ .

$\theta^z$  é o zero absoluto na escala de temperatura utilizada.

O programa SAFIR também possibilita a definição de vazios, porém não deixa explícita a formulação adotada ou informações adicionais.

### 2.3 Condições de carregamento térmico

Visto que a face aquecida da parede, conforme Figura 3, tem a temperatura incrementada devido ao aumento da temperatura do gás que a envolve, a simulação de seu aquecimento pode ser efetuada de duas formas distintas, que dizem respeito à grandeza física prescrita:

- **Fluxo prescrito:** é a forma mais comum para a simulação numérica do aquecimento da superfície. Neste caso, necessita-se da curva de evolução de temperatura do gás,  $\theta^o$ , em função do tempo. Geralmente, em experimentos térmicos, utilizam-se curvas de aquecimento padronizadas, com taxas de aquecimento variadas que simulam a severidade do incêndio, o que faz grande diferença nos resultados finais e no desempenho do elemento em análise. De posse da temperatura do gás, define-se o fluxo de calor nas faces dos elementos finitos que representam a superfície aquecida, através da equação (1). Esse modo de aplicação da carga térmica é utilizado nas simulações numéricas do presente trabalho, utilizando-se a curva de incêndio padrão ISO 834.
- **Temperatura prescrita:** para essa alternativa de simulação de aquecimento da superfície em contato direto com o calor, é necessária a medição, no momento do experimento físico, de valores de temperaturas na superfície aquecida. Tais valores são aplicados, diretamente, aos nós da malha de elementos finitos, descartando a necessidade da contabilização dos efeitos de convecção e radiação entre gás e superfície aquecida.

### 2.4 Escolha do elemento finito

Para as simulações através do programa ABAQUS, utiliza-se o elemento finito DC2D4 da biblioteca do programa, que corresponde a um elemento finito quadrilate-

ral, linear e de quatro nós. A escolha foi feita conforme descrito e justificado em Alves (2006). Nas simulações com o programa SAFIR, utiliza-se elemento finito de características idênticas.

### 2.5 Discretização

Por se tratar de um modelo complexo, tanto na forma geométrica, quanto nas condições de contorno e de carregamento térmico, dois grupos, com três malhas de elementos finitos cada, são avaliados nas análises efetuadas com o programa computacional ABAQUS. Na modelagem com o programa SAFIR, utilizou-se, apenas, a malha mais refinada de elementos finitos, para cada grupo. A Figura 4(a) apresenta um exemplo da configuração da malha de elementos finitos, definida como Grupo 1, que diz respeito às paredes que não possuem isolamento térmico no interior e, conseqüentemente, apresentam a cavidade sujeita à radiação. Na Figura 4(b), apresenta-se a malha adotada para o Grupo 2, que considera a presença de isolamento térmico em lâ de rocha.

Para a definição das malhas de elementos finitos, utilizadas na modelagem numérica, com o programa ABAQUS, considera-se, na Figura 4(b):

- Que as placas de gesso são divididas na espessura em cinco camadas de elementos finitos.
- Que, em cada camada, tem-se  $2nelm\_gesso + nelm\_mesa$  elementos finitos.
- $nelm\_alma$  e  $nelm\_enrije$  estão igualmente indicados na mesma figura.

Na Tabela 1, apresenta-se um resumo das principais variáveis para a definição das malhas, assim como o número total de nós e elementos finitos.

Definem-se, ainda, na Figura 4(a), os pontos em que se avalia a evolução da temperatura em função do tempo. São cinco pontos ( $P_1 \dots P_5$ ) considerados fundamentais e dez pontos considerados adicionais ( $A_1 \dots A_{10}$ ).

## 2.6 Propriedades térmicas do aço

Em todos os casos estudados, a condutividade térmica, calor específico e densidade do aço seguem as recomendações prescritas pelo EC3, Parte 1.2 (CEN, 2005), reproduzidas, por conveniência, na Tabela 2.

## 2.7 Propriedades térmicas do gesso

As propriedades térmicas do gesso, para fins de validação dos modelos numéricos, estão apresentadas na Tabela 3 e são baseadas no trabalho de Feng et al. (2003).

Os valores de emissividades e coeficientes de convecção térmica utilizados, no presente trabalho, são relacionados na Tabela 4, com base no trabalho de Feng et al. (2003).

Para Feng et al. (2003), a emissividade térmica,  $\varepsilon$ , utilizada na equação (1), é relativa, *i.e.*, é a combinação da emissividade da superfície da placa de gesso e do meio em que ela se encontra, segundo recomendações de Kay et al. (1996). Por exemplo, a emissividade relativa do lado exposto ao fogo é a combinação da emissividade da placa de gesso,  $\varepsilon_{\text{gesso}}=0,8$ , e a emissividade das paredes do forno (ou ambiente tomado pelo incêndio),  $\varepsilon_{\text{forno}}=0,8$ , que, segundo as equações de Kay et al. (1996), conduz a valores respectivamente iguais a  $\varepsilon_r=0,67$  e  $\varepsilon_r=0,64$ . A emissividade relativa do lado não exposto ao fogo é calculada da mesma forma, porém considerando-se que o meio externo à temperatura ambiente ( $\theta=20^\circ\text{C}$ ) se comporta como um corpo negro,  $\varepsilon_{20^\circ\text{C}}=1,0$ . Quanto às superfícies no interior da cavidade, não são fornecidos, explicitamente, valores de emissividade térmica para superfícies metálicas e superfícies das placas de gesso, nem valores de coeficientes de convecção térmica para o aço. Desse modo, supõe-se valores de acordo com o estudo de Kay

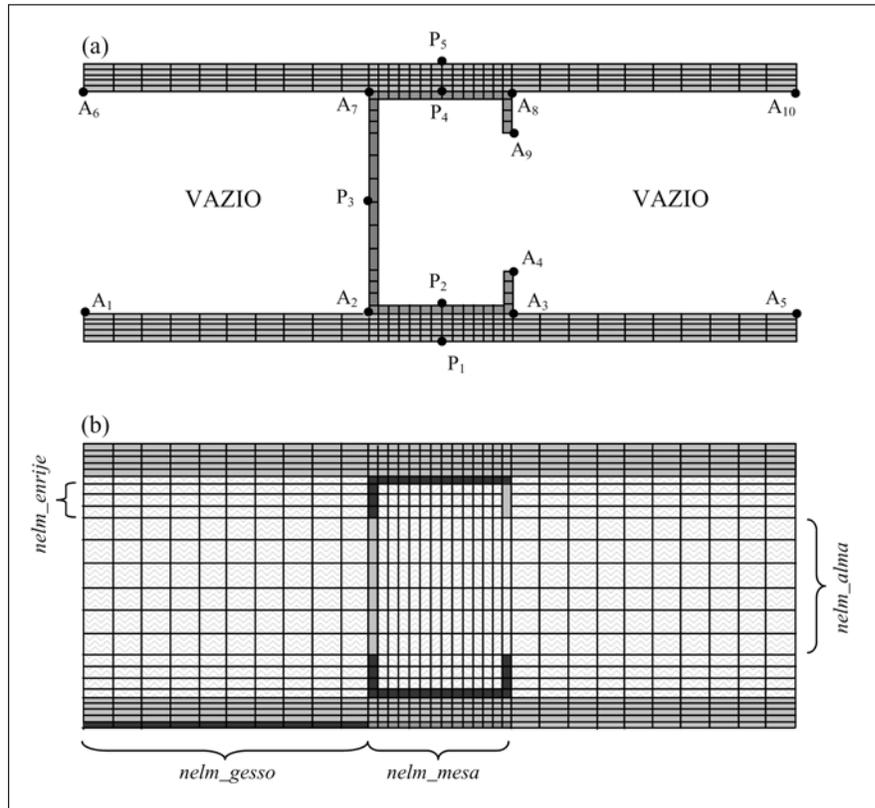


Figura 4 - Malhas de elementos finitos para modelagem de transferência de calor em paredes *dry wall*: (a) Grupo 1 e (b) Grupo 2.

Tabela 1 - Parâmetros para definição das malhas de elementos finitos.

Variável	Grupo 1			Grupo 2		
	Malha 1	Malha 2	Malha 3	Malha 1	Malha 2	Malha 3
<i>nelm_gesso</i>	5	10	20	5	10	20
<i>nelm_mesa</i>	14	14	14	14	14	14
<i>nelm_enrije</i>	3	3	3	3	3	3
<i>nelm_alma</i>	6	6	12	6	6	12
<i>n° de nós</i>	364	484	736	625	875	1705
<i>n° de EF</i>	286	386	492	576	816	1620

et al. (1996), o que confere às superfícies em gesso e em aço no interior da cavidade: (i) emissividades térmicas idênticas e de valores iguais a  $\varepsilon=0,8$ , conforme Tabela 4, e (ii) coeficientes de convecção térmica do aço para superfície aquecida e fria, respectivamente, iguais a 20 e 10 W/m<sup>2</sup> °C.

## 2.8 Validação dos modelos

Os modelos a serem avaliados consideraram: (i) a presença ou não de isolamento térmico no interior da parede e (ii) painéis de fechamento com placas de gesso simples ou duplas, fixadas em ambos os lados dos montantes.

Tabela 2 - Propriedades térmicas e densidade do aço (CEN, 2005).

Condutividade térmica (W/m°C)	Calor específico (J/kg°C)	
$\lambda_a = 54 - 3.33 \times 10^{-2} \times \theta$	$c_a = 425 + 7.73 \times 10^{-1} \theta - 1.69 \times 10^{-3} \theta^2 + 2.22 \times 10^{-6} \theta^3$	(20°C ≤ θ ≤ 600°C)
(20°C ≤ θ ≤ 800°C)	$c_a = 666 + \frac{13002}{738 - \theta}$	(600°C ≤ θ ≤ 735°C)
$\lambda_a = 27.3$	$c_a = 545 + \frac{17820}{\theta - 731}$	(735°C ≤ θ ≤ 900°C)
(800°C ≤ θ ≤ 1200°C)	$c_a = 650$	(900°C ≤ θ ≤ 1200°C)

Densidade = 7850 kg/m³

Tabela 3 - Propriedades térmicas do gesso - Feng et al. (2003).

Densidade (kg/m³)	ABAQUS				SAFIR		
	Condutividade térmica (W/m °C)		Calor específico (J/kg °C)		Condutividade térmica (W/m °C)	T (°C)	Calor específico (J/kg °C)
727	0,2	10 °C	925,04	10 °C	0,2	10 °C	925,04
	0,218	150 °C	941,5	95 °C	0,21092*	95 °C	941,54
	0,103	155 °C	24572,32	125 °C	0,21478*	125 °C	24572,32
	0,3195	1200 °C	953,14	155 °C	0,103	155 °C	953,14
			1097,5	900 °C	0,25734*	900 °C	1097,5
					0,3195	1200 °C	1097,5

\* Valores obtidos por Alves (2006), por interpolação linear a partir dos dados de Feng et al. (2003).

Tabela 4 - Emissividades e coeficientes de convecção térmica adotados nos modelos numéricos.

Propriedade	Feng et al. (2003)
$\epsilon_{\text{gesso}}$	0,8
$\epsilon_{\text{gesso\_cavidade}}$	0,8*
$\epsilon_{\text{ambiente a 20°C}}$	1,0
$\epsilon_{\text{ambiente\_aquecido}}$	0,8
$\epsilon_{\text{aço}}$	0,8*
$h_{\text{exp\_gesso}}$ (W/m² °C)	25,00
$h_{\text{exp\_aço}}$ (W/m² °C)	25,00*
$h_{\text{nexp\_gesso}}$ (W/m² °C)	10,00
$h_{\text{nexp\_aço}}$ (W/m² °C)	10,00*

\*Valores supostos e utilizados nas modelagens do presente trabalho.

### 2.8.1 Modelo sem isolamento térmico

O primeiro caso a ser estudado refere-se a um experimento efetuado por Feng et al. (2003) e corresponde a um trecho de parede sem isolamento térmico na cavidade, com apenas uma camada de placa de gesso com 12,5 mm de espessura em cada lado e perfil metálico de seção transversal em U enrijecido de dimensões iguais a 100 x 54 x 15 x 1,2 mm. A Figura 5 apresenta as curvas de evolução de temperatura para os pontos P1, P2 e P5, considerando-se (i) as três configurações de malhas de elementos finitos citadas, anteriormente, e (ii) os resultados obtidos através do programa computacional SAFIR, com a malha mais pobre, Malha 1.

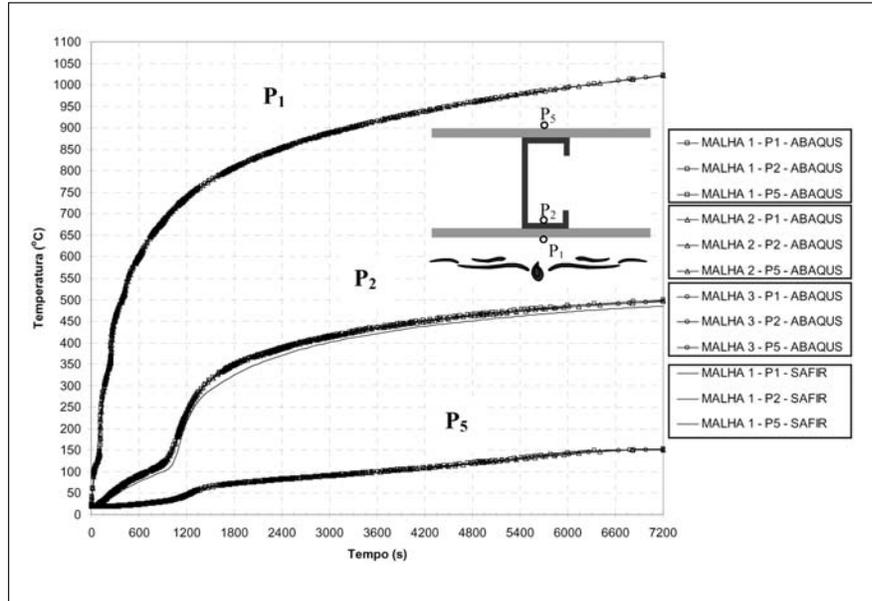
Da Figura 5, pode-se observar que:

- As três configurações de malhas de elementos finitos conduzem a resultados bastante semelhantes e sugerem a conclusão de que, para este caso, o refinamento da malha tem influência desprezível nos resultados finais.
- Os resultados obtidos da simulação numérica através do programa computacional SAFIR são muito próximos daqueles obtidos pelo ABAQUS, evidenciando que os modelos numéricos estão compatíveis.
- O sistema, mesmo sem isolamento térmico na cavidade, apresenta-se como uma ótima barreira contra o fogo, visto que, após 2 horas de exposição a um incêndio regido pela curva de aquecimento padrão ISO 834, o lado não exposto ao fogo apresenta uma temperatura, aproximadamente, igual a 150 °C, contra 1025 °C no lado exposto.
- Grande parte do atraso da transferência de calor se dá devido à evaporação da água presente em forma de umidade nas placas de gesso. A energia térmica fornecida ao sistema é gasta na transformação de estado físico, o calor é dito latente neste caso e não acarreta em elevação da temperatura. Esse processo de evaporação pode ser observado na curva que diz respeito ao ponto P<sub>2</sub>, para a qual, a partir de, aproximadamente, 125 °C, a curva sofre um aumento significativo no gradiente de elevação de temperatura.

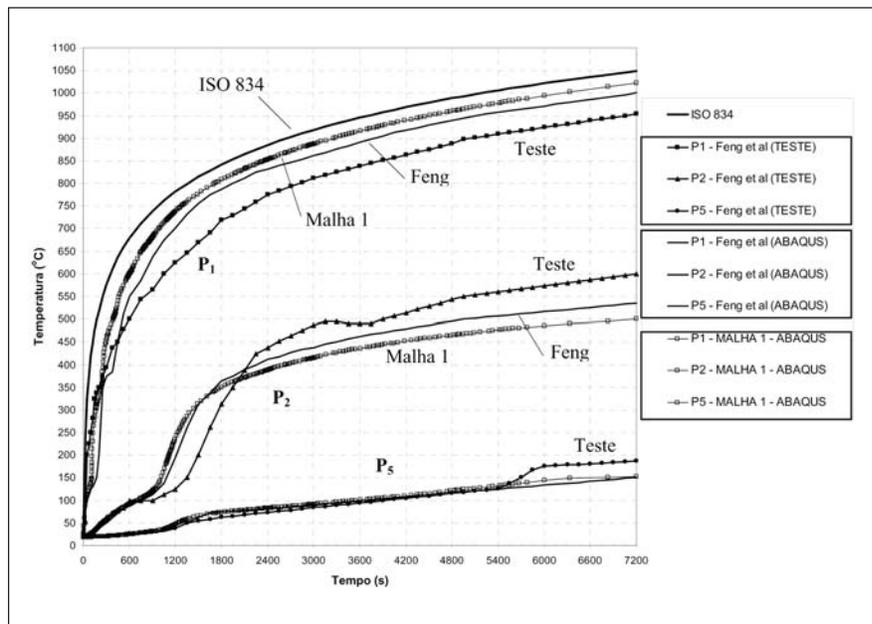
A Figura 6 apresenta a comparação dos resultados obtidos da simulação numérica utilizando o programa computacional ABAQUS (com a Malha 1) e os resultados numéricos e experimentais fornecidos por Feng et al. (2003).

Da Figura 6, pode-se observar que:

- Os valores de temperatura obtidos no ponto P<sub>1</sub>, referente ao lado exposto, diretamente, ao fogo, apresentam-se, ligeiramente, superiores àqueles



**Figura 5** - Análise do refinamento de malha de elementos finitos para a simulação de transferência de calor em um trecho de parede sem isolamento térmico interior: (i) PFF em U enrijecido 104 x 54 x 15 x 1,2 mm; (ii) camada única de placa de gesso em cada lado.



**Figura 6** - Comparação entre resultados de análises numéricas e experimentais: emissividade do aço e do gesso tomadas idênticas.

obtidos, numericamente (através do ABAQUS), por Feng et al. (2003). A maior diferença pode ser identificada por volta dos 600 segundos e corresponde, aproximadamente, a 50 °C. No final da análise, aos 7200 segundos, a diferença fica em torno de 20 °C.

- Os resultados numéricos do presente trabalho e de Feng et al., referentes ao ponto P<sub>1</sub>, são superiores aos obtidos experimentalmente. Nota-se que, para rebaixar as curvas obtidas, numericamente, o fluxo de calor, na superfície aquecida, deveria ser infe-

rior ao adotado. Supõe-se que a redução da emissividade relativa e do coeficiente de convecção térmica na superfície aquecida proporcionaria a redução no fluxo de calor. Por outro lado, a curva de aquecimento utilizada, ISO 834, pode não representar, apropriadamente, o aquecimento do forno.

- Quanto às curvas de temperatura referentes ao ponto  $P_2$ , os valores numéricos desse trabalho mostram-se semelhantes aos obtidos, numericamente, por Feng et al., até aproximadamente 1800 segundos. Após essa marca, os resultados numéricos se diferenciam, ligeiramente, e atingem uma diferença máxima de  $35^\circ\text{C}$  aos 7200 segundos. É possível obter temperaturas mais elevadas nesse ponto, levando em consideração a diferença entre as emissividades térmicas do gesso e aço. Por esse motivo, mais adiante, considera-se a hipótese de emissividades diferentes para o aço e gesso.
- As curvas que representam a evolução da temperatura na superfície não exposta ao fogo, ponto  $P_5$ , apresentam-se em concordância quase que completa, a menos do intervalo de tempo 5700 - 7200 segundos, onde os resultados experimentais mostram uma diferença na temperatura próxima de  $50^\circ\text{C}$ .

Consideram-se, ainda, dois casos: (i) o "CASO 1" em que as emissividades do aço e gesso possuem valores idênticos e cujos resultados já foram apresentados na Figura 6 e (ii) o "CASO 2", que diz respeito a uma simulação numérica que considera as emissividades diferentes nas cavidades, com valores iguais a 0,8 e 0,5, respectivamente para o gesso e o aço.

Na Figura 7, apresentam-se os resultados em conjunto do "CASO 1" e "CASO 2", juntamente com os resultados numéricos e experimentais fornecidos por Feng et al. (2003).

Nota-se, na curva referente ao ponto  $P_2$ , para o CASO 2, uma amplificação

máxima da temperatura de, aproximadamente,  $43^\circ\text{C}$ , no interior da parede, em relação ao CASO 1, e a aproximação da curva fornecida numericamente por Feng et al. (2003). As demais curvas, que dizem respeito aos pontos  $P_1$  e  $P_5$ , evidentemente, não apresentaram modificações consideráveis, visto que a transferência de calor por radiação fora da cavidade é menos significativa.

### 2.8.2 Modelo com isolamento térmico

A validação do modelo numérico na situação de paredes com isolamento térmico baseia-se no experimento efetuado por Feng et al. (2003). As características do experimento são as mesmas do caso sem isolamento térmico, salvo pela presença de material isolante térmico na cavidade da parede. O isolamento térmico da cavidade da parede é feita com lã de rocha, fibras de rocha não combustíveis denominadas de *Isowool 1000*, fabricadas pela *British Gypsum Limited*.

O material isolante apresenta valores constantes para densidade igual a

$25\text{ kg/m}^3$ , condutividade térmica igual a  $0,036\text{ W/m}^\circ\text{C}$ , e calor específico de  $840\text{ J/kg}^\circ\text{C}$ .

Os pontos  $P_1$ ,  $A_2$ ,  $A_3$ ,  $A_7$ ,  $A_8$  e  $P_5$  identificados na Figura 4, foram escolhidos para se registrar a evolução de temperatura na parede durante os experimentos físicos e nas simulações numéricas.

A Figura 8 exhibe as curvas de evolução de temperatura obtidas por Feng et al. (2003) após avaliação dos resultados experimentais e numéricos registrados nos pontos escolhidos.

Da Figura 8, nota-se que:

- Em quase todos os pontos escolhidos para registro das temperaturas, os resultados obtidos, numéricos e experimentais, divergem de forma substancial. Maiores discrepâncias são observadas nos resultados referentes aos pontos  $A_2$  e  $A_3$ , que correspondem a pontos nos cantos da interface entre a mesa do perfil metálico e a superfície interna (na cavidade) da placa de gesso, ambos do lado exposto ao fogo. As diferenças máximas entre os resultados numéricos e

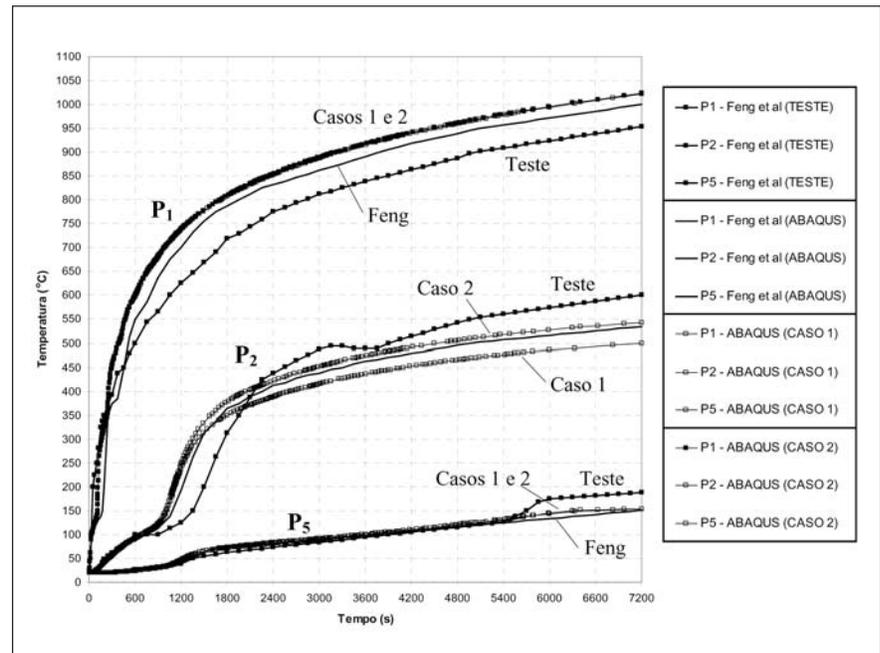


Figura 7 - Comparação entre resultados de análises numéricas e experimentais: CASO 1, emissividade de aço e gesso idênticas; CASO 2, emissividade de aço e gesso iguais a 0,5 e 0,8, respectivamente.

experimentais obtidos por Feng et al. para esses nós, respectivamente, são da ordem de 231°C e 133°C e ocorrem aos 7200 segundos.

- Nos pontos  $A_7$  e  $A_8$ , justamente nos cantos da interface entre a mesa do perfil metálico e a superfície interna (na cavidade) da placa de gesso, ambos do lado não exposto ao fogo, os valores de temperatura são mais condizentes com os resultados obtidos experimentalmente.
- Os resultados numéricos registrados para o nó  $A_8$  são exceções, em relação aos demais (numéricos), visto que a curva que descreve a evolução de temperatura nesse nó se mostra inferior, em boa parte, à curva dos resultados experimentais.
- As temperaturas registradas nos nós  $A_7$  e  $A_8$  são idênticas, em quase todo o experimento, o que sugere a conclusão, neste caso, de que não há diferença de temperatura ao longo da mesa do perfil. No entanto, os resultados numéricos não confirmam essa observação, como é de se esperar, visto que a condução de calor ao longo da alma do perfil metálico proporcionaria temperaturas mais elevadas na junção alma-mesa.

Feng et al. (2003) sugerem que imperfeições de contato entre o material isolante e o perfil metálico podem causar vazios e, visto que a transferência de calor por radiação térmica é mais significativa que por condução através do material isolante de baixa condutividade térmica, os resultados obtidos experimentalmente conduzem a distribuições de temperaturas mais uniformes.

Essa explicação é plausível, visto que o modelo numérico proposto para avaliação da transferência de calor em paredes sem isolamento térmico na cavidade se mostrou bastante apropriado, apesar de simular a situação de radiação na cavidade, que é bem mais complexa que a condução de calor no material isolante. Portanto é de se esperar que o modelo numérico com a consideração da presença do material isolante seja con-

dizente com o experimento físico, a menos de imperfeições ou irregularidades provocadas por situações não previstas.

A Figura 9 compara os resultados numéricos e experimentais fornecidos por Feng et al. (2003) e os obtidos nesse trabalho através de simulações numéricas com a malha de elementos finitos Malha 1, utilizando-se o programa computacional ABAQUS.

Comparando-se os resultados apresentados, verifica-se que:

- Para o ponto  $P_1$ , os resultados obtidos, nesse trabalho, são, ligeiramente, superiores aos de Feng et al.
- Para os pontos  $A_2$  e  $A_3$  há divergências nos resultados, após, aproximadamente, os instantes iguais a 3600 e 4200 segundos, respectivamente.

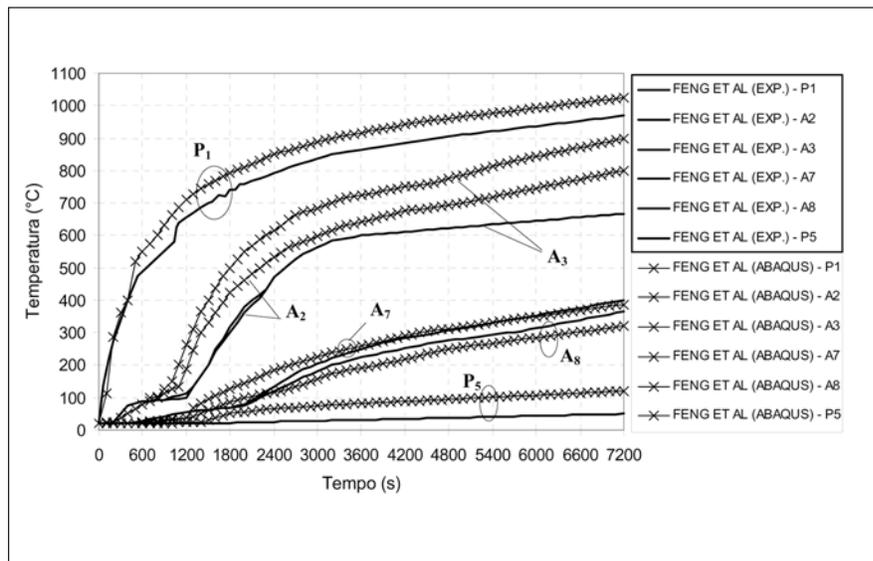


Figura 8 - Evolução da temperatura em parede com isolamento térmico na cavidade: valores obtidos por Feng et al. (2003).

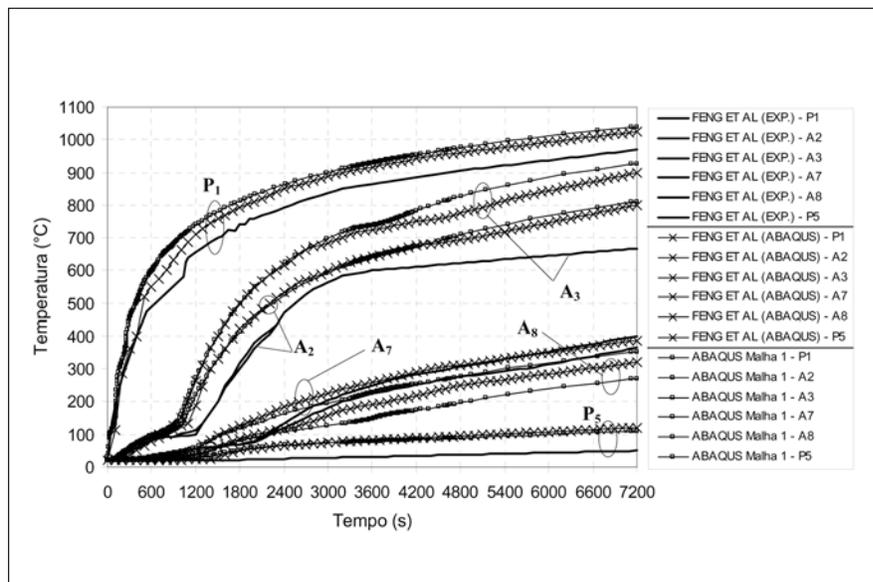


Figura 9 - Evolução da temperatura em parede com isolamento térmico na cavidade: comparação entre resultados obtidos por Feng et al. (2003) e no presente trabalho, com modelagem no programa ABAQUS utilizando a malha de elementos finitos "Malha 1".

- Os resultados apresentados para os pontos  $A_7$  e  $A_8$  são inferiores àqueles fornecidos por Feng et al. A diferença máxima ocorre no final da simulação, aos 7200 segundos, e fica em torno de 35 e 50°C, respectivamente.
- A temperatura final registrada no ponto  $P_5$  é o dobro daquela obtida experimentalmente, respectivamente 100 e 50°C.

### 3. Conclusões e considerações finais

Dos resultados obtidos pelos autores, após comparações com resultados experimentais e numéricos segundo Feng et al. (2003), é possível concluir que:

- As simulações numéricas relativas a paredes *dry wall* sem isolamento interno mostram-se satisfatórias, se comparadas aos resultados experimentais, visto que foi possível reproduzir o fenômeno de transferência de calor em um sistema complexo, tanto geometricamente, quanto em termos de propriedades térmicas.
- Em relação aos modelos propostos para o caso de haver isolamento interno, os resultados mostraram alguns desvios nas previsões de temperatura em pontos selecionados, os quais apresentaram valores de temperatura inferiores aos registros experimentais. No entanto, supõe-se, juntamente com Feng et al. (2003), que possíveis elevações da temperatura nos sistema possam ter ocorrido devido à conformação do material isolante no interior da cavidade, provavelmente gerando vazios. Sendo o material isolante de baixa condutividade térmica, os vazios provocariam a transferência de calor de forma mais eficiente por radiação. Essas falhas de conformação não são consideradas no modelo numérico.

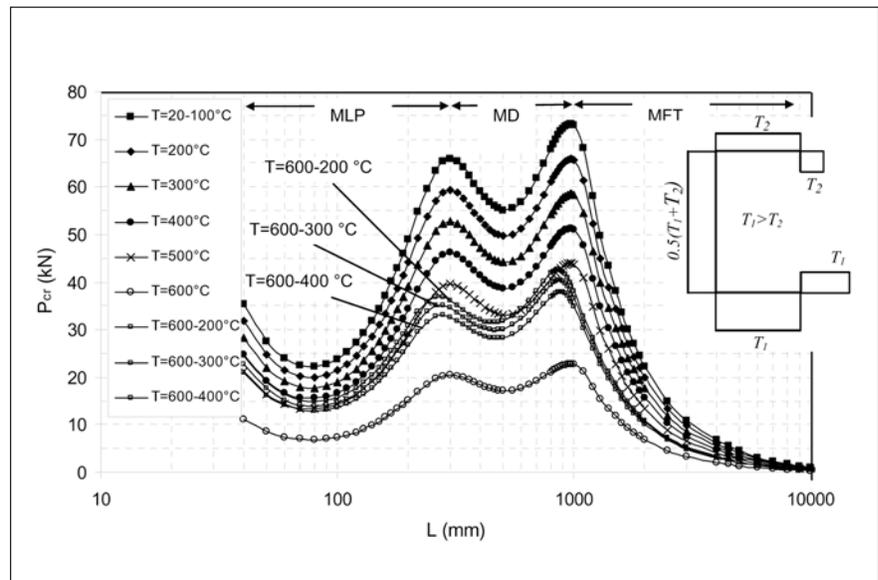
cial, as estimativas da evolução da temperatura em função do tempo.

- Os modelos propostos na presente pesquisa, baseados no método dos elementos finitos e executados através dos programas computacionais ABAQUS e SAFIR, são suficientemente eficientes para a análise de transferência de calor em paredes do tipo *dry wall*.

Foi possível observar, também, que as placas de gesso são excelentes para minimizar a transferência de calor entre compartimentos. Essa afirmação é corroborada, quando se verifica a diferença da temperatura atingida na face exposta ao fogo e na face não exposta. Nas Figuras 5-9, a diferença de temperatura entre a face exposta ao fogo,  $P_1$ , e a face do lado oposto, em temperatura ambiente,  $P_5$ , chega à marca de 875°C, como no caso da Figura 5. Nota-se que boa parte dessa característica isolante das placas de gesso é devida à presença da água em sua composição. Essa característica é evidenciada pela formação de patamares nas curvas de temperatura vs. tempo, que se mantém até, aproximadamente, os 100°C.

Finalmente, conforme referido no início do presente trabalho, os resultados obtidos, para a distribuição da temperatura nos montantes de aço formados a frio, servem como referência para a análise da estabilidade estrutural desses elementos. Os resultados obtidos e descritos em Alves (2006) indicam a possibilidade de se obterem a avaliação do desempenho estrutural e a verificação do estado-limite último dos montantes, comprimidos ou sob flexo-compressão, em combinação com os efeitos de alta temperatura. Para isso, é possível aplicar os procedimentos usuais de dimensionamento prescritos nas normas, inclusive o método das larguras efetivas, como é o caso da norma brasileira ABNT NBR 14762:2001, devidamente adaptados à condição de alta temperatura.

A Figura 10 ilustra, por exemplo, os resultados da análise de estabilidade de perfis formados a frio sob efeito de alta temperatura. Nesse caso, adotou-se distribuição uniforme da temperatura na seção transversal, e os resultados são obtidos pelo método das faixas finitas, a partir do programa computacional



**Figura 10** - Curva de estabilidade: força crítica  $P_{cr}$  vs comprimento  $L$  do montante (U100x40x15x1 mm) sob compressão simples e diferentes configurações de temperatura na seção transversal. ( $T=T_1=T_2$  para distribuição uniforme, ou gradiente com  $T_1 \neq T_2$ ). (MLP: modo local de placa; MD: modo distorcional; MFT: modo de flexo-torção).

CUFSM, Schafer (2003). Nesse exemplo, pode-se observar o efeito do aumento da temperatura nos resultados de força crítica, para os modos de flambagem local de placa, distorcional e de flexo-torção na compressão simples. Tais resultados têm aplicação, por exemplo, no método da resistência direta adaptado para os casos de incêndio. Descrição detalhada desses resultados encontra-se em Alves (2006) e Alves et al. (2006).

#### 4. Referências bibliográficas

ABNT, NBR 14762. *Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio*. Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2001.

- ALVES, M. C. *Análise avançada de perfis formados a frio sob ação de incêndio*. Rio de Janeiro: Universidade Federal do Rio de Janeiro - COPPE, 2006. (Tese de D.Sc.).
- ALVES, M. C., BATISTA, E. de M., CAMOTIM, D. Análise de perfis de chapa dobrada a frio sob alta temperatura. In: *Jornadas Sul-americanas de Engenharia Estrutural*, 32. Campinas: 2006 (Artigo completo em CD Rom).
- CEN, Comité Européen de Normalisation, *Eurocode 3: Design of Steel Structures Part 1-2: General Rules - Structural Fire Design*, EM 1993-1-2, Brussels, 2005.
- DE WITT, D.P., INCROPERA, F.P., BERGMAN, T.L. *Fundamentals of heat and mass transfer*. 5th. ed. New York, John Wiley & Sons, 2002.
- FENG, M., WANG, Y.C., DAVIES, J.M. Thermal performance of cold-formed thin-walled steel panel systems in fire. *Fire Safety Journal*, v. 38, n. 4, pp. 365-394, 2003.
- FRANSSEN, J. M., KODUR, V. K. R., MASON, J. *SAFIR 2001 - User's manual for SAFIR 2001% a computer program for analysis of structures submitted to the fire*. University of Liège, Department Structures du Génie Civil. Service Ponts et Charpentes, 2000.
- HIBBIT, KARLSSON & SORENSEN INC. *ABAQUS Standard* (version 6.3-1), 2002.
- KAITILA O. *Finite element modelling of cold-formed steel members at high temperatures*. Helsinki University of Technology, 2002. (Thesis to obtain the Degree of Licentiate in Science and Technology).
- KLIPPSTEIN, K. H. Strength of cold-formed steel studs exposed to fire. In: *Proceedings of the 4<sup>th</sup> International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures* (St. Louis - 1-2/6), 513-555, 1978.
- SCHAFFER, B. Cufsm<sub>2,6</sub>, [www.jhu.edu/bshafer](http://www.jhu.edu/bshafer), 2003.

Artigo recebido em 15/12/2006 e aprovado em 22/12/2006.

Descubra as muitas informações da:  
**Geologia, Mineração,  
Metalurgia & Materiais  
e Engenharia Civil.**



**Assine e  
publique  
na Rem**

Conheça o nosso novo site: **[www.rem.com.br](http://www.rem.com.br)**