

**MOMENTO FLETOR RESISTENTE À FLAMBAGEM LATERAL  
COM TORÇÃO DE VIGAS CELULARES DE AÇO EM  
TEMPERATURA AMBIENTE E SITUAÇÃO DE INCÊNDIO**

**Caroline Corrêa de Faria**

**CAROLINE CORRÊA DE FARIA**

**“MOMENTO FLETOR RESISTENTE À FLAMBAGEM LATERAL  
COM TORÇÃO DE VIGAS CELULARES DE AÇO EM  
TEMPERATURA AMBIENTE E SITUAÇÃO DE INCÊNDIO”**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de “Mestre em Engenharia de Estruturas”.

Orientador: Prof. Dr. Hermes Carvalho

Coorientador: Prof. Dr. Ricardo Hallal Fakury

Belo Horizonte – MG

2019

F224m	<p>Faria, Caroline Corrêa de. Momento fletor resistente à flambagem lateral com torção de vigas celulares de aço em temperatura ambiente e situação de incêndio [recurso eletrônico] / Caroline Corrêa de Faria. - 2019. 1 recurso online (129 f. : il., color.) : pdf.</p> <p>Orientador: Hermes Carvalho. Coorientador: Ricardo Hallal Fakury.</p> <p>Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.</p> <p>Apêndices: f. 107-129.</p> <p>Bibliografia: f. 101-106. Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.</p> <p>1. Engenharia de estruturas - Teses. 2. Flambagem (Mecânica) - Teses. 3. Vigas - Teses. I. Carvalho, Hermes. II. Fakury, Ricardo Hallal. III. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. IV. Título.</p> <p style="text-align: right;">CDU: 624(043)</p>
-------	---

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS  
ESCOLA DE ENGENHARIA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE ESTRUTURAS

**“MOMENTO FLETOR RESISTENTE À FLAMBAGEM LATERAL  
COM TORÇÃO DE VIGAS CELULARES DE AÇO EM  
TEMPERATURA AMBIENTE E SITUAÇÃO DE INCÊNDIO”**

Caroline Corrêa de Faria

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de “Mestre em Engenharia de Estruturas”.

Comissão examinadora:

---

Prof. Dr. Hermes Carvalho  
DEES - UFMG (Orientador)

---

Prof. Dr. Ricardo Hallal Fakury  
DEES - UFMG (Coorientador)

---

Profa. Dra. Adenilcia Fernanda Grobério Calenzani  
UFES

---

Dr. Lucas Figueiredo Grilo  
UFMG

Belo Horizonte, 7 de março de 2019

## AGRADECIMENTOS

A Deus, por me dar forças para realizar este trabalho.

A meus pais e minha irmã, por serem minha fortaleza, pelo carinho, paciência e apoio em todos os meus caminhos.

Às agências brasileiras CAPES, CNPq e FAPEMIG pelo investimento à pesquisa.

Aos professores Hermes Carvalho e Ricardo Hallal Fakury pelo incentivo, apoio e contribuições técnicas, que foram primordiais ao desenvolvimento deste trabalho, mas acima de tudo, agradeço aos bons exemplos profissionais, que são fontes de inspiração para o meu crescimento acadêmico e pessoal.

A Lucas Figueiredo Grilo, pela ajuda com os modelos numéricos, pelas dicas valiosas ao longo desta caminhada e por estar sempre disposto a ajudar.

Aos meus amigos ao redor do mundo, especialmente os de Belo Horizonte, por iluminarem meus dias.

## RESUMO

Neste trabalho é efetuado um estudo numérico sobre o comportamento de vigas celulares de aço à temperatura ambiente e em situação de incêndio com foco no estado-limite último de flambagem lateral com torção. O trabalho tem como objetivo principal propor novos procedimentos para a determinação do momento fletor resistente de vigas celulares de aço sujeitas a esse fenômeno. Para isso, um modelo em elementos finitos foi desenvolvido e validado por comparação com resultados experimentais presentes na literatura e, posteriormente, utilizado em um estudo paramétrico de vigas celulares de aço originárias de perfis laminados fabricados no Brasil. A partir dos resultados do estudo paramétrico, foi proposto que o momento fletor resistente seja calculado multiplicando-se o momento de plastificação da seção transversal por novos fatores de redução para a flambagem lateral com torção, obtidos por meio da regressão das curvas de resistência numéricas. Os procedimentos propostos foram verificados com 1535 modelos numéricos à temperatura ambiente e com 10771 modelos numéricos em situação de incêndio, e apresentaram resultados mais próximos aos numéricos que outros procedimentos disponíveis na literatura.

Palavras-chave: Vigas Celulares de Aço. Flambagem Lateral com Torção. Situação de Incêndio. Modelagem Numérica.

## ABSTRACT

This work deals with a numerical study on the structural behavior of steel cellular beams at room temperature, and under fire condition, focused on the lateral-torsional buckling limit state. The main objective is to propose new design procedures for lateral-torsional buckling of steel cellular beams. To this end, a finite element model was developed and validated by comparison against experimental results available in literature, and, subsequently, used in a parametric study of steel cellular beams deriving from hot rolled I sections made in Brazil. Based on the results of the parametric study, it was proposed the lateral-torsional buckling resistance was calculated by multiplying the plastic moment by new reduction factors for the lateral-torsional buckling, which were obtained through regression of the numerical buckling curves. The proposed procedures were verified against 1535 numerical models at room temperature, and against 10771 numerical models under fire conditions, presenting better accuracy than those available in literature.

Keywords: Steel Cellular Beams. Lateral-Torsional Buckling. Fire Situation. Numerical Modelling.

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas

AISC – American Institute of Steel Construction

ANSI – American National Standards Institute

ASTM – American Section of the International Association for Testing Materials

ECCS – European Convention for Constructional Steelwork

EN – European Standard

FLT – Flambagem Lateral com Torção

HEA – European Standard Wide Flange H Beams with Parallel Flanges

IPE – European Standard Universal I Beams with Parallel Flanges

ISO – International Organization for Standardization

NBR – Norma Brasileira

UFMG – Universidade Federal de Minas Gerais

## LISTA DE SÍMBOLOS

### Letras romanas minúsculas

$b_f$	Largura da mesa
$b_w$	Largura mínima do montante de alma
$b_{w,ext}$	Largura mínima do montante de alma na extremidade da viga
$c_a$	Calor específico do aço
$c_f$	Parâmetro auxiliar para o cálculo da classe da mesa (EN 1993-1-1:2005)
$d$	Altura da seção transversal do perfil laminado original
$d_g$	Altura da seção transversal da viga celular
$f_{p,\theta}$	Limite de proporcionalidade do aço em temperatura elevada
$f_y$	Resistência ao escoamento do aço à temperatura ambiente
$f_{y,\theta}$	Resistência ao escoamento do aço em temperatura elevada
$h$	Altura da alma
$h_w$	Parâmetro auxiliar para o cálculo da classe da alma (EN 1993-1-1:2005)
$k_{E,\theta}$	Fator de redução do módulo de elasticidade do aço em temperatura elevada relativo ao valor à temperatura ambiente
$k_{LB}$	Fator de correção
$k_{p,\theta}$	Fator de redução do limite de proporcionalidade do aço em elevada temperatura relativo ao valor à temperatura ambiente
$k_{sh}$	Fator de correção para o efeito de sombreamento
$k_{y,\theta}$	Fator de redução da resistência ao escoamento do aço em temperatura elevada relativo ao valor à temperatura ambiente
$l$	Comprimento da peça de aço
$r_y$	Raio de giração da seção em relação ao eixo principal de inércia perpendicular ao eixo de flexão

$t$	Tempo
$t_f$	Espessura da mesa
$t_w$	Espessura da alma
$u$	Perímetro do elemento estrutural exposto ao incêndio, deslocamento

### **Letras romanas maiúsculas**

$A_g$	Área bruta da seção transversal
$C_b$	Fator de modificação para diagrama de momento fletor não-uniforme
$C_w$	Constante de empenamento da seção transversal
$D$	Centro de torção da seção transversal
$D_0$	Diâmetro do alvéolo
$E$	Módulo de elasticidade do aço à temperatura ambiente
$E_0$	Módulo de elasticidade do aço em temperatura elevada
$F$	Força
$G$	Módulo de elasticidade transversal do aço à temperatura ambiente
$I_x$	Momento de inércia da seção em relação ao eixo perpendicular ao plano médio da alma
$I_y$	Momento de inércia da seção em relação ao eixo que passa pelo plano médio da alma
$J$	Constante de torção da seção transversal
$L$	Comprimento da viga, distância entre os apoios
$L_b$	Comprimento destravado
$L_p$	Comprimento correspondente à plastificação da seção transversal
$L_{r,cor}$	Comprimento correspondente ao início do escoamento da seção transversal
$M_A$	Valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, na seção situada a um quarto do comprimento destravado, medido a partir da extremidade da esquerda
$M_B$	Valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, na seção central do comprimento destravado

- $M_C$  Valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, na seção situada a três quartos do comprimento destravado, medido a partir da extremidade da esquerda
- $M_{cr}$  Momento crítico elástico à temperatura ambiente
- $M_{cr,\theta}$  Momento crítico elástico em situação de incêndio
- $M_{m\acute{a}x}$  Valor do momento fletor máximo solicitante de cálculo, em módulo, no comprimento destravado
- $M_{pl}$  Momento de plastificação da seção transversal à temperatura ambiente
- $M_r$  Momento fletor correspondente ao início do escoamento, incluindo a influência das tensões residuais
- $M_{Rk}$  Momento fletor resistente à temperatura ambiente
- $M_{Rk,\theta}$  Momento fletor resistente em situação de incêndio
- $R$  Raio de concordância
- $W_x$  Módulo de resistência elástico em relação ao eixo perpendicular à alma
- $W_{x,efet}$  Módulo de resistência elástico efetivo em relação ao eixo perpendicular à alma
- $X_x$  Módulo de resistência da seção transversal em relação ao eixo perpendicular à alma
- $Z_x$  Módulo de resistência plástico em relação ao eixo perpendicular à alma

### **Letras gregas minúsculas**

- $\alpha$  Fator de imperfeição para a flambagem lateral com torção em situação de incêndio
- $\alpha_c$  Coeficiente de transferência de calor por convecção
- $\alpha_{LT}$  Fator de imperfeição para a flambagem lateral com torção à temperatura ambiente
- $\beta_1$  Parâmetro auxiliar
- $\beta_a$  Coeficiente de dilatação térmica do aço
- $\varepsilon$  Deformação
- $\varepsilon_0$  Parâmetro auxiliar para a determinação da classe da seção transversal (EN 1993-1-1:2005)

$\varepsilon_{p,\theta}$	Deformação correspondente ao limite de proporcionalidade
$\varepsilon_{res}$	Emissividade resultante
$\varepsilon_{t,\theta}$	Deformação limite para a resistência ao escoamento
$\varepsilon_{u,\theta}$	Deformação última
$\varepsilon_{y,\theta}$	Deformação correspondente à resistência ao escoamento
$\theta$	Temperatura
$\theta_a$	Temperatura da superfície do aço
$\theta_g$	Temperatura dos gases
$\kappa$	Fator de correção que leva em conta o efeito benéfico de uma distribuição de temperatura não-uniforme na seção transversal
$\kappa_0$	Fator de correção proposto
$\kappa_{LB}$	Fator de correção
$\lambda$	Parâmetro de esbeltez da viga
$\lambda_a$	Condutividade térmica do aço
$\bar{\lambda}_{LT}$	Parâmetro de esbeltez para a flambagem lateral com torção (EN 1993-1-1:2005)
$\lambda_p$	Parâmetro de esbeltez correspondente à plastificação da viga
$\lambda_T$	Parâmetro de esbeltez correspondente ao início do escoamento da viga
$\mu$	Deslocamento lateral
$\mu'$	Rotação correspondente a $\mu$
$\nu$	Coefficiente de <i>Poisson</i> do aço
$\rho_a$	Massa específica do aço
$\sigma$	Tensão
$\sigma_{SB}$	Constante de Stefan-Boltzmann
$\varphi$	Giro da seção transversal, fluxo de calor por unidade de área
$\chi_{LT}$	Fator de redução para a flambagem lateral com torção
$\omega$	Empenamento da seção transversal

**Letras gregas maiúsculas**

$\Delta$  Variação

$\Phi_{LT}$  Parâmetro auxiliar para o cálculo de  $\chi_{LT}$

## SUMÁRIO

<b>1 Introdução .....</b>	<b>1</b>
1.1 Considerações iniciais .....	1
1.1.1 Geometria e simbologia das vigas celulares.....	2
1.1.2 Aplicabilidade.....	3
1.1.3 Detalhes construtivos.....	4
1.1.4 Modos de falha das vigas alveolares .....	4
1.2 Objetivos.....	6
1.3 Justificativa.....	6
1.4 Metodologia.....	7
1.5 Organização do trabalho.....	8
<b>2 Conceitos relevantes e estudos progressos à temperatura ambiente .....</b>	<b>9</b>
2.1 Considerações iniciais .....	9
2.2 Flambagem lateral com torção .....	9
2.2.1 Generalidades .....	9
2.2.2 Momento crítico elástico .....	10
2.2.3 Tensões residuais.....	13
2.3 Momento fletor resistente de vigas de aço de alma cheia conforme aspectos normativos	16
2.3.1 Considerações iniciais .....	16
2.3.2 ABNT NBR 8800:2008 .....	16
2.3.3 EN 1993-1-1:2005 .....	18
2.4 Estudos progressos de vigas celulares de aço sujeitas à FLT .....	19
2.4.1 Fator $C_b$ conforme Sweedan (2011) e El-Sawy <i>et al.</i> (2014).....	20
2.4.2 Maquoi <i>et al.</i> (2003) .....	20
2.4.3 Abreu <i>et al.</i> (2010) e Abreu (2011).....	21
2.4.4 Nseir <i>et al.</i> (2012) e Boissonnade <i>et al.</i> (2014).....	22
2.4.5 Sonck (2014), Sonck <i>et al.</i> (2014) e Sonck e Belis (2015) .....	22

2.4.6 Panedpojaman <i>et al.</i> (2016).....	23
2.4.7 Comparação entre os procedimentos existentes .....	23
<b>3 Vigas de aço em situação de incêndio .....</b>	<b>25</b>
3.1 Considerações iniciais .....	25
3.2 Propriedades do aço.....	25
3.2.1 Propriedades mecânicas.....	26
3.2.2 Propriedades térmicas.....	27
3.2.3 Curvas tensão <i>versus</i> deformação.....	28
3.3 Elevação da temperatura do aço .....	29
3.4 Dimensionamento de vigas de aço de alma cheia em situação de incêndio.....	31
3.4.1 ABNT NBR 14323:2013 .....	31
3.4.2 EN 1993-1-2:2005 .....	32
3.5 Contribuições ao estudo de vigas de aço em situação de incêndio .....	33
3.5.1 Considerações iniciais .....	33
3.5.2 Abordagens numéricas .....	33
3.5.3 Análises térmicas .....	34
3.5.4 Análises estruturais.....	34
<b>4 Desenvolvimento e aferição do modelo numérico.....</b>	<b>35</b>
4.1 Considerações iniciais .....	35
4.2 Definições dos modelos numéricos desenvolvidos .....	35
4.2.1 Malha de elementos finitos.....	35
4.2.2 Tensões residuais.....	37
4.2.3 Material.....	38
4.2.4 Análises realizadas .....	40
4.3 Aferição do modelo numérico à temperatura ambiente.....	43
4.3.1 Análise linear de estabilidade .....	45
4.3.2 Análise não linear .....	46

4.4 Aferição do modelo numérico em situação de incêndio.....	47
4.4.1 Análise térmica .....	48
4.4.2 Análise não linear em situação de incêndio.....	51
4.5 Desenvolvimento de modelos simplificados .....	55
4.5.1 Considerações iniciais .....	55
4.5.2 Distribuição de temperaturas na viga celular .....	55
4.5.3 Modelos simplificados.....	57
4.6 Sequência de desenvolvimento do modelo numérico proposto .....	61
<b>5 Análise numérica de vigas celulares de aço sujeitas à FLT à temperatura ambiente...63</b>	
5.1 Considerações iniciais .....	63
5.2 Modelos investigados .....	63
5.3 Análise linear de estabilidade .....	66
5.3.1 Generalidades .....	66
5.3.2 Momento crítico elástico .....	67
5.4 Análise não linear .....	69
5.5 Proposição de um novo procedimento de cálculo .....	71
5.5.1 Considerações iniciais .....	71
5.5.2 Curva de resistência e procedimentos propostos .....	71
5.6 Avaliação da abrangência dos procedimentos propostos .....	74
5.6.1 Considerações iniciais .....	74
5.6.2 Modelos com resistência ao escoamento do aço distinta .....	74
5.6.3 Modelos com geometria distinta.....	75
<b>6 Análise numérica de vigas celulares de aço sujeitas à FLT em situação de incêndio ...79</b>	
6.1 Considerações iniciais .....	79
6.2 Modelos investigados .....	79
6.3 Análise linear de estabilidade .....	80
6.4 Análise não linear .....	81

6.4.1	Generalidades .....	81
6.4.2	Avaliação do procedimento da ABNT NBR 14323:2013 para a determinação de $M_{Rk,\theta}$ .....	84
6.5	Proposição de novos procedimentos de cálculo .....	86
6.5.1	Considerações iniciais .....	86
6.5.2	Proposta I.....	87
6.5.3	Proposta II .....	89
6.5.4	Diferenças entre os fatores de redução numéricos e analíticos .....	91
6.6	Avaliação da abrangência dos procedimentos propostos .....	92
6.6.1	Considerações iniciais .....	92
6.6.2	Modelos com resistência ao escoamento do aço distinta .....	92
6.6.3	Modelos com geometria distinta.....	94
<b>7</b>	<b>Conclusão .....</b>	<b>97</b>
7.1	Considerações gerais .....	97
7.2	Sugestões para trabalhos futuros .....	99
<b>8</b>	<b>Referências bibliográficas .....</b>	<b>101</b>
<b>Apêndice A</b>	<b>Propriedades do aço adotadas nos modelos numéricos.....</b>	<b>107</b>
A.1	Considerações iniciais .....	107
A.2	Propriedades térmicas.....	107
A.3	Propriedades mecânicas.....	109
<b>Apêndice B</b>	<b>Propriedades geométricas da seção transversal de vigas celulares .....</b>	<b>111</b>
<b>Apêndice C</b>	<b>Procedimentos propostos para a determinação do momento fletor resistente de vigas celulares à FLT.....</b>	<b>113</b>
C.1	Considerações iniciais.....	113
C.2	Procedimentos à temperatura ambiente .....	113
C.3	Procedimentos em situação de incêndio .....	114
C.4	Exemplo de aplicação .....	115

<b>Apêndice D Rotina de programação para a execução dos modelos de vigas celulares..</b>	<b>119</b>
D.1 Considerações iniciais .....	119
D.2 Cômputo das temperaturas das mesas e da alma .....	119
D.3 Determinação das propriedades dos materiais.....	121
D.4 Modelo numérico desenvolvido .....	122
D.4.1 Rotina de programação .....	122
D.4.2 Exemplos de aplicação do modelo numérico .....	128

# 1

## INTRODUÇÃO

### 1.1 Considerações iniciais

Vigas alveolares são vigas de aço com grandes alvéolos sequenciais na alma. O conceito desses elementos estruturais surgiu em meados da década de 1930 com a invenção da viga castelada (KNOWLES, 1991), uma tipologia de viga alveolar com alvéolos hexagonais e cujas relações geométricas obedecem a padrões preestabelecidos.

Com a evolução e a automatização dos processos construtivos, novas tipologias de vigas alveolares surgiram, como as vigas celulares, desenvolvidas em 1987 (WARREN, 2001) e nas quais os alvéolos são circulares, e as vigas Angelina<sup>®</sup>, introduzidas em 2007 (CONSTRUCTALIA, 2009), que se destacam por seus alvéolos com formato senoidal.

As vigas alveolares de aço usualmente são fabricadas a partir de perfis I laminados, por meio de cortes periódicos na alma, conforme representado na Fig. 1.1. As metades obtidas após os cortes são transladadas e soldadas, resultando em uma viga expandida com grandes alvéolos sequenciais na alma e maior altura em relação aos perfis originais.

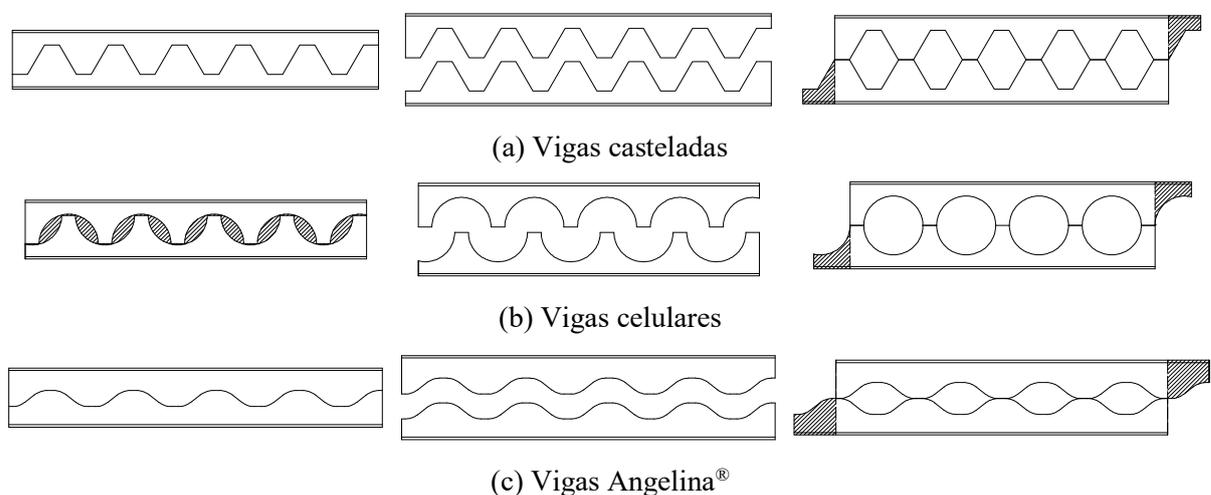


Figura 1.1 – Esquema de corte, translação, soldagem e acerto das extremidades de vigas alveolares

O presente trabalho tem foco apenas no comportamento de vigas celulares de aço com seção transversal duplamente simétrica e com altura constante. Essa tipologia foi escolhida por ser uma versão moderna e versátil das vigas alveolares, e devido à maior liberdade geométrica dos alvéolos em relação às tradicionais vigas casteladas.

### 1.1.1 Geometria e simbologia das vigas celulares

A geometria das vigas celulares de aço pode ser definida em função do diâmetro do alvéolo  $D_0$ , da quantidade de alvéolos  $n$ , da largura mínima do montante de alma entre os alvéolos,  $b_w$ , da largura mínima do montante de alma nas extremidades,  $b_{w,ext}$ , e da razão de expansão ( $d_g/d$ ), que é uma relação entre a altura da seção transversal da viga celular,  $d_g$ , e a altura da seção transversal do perfil laminado  $d$ .

Na Fig. 1.2 são ilustradas as características geométricas das vigas celulares, as seções transversais do perfil laminado original e da respectiva viga celular, com destaque na região do montante de alma (Corte A-A) e na região dos “tês” (Corte B-B), onde  $b_f$  é a largura das mesas,  $h$  a altura da alma da viga celular,  $t_f$  a espessura das mesas,  $t_w$  a espessura da alma e  $R$  o raio de concordância.

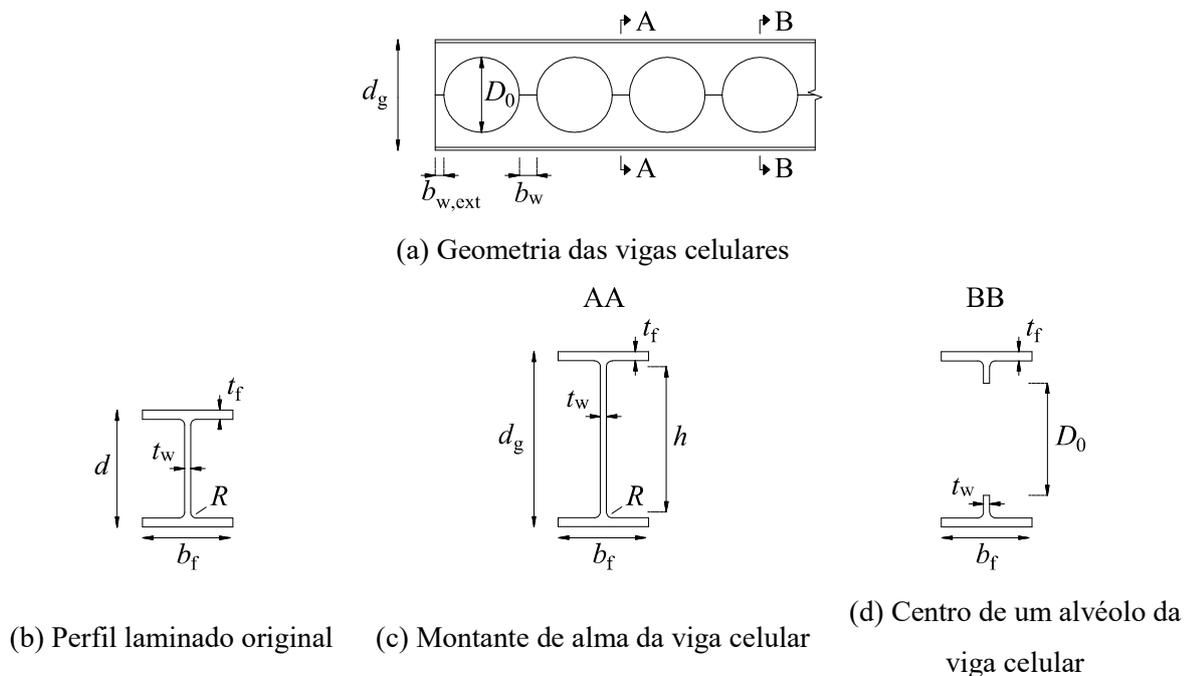


Figura 1.2 – Geometria das vigas celulares e seções transversais do perfil laminado original e da respectiva viga celular

Valores usuais das relações  $d_g/d$ ,  $D_0/d_g$  e  $b_w/D_0$  das vigas celulares podem ser encontrados no catálogo da ArcelorMittal (2018), conforme apresentado na Tab. (1.1).

Tabela 1.1 – Geometria dos perfis celulares conforme a ArcelorMittal (2018)

Aplicações	$d_g/d$	$D_0/d_g$	$b_w/D_0$
Coberturas, passarelas, terças com grandes vãos	1,4 a 1,6	0,63 a 0,93	0,1 a 0,3
Pisos, edifícios-garagem, estruturas offshore, pilares	1,3 a 1,4	0,57 a 0,85	0,2 a 0,7

### 1.1.2 Aplicabilidade

Através do processo de fabricação descrito no Subitem 1.1, a viga de aço tem um aumento do momento de inércia da seção transversal em relação ao eixo de maior inércia e ganha rigidez à flexão em relação ao perfil laminado original. Por outro lado, a descontinuidade da seção transversal e a elevação da esbeltez da alma favorecem o aparecimento de fenômenos de instabilidade e reduzem a resistência das vigas alveolares de aço à força cortante.

Devido a esses fatores, as vigas alveolares são mais competitivas para aplicações com grandes vãos e carregamentos uniformes, conforme ilustrado na Fig. 1.3.



(a) Vigas casteladas (C-BEAMS, 2019)



(b) Vigas Angelina® (ARCELORMITTAL, 2018)



(c) Vigas celulares com curvatura (MACSTEEL, 2018)

Figura 1.3 – Exemplos de aplicações de vigas alveolares

As vigas alveolares de aço também facilitam a integração dos sistemas elétrico, hidráulico ou de ar condicionado com o sistema estrutural. Como os dutos podem passar pelos alvéolos, é possível reduzir a altura entre pavimentos e, conseqüentemente, a altura final das edificações.

Os alvéolos das vigas alveolares promovem a ventilação, sensação de leveza ao ambiente e agregam valor estético às edificações. Assim, essas vigas são muito utilizadas de forma aparente, como em mercados, galpões, lojas, em fachadas de edifícios, coberturas de estádios e em edifícios-garagem.

### 1.1.3 Detalhes construtivos

Em algumas situações, para evitar efeitos localizados de forças aplicadas na mesa superior e para elevar a resistência das vigas alveolares à força cortante, pode ser necessário adicionar enrijecedores no montante de alma (Fig. 1.4a), fechar alvéolos nas regiões próximas aos apoios e nos pontos de introdução de cargas (Fig. 1.4b) ou utilizar recursos como o reforço dos alvéolos.



(a) Viga celular com enrijecedores transversais (b) Fechamento de alvéolo próximo ao apoio  
(GRILO, 2018) (ARCELORMITTAL, 2018)

Figura 1.4 – Detalhes construtivos

### 1.1.4 Modos de falha das vigas alveolares

À temperatura ambiente, os estados-limites das vigas alveolares – que também podem ser considerados válidos para as vigas celulares – vêm sendo amplamente investigados. De modo geral, se observa que a geometria particular das vigas alveolares introduz novos modos de falha e altera os modos de colapso usuais das vigas de aço de alma cheia.

Kerdal e Nethercot (1984) e Demirdjian (1999) destacam os seguintes modos de colapso:

- a) Mecanismo plástico: caracterizado pela plastificação na região dos “tês” acima e abaixo dos alvéolos;
- b) Mecanismo Vierendeel: modo de colapso associado à plastificação, que pode ocorrer em vigas com vãos curtos, elevados comprimentos de solda e pequena altura na região dos “tês”, sujeitos à força cortante. Esse mecanismo é caracterizado pela formação de rótulas plásticas nos vértices do alvéolo, gerando o aspecto de um paralelogramo, como ilustrado na Fig. 1.5 (KERDAL e NETHERCOT, 1984);



Figura 1.5 – Ensaio com deformações típicas do mecanismo Vierendeel (VIEIRA, 2015)

- c) Ruptura da solda: geralmente ocorre devido a problemas na execução da solda, ou em locais onde a largura mínima do montante de alma é pequena;
- d) Flambagem do montante de alma por compressão: caracterizada pelo deslocamento lateral da alma, que se assemelha ao colapso de uma barra sob compressão. Pode ocorrer devido à aplicação direta de forças no montante de alma de vigas sem enrijecedores;
- e) Flambagem do montante de alma por cisalhamento: instabilidade do montante de alma causada pela ação da força cortante. Esse modo de falha apresenta um deslocamento lateral e torção do montante de alma, conforme mostrado na Fig. 1.6.



Figura 1.6 – Flambagem do montante de alma por cisalhamento (GRILO, 2018; GRILO *et al.*, 2018)

f) Flambagem lateral com torção (FLT): estado-limite global qualitativamente similar ao que ocorre em vigas de aço de alma cheia, porém potencializado pela descontinuidade da seção transversal das vigas alveolares.

Este trabalho trata especificamente do estado-limite de FLT em vigas celulares e mais detalhes sobre o fenômeno podem ser encontrados nos Capítulos 2 e 3.

## **1.2 Objetivos**

O objetivo deste trabalho é investigar o comportamento de vigas celulares de aço sujeitas à flambagem lateral com torção à temperatura ambiente e em situação de incêndio, considerando: (i) seções transversais duplamente simétricas com altura constante; (ii) diagrama de momento fletor uniforme; (iii) vínculos de garfo; e, à temperatura elevada, (iv) uma exposição ao incêndio-padrão por todos os lados.

Também constitui objetivo deste trabalho o desenvolvimento de procedimentos para a determinação do momento fletor resistente para o estado-limite de flambagem lateral com torção de vigas celulares de aço, tanto à temperatura ambiente quanto em situação de incêndio.

## **1.3 Justificativa**

A elevação da esbelteza e a descontinuidade da seção transversal, geradas ao se expandir a viga, e as aplicações com grandes comprimentos destravados potencializam o colapso das vigas celulares por flambagem lateral com torção. Além disso, como as vigas celulares são muito utilizadas por seu apelo visual, costumam ficar aparentes, e, portanto, mais suscetíveis à ação do fogo em caso de incêndio.

À temperatura ambiente, a determinação do momento fletor resistente de vigas celulares para o estado-limite de flambagem lateral com torção já foi investigada em alguns trabalhos disponíveis na literatura, porém, há divergências entre os procedimentos existentes, inclusive no que se refere ao cálculo das propriedades geométricas a serem utilizadas.

Por outro lado, em situação de incêndio, há uma escassez geral de trabalhos sobre vigas celulares de aço, e não foram encontrados na literatura estudos numéricos ou experimentais aprofundados sobre vigas celulares sujeitas à flambagem lateral com torção.

## 1.4 Metodologia

Para alcançar os objetivos propostos neste trabalho, as seguintes etapas foram desenvolvidas:

(i) revisão bibliográfica dos fatores que influenciam a flambagem lateral com torção em vigas de aço de alma cheia;

(ii) levantamento das formulações disponíveis na literatura para a determinação do momento crítico elástico e do momento fletor resistente para o estado-limite da FLT, à temperatura ambiente;

(iii) estudo das propriedades e modelos constitutivos do aço em elevadas temperaturas, e de métodos simplificados para o cálculo da temperatura uniforme de perfis de aço;

(iv) revisão das formulações para a determinação do momento fletor resistente de vigas de aço de alma cheia para o estado-limite de FLT, em situação de incêndio, preconizadas pelas normas ABNT NBR 14323:2013 e EN 1993-1-2:2005;

(v) levantamento de estudos numéricos e experimentais em situação de incêndio de vigas de aço de alma cheia e de vigas celulares relacionados ao tema deste trabalho;

(vi) desenvolvimento de um modelo numérico por meio do programa de elementos finitos ABAQUS (SIMULIA, 2014) para a determinação do momento fletor resistente à FLT de vigas celulares, com posterior validação com os resultados experimentais dispostos em (v);

(vii) estudo paramétrico com o modelo numérico validado para a determinação do momento fletor resistente de vigas celulares sujeitas à FLT, à temperatura ambiente e em situação de incêndio, por meio da variação de fatores relevantes ao tema estudado:

- (1) Dimensões da seção transversal;
- (2) Relações características das vigas celulares  $D_0/d_g$  e  $b_w/D_0$ ;
- (3) Comprimento destravado;
- (4) Distribuição de temperaturas nos perfis.

(viii) proposição de novos procedimentos para a determinação do momento fletor resistente de vigas celulares sujeitas à FLT à temperatura ambiente e em situação de incêndio, incluindo o equacionamento das propriedades geométricas da seção transversal de interesse à determinação do momento fletor resistente.

(ix) verificação da abrangência dos procedimentos propostos e comparação com outros procedimentos de cálculo existentes na literatura.

## **1.5 Organização do trabalho**

Este trabalho é composto por sete capítulos. No presente capítulo foi apresentada uma breve introdução sobre as vigas alveolares, e foi delimitado que neste trabalho será feito um estudo numérico de vigas celulares de aço sujeitas à FLT à temperatura ambiente e em situação de incêndio. Também foram descritos os objetivos, a justificativa e a metodologia.

No Capítulo 2 são apresentados conceitos relevantes à FLT, as considerações para a determinação do momento crítico elástico e do momento fletor resistente à temperatura ambiente e estudos progressivos.

No Capítulo 3 são apresentados procedimentos para a determinação das propriedades do aço em temperatura elevada e para calcular a temperatura de perfis de aço expostos ao incêndio-padrão. Nesse capítulo, são descritas as considerações para o dimensionamento de vigas de aço quanto ao estado-limite de FLT, e são apresentados estudos com resultados utilizados na validação dos modelos numéricos.

O Capítulo 4 aborda os detalhes sobre a implementação e aferição do modelo numérico. Nesse capítulo são dadas informações sobre a malha, condições de contorno, materiais, imperfeições geométricas e do material adotados. Todas as análises implementadas nos modelos numéricos foram verificadas com resultados disponíveis na literatura. Por fim, o modelo numérico validado é proposto para a realização do estudo paramétrico.

No Capítulo 5 são apresentados os resultados obtidos a partir do estudo paramétrico de vigas celulares de aço à temperatura ambiente, realizado com o modelo desenvolvido no Capítulo 4. Com base nos resultados numéricos foi proposto um novo procedimento para a determinação do momento fletor resistente à temperatura ambiente.

No Capítulo 6 é apresentado um estudo paramétrico semelhante ao exposto no Capítulo 5, considerando a variação da temperatura na seção transversal. A partir dos resultados numéricos, foram propostos novos procedimentos para a determinação do momento fletor resistente em situação de incêndio.

Por fim, no Capítulo 7 são apresentadas as conclusões do trabalho, além de sugestões para trabalhos futuros.

# 2

## CONCEITOS RELEVANTES E ESTUDOS PREGRESSOS À TEMPERATURA AMBIENTE

### 2.1 Considerações iniciais

O dimensionamento de vigas de aço de alma cheia sujeitas à FLT pode ser realizado conforme procedimentos de cálculo prescritos em normas técnicas. No caso das vigas celulares de aço, as metodologias existentes para a determinação do momento fletor resistente à temperatura ambiente,  $M_{Rk}$ , utilizam formulações similares às das vigas de aço de alma cheia, com adaptações.

Neste capítulo são revisados fatores relevantes ao dimensionamento de vigas de aço à FLT, as formulações para vigas de aço de alma cheia preconizadas pelas normas ABNT NBR 8800:2008, ANSI/AISC 360-2016 e EN 1993-1-1:2005, e os procedimentos de cálculo disponíveis na literatura para vigas celulares de aço à temperatura ambiente.

### 2.2 Flambagem lateral com torção

#### 2.2.1 Generalidades

Vigas de aço podem apresentar o estado-limite último de flambagem lateral com torção (FLT), quando fletidas em relação ao eixo de maior momento de inércia. Em perfis I sujeitos ao momento fletor, a região comprimida pode perder a estabilidade e tender a sair lateralmente, movimento que é parcialmente contido pela região tracionada. O resultado dessa instabilidade é um deslocamento lateral ( $\mu$ ) e um giro da seção transversal ( $\varphi$ ), como pode ser observado na Fig. 2.1.

Conforme Trahair *et al.* (2008), vigas de aço esbeltas podem sofrer colapso por FLT em regime elástico, quando o momento fletor atinge o momento crítico elástico ( $M_{cr}$ ), definido como o

valor do momento para que uma barra perfeitamente reta, em regime elástico, sofra flambagem. Caso a viga possua esbelteza intermediária, o momento fletor será menor do que  $M_{cr}$  e a viga pode sofrer FLT em conjunto com o escoamento de parte da seção transversal, causado pela combinação entre o momento fletor e as tensões residuais na viga. Por fim, em vigas de aço muito curtas, o colapso por plastificação se torna dominante e não é influenciado pela FLT, já que o valor de  $M_{cr}$  será muito maior do que o momento de plastificação da seção transversal  $M_{pl}$  (TRAHAIR *et al.*, 2008).

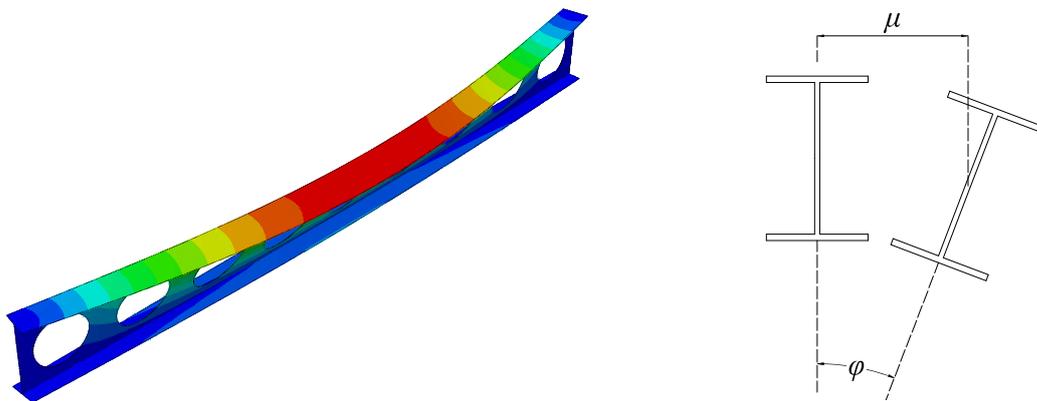


Figura 2.1 – Flambagem lateral com torção em viga celular de aço

## 2.2.2 Momento crítico elástico

### 2.2.2.1 Generalidades

A determinação do momento crítico elástico é essencial para a realização do dimensionamento de vigas de aço sujeitas à FLT.

Conforme a norma ABNT NBR 8800:2008, para vigas de aço com seção transversal duplamente simétrica, fletidas em relação ao eixo de maior momento de inércia, pode-se obter o momento crítico elástico por meio da seguinte equação:

$$M_{cr} = C_b \frac{\pi^2 EI_y}{L_b^2} \sqrt{\frac{C_w}{I_y} \left(1 + 0,039 \frac{JL_b^2}{C_w}\right)} \quad (2.1)$$

na qual  $C_b$  é o fator de modificação para diagrama de momento fletor não-uniforme,  $C_w$  a constante de empenamento da seção transversal,  $E$  o módulo de elasticidade do aço,  $I_y$  o momento de inércia da seção em relação ao eixo que passa pelo plano médio da alma,  $J$  a constante de torção da seção transversal e  $L_b$  a distância entre duas seções contidas à FLT, também denominado comprimento destravado.

A Eq. (2.1) é composta pelo produto de  $C_b$  por um rearranjo da equação clássica de vigas sujeitas à flexão pura, proposta por Timoshenko e Gere (1961). Essa expressão é válida para barras com forças transversais aplicadas no centro de torção, que é “o ponto do plano da seção pelo qual deve passar o plano de aplicação, da resultante das cargas transversais de modo que não ocorra torção, e sim, apenas flexão” (MORI, 2003).

O fator  $C_b$  é utilizado para se considerar a variação do momento fletor ao longo do comprimento destravado,  $L_b$ , da barra. Conforme as normas brasileira ABNT NBR 8800:2008 e norte-americana ANSI/AISC 360-2016, esse fator para vigas constituídas por perfis I duplamente simétricos com vínculos de garfo nas extremidades pode ser determinado por:

$$C_b = \frac{12,5 M_{\text{máx}}}{2,5 M_{\text{máx}} + 3 M_A + 4 M_B + 3 M_C} \leq 3,0 \quad (2.2)$$

onde  $M_{\text{máx}}$  é o valor do momento fletor máximo solicitante de cálculo, em módulo, no comprimento destravado, e  $M_A$ ,  $M_B$  e  $M_C$  são os valores em módulo do momento fletor solicitante de cálculo a um quarto, na metade e a três quartos do comprimento destravado da viga, respectivamente. Essa equação normativa tem como origem estudos efetuados por Kirby e Nethercot (1979).

Apesar da descontinuidade da seção transversal das vigas celulares ao longo do comprimento, pesquisadores como Abreu *et al.* (2010) e Panedpojaman *et al.* (2016) verificaram que o uso de expressões equivalentes à Eq. (2.1), com as propriedades geométricas da seção transversal calculadas no centro do alvéolo, resulta em valores do momento crítico elástico muito próximos aos obtidos por meio de modelos numéricos.

### 2.2.2.2 Fatores relevantes ao momento crítico elástico

Conforme Reis (1996), os seguintes fatores têm impacto no momento crítico elástico:

#### a) Comprimento destravado

O valor de  $M_{cr}$  é inversamente proporcional ao comprimento destravado.

#### b) Seção transversal

Barras com seção delgada aberta são mais suscetíveis aos fenômenos de perda de estabilidade (MORI, 2003). Além disso, barras com seção transversal descontínua ao longo do

comprimento, devido à presença de aberturas ou recortes na alma, podem apresentar uma resistência menor à FLT.

### c) Condições de contorno

De modo geral, quanto maior o número de deslocamentos restritos nas extremidades maior será o momento crítico elástico. Porém, as duas configurações mais usuais são: vínculos rígidos, conforme representado na Fig. 2.2a, onde o empenamento  $\omega$ , a rotação em torno do eixo longitudinal  $\varphi$ , o deslocamento lateral do centro de torção  $\mu$  e sua rotação correspondente  $\mu'$  são travados; e os vínculos de garfo (Fig. 2.2b), onde  $\mu$  e  $\varphi$  são travados e os deslocamentos  $\omega$  e  $\mu'$  são liberados.

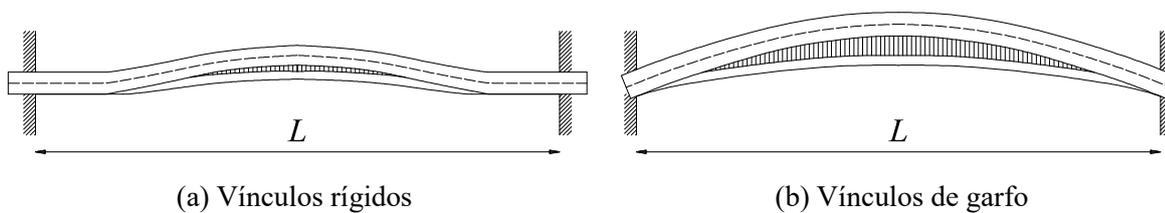


Figura 2.2 – Impacto das condições de contorno no modo de flambagem (REIS, 1996)

### d) Aplicação das forças

Na Fig. 2.3 são mostrados exemplos de como a aplicação das forças em relação ao centro de torção ( $D$ ) pode afetar a FLT de forma: desestabilizadora (Fig. 2.3a), através da ampliação do movimento de torção iniciado pela FLT, o que reduz a resistência das vigas; neutra (Fig. 2.3b), quando a força for aplicada no centro de torção; e de forma estabilizante, onde a redução do movimento de torção aumenta a resistência das vigas (Fig. 2.3c).

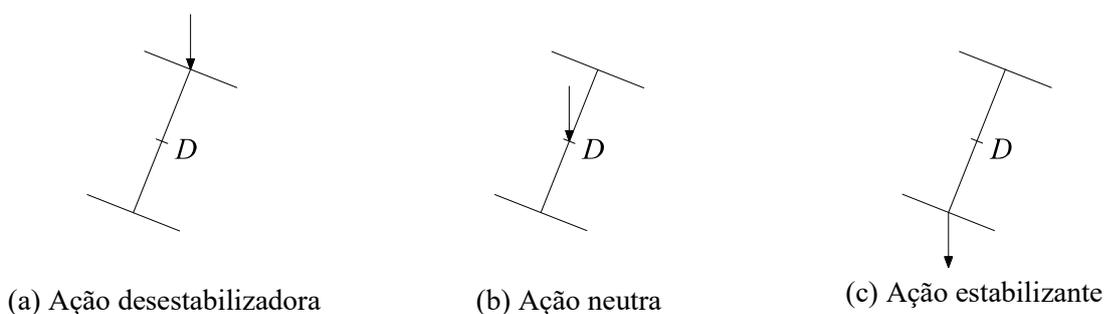


Figura 2.3 – Influência do ponto de aplicação das forças na FLT (REIS, 1996)

### e) Diagrama do momento fletor

O momento fletor constante é a situação mais desfavorável à FLT, uma vez que parte da seção transversal estará sujeita à compressão máxima ao longo de todo o comprimento da viga.

### 2.2.3 Tensões residuais

Em regime inelástico, a resistência de vigas de aço à FLT sofre influência das tensões residuais. Essas tensões surgem em virtude do resfriamento não-uniforme da seção transversal durante a fabricação dos perfis de aço, por meio dos processos de laminação e conformação mecânica, e também pelas operações de corte e soldagem.

Conforme Young (1975), a tensão residual nos perfis laminados depende principalmente das condições de resfriamento e da configuração geométrica da seção transversal, e sua magnitude é independente das propriedades do material. Apesar disso, encontram-se na literatura modelos que adotam, por simplicidade, valores das tensões residuais em função da resistência ao escoamento do aço ( $f_y$ ).

Geralmente, os perfis I utilizados como vigas apresentam tensões residuais de compressão nas extremidades das mesas e no meio da alma, que são equilibradas por tensões residuais de tração nas junções entre a alma e as mesas. Nas Figs. 2.4 e 2.5 são mostrados exemplos de modelos simplificados para a consideração das tensões residuais em perfis laminados, conforme Young (1975) e o ECCS (1984), respectivamente. Nessas figuras, os valores negativos indicam tensões residuais de compressão e os valores positivos representam tensões residuais de tração,  $A_{\text{alma}}$  é a área da alma e  $A_{\text{mesas}}$  a área das mesas.

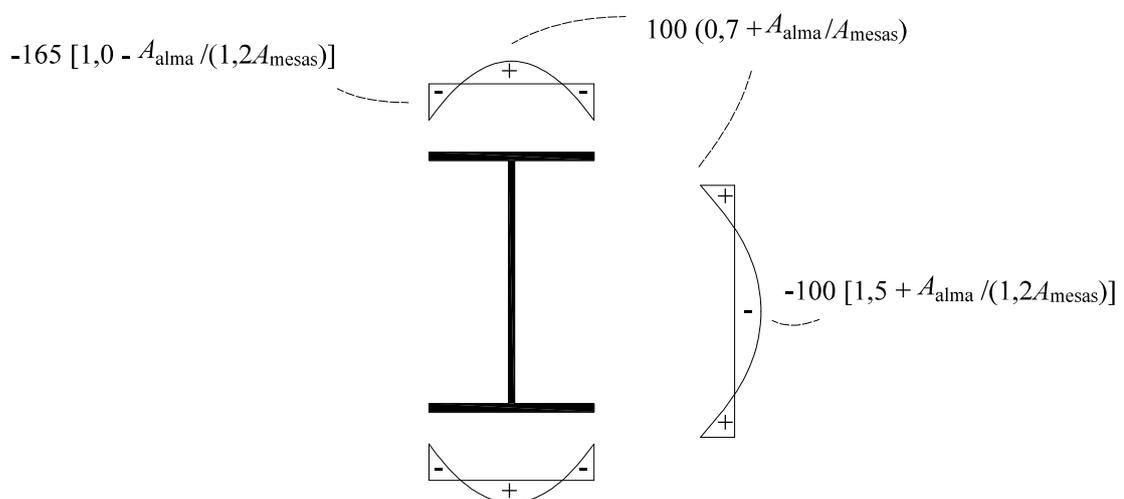


Figura 2.4 – Modelo de distribuição de tensões residuais para perfis laminados, em MPa (YOUNG, 1975)

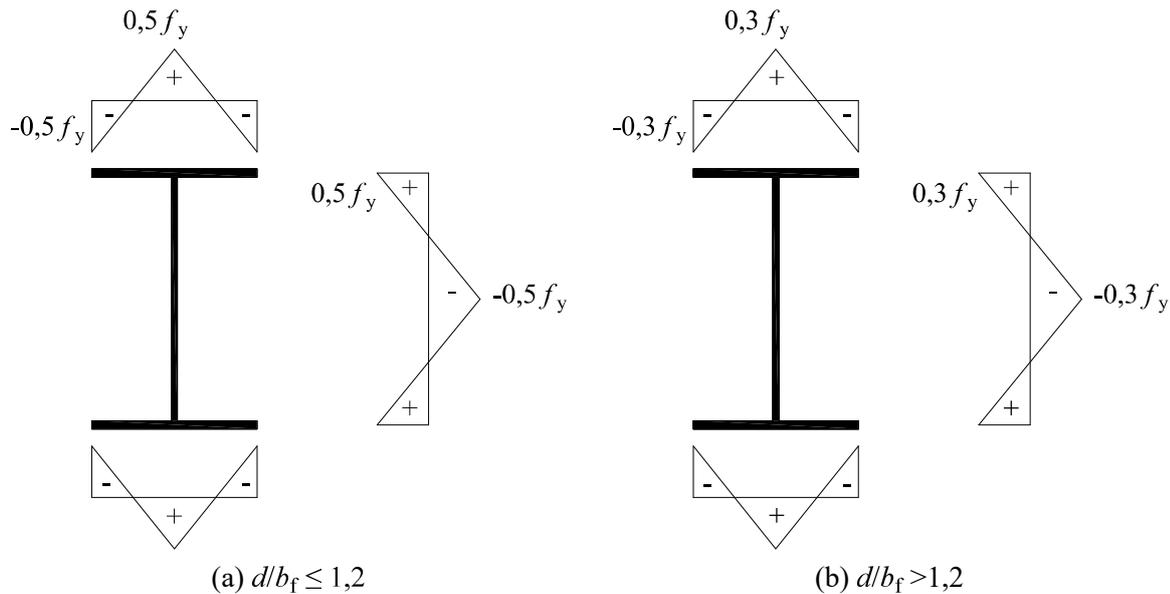
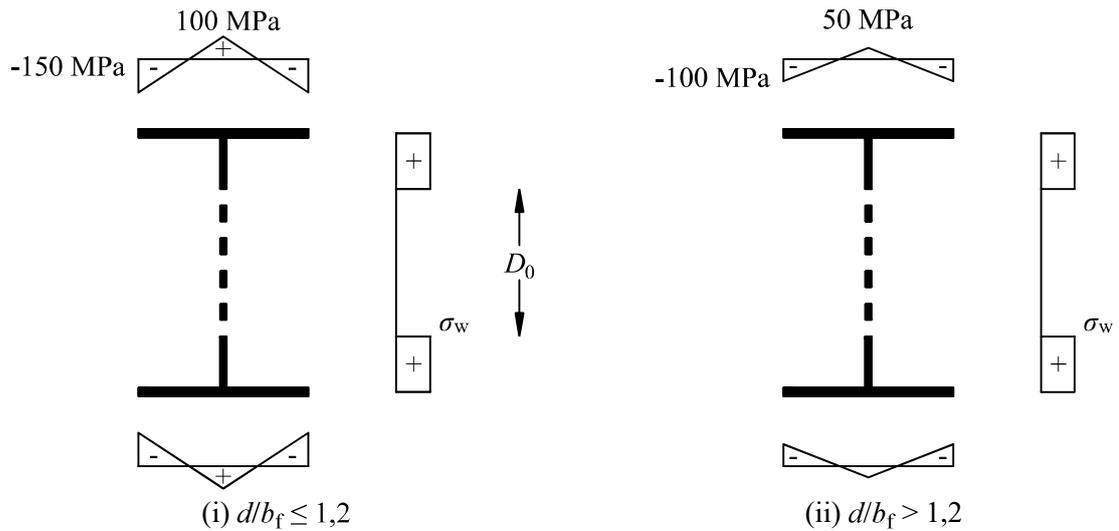


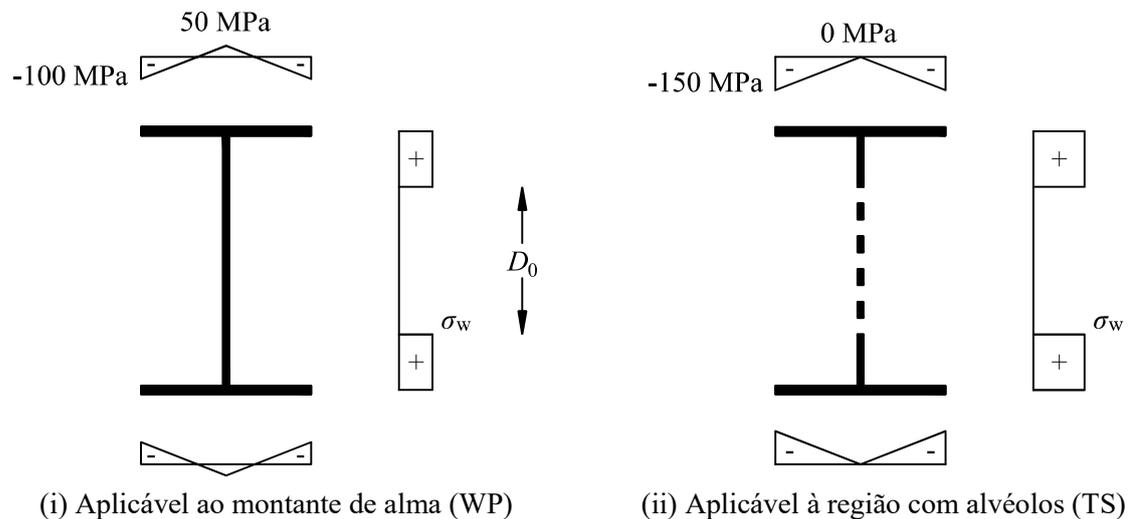
Figura 2.5 – Modelos de distribuição de tensões residuais para perfis laminados (ECCS, 1984)

A presença de tensões residuais de compressão nas mesas pode reduzir o momento fletor resistente para o estado-limite de FLT, uma vez que a atuação conjunta entre o momento fletor solicitante e as tensões residuais de compressão podem antecipar o escoamento nessas regiões. É possível que essa situação seja ainda mais grave para as vigas celulares, pois a reintrodução de calor na alma, por meio dos processos de corte e soldagem durante a fabricação dessas vigas, leva ao surgimento de tensões residuais de tração na alma, o que pode elevar as tensões residuais de compressão nas mesas (SONCK *et al.*, 2014).

Apesar disso, ainda não há modelos consolidados na literatura para representar a distribuição das tensões residuais nas vigas celulares. Em um estudo recente, Sonck *et al.* (2014) e Sonck e Belis (2015) realizaram ensaios para investigar a distribuição das tensões residuais em vigas casteladas e celulares. Sonck e Belis (2015) apresentaram os modelos simplificados mostrados nas Figs. 2.6a e 2.6b, respectivamente, para vigas celulares com fabricação convencional (ver Fig. 1.1) e vigas celulares com fabricação atípica, obtidas por meio da fabricação de vigas casteladas e posterior corte dos alvéolos hexagonais para que passassem a ter forma circular. Nesses modelos, os autores adotaram um valor constante de tensão residual de tração na alma  $\sigma_w$ , que deve ser calculado de modo que as tensões residuais sejam autoequilibradas na seção transversal da viga.



(a) Modelos para vigas celulares com fabricação convencional, aplicáveis ao montante de alma e à região com alvéolos



(b) Modelos para vigas celulares com fabricação atípica

Figura 2.6 – Modelos de distribuição de tensões residuais para vigas celulares (SONCK e BELIS, 2015)

Embora esses autores tenham sido precursores, os modelos mostrados na Fig. 2.6a podem não ser representativos para vigas celulares com fabricação convencional, pois, conforme pode ser verificado em Sonck *et al.* (2014), esses modelos não derivam de resultados experimentais de vigas celulares com processo de fabricação convencional, mas de vigas casteladas com fabricação convencional.

## 2.3 Momento fletor resistente de vigas de aço de alma cheia conforme aspectos normativos

### 2.3.1 Considerações iniciais

Como será descrito a seguir, os procedimentos existentes para o dimensionamento de vigas celulares sujeitas à FLT utilizam formulações similares às das vigas de aço de alma cheia, preconizados pelas normas técnicas brasileira ABNT NBR 8800:2008, norte-americana ANSI/AISC 360-2016 ou europeia EN 1993-1-1:2005, com alguns ajustes e o uso das propriedades geométricas da seção transversal calculadas no centro dos alvéolos.

Neste item apresenta-se uma revisão das formulações presentes nas normas técnicas supracitadas. Entretanto, sendo os resultados obtidos através das formulações preconizadas pelas normas ABNT NBR 8800:2008 e ANSI/AISC 360-2016 muito próximos, apenas os procedimentos da norma brasileira serão descritos.

### 2.3.2 ABNT NBR 8800:2008

A ABNT NBR 8800:2008 prescreve, no Anexo G, procedimentos para a determinação do momento fletor resistente à temperatura ambiente ( $M_{Rk}$ ) de perfis I sujeitos à FLT com relação entre altura e espessura da alma ( $h/t_w$ ) menor ou igual a  $5,70 \sqrt{E/f_y}$ .

A norma brasileira prevê expressões para os intervalos de regime plástico, inelástico ou elástico, definidos conforme a esbeltez adimensional à FLT  $\lambda$ , dada pela Eq. (2.3), na qual  $r_y$  é o raio de giração da seção em relação ao eixo principal de inércia perpendicular ao eixo de flexão, e em função dos valores de esbeltez correspondentes à plastificação e ao início do escoamento,  $\lambda_p$  e  $\lambda_r$ , respectivamente, obtidos por meio das Eqs. (2.4) e (2.5).

$$\lambda = \frac{L_b}{r_y} \quad (2.3)$$

$$\lambda_p = 1,76 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (2.4)$$

$$\lambda_r = \frac{1,38 \sqrt{I_y J}}{r_y J \beta_1} \sqrt{1 + \sqrt{1 + \frac{27 C_w \beta_1^2}{I_y}}} \quad (2.5)$$

O parâmetro  $\beta_1$  é dado pela equação:

$$\beta_1 = \frac{0,7f_y W_x}{EJ} \quad (2.6)$$

na qual  $W_x$  é o módulo de resistência elástico em relação ao eixo perpendicular à alma.

Conforme a ABNT NBR 8800:2008, as seguintes expressões podem ser utilizadas para a determinação do momento fletor resistente para o estado-limite de flambagem lateral com torção ( $M_{Rk}$ ):

a) Para  $\lambda \leq \lambda_p$

A viga não apresentará FLT e o momento fletor resistente será igual ao momento de plastificação da seção transversal, conforme apresentado na equação:

$$M_{Rk} = M_{pl} = Z_x f_y \quad (2.7)$$

na qual  $Z_x$  é o módulo de resistência plástico.

b) Para  $\lambda_p < \lambda \leq \lambda_r$

A FLT é um potencial modo de colapso da viga em regime inelástico, sendo o momento fletor resistente dado por:

$$M_{Rk} = C_b \left[ M_{pl} - (M_{pl} - M_r) \frac{\lambda - \lambda_p}{\lambda_r - \lambda_p} \right] \leq M_{pl} \quad (2.8)$$

onde  $M_r$  é o momento fletor correspondente ao início do escoamento considerando-se uma tensão residual de compressão nas mesas igual a 30% da resistência ao escoamento do aço utilizado. O valor de  $M_r$  é dado por  $0,7 f_y W_x$ .

c) Para  $\lambda > \lambda_r$

A FLT é um potencial modo de colapso da viga em regime elástico e o momento fletor resistente pode ser obtido por meio da equação:

$$M_{Rk} = M_{cr} \leq M_{pl} \quad (2.9)$$

### 2.3.3 EN 1993-1-1:2005

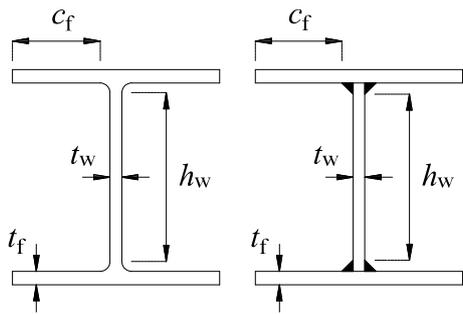
Diferentemente das normas brasileira e norte-americana, a norma europeia fornece uma única expressão para o cálculo do momento fletor resistente, dada por:

$$M_{Rk} = \chi_{LT} X_x f_y \quad (2.10)$$

onde  $X_x$  é o valor apropriado do módulo resistente da seção transversal e  $\chi_{LT}$  o fator de redução para a flambagem lateral com torção.

O parâmetro  $X_x$  depende da classe da seção transversal, definida para identificar o quanto as capacidades resistente e de rotação da seção são limitadas por fenômenos de instabilidade local (EN 1993-1-1:2005). Primeiramente, pode-se definir as classes individuais das mesas e da alma (partes comprimidas), conforme suas relações entre largura e espessura, e adotar a classe mais elevada (menos favorável à resistência) para caracterizar a seção transversal. Por fim, determina-se  $X_x$  conforme mostrado na Tab. (2.1), na qual  $c_f$  e  $h_w$  são parâmetros auxiliares, cujas dimensões são indicadas na Tab. (2.1),  $\varepsilon_0$  é igual a  $\sqrt{235/f_y}$  (com  $f_y$  em MPa) e  $W_{x,efet}$  é o módulo de resistência elástico efetivo da seção transversal.

Tabela 2.1 – Determinação de  $X_x$  conforme a classe da seção transversal (EN 1993-1-1:2005)

Dimensões de interesse	Mesas	Alma	Classe	$X_x$
	$c_f/t_f \leq 9 \varepsilon_0$	$h_w/t_w \leq 72 \varepsilon_0$	1	$Z_x$
	$9 \varepsilon_0 < c_f/t_f \leq 10 \varepsilon_0$	$72 \varepsilon_0 < h_w/t_w \leq 83 \varepsilon_0$	2	$Z_x$
	$10 \varepsilon_0 < c_f/t_f \leq 14 \varepsilon_0$	$83 \varepsilon_0 < h_w/t_w \leq 124 \varepsilon_0$	3	$W_x$
	$c_f/t_f > 14 \varepsilon_0$	$h_w/t_w > 124 \varepsilon_0$	4	$W_{x,efet}$

O fator  $\chi_{LT}$  e a esbeltez referente à FLT,  $\bar{\lambda}_{LT}$ , podem ser calculados por meio das seguintes equações:

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\Phi_{LT} + \sqrt{\Phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2}} \leq 1,0 \quad (2.11)$$

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{X_x f_y}{M_{cr}}} \quad (2.12)$$

sendo o parâmetro auxiliar  $\Phi_{LT}$  dado por:

$$\Phi_{LT} = 0,5 \left[ 1 + \alpha_{LT}(\bar{\lambda}_{LT} - 0,2) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right] \quad (2.13)$$

O fator  $\alpha_{LT}$  é um fator de imperfeição, que engloba os efeitos das tensões residuais e das imperfeições geométricas no cálculo de  $M_{Rk}$ , e está associado à curva de resistência utilizada. A norma EN 1993-1-1:2005 apresenta quatro curvas de resistência, cada uma delas associada a um valor para esse fator, dadas em função do tipo de seção transversal e da razão entre a altura do perfil e a largura das mesas ( $d/b_f$ ), conforme mostrado na Tab. (2.2).

Tabela 2.2 – Fator de imperfeição  $\alpha_{LT}$  (EN 1993-1-1:2005)

Tipo de seção transversal	$d/b_f$	Curva de resistência	$\alpha_{LT}$
I Laminado	$\leq 2,0$	<i>a</i>	0,21
	$> 2,0$	<i>b</i>	0,34
I Soldado	$\leq 2,0$	<i>c</i>	0,49
	$> 2,0$	<i>d</i>	0,76
Outro	-	<i>d</i>	0,76

## 2.4 Estudos progressos de vigas celulares de aço sujeitas à FLT

Com base nas formulações apresentadas para vigas de aço de alma cheia, neste item são apresentadas pesquisas referentes a vigas celulares de aço sujeitas à FLT.

Nesses trabalhos, as propriedades  $I_y$ ,  $J$ ,  $r_y$ ,  $W_x$  e  $Z_x$  dos perfis de alma cheia são substituídas pelos valores das propriedades calculadas no centro dos alvéolos (seção mostrada no corte B-B da Fig. 1.2), simbolizadas por  $I_{y,0}$ ,  $J_0$ ,  $r_{y,0}$ ,  $W_{x,0}$  e  $Z_{x,0}$ , respectivamente – onde  $I_{y,0}$  é o momento de inércia em relação ao eixo paralelo à alma,  $J_0$  a constante de torção,  $r_{y,0}$  o raio de giração em relação ao eixo paralelo à alma, e  $W_{x,0}$  e  $Z_{x,0}$  são, respectivamente, os módulos de resistência elástico e plástico da seção transversal em relação ao eixo perpendicular à alma.

### 2.4.1 Fator $C_b$ conforme Sweedan (2011) e El-Sawy *et al.* (2014)

Sweedan (2011) e El-Sawy *et al.* (2014) desenvolveram e validaram modelos numéricos para investigar o fator  $C_b$  de vigas celulares sujeitas a: (i) momento fletor uniforme, (ii) força concentrada no meio do vão e (iii) força distribuída. Para determinar o fator de modificação para diagrama de momento fletor não-uniforme numérico dos casos (ii) e (iii), esses autores dividiram o momento crítico elástico numérico obtido nesses casos pelo valor obtido em (i).

Ao comparar os resultados numéricos de  $C_b$  com valores prescritos em normas técnicas, esses autores observaram diferenças apreciáveis, às quais foram atribuídas à ocorrência de modos de flambagem locais juntamente com o modo global de FLT e a elevadas distorções da alma, especialmente nas vigas menos esbeltas.

Para contornar essa situação, Sweedan (2011) sugeriu que no cálculo de  $M_{cr}$ , dado pela Eq. (2.1), o parâmetro  $C_b$  fosse substituído por um fator de modificação do momento  $\kappa_{LB}$ , dado por:

$$\kappa_{LB} = \left( \frac{-0,03 t_f}{b_f \psi} \right) \left( \frac{d_g - 2t_f}{t_w} \right) + \left[ \beta - 0,002 \left( \frac{b_f}{t_f} - 10 \right) \right] \sqrt{\psi} \quad (2.14)$$

onde  $\beta$  assume valores iguais a 1,10, 1,45 e 1,21 para vigas celulares sujeitas a momento fletor uniforme, força concentrada no meio do vão e força distribuída, respectivamente, e o parâmetro  $\psi$  é dado por:

$$\psi = 0,89 + 0,15 \frac{D_0 + b_w}{d_g - 2t_f} - 0,028 \left( \frac{D_0 + b_w}{d_g - 2t_f} \right)^2 \quad (2.15)$$

### 2.4.2 Maquoi *et al.* (2003)

Maquoi *et al.* (2003) realizaram doze ensaios em vigas alveolares sujeitas à FLT, entre os quais sete eram de vigas celulares. Os autores também desenvolveram modelos numéricos, onde as tensões residuais e as imperfeições geométricas foram consideradas. Apesar de Maquoi *et al.* (2003) terem realizado um número expressivo de ensaios em vigas celulares, esses autores não apresentaram os resultados das medições da geometria e das tensões residuais dos protótipos, o que inviabiliza o desenvolvimento de modelos numéricos para representar esses protótipos.

O procedimento de cálculo do momento fletor resistente proposto por esses autores é próximo da formulação preconizada pela norma EN 1993-1-1:2005, mas considerando-se: (i) as

propriedades geométricas calculadas no centro dos alvéolos; e (ii) o uso da curva de resistência  $a$  para vigas celulares com relação  $d_g/b_f \leq 2$ , e a curva de resistência  $b$  nos demais casos.

### 2.4.3 Abreu *et al.* (2010) e Abreu (2011)

Abreu *et al.* (2010) e Abreu (2011) avaliaram o comportamento de vigas celulares sujeitas à FLT por meio de modelos numéricos validados com resultados experimentais existentes na literatura. Nesses modelos, os autores adotaram uma distribuição de tensões residuais nas mesas com o mesmo formato e magnitude propostos pelo ECCS (1984), para perfis laminados com relação  $d/b_f > 1,2$ , e desprezaram as tensões residuais na alma, conforme ilustrado na Fig. 2.7.

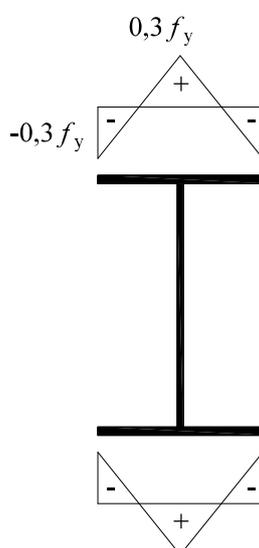


Figura 2.7 – Modelo simplificado de tensões residuais para as mesas (ABREU *et al.*, 2010)

Com base nos resultados numéricos, os autores apresentaram um procedimento para o cálculo do momento fletor resistente de vigas celulares utilizando a mesma formulação preconizada pela ABNT NBR 8800:2008, para vigas de alma cheia, com as seguintes modificações: (i) propriedades geométricas da seção transversal calculadas no centro dos alvéolos; (ii) substituição do parâmetro de esbeltez da viga ( $\lambda$ ) pelo comprimento destravado  $L_b$ ; (iii) substituição dos parâmetros de esbeltez correspondentes à plastificação e ao início do escoamento ( $\lambda_p$  e  $\lambda_r$ ), por comprimentos equivalentes corrigidos ( $L_p$  e  $L_{r,cor}$ , respectivamente, onde  $L_p$  é igual a  $\lambda_p r_{y,0}$  e  $L_{r,cor}$  é igual a  $1,2\lambda_r r_{y,0}$ ); e (iv) alteração do momento fletor de plastificação da seção transversal ( $M_{pl}$ ) por  $0,9 Z_{x,0} f_y$ .

#### 2.4.4 Nseir *et al.* (2012) e Boissonnade *et al.* (2014)

Nseir *et al.* (2012) e Boissonnade *et al.* (2014) realizaram ensaios em duas vigas celulares sujeitas à FLT. Em seguida, os autores validaram um modelo numérico com os resultados experimentais para investigar o comportamento de vigas celulares sujeitas à FLT.

Com o intuito de considerar os efeitos das tensões residuais nos modelos numéricos, os autores adotaram um valor elevado de imperfeição geométrica global, com magnitude igual a  $L/500$  e formato sinusoidal, sendo  $L$  o comprimento total das vigas.

Com base nos resultados numéricos, os autores recomendaram procedimentos de cálculo do momento fletor resistente conforme a norma EN 1993-1-1:2005, mas com as seguintes alterações: (i) cálculo das propriedades geométricas da seção transversal no centro do alvéolo; e (ii) o uso da curva de resistência  $c$  em todas as situações, isto é,  $\alpha_{LT}$  igual a 0,49.

#### 2.4.5 Sonck (2014), Sonck *et al.* (2014) e Sonck e Belis (2015)

Sonck (2014), Sonck *et al.* (2014) e Sonck e Belis (2015) realizaram diversas contribuições ao estudo das vigas casteladas e celulares, incluindo o estudo da distribuição das tensões residuais (ver 2.2.3).

Em Sonck (2014) e Sonck e Belis (2015), são apresentados resultados de três ensaios de flexão de quatro pontos de vigas celulares sujeitas à FLT. Esses autores também investigaram o comportamento de vigas celulares por meio de modelos numéricos validados com os resultados experimentais, considerando: vigas celulares com Classe 1 ou 2 (ver Tab. (2.1)) sujeitas a momento fletor uniforme, com vínculos de garfo e modelos de tensão residual propostos, conforme mostrado na Fig. 2.6.

A partir dos resultados numéricos, os autores recomendaram que o momento fletor resistente das vigas celulares fosse determinado conforme a formulação preconizada pela norma EN 1993-1-1:2005, mas considerando os seguintes ajustes: (i) propriedades geométricas da seção transversal calculadas no centro do alvéolo; (ii) adoção de  $X_x$  igual  $Z_{x,0}$ ; (iii) o uso da curva de resistência  $c$  em todas as situações, isto é,  $\alpha_{LT}$  igual a 0,49; e (iv) o uso da constante de torção ponderada  $J_m$  ao invés de  $J_0$ , dada por:

$$J_m = 0,9 \frac{nD_0}{L} J_0 + \left( 1 - 0,9 \frac{nD_0}{L} \right) J_s \quad (2.16)$$

onde  $J_s$  é a constante de torção calculada na seção transversal sem alvéolos.

#### 2.4.6 Panedpojaman *et al.* (2016)

Panedpojaman *et al.* (2016) utilizaram modelos numéricos validados com resultados experimentais para investigar o comportamento de vigas celulares sujeitas à FLT em regime inelástico. Esses autores consideraram os efeitos das tensões residuais nos modelos numéricos por meio da majoração da imperfeição geométrica inicial, sendo adotada uma configuração deformada correspondente à FLT com magnitude igual a  $L/500$ .

A partir dos resultados dos modelos sujeitos a momento fletor uniforme, os autores observaram a ocorrência de concentrações de tensões nas mesas nas extremidades das vigas mais curtas, o que levou à redução do momento fletor resistente.

Para Panedpojaman *et al.* (2016), o momento fletor resistente de vigas celulares pode ser determinado conforme a formulação da norma EN 1993-1-1:2005, considerando: (i) as propriedades geométricas da seção transversal calculadas no centro do alvéolo; (ii) o uso da curva de resistência  $b$ ; e (iii) a introdução de um fator de correção  $k_{LB}$  para vigas celulares com valores intermediários de esbeltez ( $\bar{\lambda}_{LT}$  inferior a 2,5).

O momento fletor pode ser obtido por meio da equação:

$$M_{Rk} = k_{LB} \chi_{LT} X_x f_y \quad (2.17)$$

onde o fator  $k_{LB}$  para vigas celulares de aço sem forças cortantes é dado por:

$$k_{LB} = \frac{1}{-0,01 \bar{\lambda}_{LT} + 1,05} \quad (2.18)$$

#### 2.4.7 Comparação entre os procedimentos existentes

Para avaliar os procedimentos disponíveis na literatura, foi calculado o momento crítico elástico e o momento fletor resistente de uma viga celular originária do perfil laminado W 360 x 79,0 (GERDAU, 2018), sujeita a momento fletor uniforme e com vínculos de garfo nas extremidades. Foram adotados:  $d_g = 531$  mm,  $b_f = 205$  mm,  $t_w = 9,4$  mm,  $t_f = 16,8$  mm,  $D_0 = 371,7$  mm,  $b_w = 185,85$  mm,  $b_{w,ext} = 92,925$  mm,  $E = 200$  GPa e  $f_y = 345$  MPa.

Para a viga celular analisada, os valores do momento crítico elástico obtidos conforme Sweedan (2011) foram ligeiramente inferiores aos determinados por meio da Eq. (2.1). As diferenças entre os dois procedimentos se devem ao fato dos fatores  $C_b$  e  $\kappa_{LB}$  serem tomados iguais a 1,00 e 0,98, respectivamente.

Na Fig. 2.8 são apresentadas as curvas do momento fletor resistente em função da esbeltez  $L_b/r_{y,0}$ , com uma diferença máxima de 45% entre os procedimentos.

O procedimento de Abreu *et al.* (2010) resultou nos maiores valores de  $M_{Rk}$ , com exceção do trecho inicial da curva, onde o momento fletor calculado se iguala a  $0,9 M_{pl}$ . Nos procedimentos com curvas de resistência similares não foram observadas variações significativas de  $M_{Rk}$ . Por fim, nota-se que o uso da constante de torção ponderada, proposta por Sonck e Belis (2015), aumentou sutilmente o momento fletor resistente para os valores mais elevados de esbeltez.

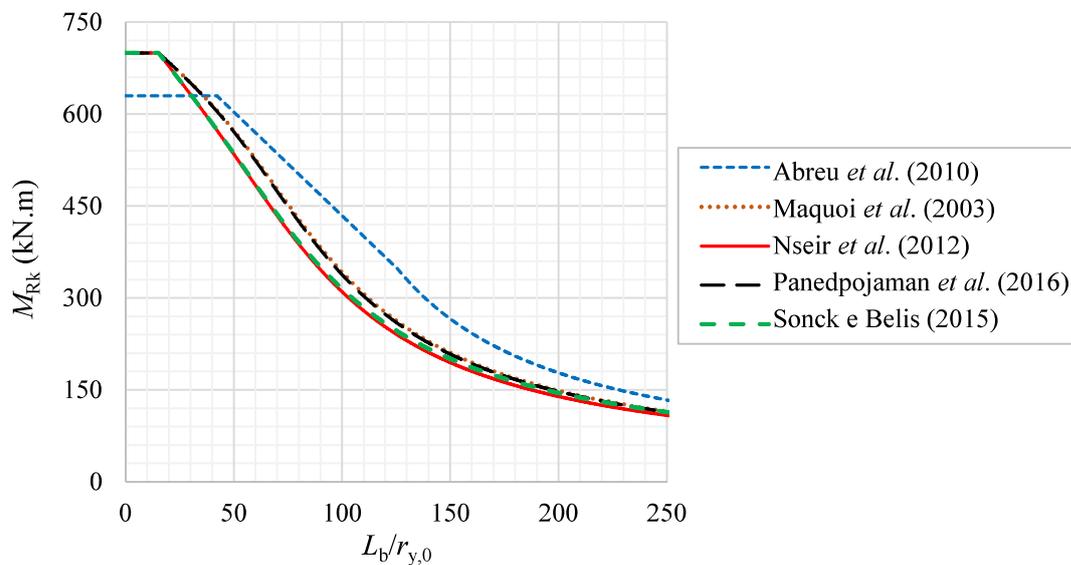


Figura 2.8 – Momento fletor resistente em função da esbeltez  $L_b/r_{y,0}$  para uma viga celular sujeita a momento fletor uniforme

As diferenças entre os procedimentos apresentados podem ter ocorrido devido às diferentes considerações adotadas por cada autor, ao número limitado de análises numéricas e/ou estudos experimentais realizados, e à forma de se considerar os efeitos deletérios das tensões residuais nos modelos numéricos.

# 3

## VIGAS DE AÇO EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

### 3.1 Considerações iniciais

Embora existam importantes contribuições ao estudo de vigas celulares sujeitas à FLT à temperatura ambiente, o mesmo não ocorre em situação de incêndio.

Em vista disso, este capítulo trata de resultados numéricos e/ou experimentais de vigas celulares de aço e de vigas de aço de alma cheia que possam ser utilizados para a validação de análises térmicas e estruturais.

Para melhor entendimento dos procedimentos adotados, inicialmente é apresentado um resumo das propriedades do aço em situação de incêndio e de métodos simplificados para o cálculo da elevação da temperatura do aço. Também são descritas as formulações para a determinação do momento fletor resistente em situação de incêndio,  $M_{Rk,\theta}$ , preconizadas pelas normas ABNT NBR 14323:2013 e EN 1993-1-2:2005, aplicáveis a vigas de aço de alma cheia.

### 3.2 Propriedades do aço

À temperatura ambiente, o aço se destaca por sua elevada resistência mecânica. Porém, à medida que a temperatura se eleva no perfil metálico, ocorrem mudanças na estrutura cristalina do material, o que degrada suas propriedades mecânicas, altera suas propriedades térmicas e também modifica sua relação constitutiva, expressa pelo diagrama tensão *versus* deformação.

A seguir são descritas as propriedades mecânicas e térmicas aplicáveis aos aços estruturais dispostos na ABNT NBR 8800:2008.

### 3.2.1 Propriedades mecânicas

Em condições normais de temperatura, a ABNT NBR 8800:2008 caracteriza as propriedades mecânicas do aço estrutural conforme os valores apresentados na Tab. (3.1).

Tabela 3.1 – Propriedades mecânicas do aço estrutural (ABNT NBR 8800:2008)

Propriedade do aço	Valor
Módulo de elasticidade ( $E$ )	200000 MPa
Coefficiente de <i>Poisson</i> ( $\nu$ )	0,3
Módulo de elasticidade transversal ( $G$ )	77000 MPa
Coefficiente de dilatação térmica ( $\beta_a$ )	$1,2 \times 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$
Massa específica ( $\rho_a$ )	7850 kg/m <sup>3</sup>

Em elevadas temperaturas, pode-se calcular as propriedades reduzidas do aço com os valores de  $f_y$  e  $E$ , à temperatura ambiente (20°C), e com os fatores de redução relativos aos valores à temperatura ambiente, indicados na Tab. (3.2).

Tabela 3.2 – Fatores de redução do aço em função da temperatura (EN 1993-1-2:2005)

$\theta_a$ (°C)	$k_{p,\theta} = f_{p,\theta}/f_y$	$k_{y,\theta} = f_{y,\theta}/f_y$	$k_{E,\theta} = E_\theta/E$	Representação gráfica dos fatores de redução
20	1,0000	1,0000	1,0000	
100	1,0000	1,0000	1,0000	
200	0,8070	1,0000	0,9000	
300	0,6130	1,0000	0,8000	
400	0,4200	1,0000	0,7000	
500	0,3600	0,7800	0,6000	
600	0,1800	0,4700	0,3100	
700	0,0750	0,2300	0,1300	
800	0,0500	0,1100	0,0900	
900	0,0375	0,0600	0,0675	
1000	0,0250	0,0400	0,0450	
1100	0,0125	0,0200	0,0225	
1200	0,0000	0,0000	0,0000	

À temperatura  $\theta_a$ , as propriedades do aço  $f_{p,\theta}$ ,  $f_{y,\theta}$  e  $E_\theta$  correspondem, respectivamente, ao limite de proporcionalidade, à resistência ao escoamento e ao módulo de elasticidade, e  $k_{p,\theta}$ ,  $k_{y,\theta}$  e  $k_{E,\theta}$  são os respectivos fatores de redução.

### 3.2.2 Propriedades térmicas

As propriedades térmicas do aço também são afetadas pela elevação da temperatura e podem ser descritas conforme os modelos preconizados pela ABNT NBR 14323:2013.

O alongamento, definido como a relação entre a expansão térmica da peça de aço provocada pela temperatura ( $\Delta l_a$ ) e o comprimento da peça a 20°C ( $l_a$ ), pode ser adotado conforme mostrado na Fig. 3.1.

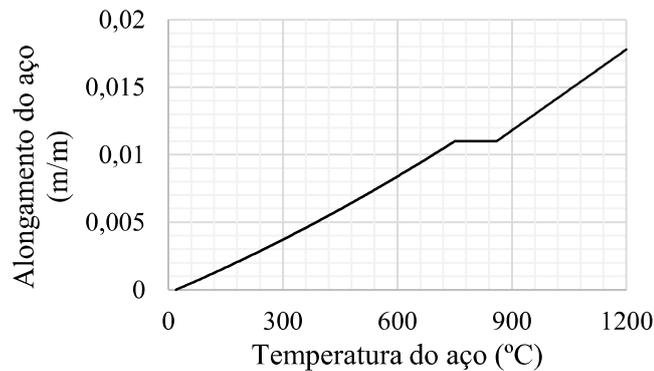


Figura 3.1 – Alongamento do aço em função da temperatura (ABNT NBR 14323:2013)

O calor específico do aço,  $c_a$ , que representa a quantidade necessária de calor (J) para que 1kg de material sofra uma variação de temperatura de 1°C, pode ser descrito em função da temperatura, conforme mostrado na Fig. 3.2.

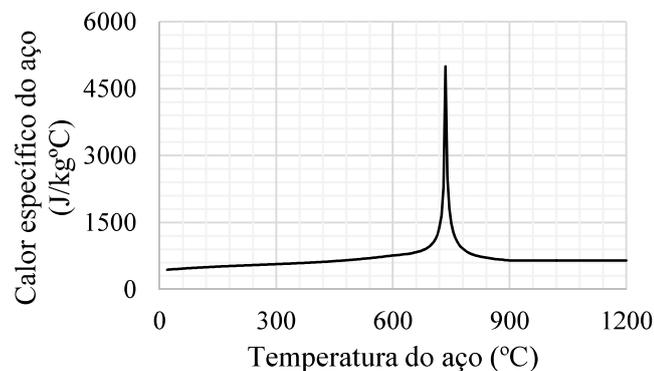


Figura 3.2 – Calor específico do aço em função da temperatura (ABNT NBR 14323:2013)

A condutividade térmica do aço ( $\text{W/m}^2$ ),  $\lambda_a$ , capacidade do material de conduzir calor, pode ser considerada conforme apresentado na Fig. 3.3.

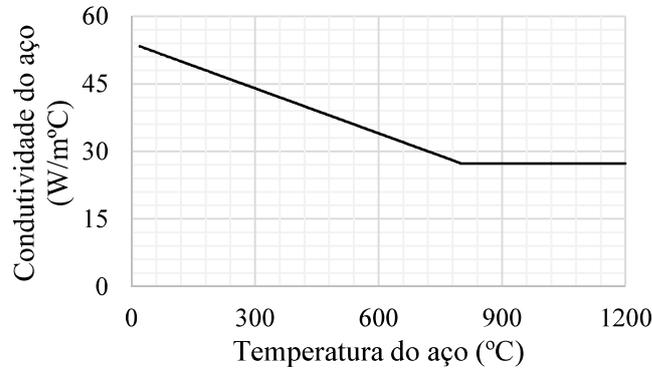


Figura 3.3 – Condutividade térmica do aço em função da temperatura (ABNT NBR 14323:2013)

### 3.2.3 Curvas tensão *versus* deformação

Em situação de incêndio, a relação constitutiva do aço pode ser determinada através do modelo matemático preconizado pela norma EN 1993-1-2:2005, conforme mostrado na Fig. 3.4, na qual  $a$ ,  $b$  e  $c$  são parâmetros auxiliares,  $\varepsilon$  a deformação do aço,  $\varepsilon_{p,\theta}$  a deformação correspondente a  $f_{p,\theta}$ ,  $\varepsilon_{t,\theta}$  a deformação limite para a resistência ao escoamento do aço,  $\varepsilon_{u,\theta}$  a deformação última e  $\varepsilon_{y,\theta}$  a deformação correspondente a  $f_{y,\theta}$ .

Um exemplo de aplicação do modelo matemático da norma EN 1993-1-2:2005 é apresentado na Fig. 3.5, para um aço com módulo de elasticidade e resistência ao escoamento à temperatura ambiente iguais a 200 GPa e 345 MPa, respectivamente. Como pode ser observado, depois que o limite de proporcionalidade é atingido, a curva tensão *versus* deformação do aço assume um caráter altamente não linear com a elevação da temperatura. Quando o aço atinge 700°C, o módulo de elasticidade e a resistência ao escoamento representam apenas 13% e 23%, respectivamente, dos valores à temperatura ambiente.

Intervalo de deformação	Tensão	Módulo tangente
$\varepsilon \leq \varepsilon_{p,\theta}$	$\varepsilon E_\theta$	$E_\theta$
$\varepsilon_{p,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{y,\theta}$	$f_{p,\theta} - c + (b/a) \left[ a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2 \right]^{0,5}$	$\frac{b(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)}{a \left[ a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2 \right]^{0,5}}$
$\varepsilon_{y,\theta} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{t,\theta}$	$f_{y,\theta}$	0
$\varepsilon_{t,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{u,\theta}$	$f_{y,\theta} \left[ 1 - (\varepsilon - \varepsilon_{t,\theta}) / (\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{t,\theta}) \right]$	-
$\varepsilon = \varepsilon_{u,\theta}$	0,0	-
Parâmetros	$\varepsilon_{p,\theta} = f_{p,\theta} / E_\theta$ $\varepsilon_{y,\theta} = 0,02$	$\varepsilon_{t,\theta} = 0,15$ $\varepsilon_{u,\theta} = 0,20$
Funções	$a^2 = (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta} + c/E_\theta)$ $b^2 = c(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})E_\theta + c^2$ $c = \frac{(f_{y,\theta} - f_{p,\theta})^2}{(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})E_\theta - 2(f_{y,\theta} - f_{p,\theta})}$	

Figura 3.4 – Relação tensão *versus* deformação para o aço carbono em elevadas temperaturas

Fonte: Traduzido da norma europeia EN 1993-1-2:2005

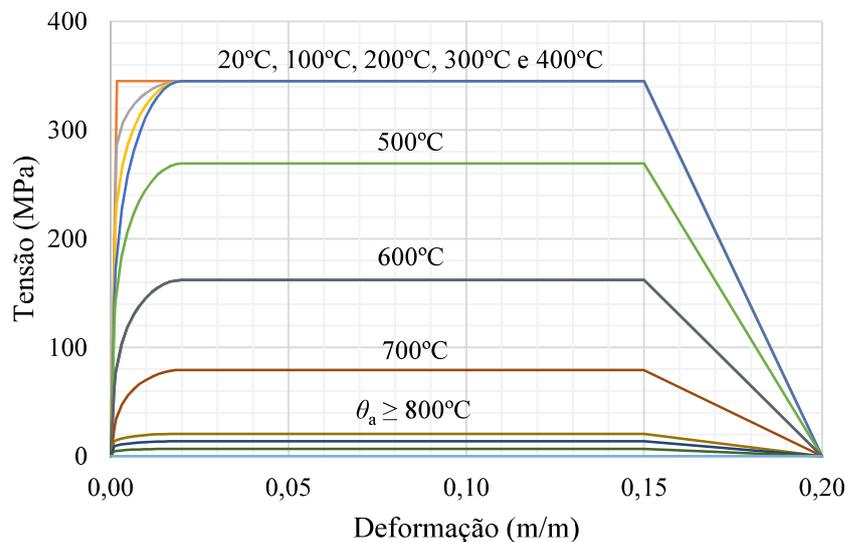


Figura 3.5 – Relação constitutiva do aço com módulo de elasticidade e resistência ao escoamento iguais a 200 GPa e 345 MPa à temperatura ambiente, respectivamente, conforme o modelo da Fig. 3.4

### 3.3 Elevação da temperatura do aço

Em situação de incêndio, a temperatura dos elementos estruturais se eleva devido à transferência de calor por convecção e radiação no ambiente, e, no interior do elemento estrutural, por condução.

A elevação da temperatura nos elementos estruturais de aço pode ser calculada conforme procedimentos simplificados preconizados por normas técnicas. Neste trabalho, são tratados apenas os procedimentos referentes a estruturas de aço sem revestimento contra o fogo, submetidos ao incêndio-padrão.

No caso das vigas de aço, a ABNT NBR 14323:2013 permite o uso dos seguintes métodos para a determinação da temperatura:

a) Análise térmica

Conforme a ABNT NBR 14323:2013, “a análise térmica deve ser baseada em princípios reconhecidos e hipóteses da teoria de transferência de calor”, deve considerar a variação das propriedades do aço com a temperatura e as ações térmicas relevantes.

b) Cálculo da temperatura uniforme da seção transversal

A temperatura uniforme da seção transversal pode ser obtida através de um processo incremental, regido pela equação:

$$\theta_{a,t+\Delta t} = \theta_{a,t} + \Delta\theta_{a,t} \quad (3.1)$$

na qual  $\Delta\theta_{a,t}$  é a elevação da temperatura do aço, dada por:

$$\Delta\theta_{a,t} = k_{sh} \frac{(u/A_g)}{c_a \rho_a} \varphi_t \Delta t \quad (3.2)$$

onde  $c_a$  é o calor específico do aço ( $\text{J kg}^{-1} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ ), conforme 3.2.2,  $k_{sh}$  é um fator de correção para o efeito do sombreamento, que pode ser tomado como igual a 1,0,  $u/A_g$  é o fator de massividade, que não pode ser tomado como menor do que  $10 \text{ m}^{-1}$ , sendo  $u$  o perímetro exposto ao incêndio do elemento estrutural e  $A_g$  a área bruta da seção transversal,  $\Delta t$  é o intervalo de tempo, que deve ser considerado menor ou igual a 5 s,  $\rho_a$  é a massa específica do aço e  $\varphi_t$  é o fluxo de calor por unidade de área ( $\text{W/m}^2$ ).

O fluxo de calor por unidade de área,  $\varphi_t$ , é a soma das componentes devido à convecção  $\varphi_c$  e devido à radiação  $\varphi_r$ , conforme apresentado nas Eqs. (3.3) a (3.5), onde  $\alpha_c$  é o coeficiente de transferência de calor por convecção, que pode ser adotado igual a  $25 \text{ W m}^{-2} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ , no caso de exposição ao incêndio-padrão,  $\varepsilon_{res}$  é a emissividade resultante, podendo ser tomada igual a 0,7,  $\theta_a$  e  $\theta_g$  são, respectivamente, as temperaturas na superfície do aço e dos gases, e  $\sigma_{SB}$  é a constante de Stefan-Boltzmann, igual a  $5,67 \times 10^{-8} \text{ W m}^{-2} \text{ } ^\circ\text{C}^{-4}$ .

$$\varphi_t = \varphi_c + \varphi_r \quad (3.3)$$

$$\varphi_c = \alpha_c(\theta_g - \theta_a) \quad (3.4)$$

$$\varphi_r = \sigma_{SB} \varepsilon_{res} [(\theta_g + 273)^4 - (\theta_a + 273)^4] \quad (3.5)$$

A curva de incêndio-padrão adotada pela norma brasileira ABNT NBR 14432:2001 corresponde à curva proposta pela norma ISO 834:1999 e pode ser descrita por meio da Eq. (3.6), considerando-se o tempo de incêndio  $t$  em min.

$$\theta_g = 20 + 345 \log(8t + 1) \quad (3.6)$$

### 3.4 Dimensionamento de vigas de aço de alma cheia em situação de incêndio

Feita a contextualização do comportamento do aço em elevadas temperaturas, neste item descrevem-se os procedimentos preconizados pelas normas técnicas ABNT NBR 14323:2013 e EN 1993-1-2:2005 para a determinação do momento fletor resistente para o estado-limite de FLT, aplicáveis a vigas de aço de alma cheia.

As formulações supracitadas apresentam considerações relevantes ao dimensionamento de vigas de aço em situação de incêndio, e podem servir de base ao desenvolvimento de procedimentos específicos para as vigas celulares de aço.

#### 3.4.1 ABNT NBR 14323:2013

Conforme a ABNT NBR 14323:2013, o dimensionamento de vigas de aço sujeitas à FLT em situação de incêndio pode ser desenvolvido com os fatores de redução  $k_{y,\theta}$  e  $k_{E,\theta}$  relativos à temperatura da mesa comprimida, ou à temperatura uniforme da seção transversal, obtida conforme mostrado no Subitem 3.3b.

O momento crítico elástico em situação de incêndio,  $M_{cr,\theta}$ , é dado pela multiplicação do momento crítico elástico à temperatura ambiente,  $M_{cr}$ , pelo fator de redução  $k_{E,\theta}$ .

Já o momento fletor resistente em situação de incêndio,  $M_{Rk,\theta}$ , de uma barra fletida para o estado-limite de flambagem lateral com torção, quando aplicável segundo o Anexo G da ABNT NBR 8800:2008, é dado por:

$$M_{Rk,\theta} = \kappa \chi_{LT,\theta} k_{y,\theta} M_{pl} \quad (3.7)$$

onde  $\kappa$  é um fator de correção, tomado igual a 1 para uma viga com todos os lados expostos ao fogo, e  $\chi_{LT,\theta}$  é o fator de redução associado à resistência à compressão em situação de incêndio, dado pela seguinte equação:

$$\chi_{LT,\theta} = \frac{1}{\Phi_{LT,\theta} + \sqrt{\Phi_{LT,\theta}^2 - \bar{\lambda}_{LT,\theta}^2}} \quad (3.8)$$

na qual a esbeltez para o estado-limite de FLT em situação de incêndio,  $\bar{\lambda}_{LT,\theta}$ , pode ser calculada por meio da Eq. (3.9):

$$\bar{\lambda}_{LT,\theta} = \sqrt{\frac{k_{y,\theta} M_{pl}}{k_{E,\theta} M_{cr}}} \quad (3.9)$$

ou adotada simplificadamente conforme a Eq. (3.10):

$$\bar{\lambda}_{LT,\theta} = \sqrt{\frac{M_{pl}}{0,85 M_{cr}}} \quad (3.10)$$

e  $\Phi_{LT,\theta}$  é um parâmetro auxiliar, que depende de  $\bar{\lambda}_{LT,\theta}$  e do fator de imperfeição em situação de incêndio,  $\alpha$ , como mostrado na Eq. (3.11).

$$\Phi_{LT,\theta} = 0,5 \left[ 1 + \alpha \bar{\lambda}_{LT,\theta} + \bar{\lambda}_{LT,\theta}^2 \right] \quad (3.11)$$

A ABNT NBR 14323:2013 prevê apenas um fator de imperfeição para a situação de incêndio, dado por:

$$\alpha = 0,022 \sqrt{E/f_y} \quad (3.12)$$

Como pode ser observado, em situação de incêndio, a norma brasileira ABNT NBR 14323:2013 se aproxima da formulação da norma europeia e não segue a mesma filosofia de cálculo preconizada pela ABNT NBR 8800:2008 para a determinação do momento fletor resistente de vigas de aço à temperatura ambiente.

### 3.4.2 EN 1993-1-2:2005

Conforme a norma EN 1993-1-2:2005, em situação de incêndio, a classificação da seção transversal pode ser realizada do mesmo modo que à temperatura ambiente (Subitem 2.3.3), mas considerando-se a redução do parâmetro  $\varepsilon_0$  para  $0,85 \varepsilon_0$ .

No cálculo dos fatores de redução do aço, a norma europeia permite o uso da temperatura máxima atingida pela mesa comprimida no tempo  $t$ , ou a temperatura uniforme da seção transversal no tempo  $t$ .

Para vigas de aço com Classe 1 ou 2, pode-se determinar o momento fletor resistente referente ao tempo de incêndio  $t$  por meio da seguinte equação:

$$M_{Rk,\theta} = \chi_{LT,\theta} k_{y,\theta} M_{pl} \quad (3.13)$$

Nesse caso, o fator de redução para a FLT em situação de incêndio,  $\chi_{LT,\theta}$ , pode ser calculado com as Eqs. (3.8), (3.9) e (3.11), considerando-se o fator de imperfeição igual a  $0,65 \sqrt{235/f_y}$ , valor este próximo ao estabelecido pela ABNT NBR 14323:2013. Essa curva de resistência adotada pela norma europeia tem como origem estudos efetuados por Vila Real e Franssen (2001) e Vila Real *et al.* (2003).

## 3.5 Contribuições ao estudo de vigas de aço em situação de incêndio

### 3.5.1 Considerações iniciais

A realização de ensaios ou estudos numéricos poderia comprovar as formulações apresentadas no item anterior para a determinação do momento fletor resistente de vigas celulares de aço, em situação de incêndio.

Contudo, como não foram encontrados na literatura resultados referentes a vigas celulares de aço sujeitas à FLT em temperatura elevada, neste item são destacados estudos que tratam de aspectos pertinentes ao desenvolvimento de modelos numéricos. Também são citados estudos com resultados de análises térmicas e estruturais de vigas de aço de alma cheia e de vigas celulares, suficientemente detalhados, para que possam ser utilizados na validação do modelo proposto neste trabalho.

### 3.5.2 Abordagens numéricas

Usualmente as análises térmica e estrutural são desenvolvidas de forma desacoplada, isto é, inicialmente é feita a determinação do campo de temperaturas no elemento estrutural, o qual é posteriormente incorporado à análise estrutural.

A consideração da temperatura nas análises estruturais de vigas de aço tem sido realizada de três formas:

- (i) Através da definição de uma distribuição uniforme da temperatura ao longo do comprimento e da seção transversal (BAILEY *et al.*, 1996; MESQUITA *et al.*, 2005; DHARMA e TAN, 2007);
- (ii) Através da definição de uma distribuição de temperatura não uniforme na seção transversal, mas constante ao longo do comprimento, sendo utilizados valores de temperatura arbitrários (YIN e WANG, 2003), ou obtidos experimentalmente (PRACHAR *et al.*, 2016);
- (iii) Por meio da importação do campo de temperaturas obtido previamente através de uma análise térmica (ZHANG *et al.*, 2013; WANG *et al.*, 2016);

A questão das tensões residuais também não é bem definida, porém, conforme Vila Real *et al.* (2004b), a influência dessas tensões no momento fletor resistente de vigas de aço diminui com o aumento da temperatura.

Por fim, deve-se considerar a degradação das propriedades dos materiais com a elevação da temperatura, como mostrado para o aço no Subitem 3.2.

### **3.5.3 Análises térmicas**

Bailey (2004) e Mesquita *et al.* (2015) apresentaram curvas da elevação da temperatura em função do tempo de incêndio, obtidas a partir de ensaios, referentes a diversos pontos da seção transversal de vigas celulares. Wang *et al.* (2016) também apresentaram resultados da análise térmica de uma viga celular, porém, esses foram obtidos a partir de modelos numéricos.

### **3.5.4 Análises estruturais**

Prachar *et al.* (2014), Prachar *et al.* (2015) e Prachar *et al.* (2016) realizaram três ensaios de vigas de aço sujeitas à FLT, em situação de incêndio. Esses autores apresentaram as curvas força *versus* deslocamento para cada protótipo analisado.

# 4

## DESENVOLVIMENTO E AFERIÇÃO DO MODELO NUMÉRICO

### 4.1 Considerações iniciais

A partir dos resultados numéricos e experimentais apresentados nos Capítulos 2 e 3, foram desenvolvidos e validados modelos numéricos com o programa de elementos finitos ABAQUS (SIMULIA, 2014) para investigar o fenômeno da flambagem lateral com torção em vigas celulares de aço.

Neste capítulo, são descritos os detalhes sobre o desenvolvimento e a aferição da modelagem numérica. Por fim, é proposto um modelo numérico para a realização do estudo paramétrico.

### 4.2 Definições dos modelos numéricos desenvolvidos

#### 4.2.1 Malha de elementos finitos

A seção transversal das vigas celulares foi adotada simplificada desconsiderando-se o raio de concordância, conforme ilustrado na Fig. 4.1a. Nos modelos numéricos, as vigas celulares foram representadas no plano médio da seção transversal, com elementos finitos quadriláteros de casca, como mostrado na Fig. 4.1b.

Com exceção da análise térmica, onde foram utilizados elementos finitos de transferência de calor do tipo DS4 (SIMULIA, 2014), foram adotados elementos finitos do tipo S4 (SIMULIA, 2014), que são elementos de casca de uso geral, com integração completa, curvatura dupla e deformações finitas de membrana.

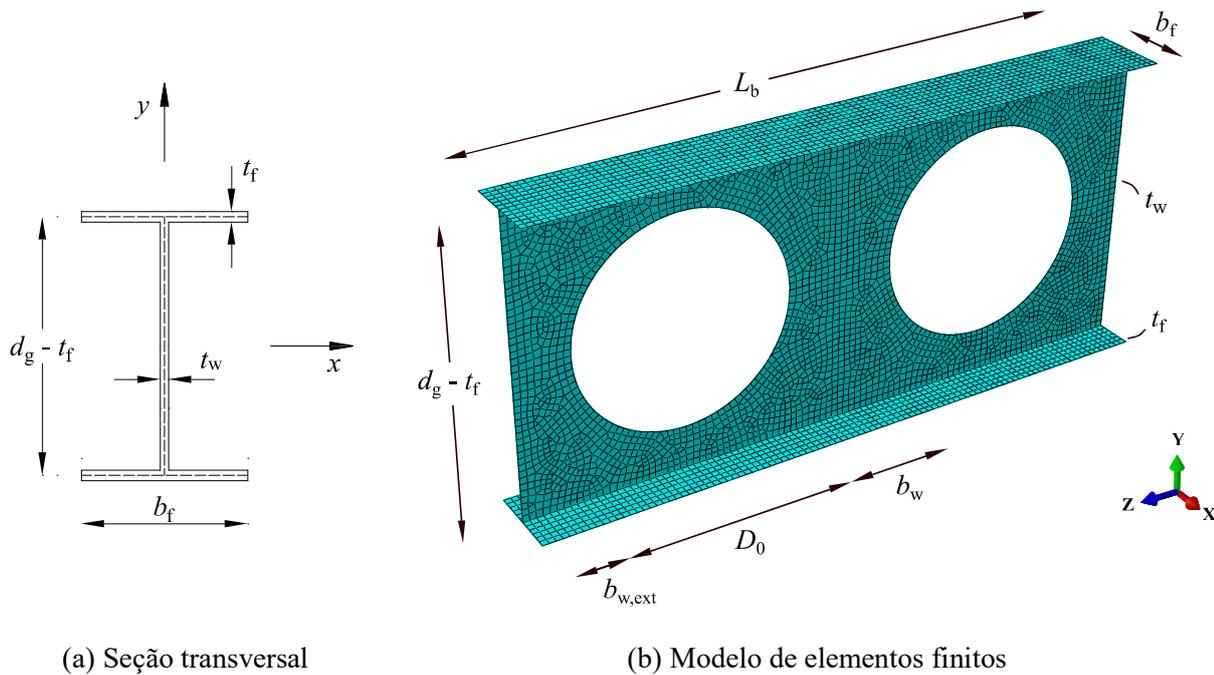


Figura 4.1 – Representação dos modelos numéricos e convenção adotada para os eixos coordenados

O tamanho médio dos elementos finitos foi definido como o menor valor entre  $b_f/12$ ,  $b_w/4$  e  $(d_g - t_f)/24$ , considerando-se a dimensão mínima de 10 mm.

Para chegar a esse tamanho médio, foram avaliados o tempo de processamento e as curvas momento fletor *versus* deslocamento vertical de modelos numéricos com diferentes malhas, desenvolvidos para representar os protótipos de Nseir *et al.* (2012), denominados HEA 340 e IPE 330, e os protótipos CS2L3 e CS2L4, investigados por Sonck e Belis (2015).

Conforme pode ser observado na Fig. 4.2, os modelos numéricos com a malha proposta (destacada em vermelho) apresentaram bons resultados em relação às demais malhas, e apresentaram um tempo de processamento ( $t_p$ ) significativamente inferior ao obtido pelos modelos numéricos com a malha mais refinada ( $t_0$ ), como destacado em vermelho na Fig. 4.3.

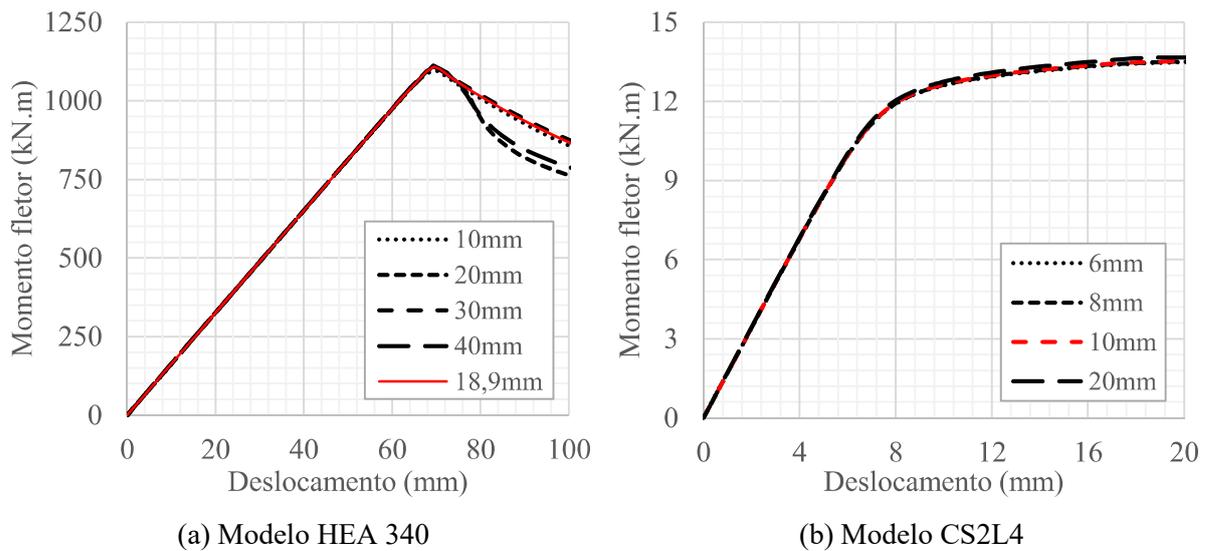


Figura 4.2 – Impacto da dimensão média dos elementos nas curvas momento fletor *versus* deslocamento vertical

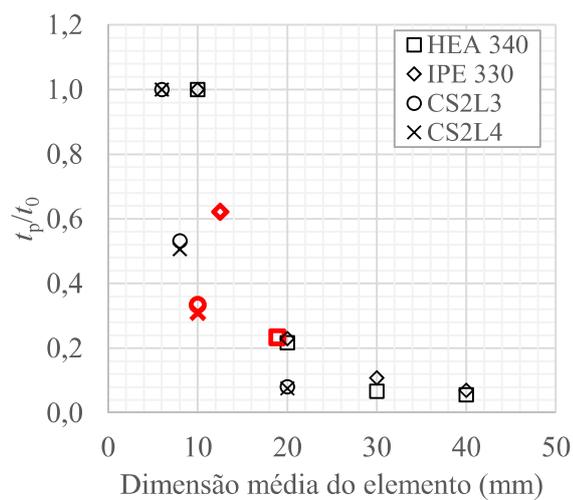


Figura 4.3 – Relações  $t_p/t_0$  obtidas para cada modelo

#### 4.2.2 Tensões residuais

À temperatura ambiente, o modelo de distribuição das tensões residuais proposto por Abreu *et al.* (2010) foi utilizado nas análises não lineares, conforme apresentado na Fig. 2.7. Entretanto, as tensões residuais não foram consideradas em situação de incêndio, pois há indícios de que os efeitos dessas tensões no momento fletor resistente à FLT são menos pronunciados à medida que a temperatura do aço se eleva (VILA REAL *et al.*, 2004b).

### 4.2.3 Material

Cada tipo de análise implementada ao modelo numérico requer diferentes propriedades do material.

Nas análises térmicas, a massa específica, o calor específico e a condutividade térmica são necessários para definir o material. Já nas análises lineares, o material foi definido conforme suas propriedades elásticas. Por fim, nas análises não lineares, tanto as propriedades elásticas quanto plásticas foram definidas, e, caso o modelo apresentasse temperaturas prescritas, foi considerado o coeficiente de expansão térmica simplificado do aço igual a  $1,4 \times 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ .

Neste trabalho, a massa específica do aço foi tomada igual a  $7850 \text{ kg/m}^3$ . O calor específico e a condutividade térmica do aço foram definidos em função da temperatura, sendo utilizados pontos das curvas preconizadas pela ABNT NBR 14323:2013, como indicado na Fig. 4.4.

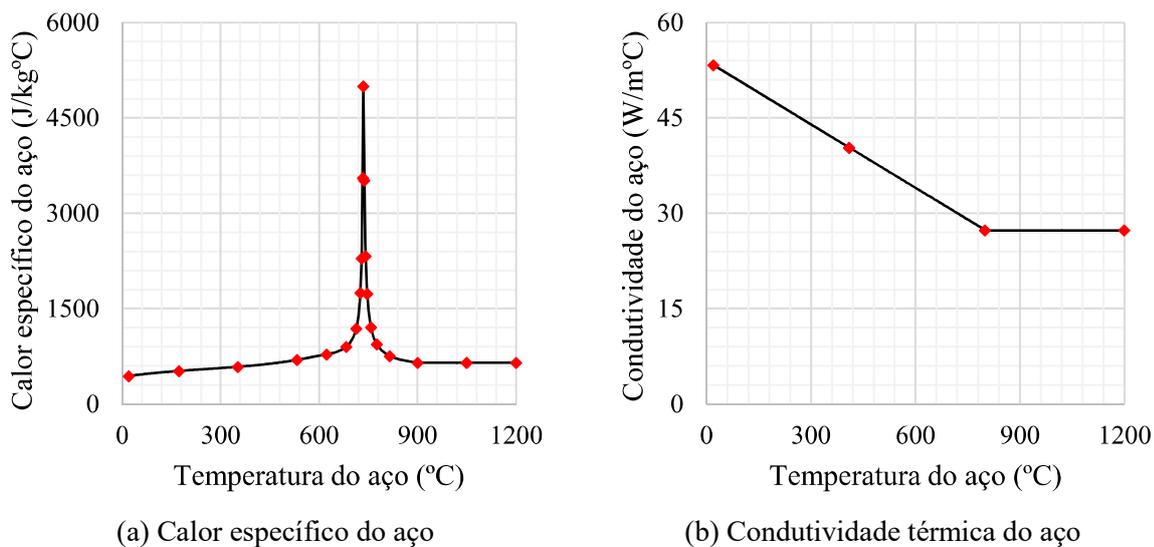
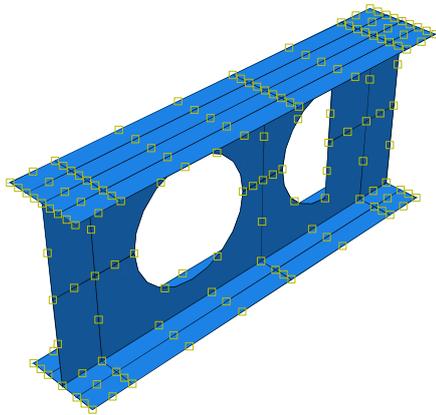


Figura 4.4 – Pontos selecionados para a definição das propriedades térmicas do aço no modelo numérico

Os valores do módulo de elasticidade e as curvas tensão *versus* deformação foram obtidos a partir dos fatores de redução do aço e através do modelo constitutivo preconizado pela norma EN 1993-1-2:2005, descrito no Subitem 3.2. Em todas as curvas tensão *versus* deformação foi adotada uma reta com inclinação suave após a resistência ao escoamento do aço, sendo a parte descendente da curva desconsiderada (ver Fig. 3.5).

Deve-se ressaltar, no entanto, que a forma de declarar as propriedades elásticas e plásticas do aço foi diferente nos modelos numéricos com e sem temperaturas prescritas.

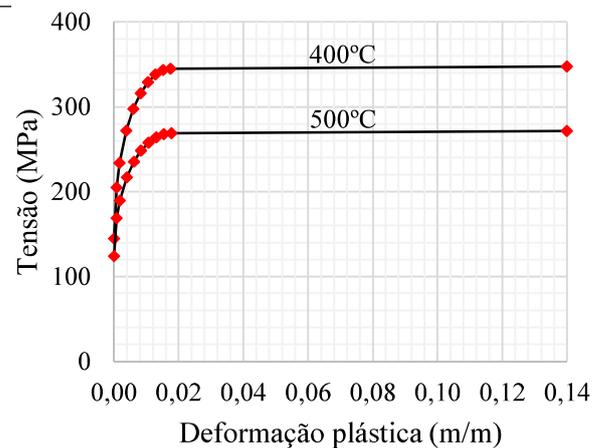
Nos modelos numéricos com temperaturas prescritas, as propriedades do aço foram expressas em função da temperatura, como o exemplo apresentado na Fig. 4.5, na qual  $\sigma$  é a tensão do aço e  $\varepsilon_{\text{plástica}}$  a deformação plástica correspondente. Nesse caso, o modelo está submetido à uma temperatura igual a 450°C, e possui módulo de elasticidade e resistência ao escoamento do aço iguais a 200 GPa e 345 MPa à temperatura ambiente, respectivamente.



$E$ (MPa)	$\nu$	$\theta_a$ (°C)
140000	0,3	400
120000	0,3	500

(a) Modelo com temperatura prescrita igual a 450°C (b) Definição das propriedades elásticas do aço

$\sigma$ (MPa)	$\varepsilon_{\text{plástica}}$ (m/m)	$\theta_a$ (°C)	$\sigma$ (MPa)	$\varepsilon_{\text{plástica}}$ (m/m)	$\theta_a$ (°C)
144,9	0,000000	400	124,2	0,000000	500
204,8	0,000800	400	168,6	0,000800	500
233,8	0,001700	400	189,5	0,001800	500
271,9	0,003800	400	216,8	0,004000	500
297,6	0,006000	400	235,2	0,006200	500
316,0	0,008300	400	248,4	0,008400	500
329,2	0,010500	400	257,8	0,010700	500
338,1	0,012800	400	264,2	0,013100	500
343,3	0,015200	400	267,9	0,015400	500
345,0	0,017500	400	269,1	0,017800	500
347,6	0,140000	400	271,7	0,140000	500

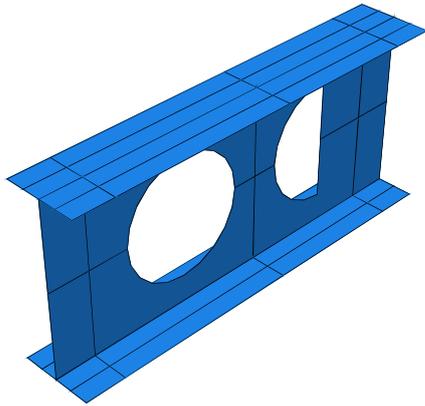


(c) Definição das propriedades plásticas do aço

Figura 4.5 – Definição das propriedades do aço nos modelos com temperatura prescrita

Já nos modelos sem temperatura prescrita, as propriedades do aço não foram definidas em função da temperatura. Nesse caso, foram declarados diferentes materiais nos modelos

numéricos, cada um com as propriedades do aço correspondentes à uma temperatura de interesse. Para ilustrar essa situação, apresenta-se na Fig. 4.6 um modelo numérico sem temperaturas prescritas, similar ao mostrado na Fig. 4.5, mas onde foi declarado um material com as propriedades do aço correspondentes à temperatura de interesse, nesse caso, 450°C.

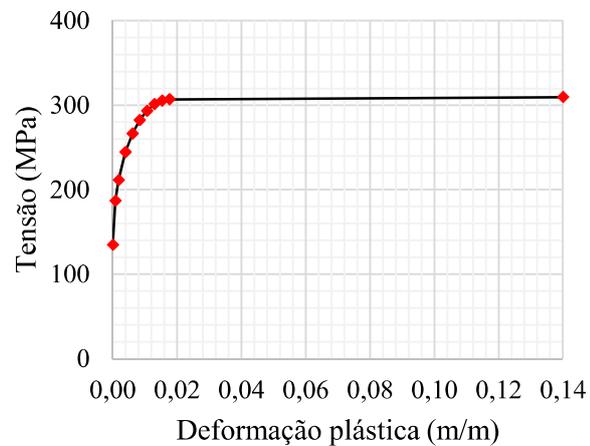


(a) Modelo sem temperatura prescrita

$E$ (MPa)	$\nu$
130000	0,30

(b) Definição das propriedades elásticas do aço referentes à temperatura igual a 450°C

$\sigma$ (MPa)	$\epsilon$ plástica (m/m)
134,6	0,000000
186,7	0,000784
211,7	0,001778
244,3	0,003897
266,4	0,006098
282,2	0,008347
293,5	0,010630
301,2	0,012942
305,6	0,015279
307,1	0,017638
309,7	0,140000



(c) Definição das propriedades plásticas do aço referentes à temperatura igual a 450°C

Figura 4.6 – Definição das propriedades do aço nos modelos sem temperatura prescrita

Mais detalhes sobre os pontos utilizados nos modelos numéricos para caracterizar os materiais podem ser encontrados no Apêndice A.

#### 4.2.4 Análises realizadas

A seguir são descritos os métodos e objetivos de cada análise realizada neste trabalho.

#### 4.2.4.1 Análise linear de estabilidade

O método *Buckle* (SIMULIA, 2014) foi empregado para a determinação do momento crítico elástico numérico correspondente à FLT, onde foram consideradas as propriedades elásticas dos materiais, conforme descrito no Subitem 4.2.3.

#### 4.2.4.2 Análise não linear

O momento fletor resistente numérico foi obtido a partir de análises não lineares com o método de *Riks* Modificado (SIMULIA, 2014), onde foram consideradas a imperfeição geométrica inicial (ver 4.2.4.3), as tensões residuais à temperatura ambiente (ver 4.2.2) e a não linearidade do material (ver 4.2.3).

Neste trabalho, a imperfeição geométrica adotada apresenta formato correspondente à flexão lateral em torno do eixo de menor inércia e magnitude máxima igual a  $L/1000$ , sendo essa imperfeição também utilizada por Teixeira *et al.* (2016) e cuja configuração deformada se aproxima muito do formato senoidal, adotado por Sonck e Belis (2015).

Em situação de incêndio, a consideração da temperatura nas análises estruturais foi feita de três formas: (i) através da importação dos resultados da análise térmica (ver 4.2.4.4); (ii) através da prescrição dos valores da temperatura obtidos experimentalmente (PRACHAR *et al.*, 2016); e (iii) por meio da utilização das propriedades elásticas e plásticas reduzidas do aço, correspondentes à temperatura analisada.

#### 4.2.4.3 Análise linear para a determinação da imperfeição geométrica

A imperfeição geométrica inserida nas análises não lineares foi obtida a partir do método *Static* (SIMULIA, 2014). Para tanto, foram criados modelos considerando-se uma força distribuída em torno do eixo de menor inércia e vínculos de garfo nas extremidades, como indicado na Fig. 4.7a. A partir desses modelos foram obtidas configurações deformadas correspondentes à flexão lateral em torno do eixo de menor inércia, conforme ilustrado na Fig. 4.7b.

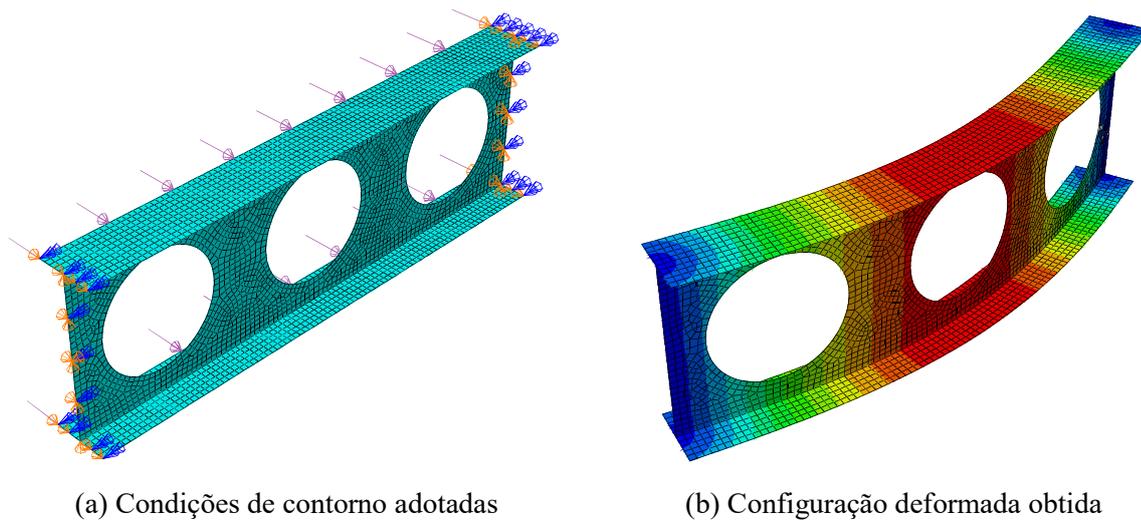


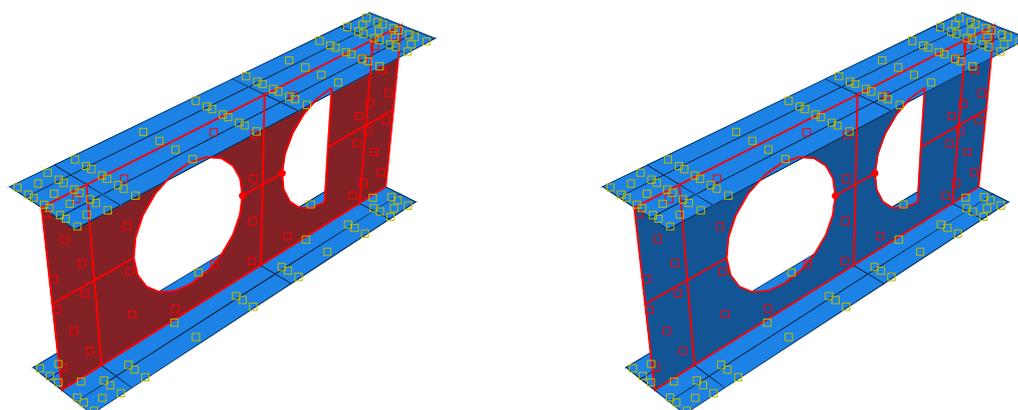
Figura 4.7 – Modelo numérico para a determinação da imperfeição geométrica

#### 4.2.4.4 Análise térmica

O método *Heat Transfer* (SIMULIA, 2014) foi utilizado para determinar a distribuição de temperaturas nos perfis de aço. Em conformidade com a ABNT NBR 14323:2013, foi estabelecido que o cálculo da distribuição das temperaturas deveria ser feito a cada 5 s de exposição ao incêndio.

Durante a realização da análise térmica, foram definidos no modelo numérico: (i) a constante de Stefan-Boltzmann ( $5,67 \times 10^{-8} \text{ Wm}^{-2}\text{C}^{-4}$ ); (ii) o zero absoluto ( $-273,15^\circ\text{C}$ ); e (iii) a curva de incêndio-padrão ISO 834, descrita no Subitem 3.3.

Como condições de contorno, foi adotada uma temperatura inicial nos modelos numéricos igual a  $20^\circ\text{C}$  e foram definidas taxas de fluxo de calor por convecção e radiação nas superfícies consideradas expostas ao incêndio. Como o modelo foi criado com elementos de casca, deve-se ressaltar que, quando aplicável, as taxas de fluxo de calor foram definidas nos dois lados da casca, como ilustrado nas Figs. 4.8a e 4.8b. Neste trabalho, os valores do coeficiente de transferência de calor por convecção e a emissividade resultante foram considerados iguais a  $25 \text{ W m}^{-2} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$  e 0,7, respectivamente, com exceção do modelo criado para representar os resultados de Wang *et al.* (2016), onde a emissividade resultante foi tomada igual a 0,5, conforme indicado pelos autores.



(a) Definição da superfície do lado direito da alma exposta ao fluxo de calor por convecção ou radiação

(b) Definição da superfície do lado esquerdo da alma exposta ao fluxo de calor por convecção ou radiação

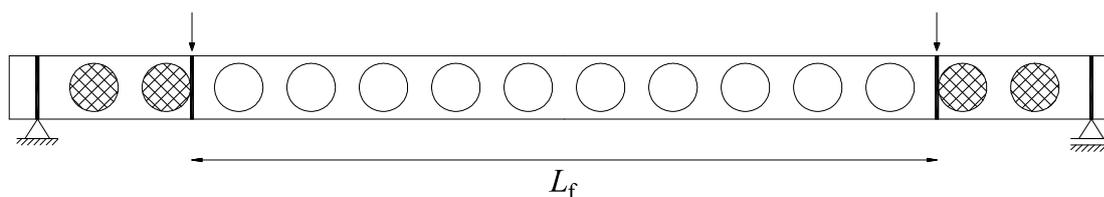
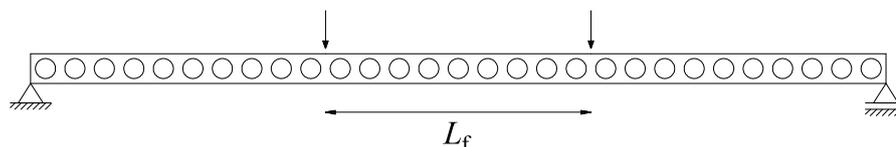
Figura 4.8 – Aplicação das condições de contorno no modelo térmico

### 4.3 Aferição do modelo numérico à temperatura ambiente

À temperatura ambiente, foi verificado se os modelos numéricos conseguem representar o momento crítico elástico, o modo de colapso por FLT, o momento fletor resistente e as curvas momento fletor *versus* deslocamento vertical obtidas por Nseir *et al.* (2012), Sonck (2014) e Sonck e Belis (2015).

Nseir *et al.* (2012) realizaram dois ensaios de flexão de quatro pontos em vigas celulares com processo de fabricação convencional (protótipos HEA 340 e IPE 330), conforme representado na Fig. 4.9a, na qual  $L_f$  é a distância entre as forças aplicadas. Nesses protótipos, os autores adicionaram travamentos laterais e enrijecedores nas seções dos apoios e de aplicação das forças. Além disso, como ilustrado na Fig. 4.9a, os alvéolos nas regiões entre os apoios e os pontos de aplicação das forças foram preenchidos.

Sonck (2014) e Sonck e Belis (2015) realizaram três ensaios de flexão de quatro pontos em vigas celulares com processo de fabricação atípico, por meio da fabricação de vigas casteladas e posterior corte dos alvéolos hexagonais para que passassem a ter forma circular. Nesse caso, os protótipos avaliados pelos autores (CS2L3, CS2L4 e CS2L6) continham travamento lateral apenas nas seções dos apoios. Também vale ressaltar que, devido a dificuldades durante a realização do ensaio do protótipo de maior comprimento, CS2L6, os autores não conseguiram determinar o momento fletor resistente nesse caso. As configurações desses ensaios são representadas na Fig. 4.9b.

(a) Representação do protótipo HEA 340 (NSEIR *et al.*, 2012)

(b) Representação do protótipo CS2L6 (SONCK e BELIS, 2015)

Figura 4.9 – Configurações dos ensaios de Nseir *et al.* (2012) e de Sonck e Belis (2015)

As dimensões desses protótipos estão apresentadas na Tab. (4.1), onde  $L$  representa a distância entre os apoios. Na Tab. (4.2) são apresentadas as propriedades dos materiais dos protótipos HEA 340 e IPE 330, detalhadas em Nseir *et al.* (2012), e dos protótipos CS2L3, CS2L4 e CS2L6, cujas propriedades podem ser encontradas em Sonck (2014).

Tabela 4.1 – Dimensões das vigas ensaiadas, em mm, e quantidade de alvéolos

Protótipo	$d_g$	$b_f$	$t_f$	$t_w$	$D_0$	$n^*$	$b_w$	$L$	$L_f$
HEA 340 (NSEIR <i>et al.</i> , 2012)	470	297,4	16,0	10,4	345,0	10 (+4)	170,0	7500	5300
IPE 330 (NSEIR <i>et al.</i> , 2012)	460	161,6	10,8	7,8	345,0	17 (+10)	50,0	11000	7110
CS2L3 (SONCK, 2014)	220	83,1	7,3	5,5	142,8	15	67,2	3150	210
CS2L4 (SONCK, 2014)	220	83,1	7,3	5,5	142,8	19	67,2	3990	1890
CS2L6 (SONCK, 2014)	220	83,1	7,3	5,5	142,8	29	67,2	6090	1890

\* Entre parênteses está o número de alvéolos preenchidos (ver Fig. 4.9a)

Tabela 4.2 – Propriedades dos materiais das vigas ensaiadas, em MPa

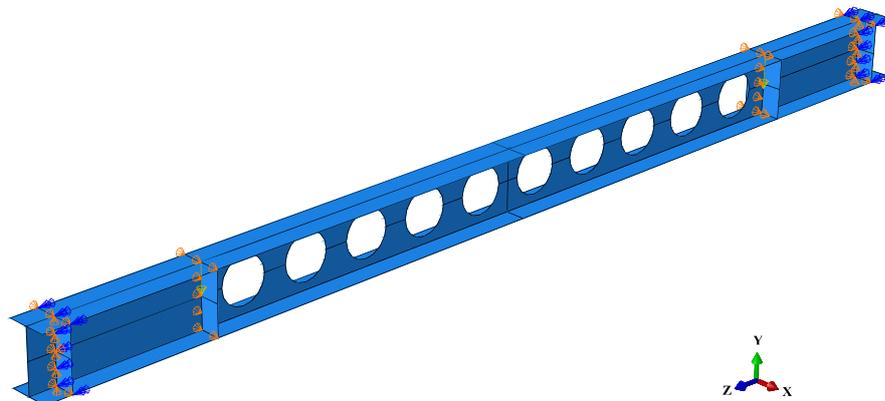
Protótipo	$E_{alma}$	$f_{y,alma}$	$E_{mesas}$	$f_{y,mesas}$
HEA 340 (NSEIR <i>et al.</i> , 2012)	212.100	480	212.100	480
IPE 330 (NSEIR <i>et al.</i> , 2012)	173.400	373	173.400	373
CS2L3 (SONCK, 2014)	187.100	329	199.300	342
CS2L4 (SONCK, 2014)	197.700	339	202.000	350
CS2L6 (SONCK, 2014)	187.100	329	199.300	342

### 4.3.1 Análise linear de estabilidade

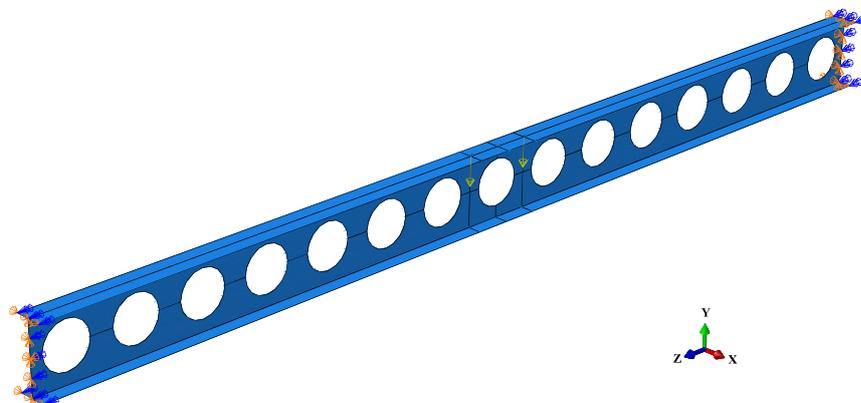
A análise linear de estabilidade implementada no modelo numérico foi verificada com os resultados numéricos dos modelos HEA 340, IPE 330, CS2L3, CS2L4 e CS2L6, elaborados por Sonck (2014). Para possibilitar a comparação, considerou-se o mesmo módulo de elasticidade do aço adotado por Sonck (2014), igual a 205 GPa, e o coeficiente de *Poisson* igual a 0,3.

Para simular os apoios simples, restringiram-se o deslocamento lateral ( $u_x$ ) e a rotação em torno do eixo longitudinal ( $\phi_z$ ) nas seções transversais dos apoios, o deslocamento vertical ( $u_y$ ) ao longo da altura da alma dessas seções e, por fim, o deslocamento longitudinal ( $u_z$ ) de apenas um ponto na metade da alma de uma dessas seções. Nos modelos de Nseir *et al.* (2012) também foram adicionadas restrições ao deslocamento lateral nas seções de aplicação das forças, como representado na Fig. 4.10a.

As forças foram aplicadas nos pontos médios das mesas superiores, conforme ilustrado nas Figs. 4.10a e 4.10b.



(a) Modelo desenvolvido para representar o protótipo HEA 340 (NSEIR *et al.*, 2012)



(b) Modelo desenvolvido para representar o protótipo CS2L3 (SONCK e BELIS, 2015)

Figura 4.10 – Condições de contorno adotadas para a verificação das análises mecânicas

Na Tab. (4.3) são mostrados os momentos críticos elásticos obtidos neste trabalho,  $M_{cr,num}$ , e os obtidos com o modelo de Sonck (2014),  $M_{cr,Sonck}$ . Como pode ser observado, o modelo numérico adotado neste trabalho conduziu a resultados muito próximos aos determinados por Sonck (2014).

Tabela 4.3 – Momentos críticos elásticos obtidos com o modelo numérico deste trabalho ( $M_{cr,num}$ ) e com o modelo numérico de Sonck ( $M_{cr,Sonck}$ )

Modelo	$M_{cr,Sonck}$ (kN.m)	$M_{cr,num}$ (kN.m)	$M_{cr,num}/M_{cr,Sonck} - 1$ (%)
HEA 340 (NSEIR <i>et al.</i> , 2012)	3518,4	3476,9	-1,2%
IPE 330 (NSEIR <i>et al.</i> , 2012)	227,4	222,6	-2,1%
CS2L3 (SONCK, 2014)	20,4	20,5	0,3%
CS2L4 (SONCK, 2014)	13,6	13,7	0,5%
CS2L6 (SONCK, 2014)	8,9	8,9	0,1%
		Média	-0,5%
		Desvio padrão	1,1%

### 4.3.2 Análise não linear

Para a validação da análise não linear (ver as considerações descritas no Subitem 4.2.4.2), foram desenvolvidos modelos numéricos dos protótipos HEA 340, IPE 330, CS2L3 e CS2L4, considerando-se as dimensões, propriedades do aço e as condições de contorno dos ensaios, apresentadas nas Tabs. (4.1) e (4.2), e na Fig. 4.10, respectivamente. O protótipo CS2L6 não foi considerado nesse estudo, uma vez que seu momento resistente não foi determinado experimentalmente.

Na Fig. 4.11, as curvas momento fletor *versus* deslocamento vertical dos ensaios de Nseir *et al.* (2012) e de Sonck e Belis (2015) são comparados às curvas obtidas com o modelo numérico desenvolvido.

Conforme pode ser observado na Fig. 4.11, o modelo numérico apresentou boa concordância com os resultados experimentais das vigas fabricadas pelo método convencional. Por outro lado, nos casos dos modelos CS2L3 e CS2L4, as diferenças maiores podem estar relacionadas ao processo de fabricação não convencional dessas vigas. O aumento das etapas de fabricação do perfil envolvendo corte com calor pode ter ampliado as imperfeições geométricas e acentuado os valores das tensões residuais, diminuindo a capacidade resistente desses modelos.

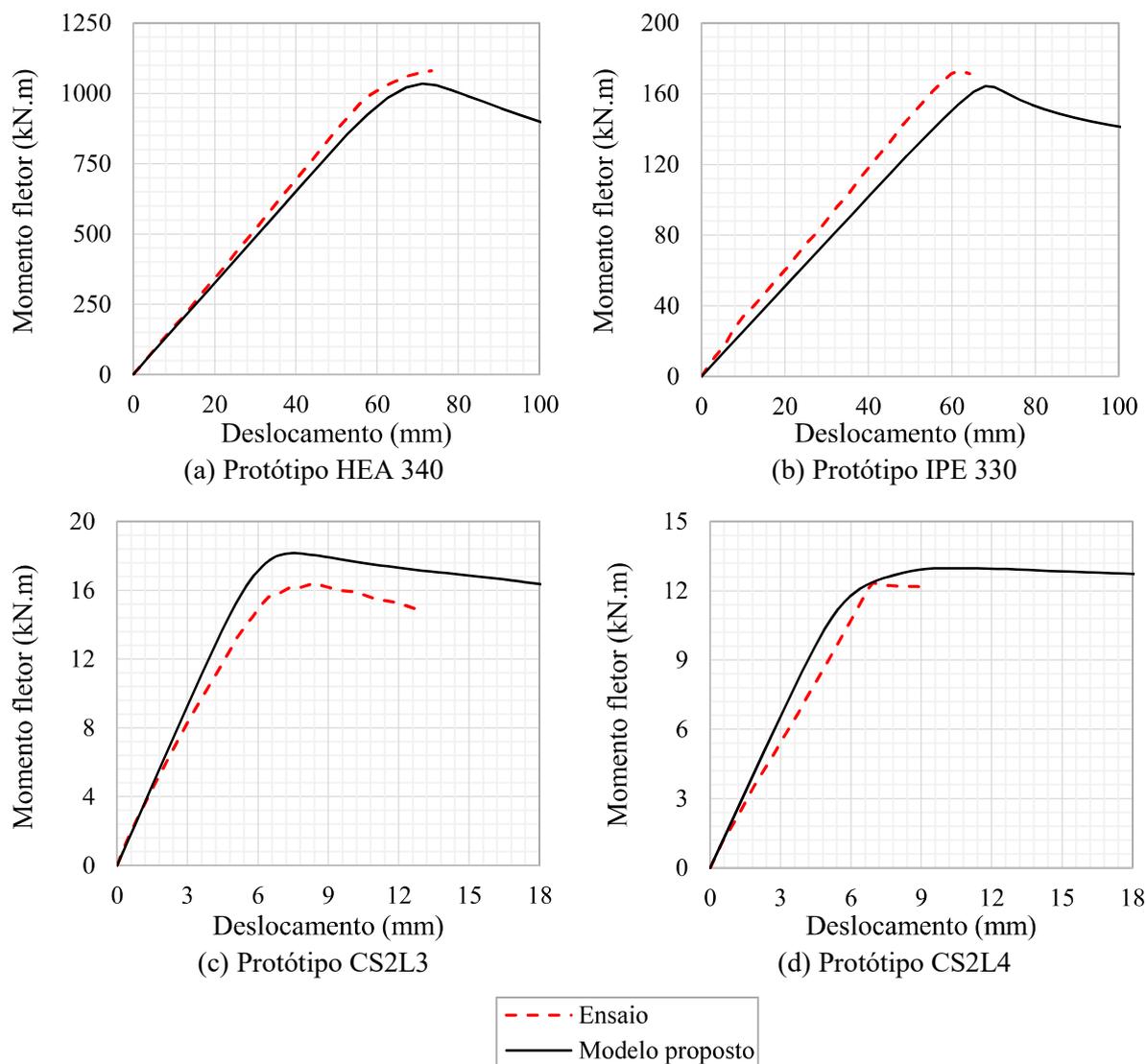


Figura 4.11 – Curvas momento fletor *versus* deslocamento vertical

As diferenças entre os momentos fletores resistentes numéricos e os valores obtidos pelos protótipos HEA 340, IPE 330, CS2L3 e CS2L4 foram iguais a -4,8%, -4,5%, 10,6% e 4,7%, respectivamente, resultado que, aliado à pequena diferença no comportamento global, foi considerado confiável para o estudo proposto neste trabalho.

Com base nos resultados apresentados, considerou-se o modelo numérico validado à temperatura ambiente.

#### 4.4 Aferição do modelo numérico em situação de incêndio

Em situação de incêndio, a aferição do modelo numérico foi dividida em duas etapas, sendo a primeira referente à verificação da análise térmica e a segunda relativa à análise não linear em temperatura elevada.

#### 4.4.1 Análise térmica

As análises térmicas foram verificadas com resultados experimentais de Bailey (2004) e de Mesquita *et al.* (2015), e um resultado numérico de Wang *et al.* (2016), cujas geometrias são representadas na Fig. 4.12.

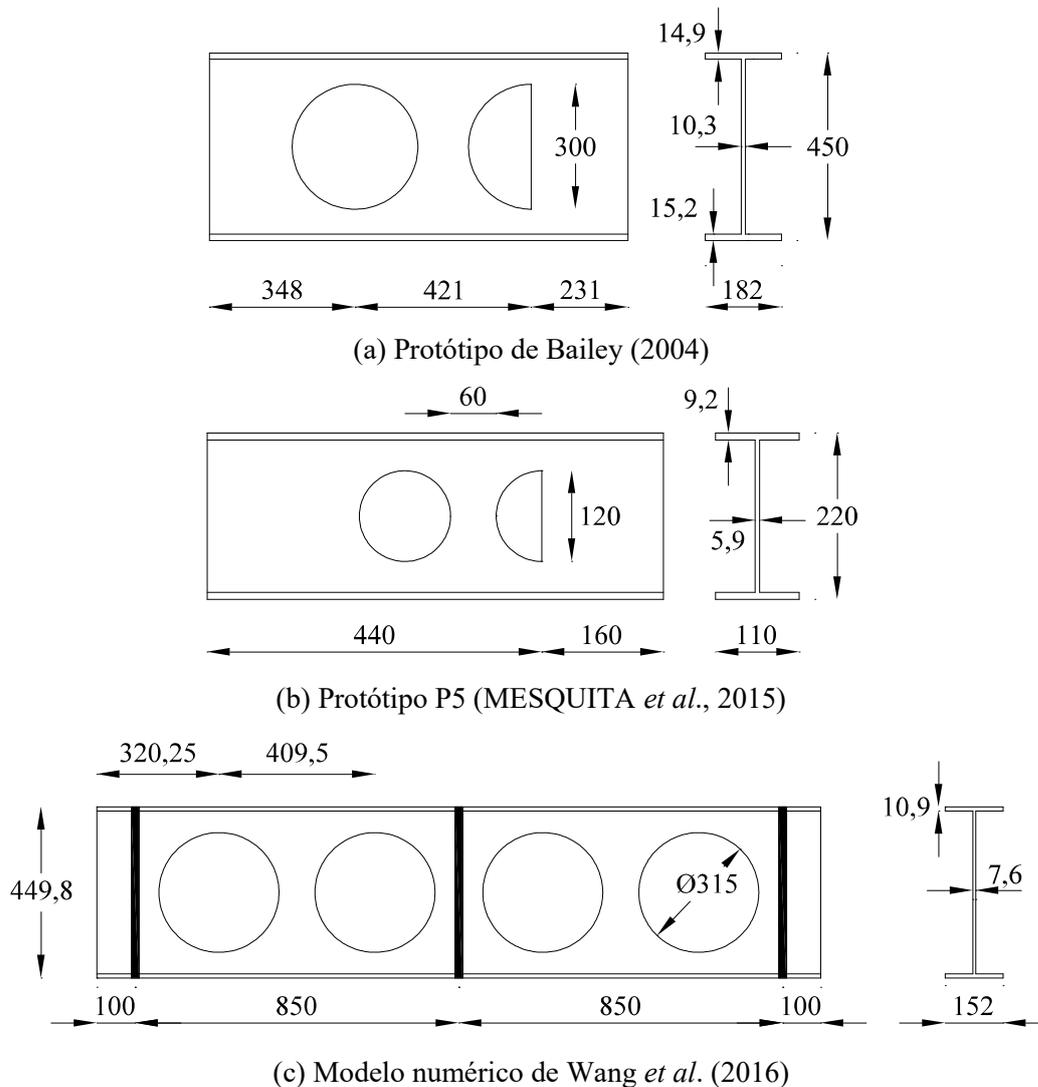


Figura 4.12 – Protótipos e modelo numérico utilizados para a verificação da análise térmica

Nos ensaios de Bailey (2004) e Mesquita *et al.* (2015), o topo da mesa superior dos protótipos foi afixado ao forno, e continha material de proteção térmica, de modo a representar uma exposição ao incêndio-padrão por três lados. O modelo numérico de Wang *et al.* (2016), por sua vez, representava uma viga celular exposta ao incêndio-padrão por todos os lados. Vale ressaltar que Mesquita *et al.* (2015) também adicionaram material cerâmico nas extremidades das vigas, de modo a evitar a transferência de calor nessas regiões.

Para representar os protótipos e o modelo desses autores, foram desenvolvidas análises térmicas, conforme especificado no Subitem 4.2.4.4, considerando-se as condições de contorno ilustradas nas Figs. 4.13a e 4.13b, para os modelos com exposição ao incêndio por três e quatro lados, respectivamente. Além disso, para representar o material cerâmico nas extremidades do protótipo P5 (MESQUITA *et al.*, 2015), foram inseridas placas com espessura de 15 mm, representadas por elementos de casca do tipo DS4 (SIMULIA, 2014), e com o material definido pela condutividade térmica igual a  $0,2 \text{ W m}^{-1} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ , massa específica igual a  $800 \text{ kg/m}^3$  e calor específico igual a  $1700 \text{ J kg}^{-1} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ .

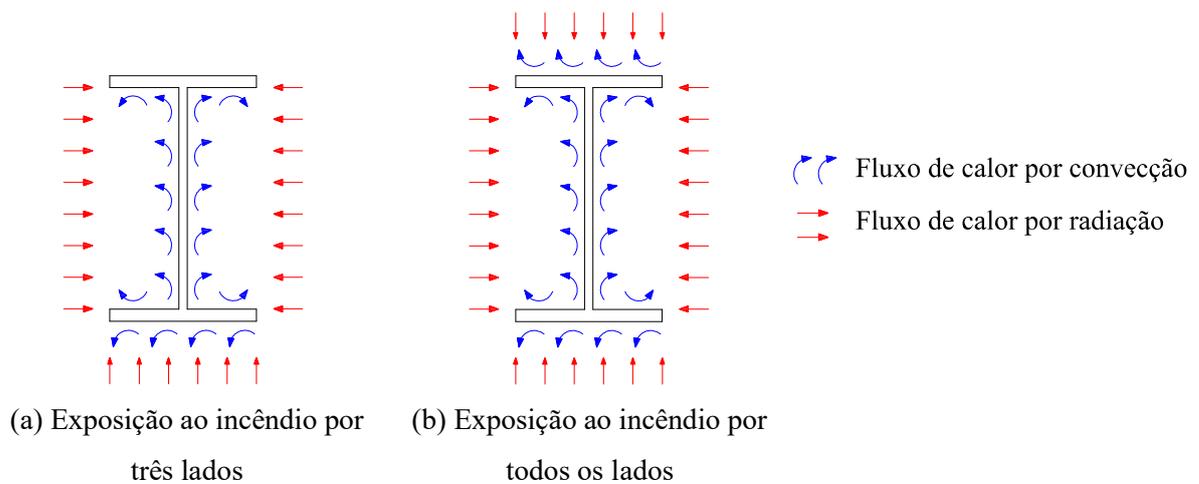


Figura 4.13 – Condições de contorno adotadas para a verificação das análises térmicas

Nas Figs. 4.14 a 4.16 são apresentadas as curvas temperatura *versus* tempo dos autores de referência, comparadas aos resultados do modelo desenvolvido neste trabalho, correspondentes a diversos pontos da seção transversal dos modelos.

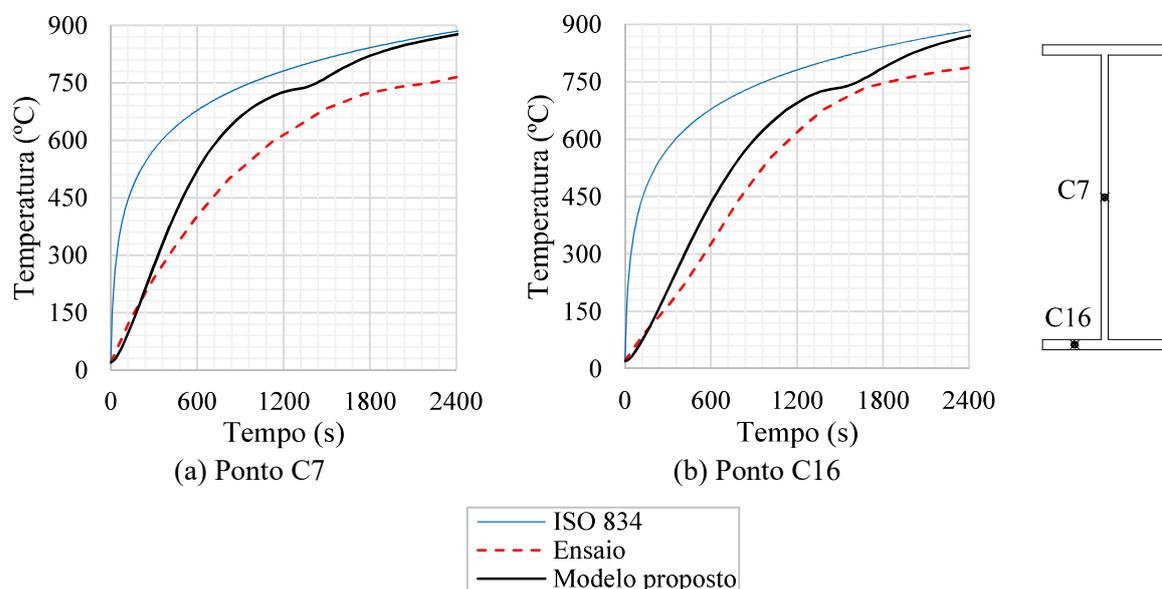


Figura 4.14 – Verificação do modelo térmico com os resultados de Bailey (2004)

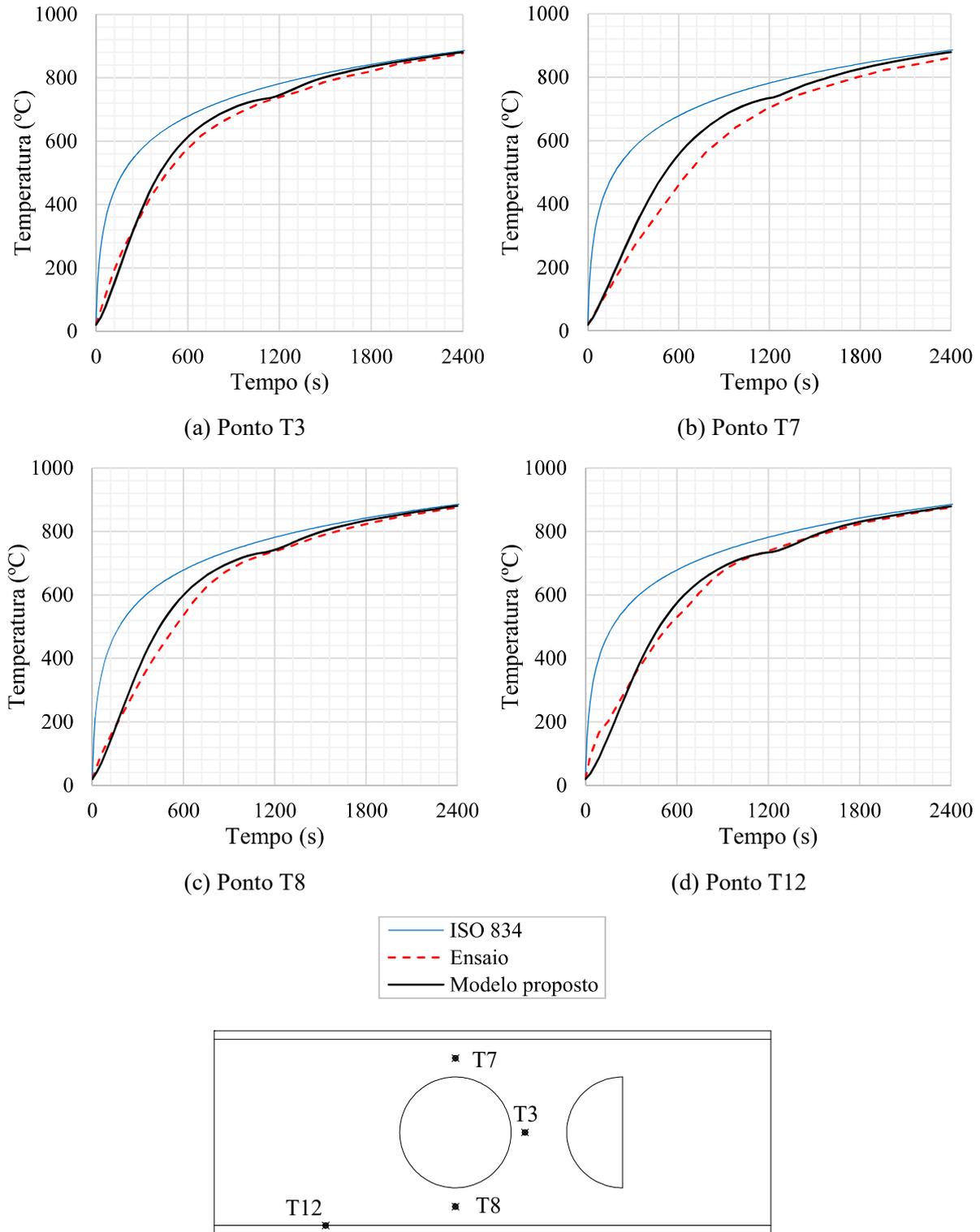


Figura 4.15 – Verificação do modelo térmico com os resultados do protótipo P5 de Mesquita *et al.* (2015)

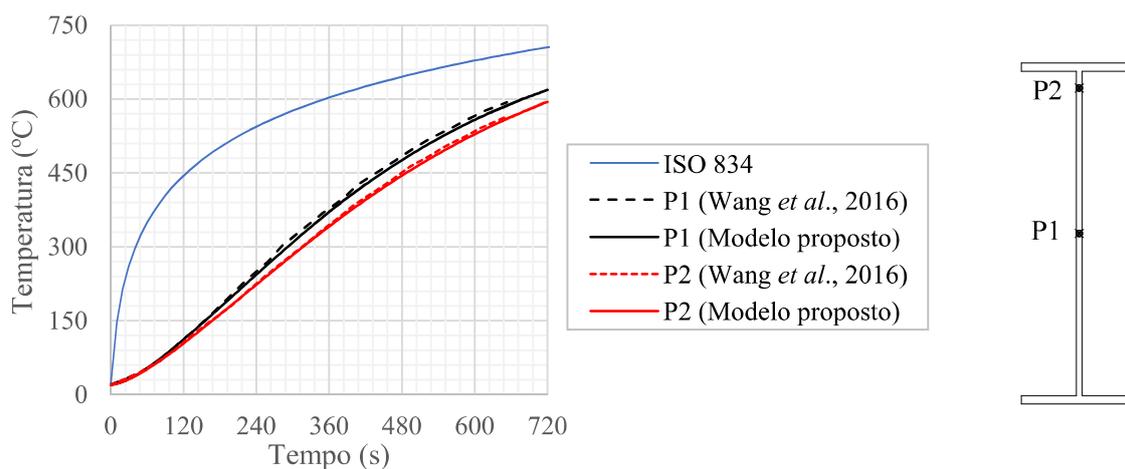


Figura 4.16 – Verificação do modelo térmico com os resultados numéricos de Wang *et al.* (2016)

O modelo numérico superestimou a elevação da temperatura obtida no ensaio de Bailey (2004), mas representou satisfatoriamente os demais resultados experimentais, obtidos por Mesquita *et al.* (2015). Também pode ser observado que o modelo proposto apresentou resultados muito próximos aos de Wang *et al.* (2016). Portanto, dado o número de parâmetros envolvidos e a dificuldade de controle e medição de temperaturas durante a execução de ensaios dessa natureza, e devido à proximidade das curvas numéricas deste trabalho com as curvas de Wang *et al.* (2016), considerou-se que o modelo proposto consegue representar adequadamente a elevação da temperatura nas vigas celulares expostas ao incêndio-padrão.

#### 4.4.2 Análise não linear em situação de incêndio

A última etapa da aferição do modelo numérico foi realizada com os resultados de três ensaios de vigas de aço de alma cheia sujeitas à FLT, em temperatura elevada, realizados por Prachar *et al.* (2014), Prachar *et al.* (2015) e Prachar *et al.* (2016), e cujos detalhes dos materiais podem ser encontrados em Hricák *et al.* (2014).

Na Fig. 4.17 e na Tab. (4.4) são apresentadas a configuração e as dimensões dos protótipos desses autores, respectivamente, nas quais  $L_m$  e  $L_{ext}$  representam, respectivamente, os comprimentos das regiões centrais e de extremidade dos protótipos,  $t_{w,ext}$  é a espessura da alma no comprimento  $L_{ext}$ ,  $t_{w,m}$  é a espessura da alma no comprimento  $L_m$ , e  $d_1$  e  $d_2$  são os valores da altura da seção transversal nas extremidades dos modelos.

Em todos os ensaios, Prachar *et al.* (2016) elevaram a temperatura dos protótipos apenas em parte da região central das vigas, conforme pode ser observado na Fig. 4.17, por meio de

componentes cerâmicos flexíveis (*Flexible Ceramic Pad Heaters*). Para favorecer a eficiência do equipamento de aquecimento, os autores também adicionaram material de isolamento térmico na região.

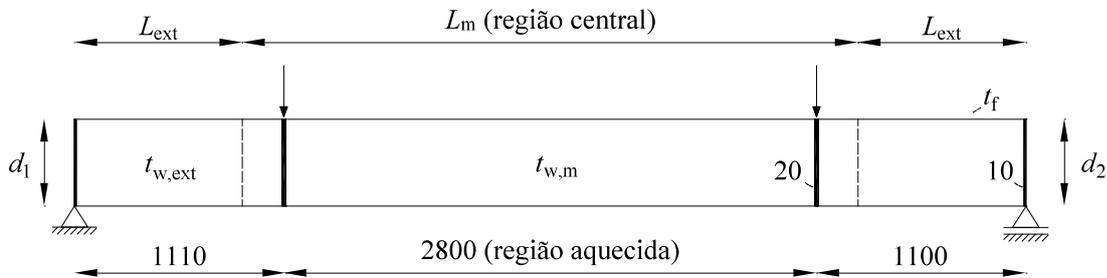


Figura 4.17 – Configuração e dimensões (em mm) dos protótipos de Prachar *et al.* (2016)

Tabela 4.4 – Dimensões dos protótipos, em mm

Protótipo	$d_1$	$d_2$	$b_f$	$t_{w,ext}$	$t_{w,m}$	$t_f$	$L_{ext}$	$L_m$
5 (PRACHAR <i>et al.</i> , 2016)	460	460	150	4	4	5	1100	2800
6 (PRACHAR <i>et al.</i> , 2016)	460	460	150	5	4	7	1000	3000
7 (PRACHAR <i>et al.</i> , 2016)	460	620	150	4	4	5	1100	2800

A princípio, Prachar *et al.* (2016) almejavam elevar a temperatura dos modelos até um valor uniforme requerido e, em seguida, aplicar o carregamento. Porém, os valores médios obtidos na alma e nas mesas superior e inferior mostraram um gradiente da temperatura na seção transversal, conforme indicado na Tab. (4.5).

Na Tab. (4.5), também são indicadas as nomenclaturas adotadas por Prachar *et al.* (2016) para designar os aços da alma e das mesas de cada modelo, sendo as propriedades à temperatura ambiente desses materiais apresentadas na Tab. (4.6).

Tabela 4.5 – Temperaturas médias e materiais dos protótipos

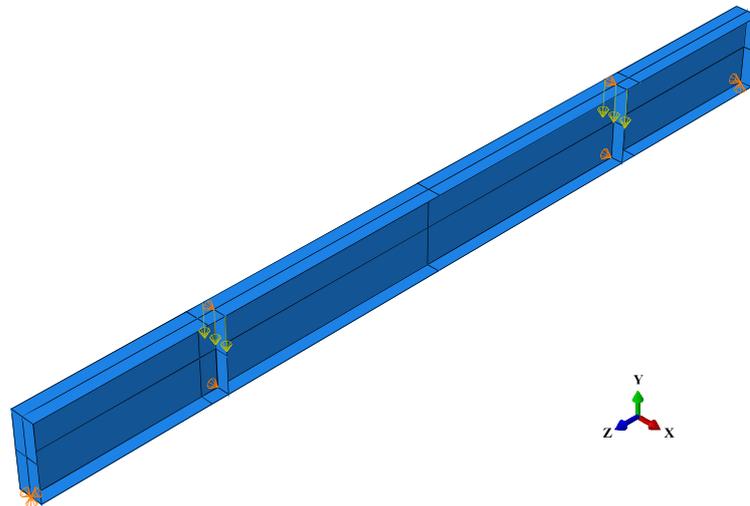
Protótipo	$\theta_{\text{mesa sup}}$ (°C)	$\theta_{\text{mesa inf}}$ (°C)	$\theta_{\text{alma}}$ (°C)	Material das mesas	Material da alma em $L_{ext}$	Material da alma em $L_m$
5 (PRACHAR <i>et al.</i> , 2016)	457	354	444	S5	S2	S2
6 (PRACHAR <i>et al.</i> , 2016)	481	369	443	S6	S4	S2
7 (PRACHAR <i>et al.</i> , 2016)	624	416	567	S5	S2	S2

Tabela 4.6 – Propriedades dos materiais dos protótipos (HRICÁK *et al.*, 2014)

Material	$E$ (MPa)	$f_y$ (MPa)
S2	176.897	392
S4	199.200	361
S5	209.988	378
S6	208.900	408

Para representar os ensaios de Prachar *et al.* (2016), foram criados modelos numéricos com as temperaturas médias prescritas e materiais definidos em função da temperatura, de maneira similar à apresentada na Fig. 4.5. Nesse caso, as propriedades do aço foram calculadas com o modelo da norma EN 1993-1-2:2005, considerando-se os valores do módulo de elasticidade e da resistência ao escoamento do aço obtidos experimentalmente.

Para simular os apoios simples, restringiram-se os deslocamentos laterais ( $u_x$ ) e verticais ( $u_y$ ) dos pontos centrais das mesas inferiores das extremidades, e o deslocamento longitudinal ( $u_z$ ) em um desses pontos, conforme ilustrado na Fig. 4.18. Nas seções de aplicação das forças, foram acrescentadas restrições ao deslocamento lateral ( $u_x$ ) nos pontos médios das mesas superiores e inferiores. Por fim, o carregamento dos ensaios foi representado por forças distribuídas nas mesas superiores dos modelos, como representado na Fig. 4.18.

Figura 4.18 – Condições de contorno adotadas para representar os ensaios de Prachar *et al.* (2016)

Na Fig. 4.19 são mostradas as curvas momento fletor *versus* deslocamento vertical da mesa inferior no meio do vão obtidas por Prachar *et al.* (2016) e com o modelo numérico proposto neste trabalho.

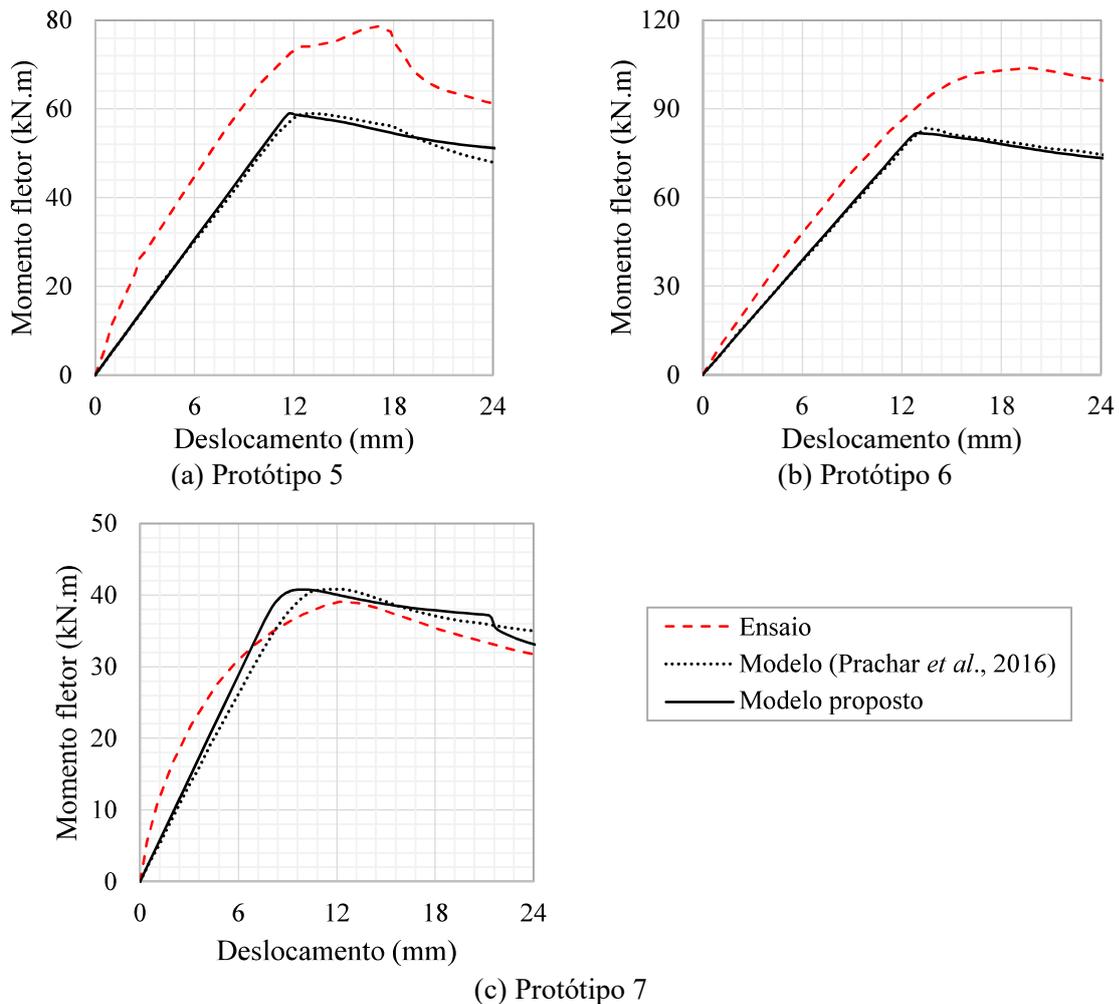


Figura 4.19 – Verificação da análise não linear em temperatura elevada com os resultados numéricos e experimentais de Prachar *et al.* (2016)

De modo geral, os modelos numéricos se mostraram bastante conservadores em relação aos resultados experimentais, apresentando diferenças entre os valores do momento fletor resistente para os ensaios 5, 6 e 7 iguais a -25%, -21% e 4%, respectivamente. Por outro lado, observa-se que o modelo proposto possui ótima concordância com os resultados do modelo numérico de Prachar *et al.* (2016), o que evidencia a existência de fatores experimentais que não foram considerados nos modelos de elementos finitos. Nesse contexto, alguns fatores citados em Prachar *et al.* (2015) e Prachar *et al.* (2016) podem ter contribuído com a discrepância entre os resultados numéricos e experimentais, a saber: a variação da temperatura durante a realização do ensaio, a não uniformidade das temperaturas ao longo da seção transversal, problemas nas condições de vinculação e o processo de aquecimento das vigas.

Contudo, como o modelo numérico deste trabalho foi desenvolvido apenas com as informações disponibilizadas por Prachar *et al.* (2016), não foi possível obter resultados mais próximos aos experimentais. Entretanto, a proximidade entre os resultados deste trabalho com os obtidos por meio do modelo de Prachar *et al.* (2016) indica que as considerações adotadas no modelo proposto são coerentes, e, por apresentarem resultados predominantemente conservadores, foram consideradas satisfatórias para a realização do estudo proposto neste trabalho.

## **4.5 Desenvolvimento de modelos simplificados**

### **4.5.1 Considerações iniciais**

Tendo em vista que o cálculo do momento fletor resistente de vigas de aço de alma cheia, segundo a ABNT NBR 14323:2013, pode ser realizado em função da temperatura da mesa comprimida, optou-se por desenvolver os modelos numéricos tomando essa temperatura como referência.

À princípio, o campo de temperaturas no modelo seria obtido previamente a partir de uma análise térmica (ver 4.2.4.4), e, em seguida, utilizar-se-iam apenas os resultados referentes ao passo onde a temperatura das mesas atingisse o valor requerido. Entretanto, observou-se que seria preciso definir um incremento de tempo pequeno nos modelos numéricos para evitar problemas de convergência nas análises térmicas e para garantir que todas as temperaturas requeridas das mesas fossem, de fato, determinadas, o que, eventualmente, poderia gerar uma grande quantidade de dados e dificultar a realização de um extenso estudo paramétrico.

Somado a essas dificuldades, observou-se que alguns trabalhos na literatura adotam apenas uma temperatura uniforme no modelo numérico (VILA REAL *et al.*, 2004a; DHARMA e TAN, 2007; COUTO *et al.*, 2016; VAROL e CASHELL, 2017), sem recorrer às análises térmicas. Por esses motivos, decidiu-se realizar um estudo para investigar se modelos simplificados poderiam apresentar bons resultados em relação a um modelo numérico com o campo de temperaturas obtido via análise térmica (*Heat Transfer*), o qual foi denominado Modelo HT.

### **4.5.2 Distribuição de temperaturas na viga celular**

Antes de definir os modelos simplificados, avaliou-se a distribuição de temperaturas nos modelos obtida por meio das análises térmicas. Para isso, foram desenvolvidos modelos numéricos de vigas celulares originárias de perfis laminados fabricados no Brasil pela Gerdau

(2018), considerando-se as condições de contorno a serem avaliadas no estudo paramétrico, isto é, modelos expostos ao incêndio-padrão por todos os lados.

A partir dos resultados das análises térmicas, foi observado que a distribuição de temperaturas é aproximadamente uniforme ao longo do comprimento e apresenta um gradiente nas regiões entre a junção das mesas à alma, conforme representado na Fig. 4.20.

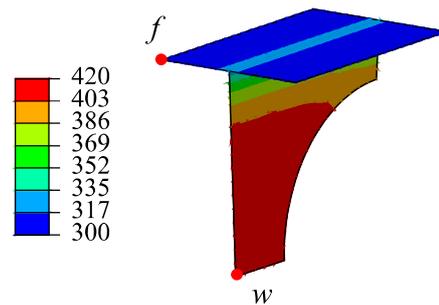


Figura 4.20 – Distribuição de temperatura em viga celular

Distantes da junção entre a mesa e a alma, os pontos  $f$  e  $w$ , representados na Fig. 4.20, sofrem menor influência da condução de calor dessa região. Por esse motivo, foi verificado se as temperaturas calculadas por meio das Eqs. (3.1) e (3.2), considerando-se as mesas e a alma como elementos isolados, forneceriam uma boa aproximação das temperaturas das mesas ( $\theta_f$ ) e da alma ( $\theta_w$ ), relativas aos pontos  $f$  e  $w$ , respectivamente. Para realizar o cálculo de  $\theta_f$  e  $\theta_w$ , foram considerados fatores de massividade iguais a  $2/t_f$  e  $2/t_w$ , respectivamente, e um intervalo de tempo igual a 1 s.

Para fins de comparação, também foi calculada a temperatura uniforme da seção transversal ( $\theta_{\text{uniforme}}$ ), que, conforme a ABNT NBR 14323:2013, pode ser utilizada no cálculo do momento resistente de vigas de aço de alma cheia. Nesse caso, o cálculo foi realizado com as Eqs. (3.1) e (3.2) considerando-se o fator de massividade igual à razão entre a área exposta ao incêndio pelo volume da viga celular, e um intervalo de tempo igual a 1s.

As curvas temperatura *versus* tempo de incêndio obtidas numérica e analiticamente são apresentadas na Fig. 4.21.

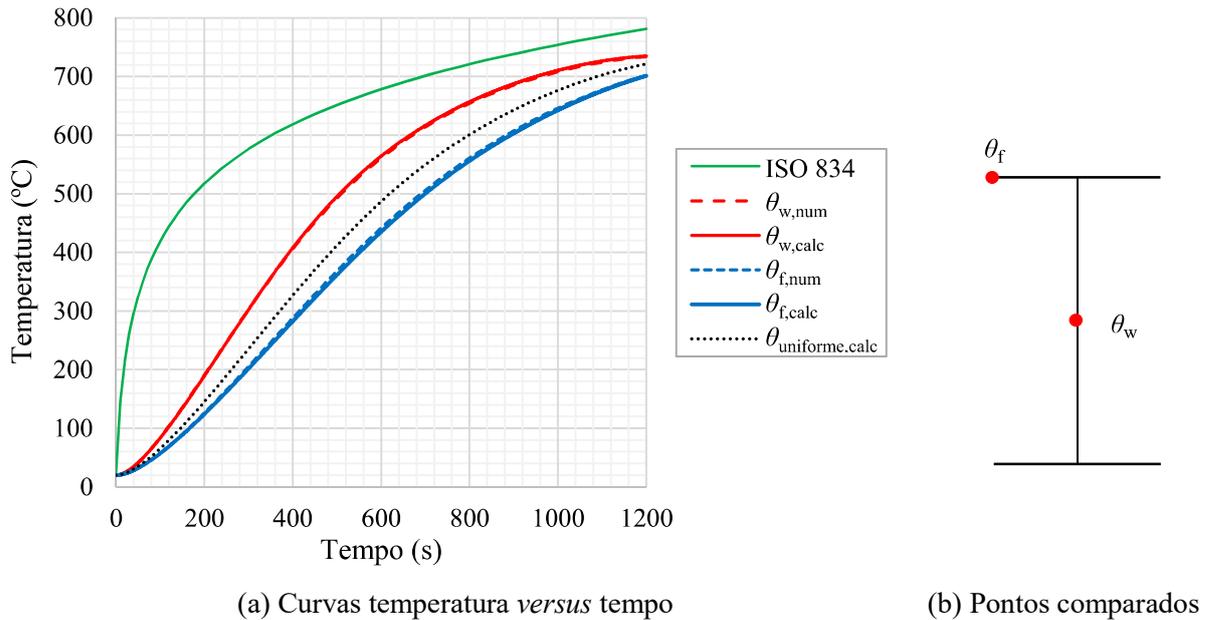


Figura 4.21 – Comparação entre as curvas numéricas (num) e analíticas (calc) obtidas para modelos originários do perfil W 360 x 79,0 (GERDAU, 2018)

Conforme pode ser observado na Fig. 4.21, os valores analíticos de  $\theta_f$  e  $\theta_w$  apresentam excelente concordância com as temperaturas obtidas nos pontos  $f$  e  $w$  por meio da análise térmica. Também pode se observar que, como já era esperado, a temperatura uniforme da seção transversal ( $\theta_{\text{uniforme}}$ ) é um valor intermediário entre  $\theta_f$  e  $\theta_w$ , mas que, evidentemente, devido às diferenças entre os fatores de massividade dos componentes da seção transversal (mesas e alma), não corresponde necessariamente à média de  $\theta_f$  e  $\theta_w$ .

#### 4.5.3 Modelos simplificados

As temperaturas  $\theta_f$ ,  $\theta_w$  e  $\theta_{\text{uniforme}}$ , apresentadas no Subitem 4.5.2, foram consideradas durante o estudo dos modelos simplificados. Contudo, deve-se ressaltar que essas temperaturas não foram prescritas diretamente nos modelos numéricos, mas consideradas por meio da adoção de materiais com propriedades elásticas e plásticas reduzidas do aço devido à elevada temperatura, determinadas conforme o Subitem 4.2.3.

Três modelos simplificados foram avaliados:

(i) Modelo 1M: um material é atribuído a todo o modelo numérico, com as propriedades elásticas e plásticas do aço correspondentes à temperatura em estudo das mesas ( $\theta_f$ );

(ii) Modelo 2M: dois materiais são definidos no modelo numérico, um com as propriedades elásticas e plásticas do aço correspondentes à temperatura em estudo das mesas ( $\theta_f$ ) e outro correspondente à temperatura da alma ( $\theta_w$ );

(iii) Modelo U: um material é atribuído a todo o modelo numérico, com as propriedades elásticas e plásticas do aço relativas à temperatura uniforme da seção transversal ( $\theta_{\text{uniforme}}$ ).

Para avaliar esses modelos simplificados, foi utilizado o modelo validado nos Itens 4.3 e 4.4 (HT), considerando-se: (i) a distribuição de temperaturas obtida com a análise térmica, referente ao incremento de tempo onde a temperatura na extremidade das mesas é igual a  $\theta_f$ ; (ii) as propriedades elásticas e plásticas do aço em função da temperatura; e (iii) o coeficiente de expansão térmica do aço.

Para verificar o desempenho dos modelos simplificados, foram utilizados modelos de vigas celulares originárias do perfil laminado W 360 x 79,0 (GERDAU, 2018), com relações  $d_g/d$ ,  $D_0/d_g$ , e  $b_w/D_0$  iguais a 1,5, 0,7 e 0,5, respectivamente, número de alvéolos entre 3 e 18, e temperaturas  $\theta_f$  iguais a 200°C, 300°C, 400°C, 500°C, 600°C e 700°C. À temperatura ambiente considerou-se que o módulo de elasticidade e a resistência ao escoamento do aço são iguais a 200 GPa e 345 MPa, respectivamente. A elevada relação  $t_f/t_w$  desse perfil (igual a 1,8) maximiza a diferença entre os valores  $\theta_f$  e  $\theta_w$ , gerando assim uma situação extrema.

Os modelos analisados estão sujeitos a momento fletor uniforme, obtido através da aplicação de forças distribuídas nas mesas superior e inferior nas extremidades das vigas, e possuem apoios simples e vínculos de garfo nas extremidades, conforme representado na Fig. 4.22.

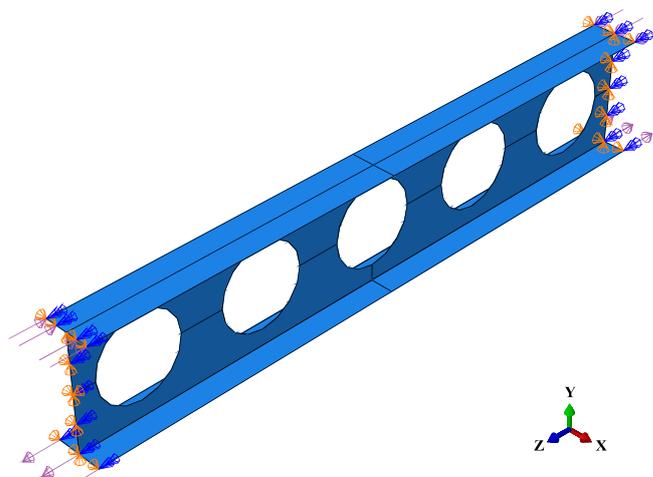


Figura 4.22 – Condições de contorno adotadas para a verificação dos modelos simplificados

Na Tab. (4.7) são mostrados os valores calculados de  $\theta_f$ ,  $\theta_w$  e  $\theta_{\text{uniforme}}$ , e o tempo de incêndio correspondente para cada valor da temperatura das mesas requerido ( $\theta_{f,\text{req}}$ ). Como pode ser observado, as diferenças entre  $\theta_f$  e  $\theta_w$  podem superar 100°C, mas tendem a diminuir com o avanço do incêndio.

Tabela 4.7 – Valores requeridos e calculados da temperatura e o tempo de incêndio correspondente

Temperatura requerida das mesas ( $\theta_{f,\text{req}}$ , °C)	$t$ (s)	$\theta_f$ (°C)	$\theta_w$ (°C)	$\theta_{\text{uniforme}}$ (°C)	$\theta_w - \theta_f$ (°C)
200	297	199,4	299,5	232,9	100,0
300	420	298,7	426,7	344,5	128,0
400	549	398,6	531,3	450,3	132,7
500	696	497,9	614,6	547,5	116,7
600	886	597,1	683,7	637,4	86,6
700	1179	696,5	733,8	718,1	37,3

Os momentos fletores resistentes obtidos com os modelos HT, 1M, 2M e U são mostrados nas Figs. 4.23a e 4.23b para temperaturas requeridas das mesas iguais a 400°C e 500°C, respectivamente.

Conforme pode ser observado, em comparação com os outros modelos simplificados, o modelo 2M foi o que apresentou resultados mais próximos do modelo HT. O conservadorismo do modelo U pode ser atribuído à subestimação das propriedades das mesas, uma vez que  $\theta_{\text{uniforme}}$  é maior do que  $\theta_f$ . No caso do modelo 1M, pode ser observada a superestimação do momento fletor resistente, que ocorre devido à desconsideração da degradação mais rápida das propriedades da alma em relação às mesas.

As diferenças entre os momentos fletores resistentes obtidos com os modelos simplificados e com o modelo HT são mostradas na Fig. 4.24. Assim como na Fig. 4.23, pode se observar que o modelo 2M é o que mais se aproxima do modelo HT, com diferenças inferiores a 2,8% em todos os casos analisados.

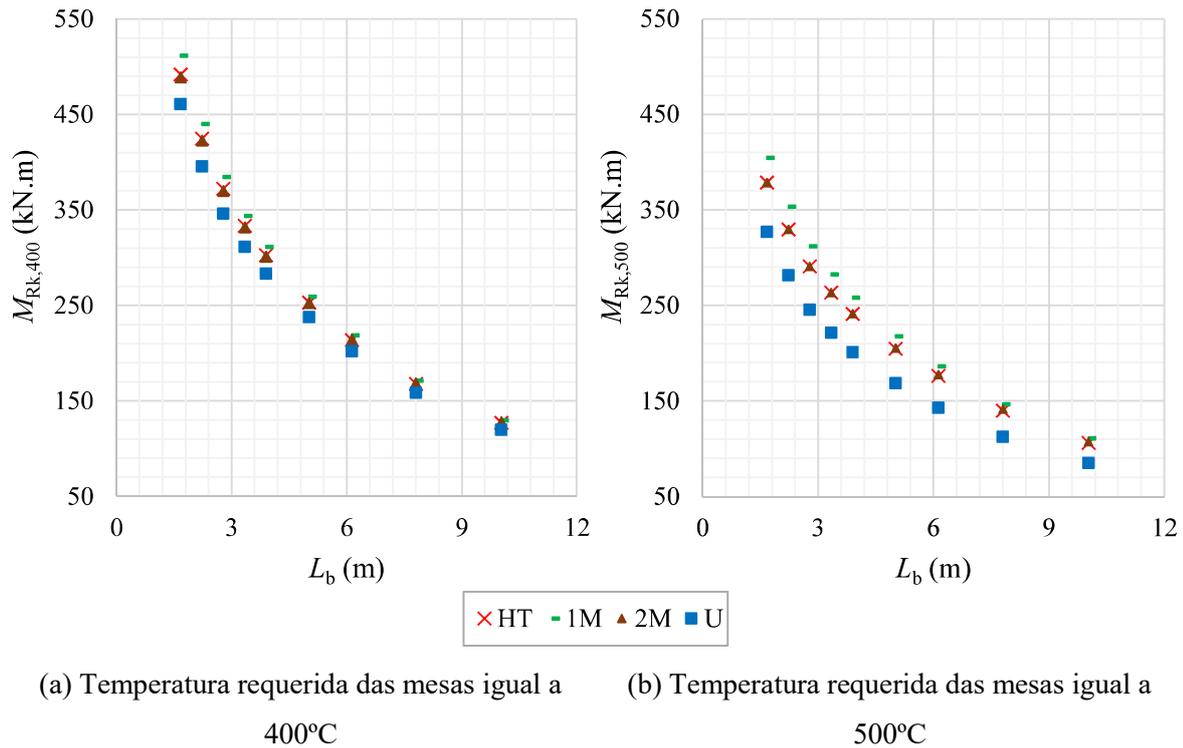


Figura 4.23 – Momentos fletores resistentes em situação de incêndio obtidos com os modelos HT, 1M, 2M e U para modelos originários do perfil W 360 x 79,0 (GERDAU, 2018)

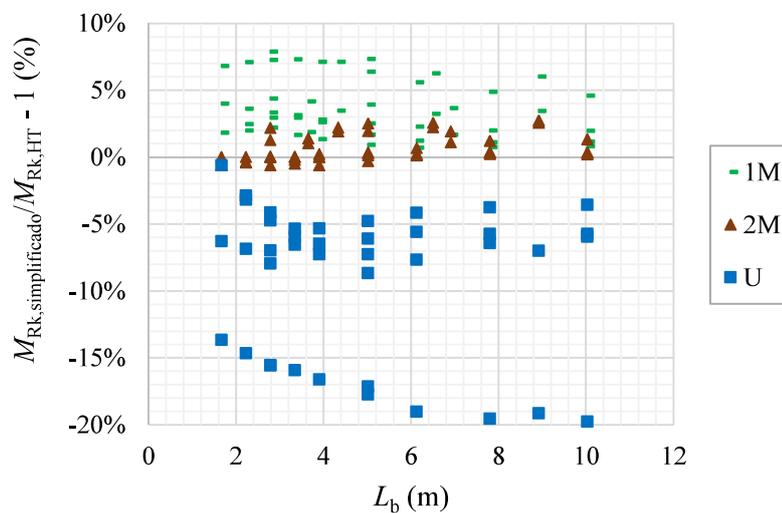


Figura 4.24 – Diferenças entre os momentos fletores resistentes obtidos com os modelos simplificados e com o modelo HT

Com base nos resultados apresentados, optou-se por utilizar o modelo 2M no estudo paramétrico de vigas celulares de aço sujeitas à FLT em situação de incêndio.

## 4.6 Sequência de desenvolvimento do modelo numérico proposto

Para o desenvolvimento das análises numéricas deste trabalho, as seguintes etapas deverão ser seguidas:

- (i) realização de análise linear do tipo *Static* (SIMULIA, 2014) para determinar a imperfeição geométrica correspondente à flexão lateral em torno do eixo de menor inércia (ver 4.2.4.3);
- (ii) cálculo da temperatura das mesas  $\theta_f$  e da temperatura da alma  $\theta_w$  da viga celular de aço, para cada temperatura requerida das mesas ( $\theta_{f,req}$ ), conforme as Eqs. (3.1) e (3.2), utilizando os fatores de massividade iguais a  $2/t_f$  e  $2/t_w$ , respectivamente;
- (iii) determinação do diagrama tensão *versus* deformação do material das mesas (ver 4.2.3), com os fatores de redução do aço referentes à temperatura  $\theta_f$  e conforme o modelo constitutivo da norma EN 1993-1-2:2005;
- (iv) determinação do diagrama tensão *versus* deformação do material da alma (ver 4.2.3), com os fatores de redução do aço referentes à temperatura  $\theta_w$  e conforme o modelo constitutivo da norma EN 1993-1-2:2005;
- (v) realização de análise linear de estabilidade do tipo *Buckle* (SIMULIA, 2014), para a determinação do momento crítico elástico numérico, sendo adotadas as propriedades elásticas do aço obtidas nos passos (iii) e (iv), e as condições de contorno conforme a Fig. 4.22;
- (vi) realização de análise não linear com o método de *Riks* Modificado (SIMULIA, 2014), para a determinação do momento fletor resistente numérico. Nessa etapa são considerados: a imperfeição geométrica obtida em (i) com magnitude igual a  $L_b/1000$ ; os materiais das mesas e da alma, obtidos através dos passos (iii) e (iv), e as mesmas condições de contorno adotadas no passo (v). Para os modelos à temperatura ambiente, também foi considerado o modelo de distribuição das tensões residuais nas mesas proposto por Abreu *et al.* (2010), conforme mostrado na Fig. 2.7.

# 5

## ANÁLISE NUMÉRICA DE VIGAS CELULARES DE AÇO SUJEITAS À FLT À TEMPERATURA AMBIENTE

### 5.1 Considerações iniciais

A partir do modelo numérico proposto no Subitem 4.6, foi desenvolvido um estudo paramétrico para investigar o comportamento de vigas celulares de aço sujeitas à flambagem lateral com torção à temperatura ambiente.

Apenas o caso fundamental correspondente ao momento fletor uniforme foi contemplado neste trabalho ( $C_b = 1$ ), por geralmente servir de base ao dimensionamento de vigas com diagramas de momento fletor distintos.

A seguir são descritos os modelos investigados, seus resultados e a proposição de procedimentos para determinar o momento resistente de vigas celulares. Ao final do capítulo, é apresentado um estudo que avalia a abrangência dos procedimentos propostos.

### 5.2 Modelos investigados

Os modelos numéricos investigados no estudo paramétrico foram desenvolvidos considerando-se o módulo de elasticidade do aço igual a 200 GPa e a resistência ao escoamento igual a 345 MPa. Os modelos investigados correspondem a vigas celulares hipotéticas, originárias de perfis laminados fabricados no Brasil pela Gerdau (2018), com razão de expansão igual a 1,5.

À temperatura ambiente, três parâmetros foram analisados: a seção transversal do perfil laminado original, o par de razões  $D_0/d_g$  e  $b_w/D_0$ , e o comprimento das vigas (igual ao comprimento destravado  $L_b$ ), totalizando 586 modelos numéricos.

Na Fig. 5.1 são mostradas a altura e as relações  $t_f/t_w$  dos 20 perfis laminados selecionados no catálogo da Gerdau (2018). As seções transversais escolhidas possuem relações  $d/b_f$  entre 1,56 e 3,37, que correspondem a relações  $d_g/b_f$  entre 2,33 e 5,05.

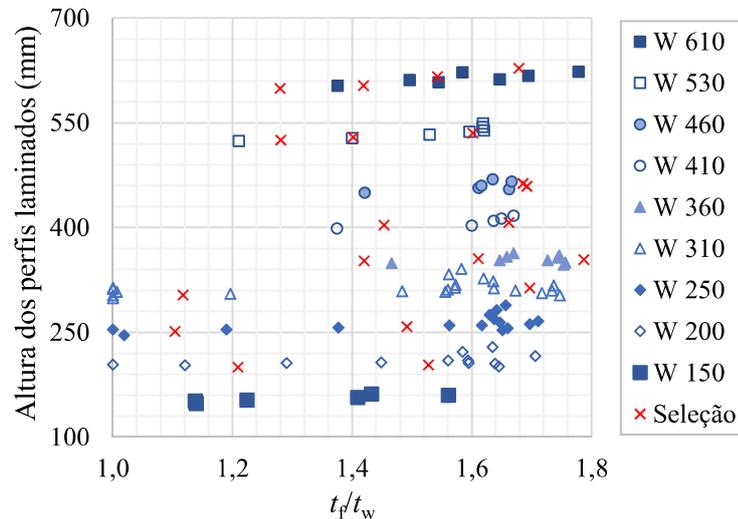
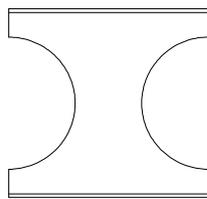
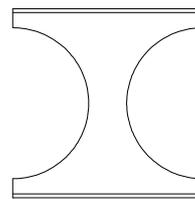


Figura 5.1 – Altura da seção transversal e relações  $t_f/t_w$  dos perfis laminados selecionados no catálogo da Gerdau (2018)

Dois pares das razões  $D_0/d_g$  e  $b_w/D_0$  foram avaliados, sendo um par igual a 0,7 e 0,5 (Fig. 5.2a), respectivamente, e o outro igual a 0,8 e 0,25 (Fig. 5.2b), respectivamente.



(a)  $D_0/d_g = 0,7$  e  $b_w/D_0 = 0,5$



(b)  $D_0/d_g = 0,8$  e  $b_w/D_0 = 0,25$

Figura 5.2 - Configurações geométricas analisadas no estudo paramétrico

Por fim, variaram-se os comprimentos das vigas de modo a representar o intervalo de esbeltez  $L_b/r_{y,0}$  entre 30 e 300, mas considerando um número inteiro de alvéolos, e largura mínima do montante de alma na extremidade igual à metade de  $b_w$ .

Na Tab. (5.1) são apresentadas informações complementares sobre os perfis laminados selecionados, incluindo as dimensões  $d_g$ ,  $b_f$ ,  $t_f$ ,  $t_w$  e os números mínimo ( $n_{\min}$ ) e máximo ( $n_{\max}$ ) de alvéolos adotados nos modelos numéricos.

Vale ressaltar que, mesmo ampliando a altura da seção transversal, o critério da ABNT NBR 8800:2008 para definir vigas de aço de alma cheia não-esbelta continuou sendo satisfeito para os modelos numéricos investigados, pois, conforme pode ser observado na Tab. (5.1), a esbeltez da alma  $h/t_w$  é menor ou igual a  $5,70 \sqrt{E/f_y}$  (nesse caso, igual a 137,2).

Tabela 5.1 – Modelos de vigas celulares investigados

Perfil laminado original	$d_g$ (mm)	$b_f$ (mm)	$t_w$ (mm)	$t_f$ (mm)	$t_f/t_w$	$h/t_w = (d_g - 2t_f)/t_w$	$n_{\min}$	$n_{\max}$
W 200 x 15,0	300	100	4,3	5,2	1,2	67,3	3	21
W 200 x 26,6	310,5	133	5,8	8,4	1,4	50,6	3	32
W 250 x 17,9	376,5	101	4,8	5,3	1,1	76,2	3	17
W 250 x 32,7	387	146	6,1	9,1	1,5	60,5	3	25
W 310 x 21,0	454,5	101	5,1	5,7	1,1	86,9	3	13
W 310 x 32,7	469,5	102	6,6	10,8	1,6	67,9	2	14
W 360 x 44,6	528	171	6,9	9,8	1,4	73,7	2	22
W 360 x 51,0	532,5	171	7,2	11,6	1,6	70,7	2	21
W 360 x 79,0	531	205	9,4	16,8	1,8	52,9	3	30
W 410 x 53,0	604,5	177	7,5	10,9	1,5	77,7	2	17
W 410 x 60,0	610,5	178	7,7	12,8	1,7	76,0	3	20
W 460 x 68,0	688,5	154	9,1	15,4	1,7	72,3	2	14
W 460 x 89,0	694,5	192	10,5	17,7	1,7	62,8	2	20
W 530 x 66,0	787,5	165	8,9	11,4	1,3	85,9	3	12
W 530 x 74,0	793,5	166	9,7	13,6	1,4	79,0	2	12
W 530 x 85,0	802,5	166	10,3	16,5	1,6	74,7	2	13
W 610 x 82,0	898,5	178	10	12,8	1,3	87,3	3	11
W 610 x 101,0	904,5	228	10,5	14,9	1,4	83,3	2	14
W 610 x 174,0	924	325	14	21,6	1,5	62,9	3	23
W 610 x 217,0	942	328	16,5	27,7	1,7	53,7	3	26

## 5.3 Análise linear de estabilidade

### 5.3.1 Generalidades

Por meio de análises lineares de estabilidade foram obtidos o autovalor e autovetor correspondentes à FLT. Com o autovalor encontrado, foi determinado o momento crítico elástico,  $M_{cr,num}$ .

O autovetor relativo à FLT foi o primeiro modo de flambagem encontrado em todos os modelos com um número de alvéolos superior a 4. Entretanto, deve-se ressaltar que, em alguns modelos com esbelteza pequena, não foi possível obter esse modo de flambagem, sendo os resultados desses modelos descartados.

Nas vigas celulares menos esbeltas, também foram observadas elevadas distorções da alma, conforme representado na Fig. 5.3. A distorção da alma, também observada em perfis de alma cheia (Silva *et al.*, 2017), acarreta em um valor menor do momento crítico elástico numérico em comparação ao valor calculado com a Eq. (2.1) (ver 5.3.2). Porém, esses efeitos se tornam menos pronunciados à medida que o comprimento das vigas aumenta, como pode ser observado na Fig. 5.4, onde são mostradas as configurações deformadas no centro do alvéolo mais próximo à metade do comprimento para modelos com 3, 4 e 5 alvéolos, originários do perfil W 410 x 60,0 com relações  $D_0/d_g$  e  $b_w/D_0$  iguais a 0,7 e 0,5, respectivamente.

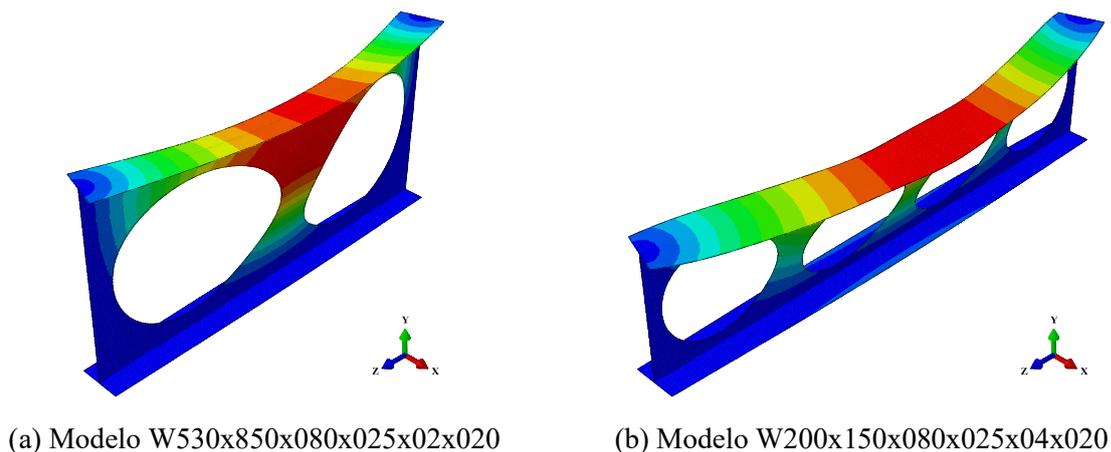


Figura 5.3 – Distorção da alma observada nos modelos numéricos

Na Figura 5.3 e ao longo do trabalho, os modelos numéricos foram representados pela seguinte nomenclatura: Nome do perfil laminado original x  $D_0/d_g$  x  $b_w/D_0$  x  $n$  x Temperatura requerida das mesas.

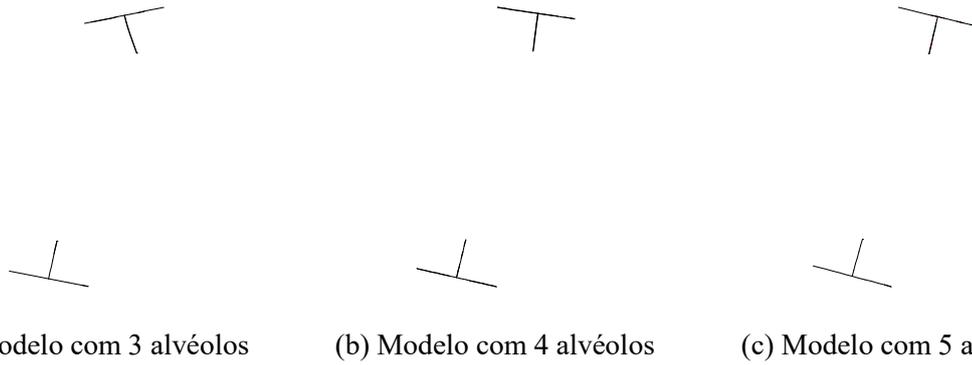


Figura 5.4 – Variação da configuração deformada da viga celular com o aumento do comprimento

### 5.3.2 Momento crítico elástico

Os momentos críticos elásticos numéricos foram comparados a valores analíticos, obtidos por meio da Eq. (2.1).

Todavia, como não há consenso em relação ao valor da constante de torção a ser utilizado no cálculo de  $M_{cr}$  – Abreu *et al.* (2010) indicam a utilização da constante de torção obtida no centro do alvéolo  $J_0$ , ao passo que Sonck e Belis (2015) recomendam o uso da constante de torção ponderada  $J_m$  –, foram calculados os momentos críticos elásticos  $M_{cr,J_0}$  e  $M_{cr,J_m}$ , obtidos com as constantes de torção  $J_0$  e  $J_m$ , respectivamente, e as demais propriedades geométricas da seção transversal determinadas conforme o Apêndice B.

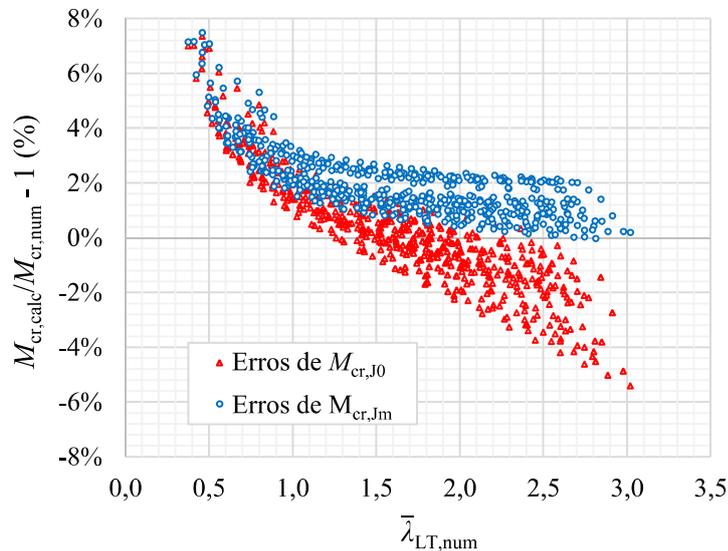
Na Fig. 5.5a são apresentadas as diferenças entre os valores analíticos e numéricos de  $M_{cr}$  em função da esbeltez adimensional numérica de vigas celulares à FLT,  $\bar{\lambda}_{LT,num}$ , obtida por meio da Eq. (5.1). Na Fig. 5.5b são mostradas as curvas de distribuição de probabilidade dessas diferenças.

$$\bar{\lambda}_{LT,num} = \sqrt{\frac{Z_{x,0} f_y}{M_{cr,num}}} \quad (5.1)$$

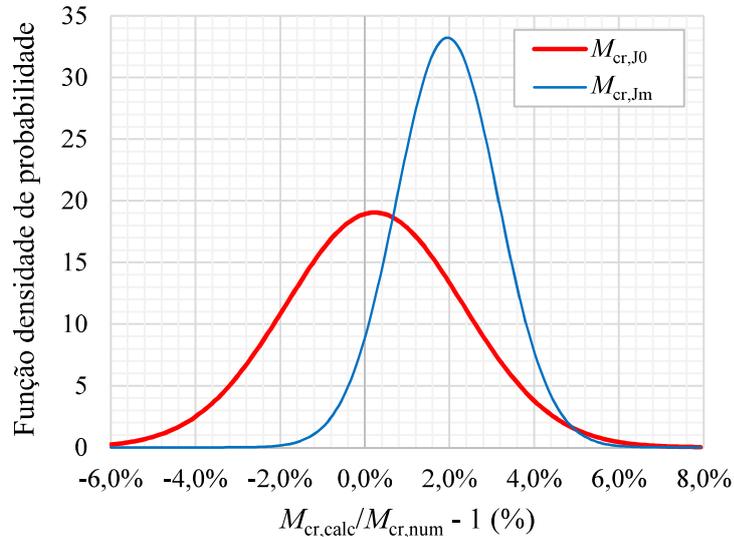
Como já era esperado, as maiores diferenças ocorreram para as vigas menos esbeltas, devido às elevadas distorções da alma observadas nos modelos numéricos (ver Figs. 5.3 e 5.4). Nesse trecho, o uso das constantes de torção  $J_0$  ou  $J_m$  não apresentou diferenças significativas.

A curva de erros associada a  $M_{cr,J_0}$  seguiu uma tendência descendente com o aumento do valor da esbeltez, o que resultou na subestimação do momento crítico elástico para as vigas mais esbeltas, ao passo que o uso da constante de torção ponderada,  $J_m$ , gerou um resultado

mais estável ao longo de todo o intervalo de esbelteza avaliado, o que levou a um menor desvio padrão das diferenças, conforme pode ser observado na Fig. 5.5b.



(a) Diferenças entre os momentos críticos elásticos numéricos e analíticos



(b) Curvas normais das diferenças entre  $M_{cr,num}$  e os valores analíticos  $M_{cr,J0}$  e  $M_{cr,Jm}$

Figura 5.5 – Diferenças entre os momentos críticos elásticos numéricos e os obtidos com as constantes de torção  $J_0$  e  $J_m$

As diferenças observadas entre  $M_{cr,num}$  e  $M_{cr,Jm}$  estão de acordo com o estudo realizado por Sonck e Belis (2015), no qual é mostrado que esses erros tendem a zero para elevados comprimentos destravados ( $L_b$  superior a 25 m).

Diante do exposto, com exceção dos casos onde os procedimentos de Abreu *et al.* (2010) forem aplicados, todos os cálculos de  $M_{cr}$  ao longo deste trabalho serão realizados conforme a Eq. (2.1), adotando-se as propriedades geométricas da seção transversal  $I_{y,0}$ ,  $J_m$ ,  $Z_{x,0}$  e  $C_w$  obtidas com as Eqs. (B.2), (B.5), (B.8) e (B.9) do Apêndice B, respectivamente.

## 5.4 Análise não linear

Por meio de análises não lineares foram determinados os momentos fletores resistentes à temperatura ambiente,  $M_{Rk,num}$ .

A partir dos modelos numéricos processados, foi possível observar o colapso por FLT ocorrer em regimes inelástico e elástico, conforme ilustrado nas Figs. 5.6 e 5.7, respectivamente, onde são apresentadas as configurações deformadas e as tensões de *von Mises* no passo onde os modelos atingem o momento fletor resistente. É possível perceber a ocorrência de pequenas distorções nas seções transversais das vigas menos esbeltas, que não são observadas nas vigas mais esbeltas.

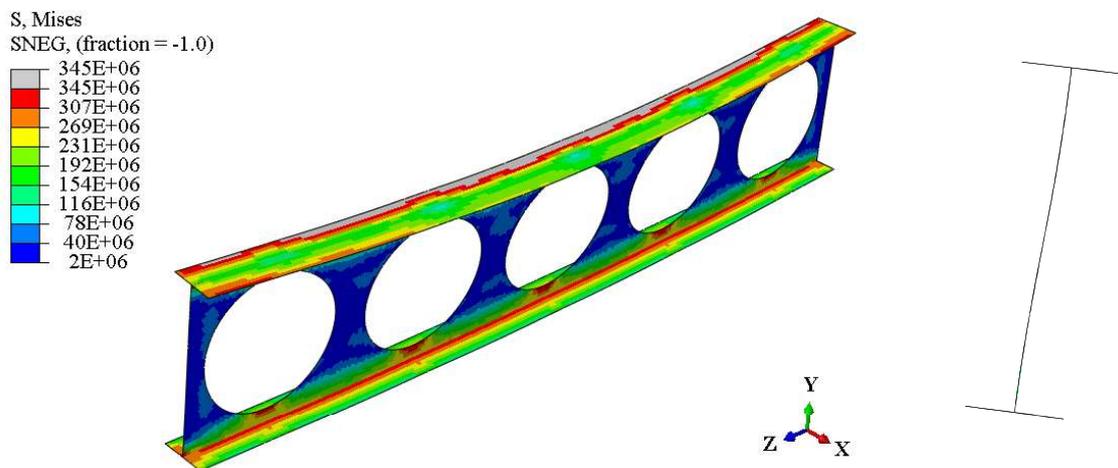


Figura 5.6 – Configuração deformada e tensões de *von Mises* (Pa) obtidas pelo modelo W460x890x080x025x05x020 e destaque na região central do montante de alma mais próximo à metade do vão

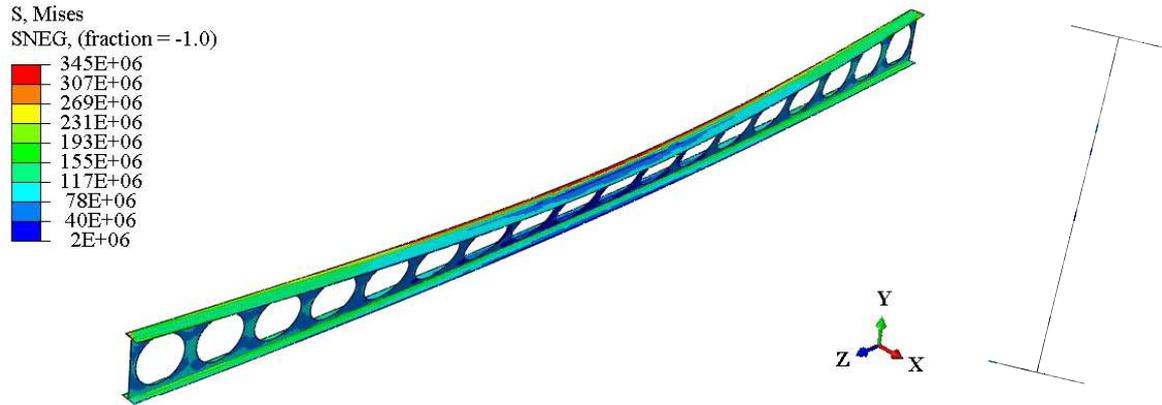
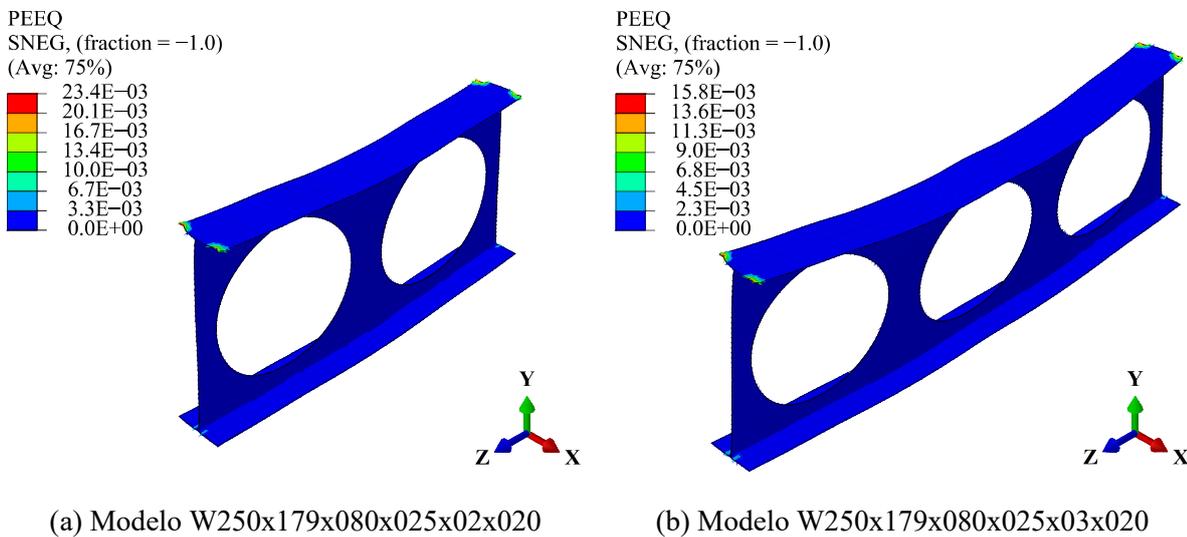


Figura 5.7 – Configuração deformada e tensões de *von Mises* (Pa) obtidas pelo modelo W460x890x080x025x18x020 e destaque na seção transversal na metade do vão

Em alguns modelos com esbeltez pequena, como os mostrados na Fig. 5.8, foram observadas grandes deformações nas extremidades das mesas, regiões de introdução das solicitações externas. Essas deformações localizadas, além de reduzir a capacidade resistente de alguns modelos, levaram a problemas de convergência ou até a parada precoce das simulações.



(a) Modelo W250x179x080x025x02x020

(b) Modelo W250x179x080x025x03x020

Figura 5.8 – Deformação plástica equivalente obtida em modelos com esbeltez reduzida

Sendo o momento último obtido nesses casos muito inferior à capacidade resistente real dos perfis, os resultados desses modelos foram desconsiderados.

A seguir é apresentado um novo procedimento de cálculo do momento fletor resistente, desenvolvido com base nos resultados de 566 modelos numéricos, que representam 97% dos casos processados no estudo paramétrico.

## 5.5 Proposição de um novo procedimento de cálculo

### 5.5.1 Considerações iniciais

Para desenvolver novos procedimentos para a determinação do momento fletor resistente de vigas celulares quanto ao estado-limite de FLT, foram investigados métodos de simples aplicação e que utilizassem filosofias de cálculo semelhantes à temperatura ambiente e em situação de incêndio.

Nesse contexto, em consonância com as prescrições das normas europeia EN 1993-1-1:2005 (para vigas com Classe 1 ou 2) e brasileira ABNT NBR 14323:2013, foi investigado um procedimento de cálculo que leva em conta o momento de plastificação da seção transversal e um fator de redução para a FLT, que engloba as propriedades geométricas da seção transversal e do material.

Para determinar o novo fator de redução para a FLT, foram realizados ajustes na curva de resistência da EN 1993-1-1:2005, com o intuito de aproximar os resultados analíticos da curva de resistência numérica, constituída pelos pontos  $\bar{\lambda}_{LT,num}$  e  $\chi_{LT,num}$ , sendo este o fator de redução para a FLT numérico, dado pela Eq. (5.2).

$$\chi_{LT,num} = \frac{M_{Rk,num}}{Z_{x,0} f_y} \quad (5.2)$$

Ao adotar o procedimento descrito foi determinada uma curva de resistência que engloba os efeitos da distorção da seção transversal e das tensões residuais nos modelos numéricos, mas que não inclui os erros do cálculo do momento crítico elástico, apresentados no Subitem 5.3.2.

### 5.5.2 Curva de resistência e procedimentos propostos

O fator de redução proposto,  $\chi_{LT,prop}$ , é apresentado na Eq. (5.3), com a esbeltez à FLT,  $\bar{\lambda}_{LT}$ , dada pela Eq. (5.4), e o parâmetro  $\Phi_{LT}$  adotado igual ao parâmetro ajustado  $\Phi_{LT,prop}$ , determinado pelo método dos mínimos quadrados e dado pela Eq. (5.5).

$$\chi_{LT,prop} = \frac{1}{\Phi_{LT,prop} + \sqrt{\Phi_{LT,prop}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2}} \leq \begin{cases} 1 \\ 1/\bar{\lambda}_{LT}^2 \end{cases} \quad (5.3)$$

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{M_{pl}}{M_{cr}}} \quad (5.4)$$

$$\Phi_{LT,prop} = 0,5 \left[ 1 + 0,25(\bar{\lambda}_{LT} - 0,2) + \bar{\lambda}_{LT}^{1,9} \right] \quad (5.5)$$

A curva de resistência proposta possui três intervalos, sendo o primeiro similar ao patamar da curva da norma europeia, onde o fator de redução para a FLT se iguala a 1 para valores de esbeltez  $\bar{\lambda}_{LT}$  menores do que 0,2. No último intervalo, para valores de  $\bar{\lambda}_{LT}$  maiores do que 2,6, a curva de resistência se iguala à curva de flambagem elástica, onde o fator de redução assume um valor igual a  $1/\bar{\lambda}_{LT}^2$ . Por fim, no trecho intermediário, o fator de redução é calculado de forma similar à Eq. (2.11), mas com  $\bar{\lambda}_{LT}$  dado pela Eq. (5.4) e  $\Phi_{LT,prop}$  obtido com a Eq. (5.5), considerando-se o fator de imperfeição igual a 0,25 e a alteração do expoente de 2 para 1,9.

Na Fig. 5.9 são apresentadas a curva de resistência numérica e as curvas analíticas, determinadas por meio do procedimento proposto,  $\chi_{LT,prop}$ , com o procedimento de Abreu *et al.* (2010),  $\chi_{LT,Abreu}$ , e a curva obtida com o procedimento de Sonck e Belis (2015),  $\chi_{LT,Sonck}$ . As diferenças entre os fatores de redução numéricos e analíticos, obtidos considerando-se  $\bar{\lambda}_{LT,num}$ , são apresentadas na Fig. 5.10.

Conforme pode ser observado nas Figs. 5.9 e 5.10, o procedimento proposto é o que mais se aproximou dos resultados numéricos. Com os ajustes propostos, a média e o desvio padrão das diferenças percentuais entre  $\chi_{LT,num}$  e os valores obtidos por meio do procedimento proposto foram iguais a -0,053% e 1,552%, respectivamente, com um coeficiente de determinação ( $R^2$ ) igual a 0,999. Esses ajustes fizeram com que as diferenças fossem menores do que 4% em todos os casos analisados, o que aliado à boa concordância com a curva de resistência numérica ao longo de toda a faixa de esbeltez analisada (Fig. 5.9), faz com que se possa considerar adequado esse procedimento.

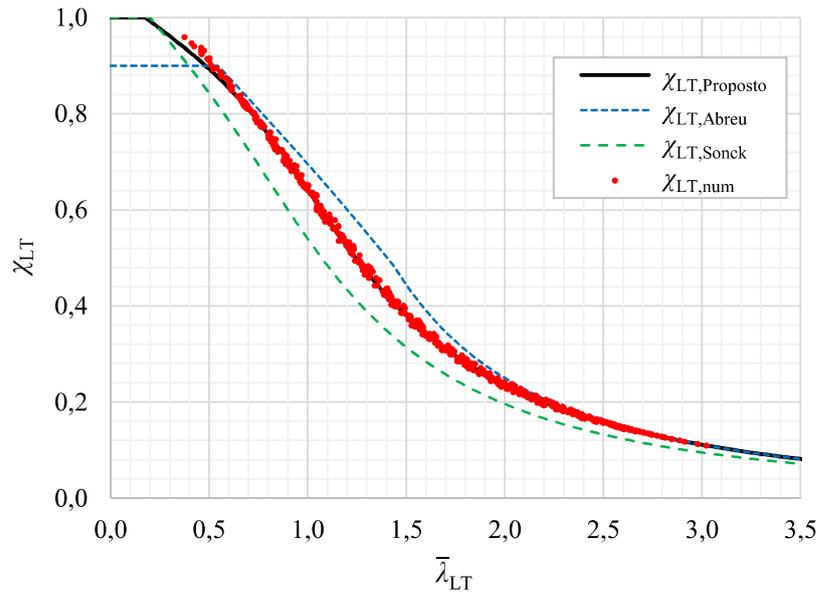


Figura 5.9 – Comparação entre as curvas de resistência numérica e analíticas à temperatura ambiente

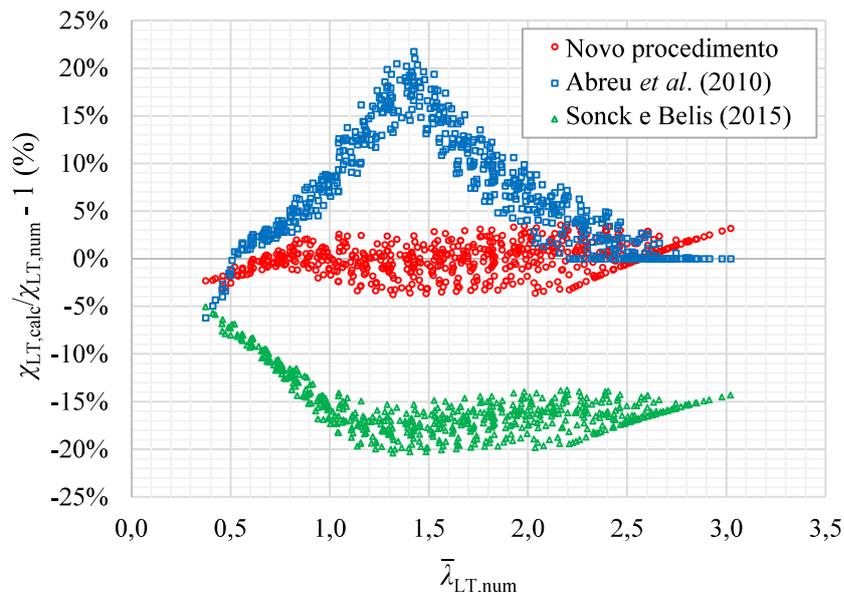


Figura 5.10 – Diferenças entre os fatores de redução para o estado-limite de FLT analíticos e  $\chi_{LT,num}$

Em síntese, o procedimento de cálculo proposto neste trabalho para a determinação de  $M_{Rk}$  é constituído pelas seguintes etapas:

- (i) obtenção das propriedades geométricas  $I_{y,0}$ ,  $J_m$ ,  $Z_{x,0}$  e  $C_w$  conforme as Eqs. (B.2), (B.5), (B.8) e (B.9), respectivamente;
- (ii) cálculo do momento crítico elástico  $M_{cr}$  por meio da Eq. (2.1);
- (iii) cálculo do momento de plastificação  $M_{pl}$ , dado por  $Z_{x,0}f_y$ ;

- (iv) determinação de  $\bar{\lambda}_{LT}$ , por meio da Eq. (5.4);
- (v) adoção do parâmetro  $\Phi_{LT}$  igual a  $\Phi_{LT,prop}$ , dado pela Eq. (5.5);
- (vi) adoção do fator de redução para a FLT igual a  $\chi_{LT,prop}$ , obtido por meio da Eq. (5.3);
- (vii) cálculo do momento fletor resistente à FLT conforme a Eq. (5.6).

$$M_{Rk} = \chi_{LT} Z_{x,0} f_y \quad (5.6)$$

## 5.6 Avaliação da abrangência dos procedimentos propostos

### 5.6.1 Considerações iniciais

Para avaliar os procedimentos propostos foram desenvolvidos modelos numéricos considerando-se propriedades do material e configurações geométricas distintas das investigadas no estudo paramétrico. De posse desses resultados numéricos, foram traçadas curvas numéricas e analíticas do fator de redução para a FLT, incluindo as obtidas com os procedimentos de Abreu *et al.* (2010) e Sonck e Belis (2015).

### 5.6.2 Modelos com resistência ao escoamento do aço distinta

Para verificar a consistência do procedimento proposto quanto à alteração das propriedades mecânicas do material, foram desenvolvidos 396 modelos numéricos com resistência ao escoamento do aço igual a 250 MPa, valor este diferente do investigado no estudo paramétrico (345 MPa). Nesse caso, mantiveram-se a razão de expansão igual a 1,5, os perfis laminados originais (ver Tab. (5.1)) e os pares de razões  $D_0/d_g$  e  $b_w/D_0$  adotados no estudo paramétrico, sendo um deles igual a 0,7 e 0,5, respectivamente, e outro igual a 0,8 e 0,25, respectivamente.

Desconsiderando-se os modelos que apresentaram os problemas relatados nos Subitens 5.3.1 e 5.4.1 (modo de flambagem e grandes deformações nas extremidades das mesas dos modelos com pequena esbeltez), 381 modelos foram considerados para a avaliação (96% do total).

Na Fig. 5.11 são apresentadas as curvas de resistência numérica e analíticas dos modelos com resistência ao escoamento do aço igual a 250 MPa. Conforme pode ser observado, mesmo modificando o valor de  $f_y$ , os resultados obtidos com o procedimento proposto foram os que mais se aproximaram dos resultados numéricos.

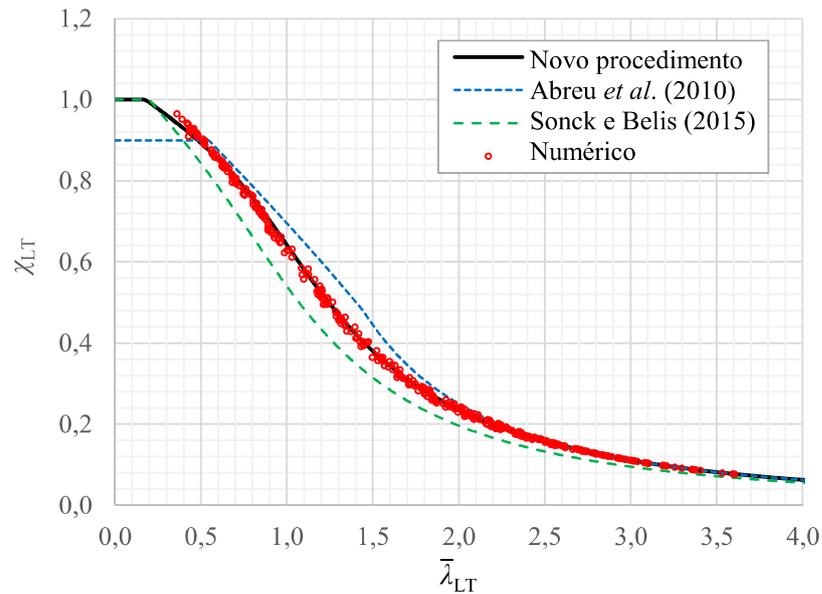


Figura 5.11 – Curvas de resistência numéricas e analíticas para modelos com resistência ao escoamento do aço igual a 250 MPa

### 5.6.3 Modelos com geometria distinta

Para avaliar o impacto da geometria da viga celular, foram desenvolvidos 659 modelos numéricos com diferentes razões  $D_0/d_g$  e  $b_w/D_0$ , sendo mantidas a razão de expansão igual a 1,5 e a resistência ao escoamento do aço adotada no estudo paramétrico, igual a 345 MPa. As quatro configurações geométricas escolhidas nesse estudo, mostradas na Fig. 5.12, correspondem à combinação entre os limites inferior e superior das razões  $D_0/d_g$  e  $b_w/D_0$  dos perfis celulares, apresentados na Tab. (1.1).

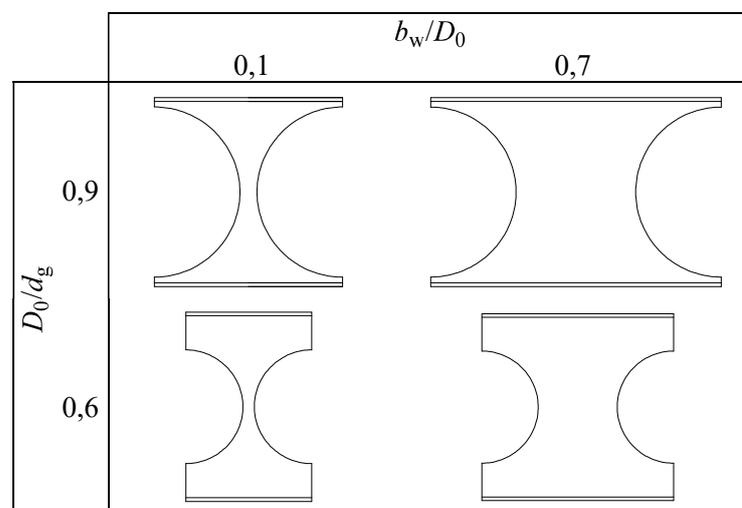


Figura 5.12 – Configurações geométricas investigadas na avaliação da consistência do procedimento proposto

Contudo, é preciso ressaltar que os resultados de alguns desses modelos foram descartados por apresentarem configurações deformadas diferentes das investigadas neste trabalho, conforme ilustrado na Fig. 5.13, para um modelo originário do perfil W 200 x 266 (GERDAU, 2018). A configuração deformada apresentada na Fig. 5.13 ocorreu apenas em modelos com razões  $D_0/d_g$  e  $b_w/D_0$  iguais a 0,6 e 0,1, respectivamente, possivelmente por causa da pequena quantidade de material para resistir aos esforços solicitantes na região do montante de alma entre os alvéolos, o que propiciou a formação de rótulas plásticas na largura mínima do montante de alma das extremidades das vigas.

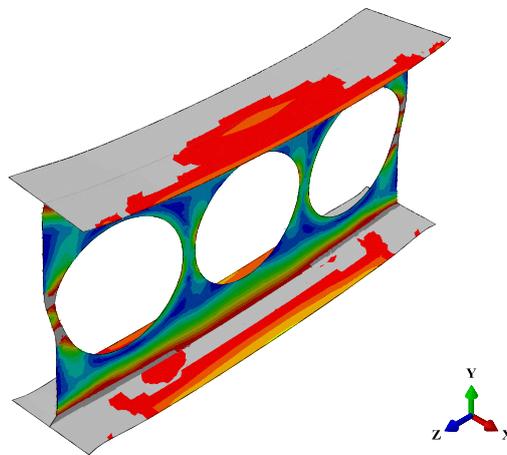


Figura 5.13 – Modelo apresentando formação de rótula plástica na largura mínima do montante de alma nas extremidades

Desconsiderando-se os resultados dos modelos com a configuração ilustrada na Fig. 5.13, e aqueles que não apresentaram o primeiro modo de flambagem correspondente à FLT ou apresentaram grandes deformações nas extremidades das mesas (ver Subitens 5.3.1 e 5.4), 588 modelos foram considerados no estudo (89% do total).

Na Fig. 5.14 são apresentadas as curvas de resistência numérica e analíticas dos modelos com geometrias distintas das investigadas no estudo paramétrico. Assim como no Subitem 5.6.2, observa-se uma boa concordância entre a curva de resistência proposta e os resultados numéricos ao longo de todo o intervalo de esbeltez analisado.

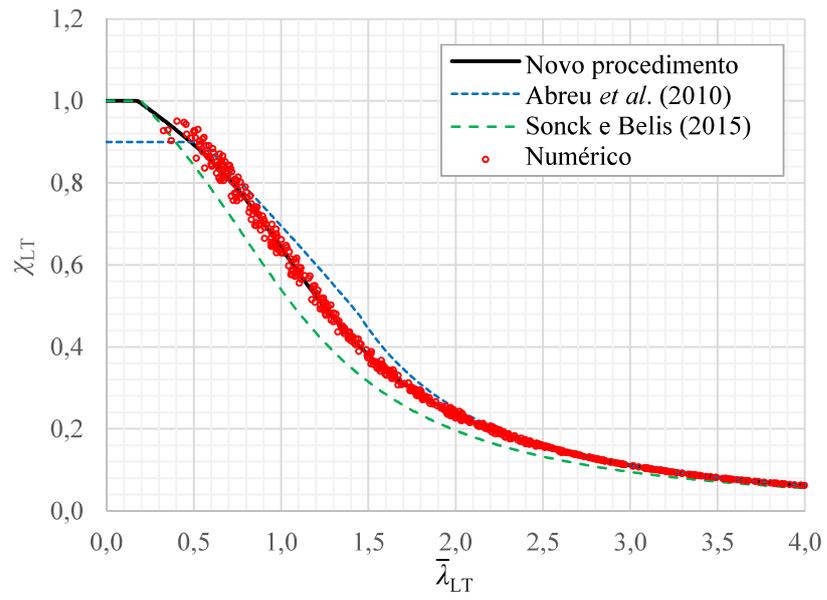


Figura 5.14 – Curvas de resistência numéricas e analíticas para modelos com geometrias distintas das avaliadas no estudo paramétrico

# 6

## ANÁLISE NUMÉRICA DE VIGAS CELULARES DE AÇO SUJEITAS À FLT EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

### 6.1 Considerações iniciais

Neste capítulo são apresentados os resultados do estudo paramétrico de vigas celulares de aço sujeitas à FLT considerando-se a situação de incêndio, a partir do modelo numérico proposto no Subitem 4.6.

Os resultados do estudo paramétrico foram comparados a valores analíticos, obtidos com a formulação da norma brasileira ABNT NBR 14323:2013, para vigas de aço de alma cheia, mas considerando-se as propriedades geométricas da seção transversal obtidas no centro do alvéolo. A partir dos resultados do estudo paramétrico foram propostos dois novos procedimentos para calcular o momento fletor resistente, a saber: um simplificado, onde é considerada apenas uma curva de resistência, e outro procedimento onde foram consideradas curvas de resistência dependentes da temperatura das mesas e de um fator de correção.

Por fim, é apresentado um estudo a fim de verificar a abrangência os procedimentos supracitados, semelhante ao exposto no Subitem 5.6, considerando agora o efeito da temperatura.

### 6.2 Modelos investigados

Em situação de incêndio foram desenvolvidos 4241 modelos numéricos, onde foram investigadas sete temperaturas das mesas considerando-se as mesmas seções transversais, as propriedades dos materiais, os pares de razões  $D_0/d_g$  e  $b_w/D_0$ , e os comprimentos destravados  $L_b$  analisados à temperatura ambiente, descritos no Subitem 5.2.

As temperaturas requeridas das mesas ( $\theta_{f,req}$ ) avaliadas neste trabalho foram: 200°C, 300°C, 400°C, 500°C, 600°C, 700°C e 800°C.

Vale destacar que, conforme os critérios da ABNT NBR 14323:2013, os valores de  $h/t_w$  dos modelos investigados, apresentados na Tab. (5.1), continuaram inferiores ao parâmetro de esbeltez da alma correspondente ao início do escoamento em situação de incêndio, sendo este parâmetro obtido a partir da multiplicação de 0,85 pelo valor encontrado à temperatura ambiente (nesse caso,  $0,85 \times 137,2$  é igual a 116,7).

### 6.3 Análise linear de estabilidade

A partir dos autovalores obtidos com as análises lineares de estabilidade, foram determinados os momentos críticos elásticos em situação de incêndio,  $M_{cr,\theta,num}$ , referentes aos autovetores correspondentes à FLT. Nesse caso, as mesmas observações realizadas para vigas celulares à temperatura ambiente se aplicam à situação de incêndio, incluindo as elevadas distorções da alma das vigas menos esbeltas.

Os momentos críticos elásticos numéricos  $M_{cr,\theta,num}$  foram comparados com valores analíticos, obtidos pela multiplicação de  $M_{cr}$  pelo fator de redução do módulo de elasticidade do aço correspondente à temperatura das mesas,  $k_{E,\theta}$ , sendo as diferenças apresentadas na Fig. 6.1, na qual a esbeltez à FLT das vigas,  $\bar{\lambda}_{LT,\theta,num}$ , foi calculada conforme a Eq. (6.1) com  $M_{cr,\theta,num}$  e com o momento de plastificação em situação de incêndio,  $M_{pl,\theta}$ , dado por  $k_{y,\theta}M_{pl}$ , sendo  $k_{y,\theta}$  referente à temperatura das mesas.

$$\bar{\lambda}_{LT,\theta,num} = \sqrt{\frac{M_{pl,\theta}}{M_{cr,\theta,num}}} \quad (6.1)$$

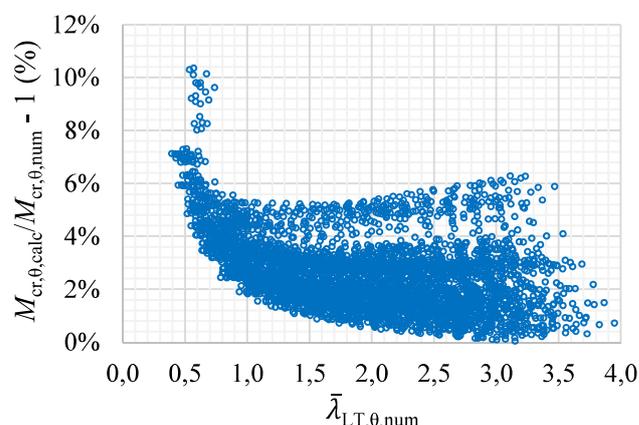


Figura 6.1 – Diferenças entre os valores numéricos e analíticos do momento crítico elástico em situação de incêndio

Conforme pode ser observado, as diferenças encontradas são maiores do que as observadas à temperatura ambiente, e podem ser atribuídas à distorção da alma e ao fato de apenas o módulo de elasticidade das mesas ter sido considerado no cálculo do momento crítico elástico. Porém, tendo em vista a simplicidade desse cálculo, os resultados foram considerados satisfatórios.

## 6.4 Análise não linear

### 6.4.1 Generalidades

Por meio das análises não lineares foram obtidos os momentos fletores resistentes em situação de incêndio, simbolizados por  $M_{Rk,\theta,num}$ .

Nas Figs. 6.2 e 6.3 são ilustradas configurações deformadas representativas dos modelos numéricos com comportamento inelástico e elástico, respectivamente. Os modelos mostrados nessas figuras são originários do perfil W 460 x 89,0 (GERDAU, 2018), com 3,5 m e 12,5 m, respectivamente. Para facilitar a interpretação dos resultados desses modelos, apresentam-se na Tab. (6.1) o módulo de elasticidade, o limite de proporcionalidade e a resistência ao escoamento do aço das mesas e da alma, para cada temperatura requerida das mesas ( $\theta_{f,req}$ ).

Tabela 6.1 – Propriedades dos materiais das mesas e da alma para modelos originários do perfil laminado W 460 x 89,0 (GERDAU, 2018)

Temperatura requerida das mesas ( $\theta_{f,req}$ , °C)	$t$ (min)	$\theta_f$ (°C)	$E_{\theta f}$ (MPa)	$f_{p,\theta f}$ (MPa)	$f_{y,\theta f}$ (MPa)	$\theta_w$ (°C)	$E_{\theta w}$ (MPa)	$f_{p,\theta w}$ (MPa)	$f_{y,\theta w}$ (MPa)
200	5	200	180065	279	345	289	162236	219	345
300	7	299	160191	212	345	415	137043	142	334
400	9	398	140336	146	345	520	108115	111	247
500	12	498	120454	125	271	607	59400	59	156
600	15	597	63738	64	165	680	33127	33	96
700	20	697	27195	27	82	733	23329	23	66
800	31	796	18313	18	40	833	16519	16	32

Conforme pode ser observado na Fig. 6.2, a distorção da alma é maior no modelo com  $\theta_{f,req}$  igual a 500°C do que a 300°C. Analisando as razões  $E_{\theta f}/E_{\theta w}$ ,  $f_{p,\theta f}/f_{p,\theta w}$  e  $f_{y,\theta f}/f_{y,\theta w}$  para essas

temperaturas (ver Tab. (6.1)), observa-se que isso provavelmente ocorre devido à maior flexibilidade da alma em relação às mesas quando  $\theta_{f,req}$  é igual a 500°C, onde essas razões assumem os valores 2,0, 2,1 e 1,7, respectivamente, ao passo que, para  $\theta_{f,req}$  igual a 300°C, esses valores são iguais a 1,2, 1,5 e 1,0, respectivamente. No entanto, as diferenças entre as propriedades das mesas e da alma têm um impacto menor para as vigas mais esbeltas, uma vez que, nesse caso, o comportamento da viga passa a se aproximar do elástico e depende principalmente das propriedades das mesas.

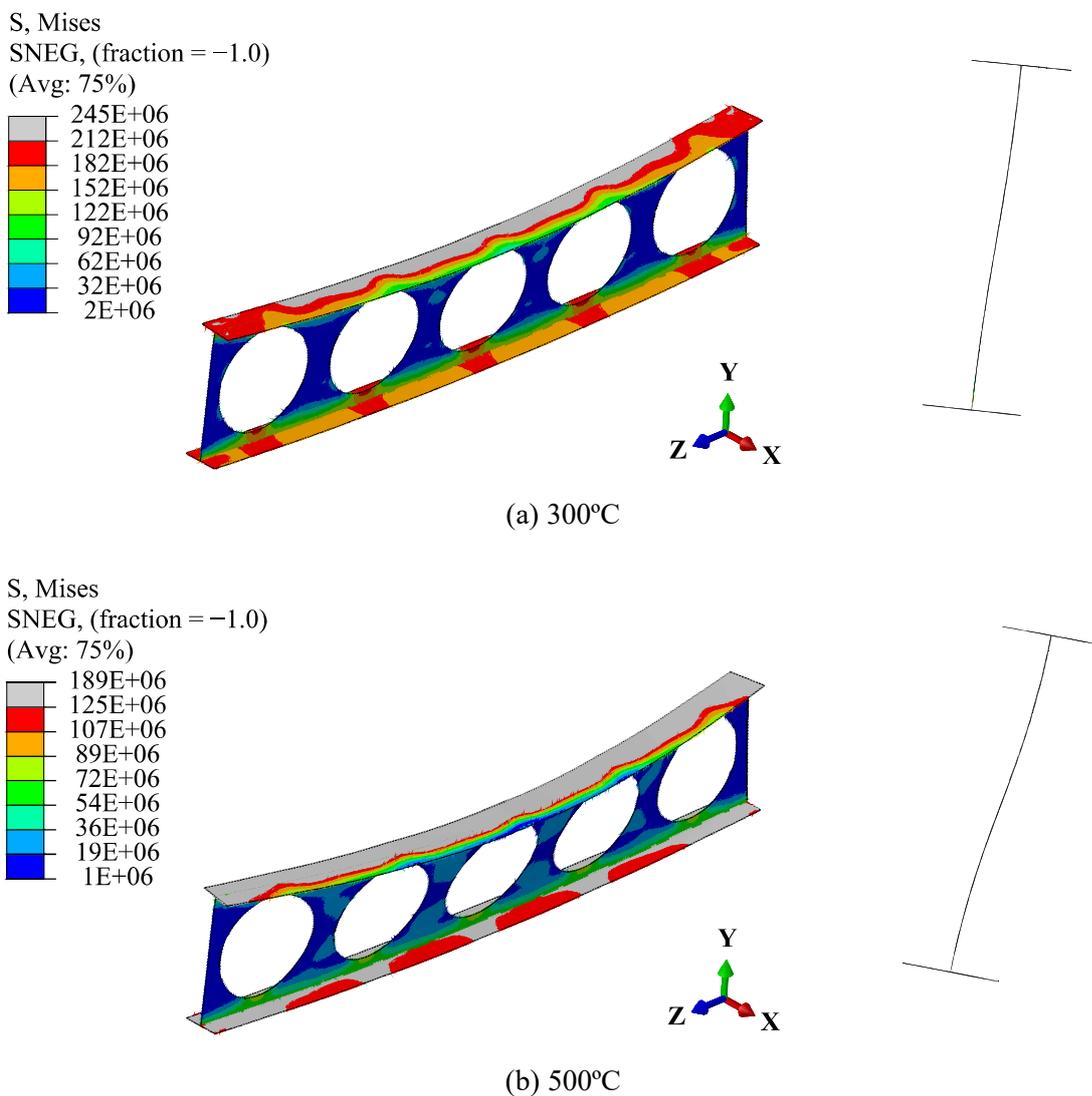


Figura 6.2 – Configurações deformadas e tensões de *von Mises* (Pa) obtidas pelos modelos W460x890x080x025x05x300 e W460x890x080x025x05x500 e destaque nas regiões centrais dos montantes de alma mais próximos à metade do vão

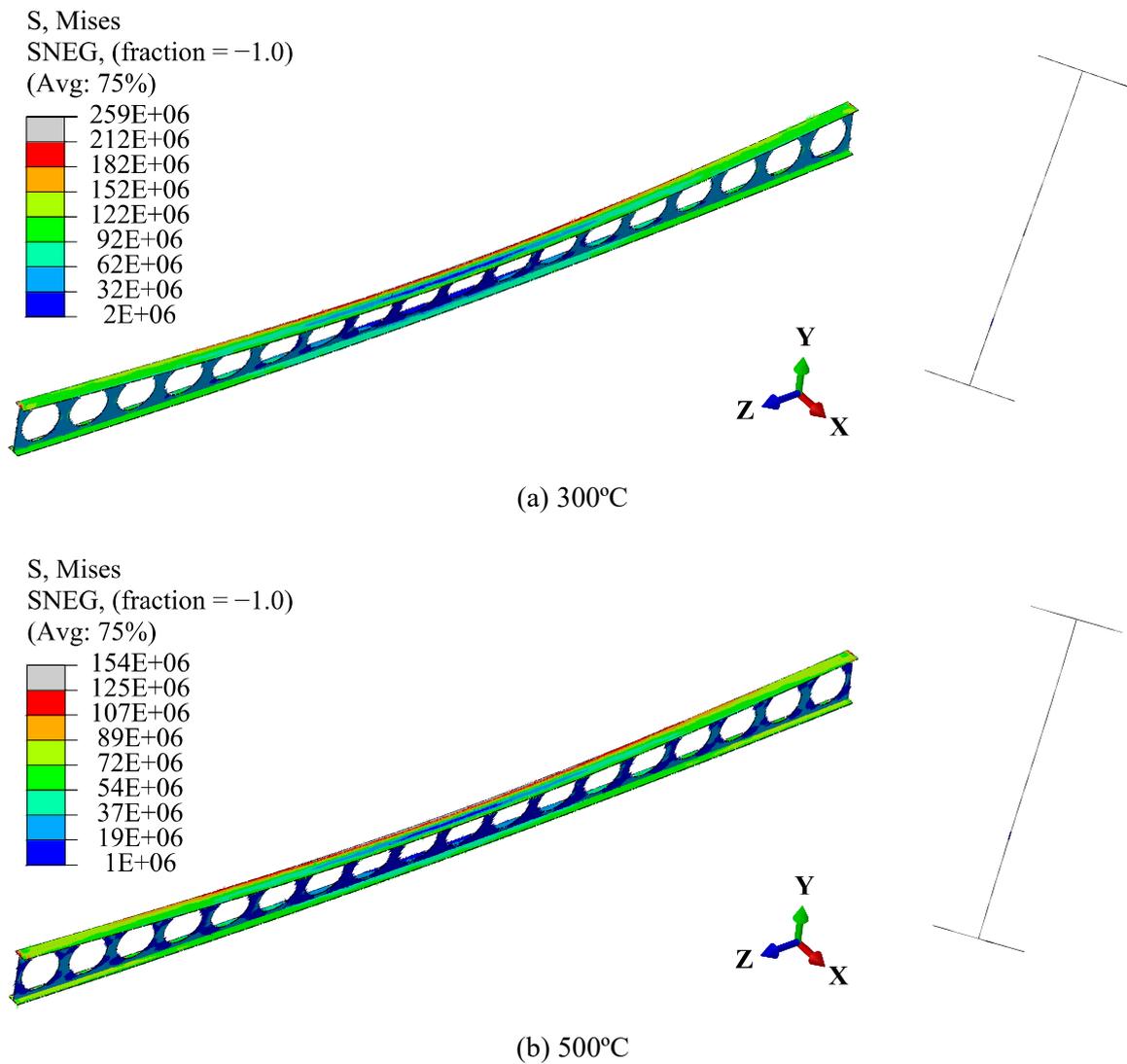


Figura 6.3 – Configurações deformadas e tensões de *von Mises* (Pa) obtidas pelos modelos W460x890x080x025x18x300 e W460x890x080x025x18x500 e destaque nas seções transversais na metade do vão

Ao avaliar as Figs. 6.2 e 6.3 também é possível observar que, embora os modelos apresentados não tenham atingido a resistência ao escoamento, regiões consideráveis dos modelos menos esbeltos e até mesmo pequenas regiões dos modelos mais esbeltos ultrapassaram o limite de proporcionalidade do aço em elevada temperatura.

Esse fato é relevante para o estado-limite de FLT, pois o módulo de elasticidade tangente do aço se reduz drasticamente após o limite de proporcionalidade ( $f_{p,\theta}$ ), o que afeta o momento fletor resistente (ver o modelo constitutivo do aço ilustrado na Fig. 3.5). Conforme Dharma e Tan (2007), essa situação é mais crítica para vigas com valores de esbeltez intermediários, uma vez que o nível de tensões é substancialmente superior ao limite de proporcionalidade do aço.

A variação do módulo tangente, juntamente com a variação das propriedades do aço em temperatura elevada, e os efeitos mais pronunciados da distorção da alma nas vigas menos esbeltas podem explicar as diferentes curvas de resistência numéricas obtidas em situação de incêndio, conforme será mostrado no Subitem 6.4.2, bem como os dois comportamentos observados em cada curva de resistência, sendo um deles relativo a valores baixos de esbeltez, e outro referente aos demais valores de esbeltez.

Assim como no estudo paramétrico à temperatura ambiente, os resultados de alguns modelos foram descartados, referentes aos casos onde o momento crítico elástico não foi determinado, e aos casos onde foram observadas configurações deformadas diferentes das investigadas.

A seguir são apresentados os momentos fletores resistentes de 3988 modelos numéricos, que representam 94% dos casos investigados.

#### 6.4.2 Avaliação do procedimento da ABNT NBR 14323:2013 para a determinação de $M_{Rk,\theta}$

Os momentos fletores resistentes numéricos em situação de incêndio,  $M_{Rk,\theta,num}$ , foram comparados aos valores analíticos obtidos com a formulação preconizada pela ABNT NBR 14323:2013, considerando-se as propriedades geométricas da seção transversal obtidas no centro dos alvéolos e os fatores de redução das propriedades do aço referentes às mesas ( $k_{E,\theta}$  e  $k_{y,\theta}$ ), previstos pelas normas EN 1993-1-2:2005 e ABNT NBR 14323:2013. As diferenças entre os momentos fletores resistentes analíticos e numéricos são apresentadas na Fig. 6.4.

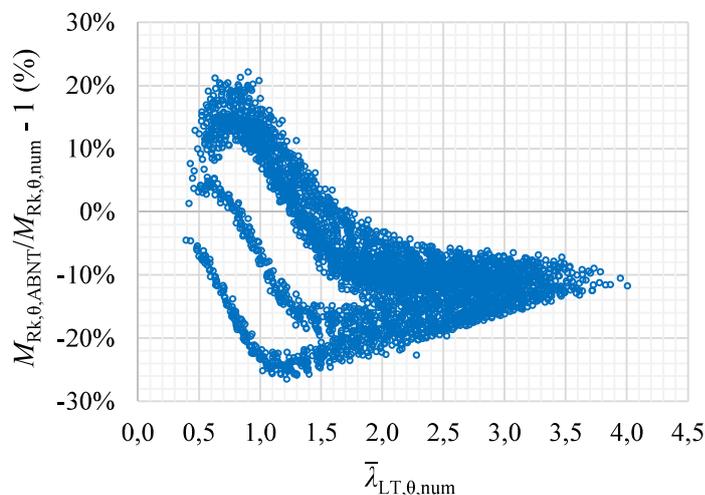


Figura 6.4 – Diferenças entre os momentos fletores resistentes numéricos e analíticos em situação de incêndio

Os momentos fletores resistentes calculados com o procedimento da norma brasileira apresentaram diferenças entre -27% e 22% com os resultados numéricos. Embora esses resultados sejam majoritariamente conservadores, nota-se que esse procedimento leva à superestimação do momento fletor resistente para uma quantidade razoável de modelos numéricos, e é possível observar que a curva de erros não é uniforme ao longo do intervalo de esbeltez investigado.

Ao analisar a Fig. 6.5, onde são mostradas a curva de resistência da ABNT NBR 14323:2013 e as curvas numéricas, dadas em função de  $\bar{\lambda}_{LT,\theta,num}$  e dos fatores de redução  $\chi_{LT,\theta,num}$ , obtidos pela divisão de  $M_{Rk,\theta,num}$  por  $M_{pl,\theta}$ , fica claro que a adoção de apenas uma curva de resistência não é suficiente para representar todos os resultados numéricos.

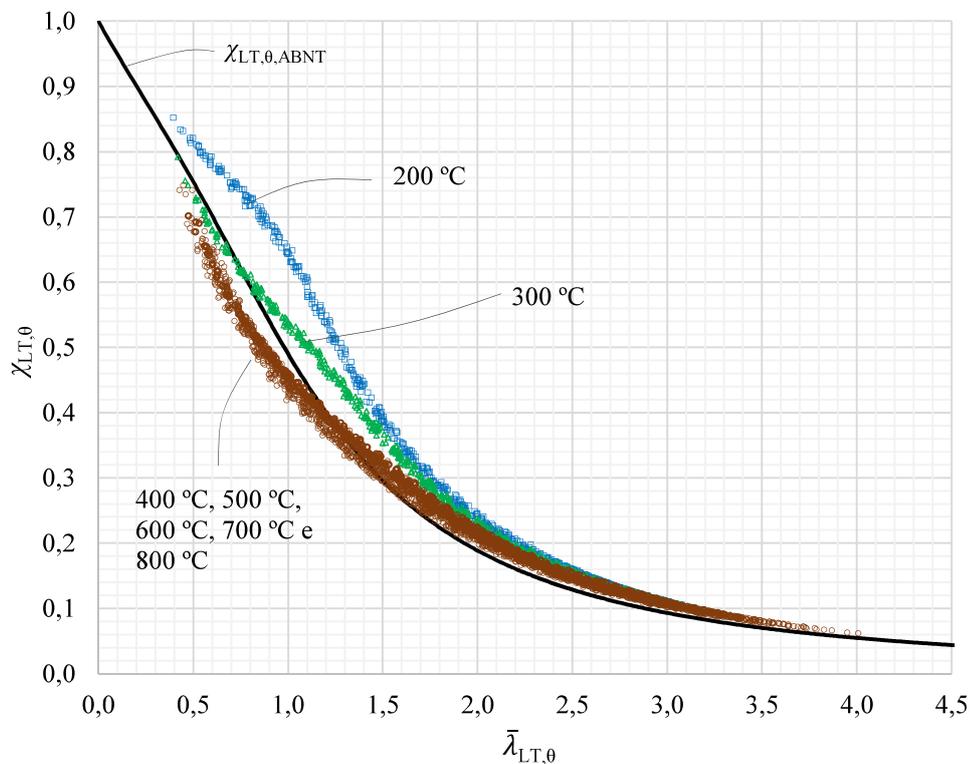


Figura 6.5 – Comparação entre as curvas de resistência numéricas e a curva presente na ABNT NBR 14323:2013

Como já foi discutido no Subitem 6.4.1, diversos fatores podem explicar os comportamentos distintos das curvas de resistência numéricas para cada temperatura, como as distorções da alma, a não-linearidade dos materiais das mesas e da alma em temperatura elevada, e ao fato das propriedades mecânicas do aço sofrerem degradação em diferentes proporções, conforme pode ser observado nos Subitens 3.2.1 e 3.2.3, e na Fig. 6.6, onde são representadas as variações das relações  $(k_{E,\theta}/k_{y,\theta})^{0,5}$  e  $(k_{p,\theta}/k_{y,\theta})^{0,5}$  com a elevação da temperatura.

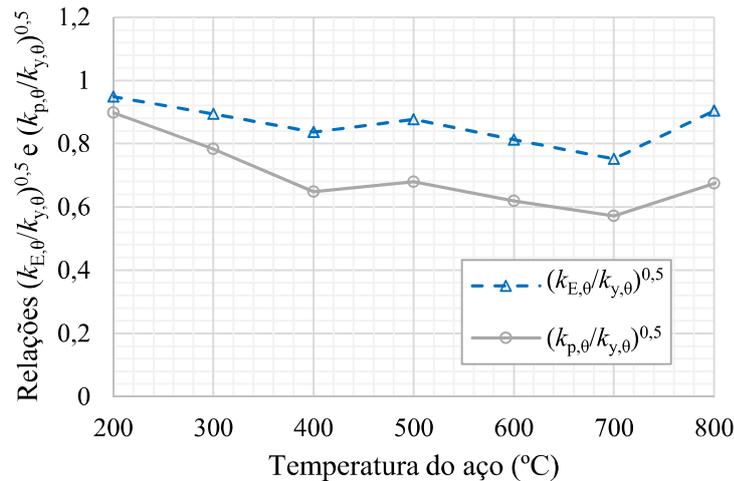


Figura 6.6 – Relações entre os fatores de redução da resistência ao escoamento, do limite de proporcionalidade e do módulo de elasticidade do aço em temperatura elevada

Outro fator relevante é a menor inclinação das curvas de resistência numéricas nos trechos de menor esbeltez, que podem ser atribuídas aos efeitos mais pronunciados da distorção da alma nesse intervalo, e à variação do módulo tangente do aço, que provocam a redução da capacidade resistente das vigas menos esbeltas à FLT.

## 6.5 Proposição de novos procedimentos de cálculo

### 6.5.1 Considerações iniciais

Tendo em vista a formulação preconizada pela ABNT NBR 14323:2013 e os procedimentos propostos à temperatura ambiente, foram investigados procedimentos para a determinação do momento fletor resistente em situação de incêndio,  $M_{Rk,\theta}$ . Para isso, alguns ajustes foram realizados com o intuito de aproximar os resultados numéricos e analíticos. Porém, do mesmo modo que à temperatura ambiente, considerou-se que  $M_{Rk,\theta}$  é função do momento de plastificação da seção transversal, nesse caso  $M_{pl,\theta}$ , e de um fator de redução para a FLT.

Dois procedimentos foram investigados para a determinação do momento fletor resistente de vigas celulares de aço quanto ao estado-limite último de flambagem lateral com torção, a saber:

(i) Proposta I: nesse caso, foi determinada uma única curva de resistência para representar as curvas de resistência numéricas, constituídas pelos pontos  $\bar{\lambda}_{LT,\theta,num}$  e os fatores de redução para a FLT numéricos,  $\chi_{LT,\theta,num}$ .

(ii) Proposta II: nesse caso foram determinadas três curvas de resistência a partir da regressão das curvas de resistência numéricas, uma para a temperatura igual a 200°C, outra para a temperatura igual a 300°C, e outra para as demais temperaturas. Além disso, tendo em vista a variação das curvas nos trechos de menor esbeltez, foi proposto um fator de correção  $\kappa_0$ , que melhora a concordância entre os resultados numéricos e analíticos nesse intervalo.

Por fim, deve-se ressaltar que o patamar da curva de resistência adotado à temperatura ambiente, situado no intervalo de esbeltez entre 0 e 0,2 (ver Fig. 5.11), foi desconsiderado em situação de incêndio.

### 6.5.2 Proposta I

O primeiro procedimento tem como base a formulação da ABNT NBR 14323:2013, considerando-se as seguintes modificações: (i) propriedades geométricas obtidas no centro dos alvéolos; (ii) adoção do fator de imperfeição para a FLT, simbolizado por  $\alpha_0$ , igual a  $0,032 \sqrt{E/f_y}$ ; e (iii) um ajuste no cálculo do fator de redução para a FLT, que pode ser obtido com a Eq. (6.2), considerando-se  $\bar{\lambda}_{LT,0}$  dado pela Eq. (6.3), e  $\Phi_{LT,0}$  igual ao parâmetro  $\Phi_{LT,0,I}$ , dado pela Eq. (6.4).

$$\chi_{LT,0} = \frac{1}{\Phi_{LT,0} + \sqrt{\Phi_{LT,0}^2 - \bar{\lambda}_{LT,0}^2}} \leq \begin{cases} 1 \\ 1/\bar{\lambda}_{LT,0}^2 \end{cases} \quad (6.2)$$

$$\bar{\lambda}_{LT,0} = \sqrt{\frac{k_{y,0} M_{pl}}{k_{E,0} M_{cr}}} \quad (6.3)$$

$$\Phi_{LT,0,I} = 0,5 \left[ 1 + \alpha_0 \bar{\lambda}_{LT,0} + \bar{\lambda}_{LT,0}^{1,9} \right] \quad (6.4)$$

Na Fig. 6.7 são apresentadas a curva de resistência da Proposta I e as curvas de resistência numéricas. Conforme pode ser observado, a curva proposta diminui a superestimação dos fatores de redução para a FLT em relação à curva da ABNT NBR 14323:2013, e apresenta resultados majoritariamente inferiores aos numéricos. Devido à simplicidade dessa metodologia, foi considerado que essa proposta é razoável para a realização de cálculos expeditos.

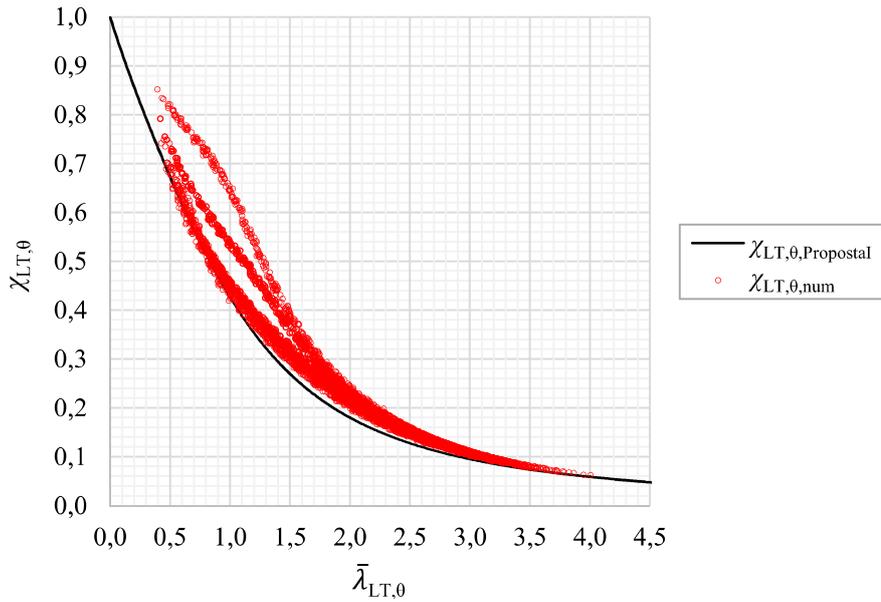


Figura 6.7 – Comparação entre as curvas de resistência numéricas e a curva da Proposta I

Portanto, o primeiro procedimento proposto para a determinação do momento fletor resistente em situação de incêndio,  $M_{Rk,θ}$ , é composto pelas seguintes etapas:

- (i) obtenção das propriedades geométricas da seção transversal  $I_{y,0}$ ,  $J_m$ ,  $Z_{x,0}$  e  $C_w$  conforme as Eqs. (B.2), (B.5), (B.8) e (B.9), respectivamente;
- (ii) cálculo do momento crítico elástico à temperatura ambiente,  $M_{cr}$ , conforme a Eq. (2.1);
- (iii) cálculo do momento de plastificação à temperatura ambiente,  $M_{pl}$ , dado por  $Z_{x,0}f_y$ ;
- (iv) determinação dos fatores de redução do módulo de elasticidade do aço e da resistência ao escoamento do aço em temperatura elevada relativos aos valores à temperatura ambiente,  $k_{E,θ}$  e  $k_{y,θ}$ , respectivamente, conforme a temperatura das mesas (ver 3.2.1);
- (v) determinação do parâmetro de esbeltez à FLT em situação de incêndio, com a Eq. (6.3);
- (vi) adoção de  $\Phi_{LT,θ}$  igual a  $\Phi_{LT,θ,I}$ , calculado por meio da Eq. (6.4) com  $\alpha_0$  igual a  $0,032 \sqrt{E/f_y}$ ;
- (vii) determinação do fator de redução para a FLT,  $\chi_{LT,θ}$ , por meio da Eq. (6.2);
- (viii) cálculo de  $M_{Rk,θ}$  conforme a Eq. (6.5).

$$M_{Rk,θ} = \chi_{LT,θ} Z_{x,0} f_y k_{y,θ} \quad (6.5)$$

### 6.5.3 Proposta II

Para determinar os fatores de imperfeição e o fator de correção  $\kappa_0$ , os pontos  $(\bar{\lambda}_{LT,\theta,num}, \chi_{LT,\theta,num})$  das curvas de resistência numéricas foram divididos em duas categorias: pontos correspondentes a valores do momento fletor resistente menores do que o momento fletor correspondente ao limite de proporcionalidade,  $W_{x,0}f_{p,\theta}$ , onde  $W_{x,0}$  é dado pela Eq. (B.7) do Apêndice B, e pontos correspondentes a valores do momento fletor resistente maiores do que  $W_{x,0}f_{p,\theta}$ .

A partir da regressão dos pontos da primeira categoria, foram determinados os fatores de imperfeição das curvas de resistência,  $\alpha_\theta$ , definidos em função da temperatura  $\theta$  das mesas, conforme apresentado na Tab. (6.2).

Tabela 6.2 – Fatores de imperfeição recomendados para cada temperatura investigada das mesas

$\theta$ (°C)	$\alpha_\theta / \sqrt{E/f_y}$
200	0,008
300	0,012
400, 500, 600, 700 e 800	0,021

Calculando o fator de redução  $\chi_{LT,\theta}$  por meio da Eq. (6.2) com os parâmetros  $\alpha_\theta$ ,  $\bar{\lambda}_{LT,\theta}$  e  $\Phi_{LT,\theta,II}$ , dados na Tab. (6.2), e Eqs. (6.3) e (6.6), respectivamente, e considerando-se os pontos da segunda categoria das curvas de resistência numéricas, foi obtido o fator de correção  $\kappa_0$ , dado pela Eq. (6.7).

$$\Phi_{LT,\theta,II} = 0,5 \left[ 1 + \alpha_\theta \bar{\lambda}_{LT,\theta} + \bar{\lambda}_{LT,\theta}^{1,9} \right] \quad (6.6)$$

$$\kappa_0: \begin{cases} \bar{\lambda}_{LT,\theta} \leq 1,7 \rightarrow \kappa_0 = 0,170 \bar{\lambda}_{LT,\theta}^2 - 0,289 \bar{\lambda}_{LT,\theta} + 1,000 \\ \bar{\lambda}_{LT,\theta} > 1,7 \rightarrow \kappa_0 = 1 \end{cases} \quad (6.7)$$

Ao multiplicar o fator de correção  $\kappa_0$  por  $\chi_{LT,\theta}$ , foram obtidos resultados mais próximos de todas as curvas de resistência numéricas investigadas, como ilustrado na Fig. 6.8, com diferenças entre os fatores de redução numéricos e analíticos entre -14% e 6%.

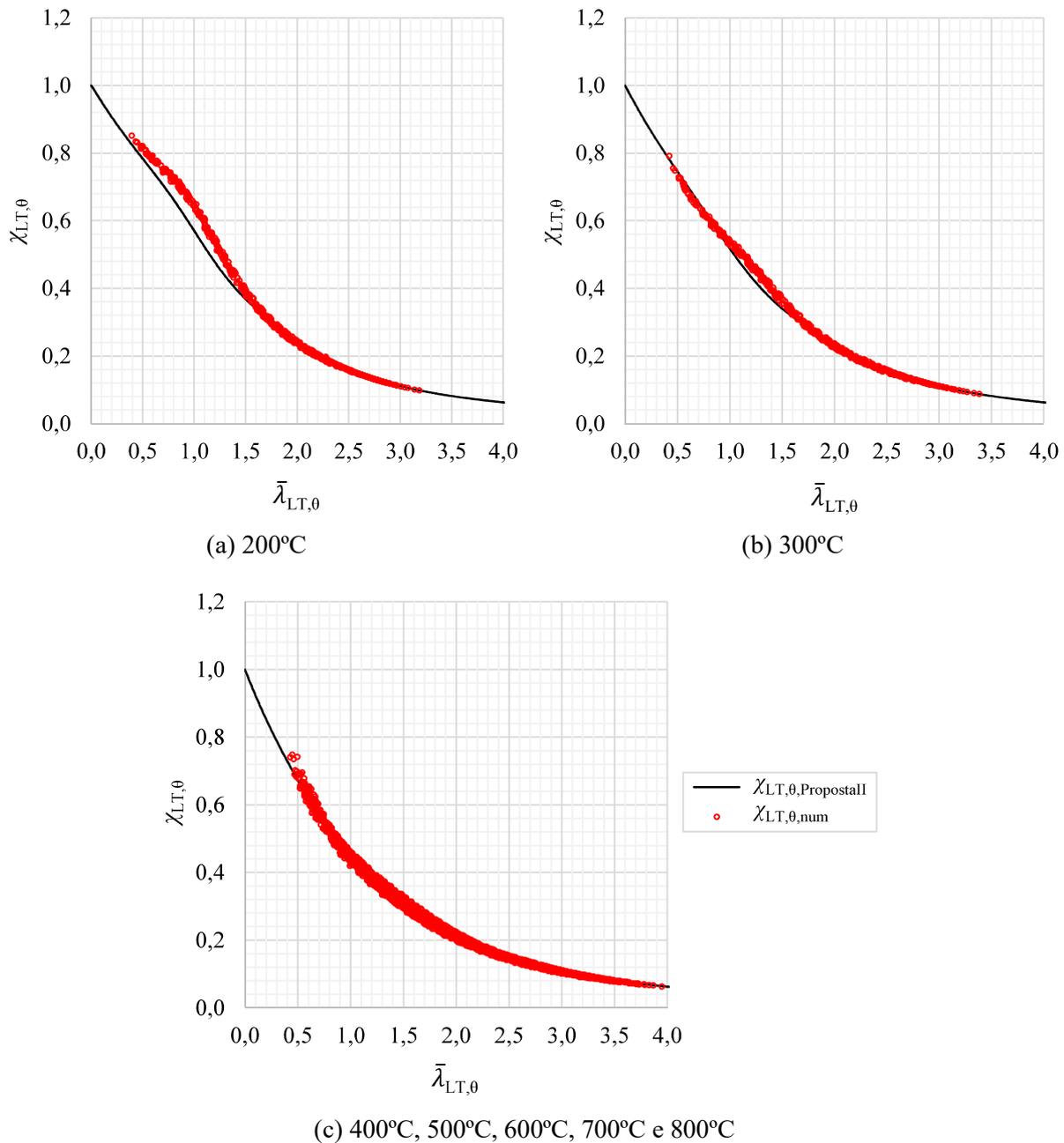


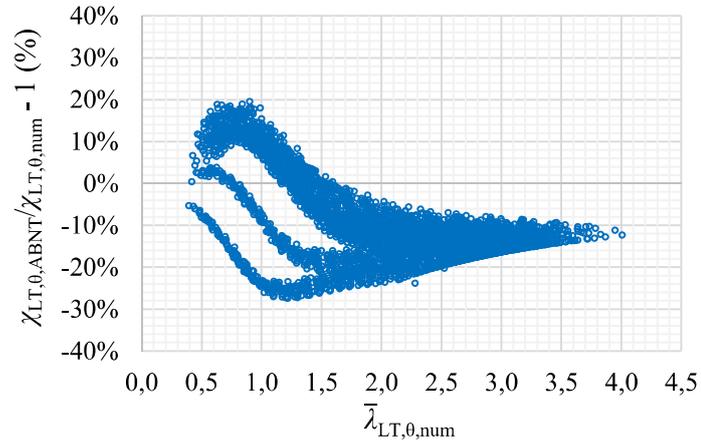
Figura 6.8 – Comparação entre as curvas de resistência numéricas e analíticas, obtidas a partir da Proposta II

Portanto, a Proposta II difere da Proposta I nos seguintes aspectos: (i) três fatores de imperfeição são considerados, definidos de acordo com a temperatura de interesse das mesas; e (ii) o fator de redução para a FLT, obtido com a Eq. (6.2), é multiplicado por um fator de correção  $\kappa_0$ , que depende da esbelteza das vigas.

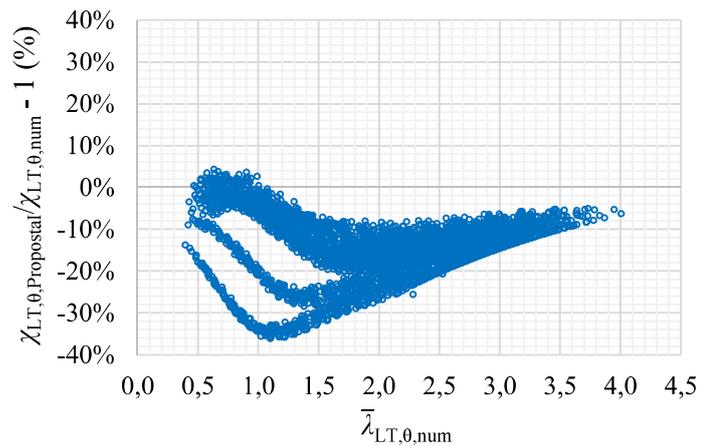
Caso a temperatura a ser analisada não conste na Tab. (6.2), recomenda-se a interpolação dos fatores de imperfeição ou a adoção do maior valor (mais conservador).

### 6.5.4 Diferenças entre os fatores de redução numéricos e analíticos

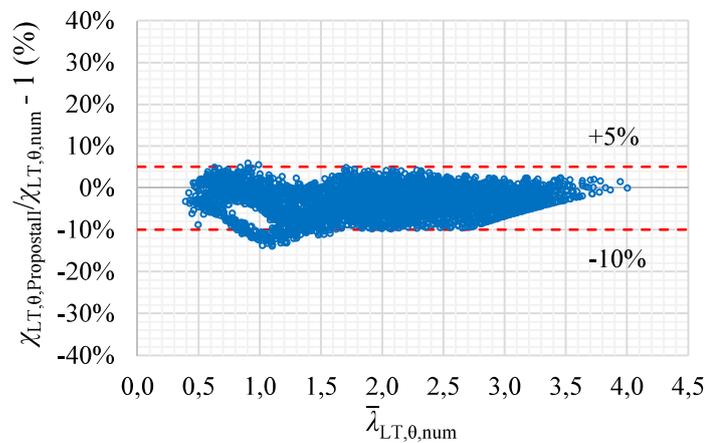
Na Fig. 6.9 são apresentadas as diferenças entre os fatores de redução obtidos por meio do estudo paramétrico e os valores analíticos, obtidos com os procedimentos da ABNT NBR 14323:2013, e conforme os procedimentos propostos neste trabalho.



(a) ABNT NBR 14323:2013



(b) Proposta I



(c) Proposta II

Figura 6.9 – Diferenças entre os resultados numéricos e analíticos, obtidos com os procedimentos da ABNT NBR 14323:2013 e com os procedimentos propostos neste trabalho

Conforme pode ser observado na Fig. 6.9, a curva de erros associada à Proposta I apresenta formato relativamente próximo à da norma brasileira, mas com resultados mais conservadores.

De modo geral, a Proposta II foi a que mais se aproximou dos resultados numéricos, com a curva de erros relativamente homogênea ao longo de todo o intervalo de esbeltez investigado.

Ao calcular o fator de redução para a FLT conforme a norma brasileira, foram observadas diferenças entre os valores numéricos e analíticos entre -27% e 20%. Já no caso das propostas I e II, essas diferenças ficaram entre -36% e 6%, e -14% e 6%, respectivamente. As diferenças obtidas são compatíveis com outros trabalhos disponíveis na literatura, como o estudo de Couto *et al.* (2016), cujo procedimento para a determinação do momento fletor resistente de vigas de aço para o estado-limite de FLT apresenta diferenças com os resultados numéricos entre -50% e 10%, ou como o estudo de Vila Real *et al.* (2007), cujo procedimento para a determinação de  $M_{Rk,0}$  para vigas de aço apresenta diferenças entre -25% e 13%.

## **6.6 Avaliação da abrangência dos procedimentos propostos**

### **6.6.1 Considerações iniciais**

Para avaliar as curvas de resistência propostas, foram desenvolvidos modelos numéricos considerando-se propriedades do material e configurações geométricas distintas das investigadas no estudo paramétrico. O estudo de abrangência em situação de incêndio corresponde ao exposto no Subitem 5.6 com a consideração dos efeitos da temperatura.

### **6.6.2 Modelos com resistência ao escoamento do aço distinta**

Para verificar a consistência dos procedimentos propostos quanto à alteração das propriedades mecânicas do material, foram desenvolvidos 2772 modelos numéricos com resistência ao escoamento do aço igual a 250 MPa à temperatura ambiente. Os modelos numéricos investigados são originários dos perfis destacados na Tab. (5.1), com razão de expansão igual a 1,5 e dois pares de relações  $D_0/d_g$  e  $b_w/D_0$ , sendo um deles igual a 0,7 e 0,5, e outro igual a 0,8 e 0,25, respectivamente (ver Fig. 5.2). Nesse estudo, avaliaram-se as mesmas temperaturas requeridas das mesas investigadas no estudo paramétrico (200°C, 300°C, 400°C, 500°C, 600°C, 700°C e 800°C).

Nas Figs. 6.10, 6.11 e 6.12 são apresentados os resultados dos 2667 modelos numéricos que apresentaram configurações deformadas equivalentes às investigadas neste trabalho (96% do total).

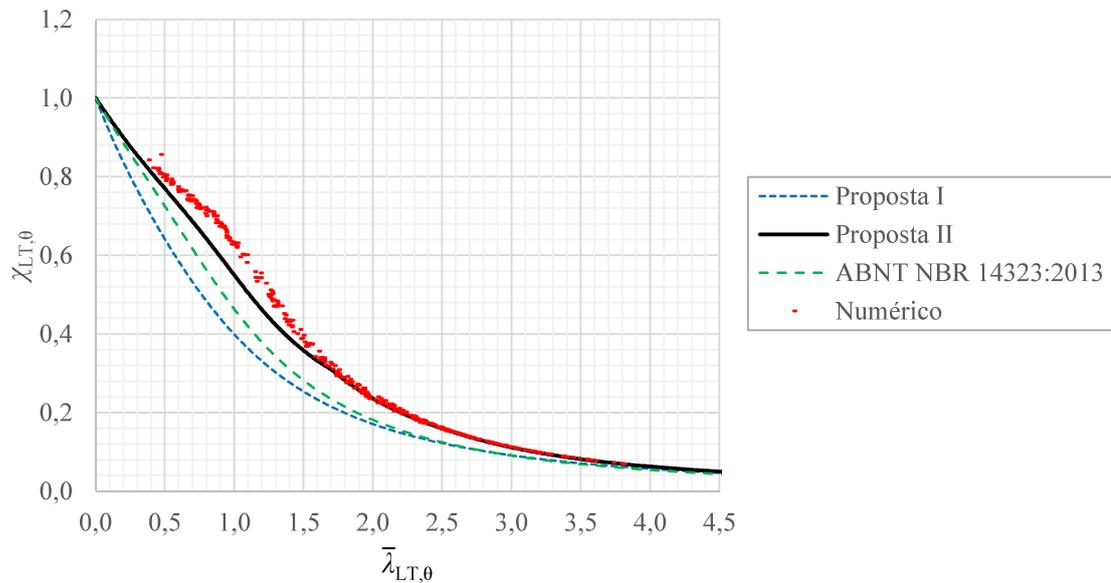


Figura 6.10 – Curvas de resistência numéricas e analíticas a 200°C, obtidas por modelos com resistência ao escoamento do aço igual a 250 MPa à temperatura ambiente

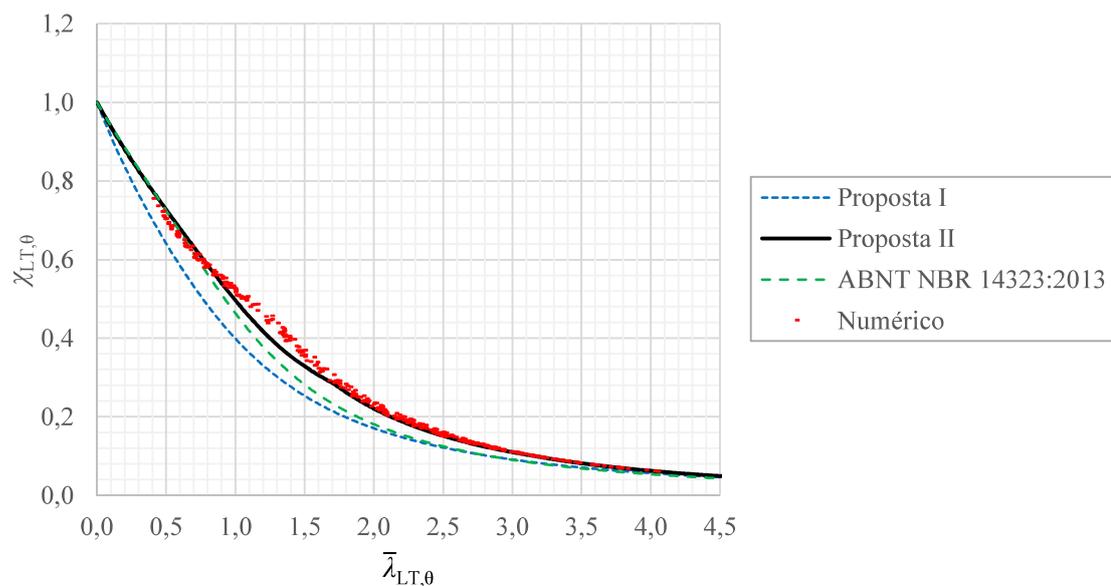


Figura 6.11 – Curvas de resistência numéricas e analíticas a 300°C, obtidas por modelos com resistência ao escoamento do aço igual a 250 MPa à temperatura ambiente

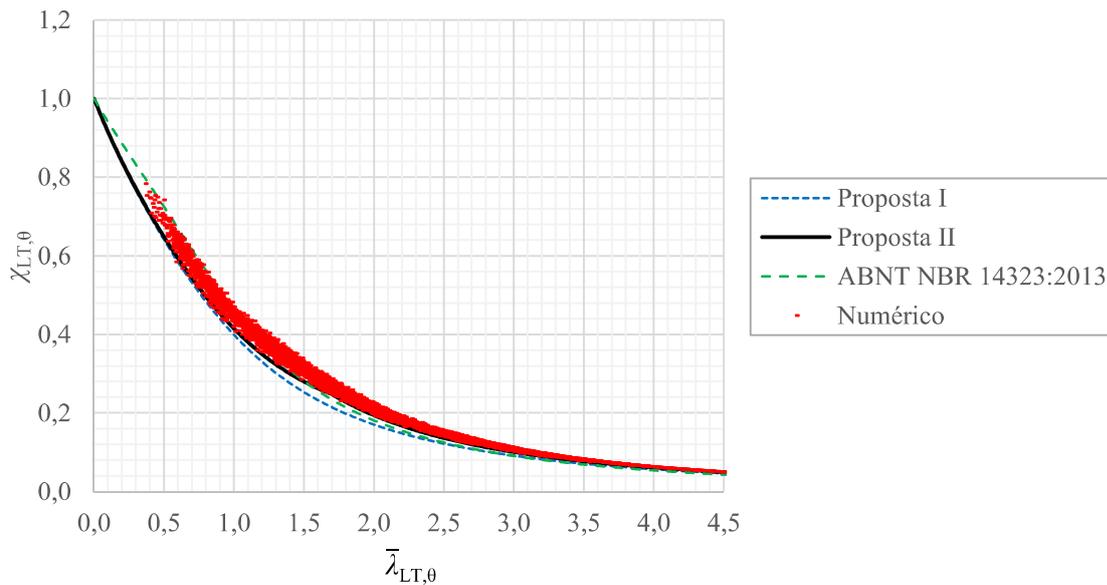


Figura 6.12 – Curvas de resistência numéricas e analíticas a 400°C, 500°C, 600°C, 700°C e 800°C, obtidas por modelos com resistência ao escoamento do aço igual a 250 MPa à temperatura ambiente

Ao analisar as Figs. 6.10, 6.11 e 6.12, observa-se que, apesar da modificação da resistência ao escoamento do aço, as curvas de resistência numéricas apresentaram comportamento similar ao observado no estudo paramétrico (ver Fig. 6.5).

Do mesmo modo que no estudo paramétrico (ver 6.5.4), observa-se que os procedimentos da Proposta I levaram aos resultados mais conservadores, e as curvas de resistência obtidas por meio da Proposta II foram as que mais se aproximaram dos resultados numéricos.

### 6.6.3 Modelos com geometria distinta

Na última etapa do estudo de abrangência, foram desenvolvidos 4613 modelos numéricos com geometrias distintas das investigadas no estudo paramétrico. Nesse caso, foram consideradas as razões  $D_0/d_g$  e  $b_w/D_0$  descritas no Subitem 5.6.3 (ver Fig. 5.12), e mantiveram-se a razão de expansão igual a 1,5 e as propriedades do aço adotadas no estudo paramétrico. Desconsiderando-se os modelos que apresentaram configurações deformadas diferentes das investigadas neste trabalho, 4116 resultados numéricos foram considerados (89% do total).

Conforme pode ser observado nas Figs. 6.13, 6.14 e 6.15, mesmo considerando-se as relações  $D_0/d_g$  e  $b_w/D_0$  extremas dos perfis celulares (ver Tab. (1.1)), verifica-se que a Proposta I fornece

resultados majoritariamente conservadores para todas as temperaturas das mesas investigadas, e a Proposta II é a que apresenta melhor concordância com os resultados numéricos.

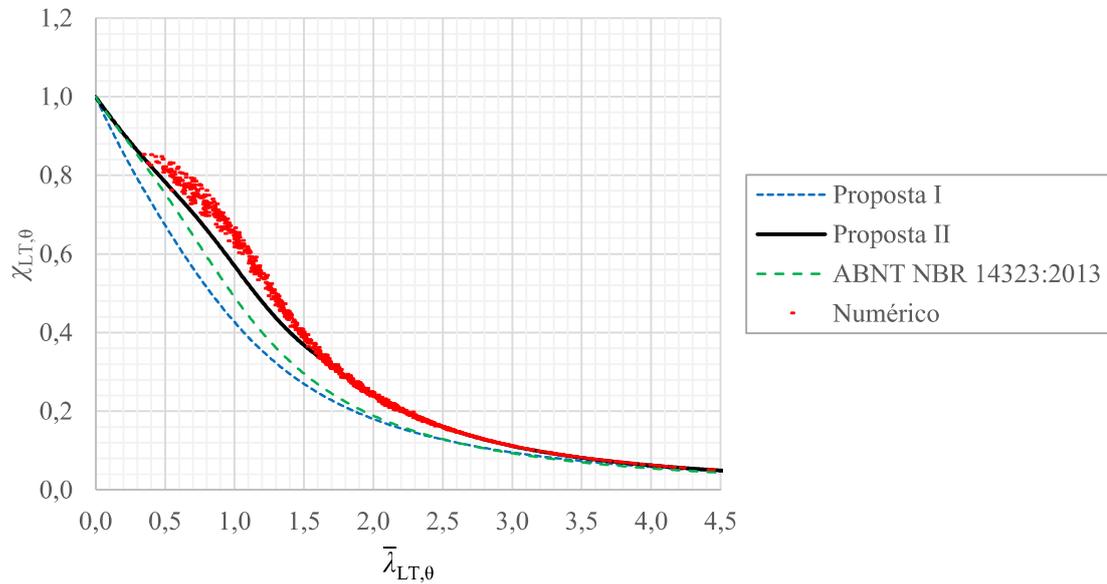


Figura 6.13 – Curvas de resistência numéricas e analíticas a 200°C, obtidas pelos modelos com geometrias distintas

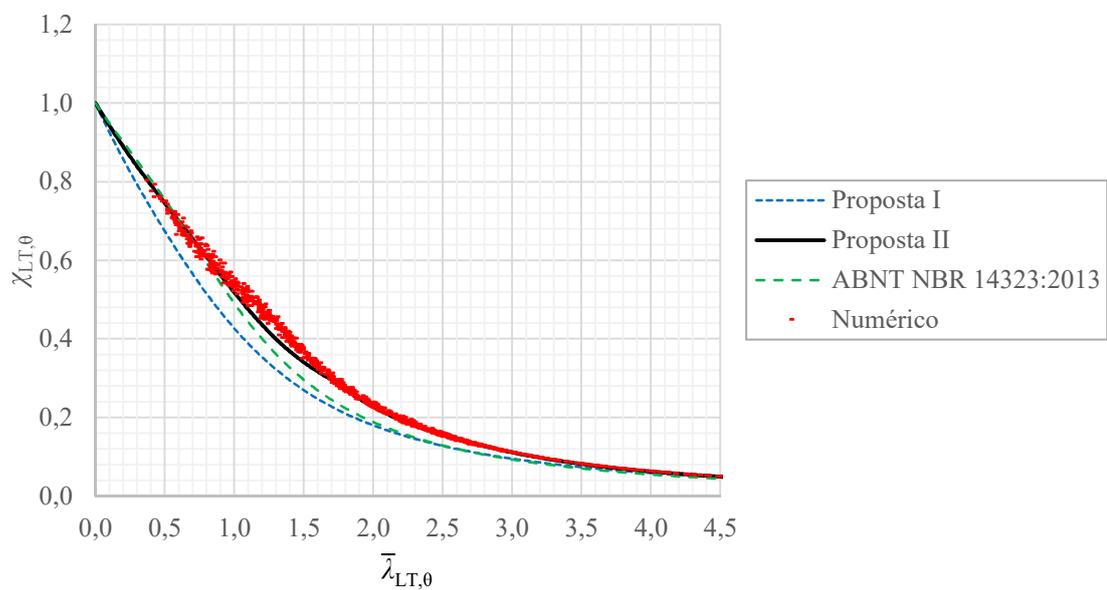


Figura 6.14 – Curvas de resistência numéricas e analíticas a 300°C e 900°C, obtidas pelos modelos com geometrias distintas

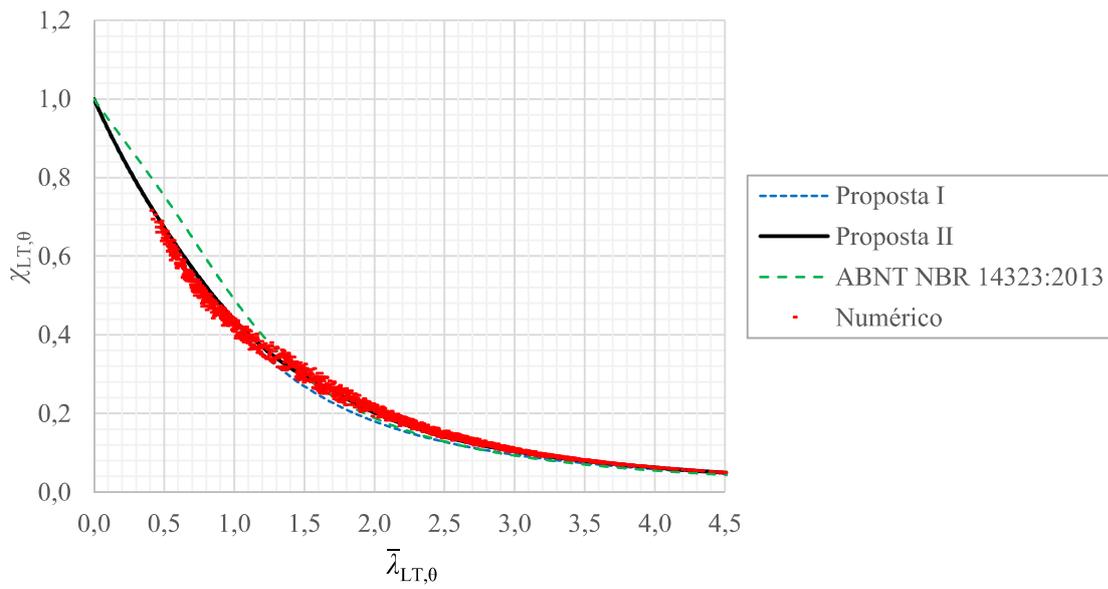


Figura 6.15 – Curvas de resistência numéricas e analíticas a 400°C, 500°C, 600°C, 700°C e 800°C, obtidas pelos modelos com geometrias distintas

Diante dos resultados expostos no Capítulo 5 e no presente capítulo, consideraram-se os procedimentos propostos satisfatórios para os objetivos deste trabalho.

# 7

## CONCLUSÃO

### 7.1 Considerações gerais

As discrepâncias entre as formulações existentes na literatura para o dimensionamento de vigas celulares de aço sujeitas à FLT, somadas à falta de consenso sobre a definição das propriedades geométricas da seção transversal das vigas celulares, e à escassez de estudos considerando-se a situação de incêndio, justificam a realização de mais pesquisas nessa área. Esses fatores motivaram a realização deste trabalho, cujo objetivo principal foi determinar procedimentos para o dimensionamento de vigas celulares de aço quanto ao estado-limite último de flambagem lateral com torção, considerando-se tanto modelos à temperatura ambiente, quanto em situação de incêndio.

Para atender aos objetivos deste trabalho, um modelo numérico em elementos finitos foi desenvolvido e validado com resultados experimentais disponíveis na literatura. Também foi apresentado um modelo simplificado para considerar o efeito da temperatura em vigas celulares, por meio da aplicação de dois materiais com propriedades elásticas e plásticas reduzidas do aço, um para as mesas e outro para a alma. Esse modelo foi promissor, pois possibilitou a realização do estudo paramétrico considerando-se a situação de incêndio sem o desenvolvimento de análises térmicas.

A partir do modelo numérico proposto, foi realizado um estudo paramétrico de vigas celulares sujeitas a momento fletor uniforme e com vínculos de garfo, com módulo de elasticidade e resistência ao escoamento do aço à temperatura ambiente iguais a 200 GPa e 345 MPa, respectivamente. Nesse estudo foram investigados: vinte seções transversais hipotéticas originárias de perfis laminados fabricados no Brasil pela Gerdau (2018), dois pares de relações  $D_0/d_g$  e  $b_w/D_0$ , comprimentos destravados definidos pelas relações  $L_b/r_{y,0}$  entre 30 e 300, e oito temperaturas requeridas das mesas.

Por meio das análises lineares de estabilidade, foi constatado que o momento crítico elástico das vigas celulares menos esbeltas é consideravelmente menor do que o valor analítico. Ao verificar os autovetores dessas análises, concluiu-se que isso se deve às elevadas distorções da alma das vigas celulares com menor esbeltez.

À temperatura ambiente, os fatores de redução para a FLT convergiram para uma só curva, indicando que as configurações geométricas investigadas poderiam ser bem representadas por uma única curva de resistência.

Em situação de incêndio, as curvas de resistência numéricas apresentaram tendências diferentes devido à não-linearidade dos materiais e à variação das propriedades mecânicas do aço. Também foi constatado que as distorções da alma e a variação do módulo tangente dos materiais têm impacto significativo na capacidade resistente das vigas menos esbeltas à FLT.

A partir dos resultados numéricos, foram propostos procedimentos de cálculo do momento fletor resistente de vigas celulares de aço, que seguem princípios similares à temperatura ambiente e em situação de incêndio. Os procedimentos propostos neste trabalho se aproximam da filosofia adotada pela norma brasileira ABNT NBR 14323:2013 e pelas normas europeias EN 1993-1-1:2005 e EN 1993-1-2:2005, com ajustes, onde são considerados o momento de plastificação da seção transversal determinado no centro do alvéolo, um fator de redução para a flambagem lateral com torção e, caso seja considerada a situação de incêndio, os fatores de redução das propriedades do aço conforme a temperatura das mesas.

Para avaliar a abrangência das curvas de resistência propostas, foram criados modelos numéricos considerando-se a resistência ao escoamento do aço igual a 250 MPa à temperatura ambiente, e modelos com quatro configurações geométricas diferentes das investigadas no estudo paramétrico, definidas em função dos pares de relações  $D_0/d_g$  e  $b_w/D_0$  extremas dos perfis celulares. Ao todo, foram utilizados 1535 resultados numéricos à temperatura ambiente e 10771 resultados numéricos em situação de incêndio para verificar os procedimentos propostos.

De modo geral, os procedimentos propostos neste trabalho representaram melhor os resultados numéricos do que outros modelos de cálculo disponíveis na literatura. À temperatura ambiente, a curva de resistência proposta apresentou diferenças com os resultados numéricos inferiores a 4% em todos os casos analisados. Em situação de incêndio, dois procedimentos de cálculo foram propostos. O primeiro, por considerar um fator de imperfeição único, leva a resultados predominantemente conservadores, sendo indicado para a realização de cálculos expeditos. Por

outro lado, as curvas de resistências recomendadas no segundo procedimento exibem boa concordância com as curvas numéricas, com diferenças entre -14% e 6%.

Diante dos resultados expostos, considerou-se que, dentro do espectro amostral estudado, os procedimentos propostos são adequados para a determinação do momento fletor resistente de vigas celulares de aço quanto ao estado-limite último de flambagem lateral com torção.

## **7.2 Sugestões para trabalhos futuros**

Neste trabalho, os procedimentos propostos tiveram como base apenas os resultados de modelos numéricos, e seria interessante que fossem realizados ensaios para verificar a adequabilidade desses procedimentos, principalmente em situação de incêndio.

Adicionalmente, sugere-se que o estudo realizado seja estendido a vigas celulares com um eixo de simetria ou com diferentes tipologias, além de outras situações de diagrama de momento fletor, bem como a análise de forças aplicadas fora do centro de torção das vigas celulares.

É preciso ainda investigar os efeitos da flambagem local no comportamento das vigas celulares, e seus impactos no momento fletor resistente quanto à FLT.

Outro fator relevante seria a determinação de um novo procedimento para calcular o momento crítico elástico, que inclua os efeitos da distorção da alma no intervalo de menor esbeltez.

Por fim, embora os erros obtidos com os procedimentos propostos considerando-se a situação de incêndio sejam condizentes com os encontrados na literatura, entende-se que esse tema precisa ser aprofundado, de modo a representar melhor o comportamento de vigas celulares de aço e fornecer soluções mais econômicas.

# 8

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABREU, L. M. P.; FAKURY, R. H.; SILVA, A. L. R. de C. Determinação do momento fletor resistente à flambagem lateral com torção de vigas de aço celulares. In: *Asociación Argentina de Mecánica Computacional*, Buenos Aires, v. 29, p. 7255-7271, 2010.

ABREU, L. M. P. *Determinação do momento fletor resistente à flambagem lateral com torção de vigas de aço celulares*. 2011. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2011.

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION. ANSI/AISC 360:2016: *Specification for structural steel buildings*. Chicago, 2016.

ARCELORMITTAL EUROPE – Long Products: Sections and Merchant Bars. *ACB<sup>®</sup> and Angelina<sup>®</sup> beams: A new generation of castellated beams*. Luxembourg: ArcelorMittal Commercial Sections S.A., 2018.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. ABNT NBR 14432: *Exigências de resistência ao fogo de elementos construtivos de edificações – Procedimento*. Rio de Janeiro, 2001. 14 p.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. ABNT NBR 8800: *Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios*. Rio de Janeiro, 2008. 237 p.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. ABNT NBR 14323: *Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios em situação de incêndio*. Rio de Janeiro, 2013. 66 p.

BAILEY, C. G.; BURGESS, I. W.; PLANK, R. J. The lateral-torsional buckling of unrestrained steel beams in fire. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 36, n. 2, p. 101-119, 1996.

BAILEY, C. Indicative fire tests to investigate the behaviour of cellular beams protected with intumescent coatings. *Fire Safety Journal*, v. 39, 689-709, 2004.

BOISSONNADE, N. *et al.* Design of cellular beams against lateral torsional buckling. *Structures and Buildings*, v. 167, n. SB7, p. 436-444, 2014.

C-BEAMS. *Projects Gallery*. Disponível em: <<https://www.c-beams.com>>. Acesso em: 21 jan. 2019.

CONSTRUCTALIA – ARCELORMITTAL EUROPE. *Angelina® girder: A new architectural dimension*. 2009. Disponível em: <<https://constructalia.arcelormittal.com/en/>>. Acesso em: 10 fev. 2018.

COUTO, C. *et al.* Numerical investigation of the lateral-torsional buckling of beams with slender cross sections for the case of fire. *Engineering Structures*, v. 106, p. 410-421, 2016.

DEMIRDJIAN, S. *Stability of castellated beam webs*. 1999. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Department of Civil Engineering and Applied Mechanics, McGill University, Montreal, 1999.

DHARMA, R. B.; TAN, K. H. Proposed design methods for lateral torsional buckling of unrestrained steel beams in fire. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 63, p. 1066-1076, 2007.

EL-SAWY, K. M.; SWEEDAN, A. M. I.; MARTINI, M. I. Moment gradient factor of cellular steel beams under inelastic flexure. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 98, p. 20-34, 2014.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. EN 1993-1-1: *Design of steel structures. Part 1-1: General rules and rules for buildings*. Brussels, 2005.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. EN 1993-1-2: *Design of steel structures. Part 1.2: General rules – Structural fire design*. Brussels, 2005.

EUROPEAN CONVENTION FOR CONSTRUCTIONAL STEELWORK. *Ultimate Limit State Calculations of Sway Frames with Rigid Joints* – ECCS, 1984.

GERDAU. *Perfis estruturais Gerdau: Tabela de bitolas*. Disponível em: <[www2.gerdau.com.br](http://www2.gerdau.com.br)>. Acesso em: 10 de fevereiro de 2018.

GRILO, L. F. *et al.* Design procedure for the web-post buckling of steel cellular beams. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 148, p. 525-541, 2018.

GRILO, L. F. *Formulação para determinação da força cortante resistente de flambagem do montante de alma em vigas celulares de aço*. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2018.

HRICÁK, J.; JANDERA, M.; WALD, F. Local buckling of Class 4 sections at elevated temperature. In: WALD, F. *et al.* *Benchmark studies – Experimental validation of numerical models in fire engineering*. Prague: CTU Publishing House, 2014. p. 34-47.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. ISO 834: *Fire resistance tests – Elements of building construction. Part 1: General requirements*. Geneva, 1999.

KERDAL, D.; NETHERCOT, D. A. Failure modes for castellated beams. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 4, p. 295-315, 1984.

KIRBY, P. A.; NETHERCOT, D. A. *Design for structural stability*. New York: John Wiley & Sons Inc., 1979.

KNOWLES, P. R. Castellated Beams. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers – Part 1*, v. 90, p. 521-536, 1991.

MACSTEEL. *Cellular Beams Design Guide*. 2003. Disponível em: <<https://macsteel.co.za>>. Acesso em: 15 dez. 2018.

MAQUOI, R. *et al.* *Steel structures: Lateral torsional buckling in steel and composite beams*. Luxembourg: European Communities, 2003.

MESQUITA, L. M. R. *et al.* Experimental and numerical research on the critical temperature of laterally unrestrained steel I beams. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 61, p. 1435-1446, 2005.

MESQUITA, L. *et al.* Intumescent Fire Protection of Cellular Beams. In: CMM Associação Portuguesa de Construção Metálica e Mista, *X Congresso de Construção Metálica e Mista*, Coimbra, 2015.

MORI, D. D. *Flexo torção: Barras com seção transversal aberta e paredes delgadas*. Notas de aula, Departamento de Engenharia de Estruturas, Universidade de São Paulo, 2003.

NSEIR, J. *et al.* Lateral torsional buckling of cellular steel beams. In: *Proceedings of the Annual Stability Conference*, Structural Stability Research Council, Grapevine, Texas, 2012.

PANEDPOJAMAN, P.; SAE-LONG, W.; CHUB-UPPAKARN, T. Cellular beam design for resistance to inelastic lateral-torsional buckling. *Thin-Walled Structures*, v. 99, p. 182-194, 2016.

PRACHAR, M. *et al.* Fire resistance of slender section beams – Subjected to lateral torsional buckling. *Steel Construction*, v. 7, n. 3, p. 188-192, 2014.

PRACHAR, M. *et al.* Lateral Torsional-Buckling of Class 4 steel plate beams at elevated temperature: Experimental and numerical comparison. *Journal of Structural Fire Engineering*, v. 6, n. 3, p. 223-236, 2015.

PRACHAR, M. *et al.* Experiments of Class 4 open section beams at elevated temperature. *Thin-Walled Structures*, v. 98, p. 2-18, 2016.

REIS, A. L. F. *O método da energia aplicado à flambagem lateral com torção de vigas de aço*. 1996. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) – Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 1996.

SILVA, C. C.; FAKURY, R. H.; SILVA, A. L. R. C. Análise numérica da influência da distorção da alma na flambagem lateral com torção de perfis I. *Revista da Estrutura de Aço*, v. 6, n. 1, p. 66-85, 2017.

SIMULIA, D. S. *ABAQUS/Standard – User's manual*, Version 6.14. Dassault Systems, Providence, RI, 2014.

SONCK, D.; IMPE, R. V.; BELIS, J. Experimental investigation of residual stresses in steel cellular and castellated members. *Construction and Building Materials*, v. 54, p. 512-519, 2014.

SONCK, D. *Global buckling of castellated and cellular steel beams and columns*. Tese (Doutorado). Ghent University, Ghent, 2014.

SONCK, D.; BELIS, J. Lateral-torsional buckling resistance of cellular beams. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 105, p. 119-128, 2015.

SWEEDAN, A. M. I. Elastic lateral stability of I-shaped cellular steel beams. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 67, p. 151-163, 2011.

TEIXEIRA, F. B.; CALDAS, R. B.; FAKURY, R. H. Método simplificado para considerar os efeitos das tensões residuais na análise numérica de vigas alveolares. In: *Proceedings of the XXXVII Iberian Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering*, Brasília, DF, v. 37, 2016.

TIMOSHENKO, S. P.; GERE, J. M. *Theory of elastic stability*. 2. ed. New York: McGraw-Hill, 1961.

TRAHAIR, N. S. *et al. The behaviour and design of steel structures to EC3*. 4. ed. London: Taylor & Francis, 2008.

VAROL, H.; CASHELL, K. A. Numerical modelling of high strength steel beams at elevated temperature. *Fire Safety Journal*, v. 89, p. 41-50, 2017.

VIEIRA, W. B. *Estudo numérico-experimental da flambagem do montante de alma em vigas casteladas de aço*. 2015. 209 f. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal de Viçosa, Viçosa, Minas Gerais, 2015.

VILA REAL, P. M. M.; FRANSSSEN, J-M. Numerical modelling of lateral-torsional buckling of steel I-beams under fire conditions – Comparison with Eurocode 3. *Journal of Fire Protection Engineering*, v. 11, p. 112-128, 2001.

VILA REAL, P. M. M. *et al.* A new proposal of a simple model for the lateral-torsional buckling of unrestrained steel I-beams in case of fire: experimental and numerical validation. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 59, p. 179-199, 2003.

VILA REAL, P. M. M. *et al.* Lateral-torsional buckling of unrestrained steel beams under fire conditions: improvement of EC3 proposal. *Computers and Structures*, v. 82, p. 1737-1744, 2004a.

VILA REAL, P. M. M. *et al.* The effect of residual stresses in the lateral-torsional buckling of steel I-beams at elevated temperature. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 60, p. 783-793, 2004b.

VILA REAL, P. M. M. *et al.* Parametric analysis of the lateral-torsional buckling resistance of steel beams in case of fire. *Fire Safety Journal*, v. 42, p. 416-424, 2007.

WANG, P. *et al.* Web-post buckling of fully and partially protected cellular steel beams at elevated temperatures in a fire. *Thin-Walled Structures*, v. 98, p. 29-38, 2016.

WARREN, J. *Ultimate load and deflection behaviour of cellular beams*. 2001. Dissertação, School of Civil Engineering, Surveying and Construction, University of Natal, Durban, 2001.

YIN, Y. Z.; WANG, Y. C. Numerical simulations of the effects of non-uniform temperature distributions on lateral torsional buckling resistance of steel I-beams. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 59, p. 1009-1033, 2003.

YOUNG, B. W. Residual stresses in hot rolled members. *In: Proceedings IABSE Colloquium: On Column Strength*, Paris, v. 23, p. 25-38, 1975.

ZHANG, C.; GROSS, J. L.; MCALLISTER, T. P. Lateral torsional buckling of steel W-beams subjected to localized fires. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 88, p. 330-338, 2013.

# APÊNDICE A

## PROPRIEDADES DO AÇO ADOTADAS NOS MODELOS NUMÉRICOS

### A.1 Considerações iniciais

No presente apêndice, são dados os pontos utilizados para descrever a condutividade térmica e o calor específico do aço nas análises térmicas. Também são mostrados os pontos utilizados para definir as propriedades elásticas e plásticas do aço nos modelos com temperaturas prescritas.

Vale ressaltar que o modelo numérico apresentado no Apêndice D não contém temperaturas prescritas. Nesse caso, dois materiais com propriedades elásticas e plásticas correspondentes às temperaturas das mesas e da alma foram definidos nos modelos numéricos, sendo essas propriedades determinadas conforme a metodologia preconizada pela norma europeia EN 1993-1-2:2005, considerando-se as temperaturas calculadas das mesas e da alma.

### A.2 Propriedades térmicas

Nas Tabs. (A.1) e (A.2), respectivamente, são mostrados os pontos utilizados para definir a condutividade térmica ( $\lambda_a$ ) e o calor específico ( $c_a$ ) do aço nos modelos numéricos.

Tabela A.1 – Condutividade térmica do aço em função da temperatura

$\lambda_a$ (W m <sup>-1</sup> °C <sup>-1</sup> )	$\theta_a$ (°C)
53,3	20
40,3	410
27,3	800
27,3	1200

Tabela A.2 – Calor específico do aço em função da temperatura

$c_a$ (J kg <sup>-1</sup> °C <sup>-1</sup> )	$\theta_a$ (°C)
440	20
520	173
585	352
693	533
779	623
902	683
1186	713
1750	726
2291	730
3555	733,5
5000	735
3515	737
2327	741
1733	746
1205	758
941	776
757	815
650	900
650	1050
650	1200

### A.3 Propriedades mecânicas

Nos modelos com temperaturas prescritas, onde o material apresenta módulo de elasticidade e resistência ao escoamento à temperatura ambiente iguais a 200 GPa e 345 MPa, respectivamente, as propriedades elásticas e plásticas foram implementadas nos modelos numéricos conforme a Tab. (A.3) e a Fig. (A.1), respectivamente.

Tabela A.3 – Módulo de elasticidade em função da temperatura do aço

$E$ (MPa)	$\nu$	$\theta_a$ (°C)
200000	0,3	20
200000	0,3	100
180000	0,3	200
160000	0,3	300
140000	0,3	400
120000	0,3	500
62000	0,3	600
26000	0,3	700
18000	0,3	800
13500	0,3	900
9000	0,3	1000

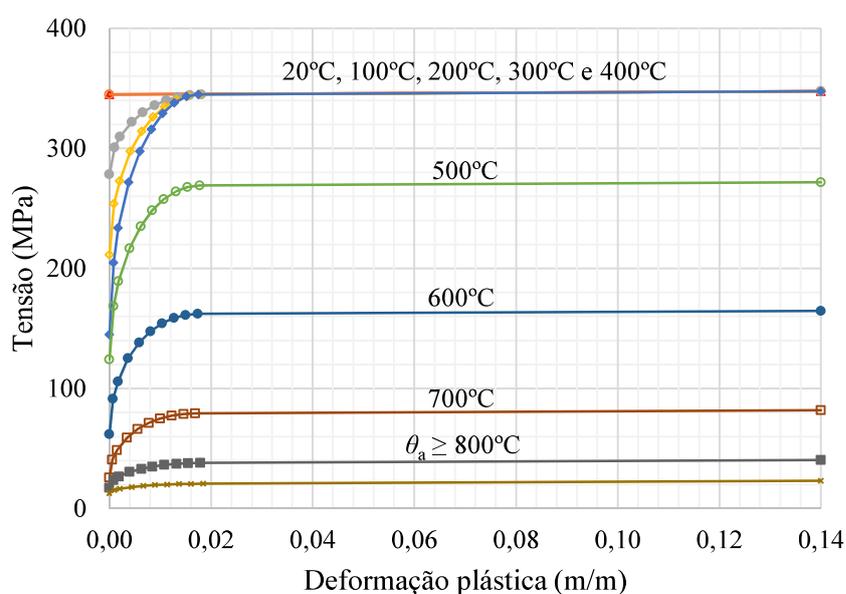


Figura A.1 – Propriedades plásticas em função da temperatura do aço

## APÊNDICE B

### PROPRIEDADES GEOMÉTRICAS DA SEÇÃO TRANSVERSAL DE VIGAS CELULARES

Neste trabalho, as propriedades geométricas da seção transversal das vigas celulares foram determinadas por meio das Eqs. (B.1) a (B.9), nas quais  $I_{x,0}$  e  $I_{y,0}$  são, respectivamente, os momentos de inércia em relação aos eixos centrais de inércia perpendicular e paralelo à alma,  $J_s$  e  $J_0$  são, respectivamente, as constantes de torção na região sem alvéolos e no centro do alvéolo,  $J_m$  é a constante de torção ponderada, proposta por Sonck e Belis (2015),  $r_{y,0}$  é o raio de giração em relação ao eixo paralelo à alma,  $W_{x,0}$  e  $Z_{x,0}$  são, respectivamente, os módulos de resistência elástico e plástico em relação ao eixo perpendicular à alma, e  $C_w$  é a constante de empenamento.

$$I_{x,0} = \frac{b_f t_f^3}{6} + b_f t_f \frac{(d_g - t_f)^2}{2} + \frac{[(d_g - 2t_f)^3 - D_0^3] t_w}{12} \quad (\text{B.1})$$

$$I_{y,0} = \frac{t_f b_f^3}{6} + \frac{(d_g - 2t_f - D_0) t_w^3}{12} \quad (\text{B.2})$$

$$J_s = \frac{2}{3} b_f t_f^3 + \frac{(d_g - t_f)}{3} t_w^3 \quad (\text{B.3})$$

$$J_0 = J_s - \frac{D_0}{3} t_w^3 \quad (\text{B.4})$$

$$J_m = 0,9 \frac{nD_0}{L} J_0 + \left( 1 - 0,9 \frac{nD_0}{L} \right) J_s \quad (\text{B.5})$$

$$r_{y,0} = \sqrt{\frac{I_{y,0}}{2b_f t_f + (d_g - 2t_f - D_0) t_w}} \quad (\text{B.6})$$

$$W_{x,0} = 2 \frac{I_{x,0}}{d_g} \quad (\text{B.7})$$

$$Z_{x,0} = b_f t_f (d_g - t_f) + \frac{[(d_g - 2t_f)^2 - D_0^2] t_w}{4} \quad (\text{B.8})$$

$$C_w = \frac{b_f^3 (d_g - t_f)^2 t_f}{24} \quad (\text{B.9})$$

# APÊNDICE C

## PROCEDIMENTOS PROPOSTOS PARA A DETERMINAÇÃO DO MOMENTO FLETOR RESISTENTE DE VIGAS CELULARES À FLT

### C.1 Considerações iniciais

Neste apêndice são descritos os procedimentos propostos para a determinação do momento fletor resistente de vigas celulares de aço para o estado-limite de FLT à temperatura ambiente,  $M_{Rk}$ , e em situação de incêndio,  $M_{Rk,\theta}$ .

Nas equações a seguir,  $E$  e  $f_y$  são, respectivamente, o módulo de elasticidade e a resistência ao escoamento do aço à temperatura ambiente, e  $k_{E,\theta}$  e  $k_{y,\theta}$  são os respectivos fatores de redução em temperatura elevada relativos aos valores à temperatura ambiente, calculados conforme a temperatura das mesas, por meio das prescrições da norma brasileira ABNT NBR 14323:2013 ou europeia EN 1993-1-2:2005.

As propriedades geométricas da seção transversal de interesse à determinação do momento fletor resistente,  $I_{y,0}$ ,  $J_m$ ,  $Z_{x,0}$  e  $C_w$  podem ser calculadas por meio das Eqs. (B.2), (B.5), (B.8) e (B.9) do Apêndice B, respectivamente.

### C.2 Procedimentos à temperatura ambiente

À temperatura ambiente, o momento crítico elástico ( $M_{cr}$ ) e o momento de plastificação da seção transversal ( $M_{pl}$ ) podem ser obtidos por meio das Eqs. (C.1) e (C.2), respectivamente.

$$M_{cr} = C_b \frac{\pi^2 E I_{y,0}}{L_b^2} \sqrt{\frac{C_w}{I_{y,0}} \left(1 + 0,039 \frac{J_m L_b^2}{C_w}\right)} \quad (C.1)$$

$$M_{pl} = Z_{x,0} f_y \quad (C.2)$$

Com os valores de  $M_{cr}$  e  $M_{pl}$ , são determinados o parâmetro de esbeltez para a FLT ( $\bar{\lambda}_{LT}$ ) e o parâmetro auxiliar  $\Phi_{LT,prop}$ , por meio das Eqs. (C.3) e (C.4), respectivamente. Em seguida, calcula-se o fator de redução para a FLT,  $\chi_{LT,prop}$ , conforme a Eq. (C.5), e por fim, pode-se determinar o momento fletor resistente por meio da Eq. (C.6).

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{M_{pl}}{M_{cr}}} \quad (C.3)$$

$$\Phi_{LT,prop} = 0,5 \left[ 1 + 0,25(\bar{\lambda}_{LT} - 0,2) + \bar{\lambda}_{LT}^{1,9} \right] \quad (C.4)$$

$$\chi_{LT,prop} = \frac{1}{\Phi_{LT,prop} + \sqrt{\Phi_{LT,prop}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2}} \begin{cases} 1 \\ 1/\bar{\lambda}_{LT}^2 \end{cases} \quad (C.5)$$

$$M_{Rk} = \chi_{LT,prop} Z_{x,0} f_y \quad (C.6)$$

### C.3 Procedimentos em situação de incêndio

Em situação de incêndio, considerou-se que o momento fletor resistente é dado pela Eq. (C.7).

$$M_{Rk,\theta} = \chi_{LT,\theta} k_{y,\theta} M_{pl} \quad (C.7)$$

Se o método com o fator de imperfeição único for utilizado (Proposta I), pode-se determinar o parâmetro  $\chi_{LT,\theta}$  conforme a Eq. (C.8), com as grandezas  $\bar{\lambda}_{LT,\theta}$  e  $\chi_{LT,\theta}$  calculadas por meio das Eqs. (C.9) e (C.10), respectivamente.

$$\chi_{LT,\theta} = \frac{1}{\Phi_{LT,\theta} + \sqrt{\Phi_{LT,\theta}^2 - \bar{\lambda}_{LT,\theta}^2}} \leq \begin{cases} 1 \\ 1/\bar{\lambda}_{LT,\theta}^2 \end{cases} \quad (C.8)$$

$$\bar{\lambda}_{LT,\theta} = \sqrt{\frac{k_{y,\theta} M_{pl}}{k_{E,\theta} M_{cr}}} \quad (C.9)$$

$$\Phi_{LT,\theta} = 0,5 \left[ 1 + \alpha_0 \bar{\lambda}_{LT,\theta} + \bar{\lambda}_{LT,\theta}^{1,9} \right] \quad (C.10)$$

O parâmetro  $\alpha_0$  é definido conforme a Tab. (C.1), considerando-se a temperatura das mesas e o tipo de método utilizado. Caso a temperatura a ser analisada não conste na Tab. (C.1),

recomenda-se a interpolação dos fatores de imperfeição ou a adoção do maior valor (mais conservador).

Tabela C.1 – Valores recomendados dos fatores de imperfeição para a FLT em situação de incêndio

Método	$\theta$ (°C)	$\frac{\alpha_\theta}{\sqrt{E/f_y}}$
(I) Fator de imperfeição único	200°C a 800°C	0,032
(II) Fatores de imperfeição variáveis e fator de correção	200°C	0,008
	300°C	0,012
	400°C, 500°C, 600°C, 700°C, 800°C	0,021

Se o método com os fatores de imperfeição variáveis e com o fator de correção for empregado (Proposta II), deve-se ainda multiplicar  $\chi_{LT,\theta}$  pelo fator de correção  $\kappa_0$ , dado pela Eq. (C.11).

$$\kappa_0: \begin{cases} \bar{\lambda}_{LT,\theta} \leq 1,7 \rightarrow \kappa_0 = 0,170 \bar{\lambda}_{LT,\theta}^2 - 0,289 \bar{\lambda}_{LT,\theta} + 1,000 \\ \bar{\lambda}_{LT,\theta} > 1,7 \rightarrow \kappa_0 = 1 \end{cases} \quad (C.11)$$

#### C.4 Exemplo de aplicação

Neste item, é dado um exemplo de cálculo do momento fletor resistente para o estado-limite de FLT à temperatura ambiente e a 500°C. Para isso, foi considerado o modelo apresentado no Subitem 2.4.7, de uma viga celular originária do perfil laminado W 360 x 79,0 (GERDAU, 2018) sujeita a momento fletor uniforme, e com vínculos de garfo nas extremidades. As seguintes propriedades foram adotadas:  $d_g = 53,1$  cm,  $b_f = 20,5$  cm,  $t_w = 0,94$  cm,  $t_f = 1,68$  cm,  $n = 8$ ,  $D_0 = 37,17$  cm,  $b_w = 18,585$  cm,  $b_{w,ext} = 9,2925$  cm,  $E = 200$  GPa e  $f_y = 345$  MPa.

Antes de calcular os valores do momento fletor resistente, as propriedades geométricas e do material da viga celular devem ser definidas.

Nesse caso, o comprimento  $L_b$  da viga é igual a  $n \times (D_0 + b_w) = 446,04$  cm.

As propriedades geométricas de interesse, dadas pelas Eqs. (B.2), (B.5), (B.8) e (B.9) do Apêndice B, são, respectivamente, iguais a  $I_{y,0} = 2413,10$  cm<sup>4</sup>,  $J_m = 72,86$  cm<sup>4</sup>,  $Z_{x,0} = 2027,63$  cm<sup>3</sup> e  $C_w = 1594497,22$  cm<sup>6</sup>.

Portanto, os valores de  $M_{cr}$  e  $M_{pl}$  para essa viga celular são dados por:

$$M_{cr} = \frac{\pi^2 \times 20000 \times 2413,10}{446,04^2} \sqrt{\frac{1594497,22}{2413,10} \left(1 + 0,039 \frac{72,86 \times 446,04^2}{1594497,22}\right)} = 716,28 \text{ kN.m}$$

$$M_{pl} = 2027,63 \times 34,5 = 699,53 \text{ kN.m}$$

Por fim, conforme pode ser verificado no Subitem 3.2.1, os fatores  $k_{y,0}$  e  $k_{E,0}$  são iguais a 0,78 e 0,60, respectivamente, para uma temperatura igual a 500°C.

A seguir os procedimentos propostos são aplicados para a determinação de  $M_{Rk}$  e  $M_{Rk,500}$ .

a) Procedimentos para determinar  $M_{Rk}$

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{699,53}{716,28}} = 0,99$$

$$\Phi_{LT,prop} = 0,5 \left[ 1 + 0,25(0,99 - 0,2) + 0,99^{1,9} \right] = 1,09$$

$$\chi_{LT,prop} = \frac{1}{1,09 + \sqrt{1,09^2 - 0,99^2}} \leq \begin{cases} 1 \\ 1/0,99^2 \end{cases} = 0,65$$

$$M_{Rk} = 0,65 \times 2027,63 \times 34,5 = 453,91 \text{ kN.m}$$

b) Procedimentos do Método I para determinar  $M_{Rk,500}$

$$\bar{\lambda}_{LT,500} = \sqrt{\frac{0,78 \times 699,53}{0,60 \times 716,28}} = 1,13$$

$$\alpha_{500} = 0,032 \sqrt{200000/345} = 0,77$$

$$\Phi_{LT,500} = 0,5 \left[ 1 + 0,77 \times 1,13 + 1,13^{1,9} \right] = 1,56$$

$$\chi_{LT,500} = \frac{1}{1,56 + \sqrt{1,56^2 - 1,13^2}} \leq \begin{cases} 1 \\ 1/1,13^2 \end{cases} = 0,38$$

$$M_{Rk,500} = 0,38 \times 0,78 \times 699,53 = 206,51 \text{ kN.m}$$

c) Procedimentos do Método II para determinar  $M_{Rk,500}$

$$a_{500} = 0,021\sqrt{200000/345} = 0,51$$

$$\Phi_{LT,500} = 0,5[1 + 0,51 \times 1,13 + 1,13^{1,9}] = 1,41$$

$$1,13 \leq 1,7 \rightarrow \kappa_0 = 0,170 \times 1,13^2 - 0,289 \times 1,13 + 1,000 = 0,89$$

$$\chi_{LT,500} = \left[ \frac{1}{1,41 + \sqrt{1,41^2 - 1,13^2}} \leq \begin{cases} 1 \\ 1/1,13^2 \end{cases} \right] \times 0,89 = 0,39$$

$$M_{Rk,500} = 0,39 \times 0,78 \times 699,53 = 214,61 \text{ kN.m}$$

# APÊNDICE D

## ROTINA DE PROGRAMAÇÃO PARA A EXECUÇÃO DOS MODELOS DE VIGAS CELULARES

### D.1 Considerações iniciais

Neste apêndice é apresentado o modelo numérico utilizado para o estudo de vigas celulares de aço sujeitas à flambagem lateral com torção.

Para utilizar esse modelo, é preciso definir: (i) a geometria das vigas celulares, dada em função das dimensões  $d_g$ ,  $b_f$ ,  $t_w$ ,  $t_f$ ,  $n$ ,  $D_0$ ,  $b_w$  e  $b_{w,ext}$ ; (ii) as propriedades elásticas e plásticas dos materiais das mesas e da alma, obtidas conforme os Subitens D.2 e D.3; (iii) o diretório onde os resultados serão armazenados; (iv) o nome do modelo, que segue a nomenclatura “Nome do perfil laminado original x  $D_0/d_g$  x  $b_w/D_0$  x  $n$  x Temperatura requerida das mesas”; (v) o tipo de solicitação, sendo o momento fletor uniforme representado por 'M'; (vi) a forma de aplicar a solicitação em relação ao centro de torção, sendo adotado o valor " neste trabalho, para indicar que a solicitação foi aplicada no centro de torção; (vii) o tipo de análise, sendo consideradas as opções '*Imperfection*', '*Buckling*' e '*Resistance*' para determinar a imperfeição geométrica inicial, o momento crítico elástico e o momento fletor resistente, respectivamente; (viii) o autovalor obtido pela análise linear de estabilidade, se a análise de '*Buckling*' já tiver sido realizada; (ix) a consideração (1) ou não (0) das tensões residuais nos modelos; e (x) a resistência ao escoamento do aço, utilizada para calcular a distribuição das tensões residuais, se solicitadas.

### D.2 Cômputo das temperaturas das mesas e da alma

Para cada temperatura requerida das mesas, foram calculadas as temperaturas das mesas e da alma por meio de rotinas implementadas no MATLAB R2018b, denominadas *timeandTemperatures* e *steelSpecificHeat*, apresentadas a seguir.

```
function [tempcF, tempcW, tc] = timeandTemperatures(desiredTemp, tf, tw)
```

```
sigma = 5.67e-8;
```

```
abszero = -273.15;
```

```
Eres = 0.7;
```

```
alphac = 25;
```

```
temp0 = 20;
```

```
density = 7850;
```

```
ksh = 1;
```

```
deltaT = 1;
```

```
results = zeros(size(desiredTemp,2),3);
```

```
results(:,1:2) = 20;
```

```
for i=1:size(desiredTemp,2)
```

```
tempF = temp0;
```

```
tempW = temp0;
```

```
t = 0;
```

```
if (isnumeric(desiredTemp(1,i)) && (desiredTemp(1,i) > 20)) && (desiredTemp(1,i) <= 1100)
```

```
while (tempF < 0.995*desiredTemp(1,i))
```

```
tempG = temp0 + 345*log10(8*t/60 + 1);
```

```
fluxF = alphac*(tempG - tempF) + sigma*Eres*((tempG - abszero)^4 - (tempF - abszero)^4);
```

```
fluxW = alphac*(tempG - tempW) + sigma*Eres*((tempG - abszero)^4 - (tempW - abszero)^4);
```

```
caF = steelSpecificHeat(tempF);
```

```
caW = steelSpecificHeat(tempW);
```

```
deltaTF = ksh * (2/tf) * fluxF * deltaT/(caF * density);
```

```
deltaTW = ksh * (2/tw) * fluxW * deltaT/(caW * density);
```

```
tempF = tempF + deltaTF;
```

```
tempW = tempW + deltaTW;
```

```
t = t + deltaT;
```

```
end
```

```
results(i,:) = [tempF, tempW, t];
```

```
end
```

```
end
```

```
tempcF = results(:,1);
```

```
tempcW = results(:,2);
```

```
tc = results(:,3);
```

```
end
```

```
function ca = steelSpecificHeat(SteelTemp)
```

```
if ((SteelTemp >= 20) && (SteelTemp < 600))
```

```
ca = 425+0.773*SteelTemp-1.69/1000*(SteelTemp)^2+2.22/1000000*SteelTemp^3;
```

```
else
```

```
if ((SteelTemp >= 600) && (SteelTemp < 735))
```

```
ca = 666+13002/(738-SteelTemp);
```

```
else
```

```
if ((SteelTemp >= 735) && (SteelTemp < 900))
```

```
ca = 545+17820/(SteelTemp-731);
```

```
else
```

```
if ((SteelTemp >= 900) && (SteelTemp <= 1200))
```

```
ca = 650;
```

```
else
```

```
ca = NaN;
```

```
end
```

### D.3 Determinação das propriedades dos materiais

As propriedades elásticas e plásticas dos materiais das mesas e da alma foram obtidas conforme as temperaturas obtidas no Subitem D.2, por meio da rotina *elasticPlasticPoints*, dada a seguir.

```
function [elastic, plastic, ET, fyT, fpT, ky, kp, kE, ks] = elasticPlasticPoints(E, fy, temp)
reductionFactors = [20 1 1 1 1;
    100 1 1 1 1;
    200 1 0.807 0.9 0.89;
    300 1 0.613 0.8 0.78;
    400 1 0.42 0.7 0.65;
    500 0.78 0.36 0.6 0.53;
    600 0.47 0.18 0.31 0.30;
    700 0.23 0.075 0.13 0.13;
    800 0.11 0.05 0.09 0.070;
    900 0.06 0.0375 0.0675 0.050;
    1000 0.040 0.025 0.045 0.030
    1100 0.020 0.0125 0.0225 0.020
    1200 0 0 0 0];
eyT = 0.02;
slope = E/10000;
intervals = 8;

if ( isnumeric(temp) && (temp <= 1200) && (temp >= 20) )
    if ( rem(temp,100) == 0 )
        ky = reductionFactors(temp/100 + 1, 2);
        kp = reductionFactors(temp/100 + 1, 3);
        kE = reductionFactors(temp/100 + 1, 4);
        ks = reductionFactors(temp/100 + 1, 5);
    else
        ky = reductionFactors(fix(temp/100)+1,2) + ( reductionFactors(fix(temp/100)+2,2) -
reductionFactors(fix(temp/100)+1,2) )*( temp - reductionFactors(fix(temp/100)+1,1) )/(
reductionFactors(fix(temp/100)+2,1) - reductionFactors(fix(temp/100)+1,1) );
        kp = reductionFactors(fix(temp/100)+1,3) + ( reductionFactors(fix(temp/100)+2,3) -
reductionFactors(fix(temp/100)+1,3) )*( temp - reductionFactors(fix(temp/100)+1,1) )/(
reductionFactors(fix(temp/100)+2,1) - reductionFactors(fix(temp/100)+1,1) );
        kE = reductionFactors(fix(temp/100)+1,4) + ( reductionFactors(fix(temp/100)+2,4) -
reductionFactors(fix(temp/100)+1,4) )*( temp - reductionFactors(fix(temp/100)+1,1) )/(
reductionFactors(fix(temp/100)+2,1) - reductionFactors(fix(temp/100)+1,1) );
        ks = reductionFactors(fix(temp/100)+1,5) + ( reductionFactors(fix(temp/100)+2,5) -
reductionFactors(fix(temp/100)+1,5) )*( temp - reductionFactors(fix(temp/100)+1,1) )/(
reductionFactors(fix(temp/100)+2,1) - reductionFactors(fix(temp/100)+1,1) );
    end
end

ET = kE*E;
fyT = ky*fy;
fpT = kp*fy;
epT = fpT/ET;
c = (fyT - fpT)^2/((eyT - epT)*ET - 2*(fyT - fpT));
a2 = (eyT - epT)*(eyT - epT + c/ET);
b2 = c*(eyT - epT)*ET + c^2;

elastic = [ET, 0.3];

if temp <= 100
```

```

    plastic = [fyT, 0; slope*0.13 + fyT, 0.14];
else
    plastic = zeros(intervals+3,2);
    plastic(1,:) = [fpT, 0];
    plastic(intervals+3-1,:) = [fyT, eyT - fyT/ET];
    plastic(intervals+3,:) = [slope*0.13 + fyT, 0.14];
    engineeringStrain = zeros(intervals,1);
    engineeringStrain(1,1) = epT + (eyT - epT)/(2*intervals);
    engineeringStrain(2,1) = epT + (eyT - epT)/(intervals);
    for i2=3:intervals
        engineeringStrain(i2,1) = engineeringStrain(i2-1,1) + (eyT - epT)/(intervals);
    end
    for i3=2:(intervals+1)
        plastic(i3,1) = fpT - c + sqrt(b2/a2) * sqrt( a2 - (eyT - engineeringStrain(i3-1,1) )^2 );
        plastic(i3,2) = engineeringStrain(i3-1,1) - plastic(i3,1)/ET;
    end
end
end
end

```

## D.4 Modelo numérico desenvolvido

A seguir é mostrado o modelo numérico utilizado neste trabalho para investigar o comportamento de vigas celulares de aço sujeitas à FLT, e são dados exemplos de aplicação do modelo desenvolvido.

### D.4.1 Rotina de programação

```
# -*- coding: mbcs -*-
```

```
#####
```

```
# CELLULAR BEAM UNDER FIRE CONDITIONS
# Federal University of Minas Gerais - UFMG
# Department of Structural Engineering
# Developed by: Caroline Correa de Faria
```

```
#####
```

```

from part import *
from material import *
from section import *
from assembly import *
from step import *
from interaction import *
from load import *
from mesh import *
from optimization import *
from job import *
from sketch import *
from visualization import *
from connectorBehavior import *
from abaqusConstants import *
from caeModules import *

```

```

from driverUtils import executeOnCaeStartup
import os
session.Viewport(name='Viewport: 1', origin=(0.0, 0.0), width=100.0, height=140.0)
session.viewports['Viewport: 1'].makeCurrent()
session.viewports['Viewport: 1'].maximize()
executeOnCaeStartup()
session.viewports['Viewport: 1'].partDisplay.geometryOptions.setValues(referenceRepresentation=ON)

##### CREATE A CELLULAR BEAM MODEL #####

class CellularBeam:
    def __init__(self, modelDir, baseName, dg, bf, tw, tf, n, Do, bw, bext, elasticF, plasticF, elasticW, plasticW,
        loadType, loadPosition, analysisType, Lcr, residualStress, fy):
        self.modelDir = modelDir
        self.baseName = baseName
        self.h = dg - tf
        self.bf = bf
        self.tf = tf
        self.tw = tw
        self.n = n
        self.Do = Do
        self.bw = bw
        self.bext = bext
        self.elasticF = elasticF
        self.plasticF = plasticF
        self.elasticW = elasticW
        self.plasticW = plasticW
        self.loadType = loadType
        self.loadPosition = loadPosition
        self.Lb = 2 * bext + (n - 1) * bw + n * Do
        self.residualStress = residualStress
        self.fy = fy

        self.numberOfInc=60

        self.arco=0.05
        self.arcMax=0.10

        if Do > 0:
            self.sizeOfElements = max(0.010,min(self.bw/4, self.h/24, self.bf/12))
        else:
            self.sizeOfElements = max(0.010,min(self.h/24, self.bf/12))

        self.numberOfEigen = 1
        self.analysisType = analysisType

        self.imperfectionFilename=self.baseName[0:-4]

        if self.analysisType == 'Imperfection':
            Iybase = self.bf ** 3 * self.tf /6
            self.loadMagnitude = 38.4 * Iybase * 200000000000.0 / self.Lb ** 4
            self.modelName = self.imperfectionFilename + 'I'
        elif self.analysisType == 'Buckling':
            self.loadMagnitude = 10000
            self.modelName = self.baseName + 'B'
        else:
            self.loadMagnitude = 10000 * Lcr
            self.modelName = self.baseName + 'NL'

    def create_new_model(self):

```

```

mdb.close()
myBeam = mdb.Model(name=self.modelName, description=")
del mdb.models['Model-1']
return myBeam

def create_flange_and_web(self, myBeam):
    flangeSketch = myBeam.ConstrainedSketch(name='__profile__', sheetSize=200.0)
    flangeSketch.Line(point1=(-self.bf/2, 0.0), point2=(self.bf/2, 0.0))
    flangeSketch.HorizontalConstraint(addUndoState=False, entity=flangeSketch.geometry.findAt((0.0, 0.0), ))
    myBeam.Part(dimensionality=THREE_D, name='Flange', type=DEFORMABLE_BODY)
    myBeam.parts['Flange'].BaseShellExtrude(depth=self.Lb, sketch=flangeSketch)
    del myBeam.sketches['__profile__']

    webSketch = myBeam.ConstrainedSketch(name='__profile__', sheetSize=200.0)
    webSketch.Line(point1=(0.0, -self.h/2), point2=(0.0, self.h/2))
    webSketch.VerticalConstraint(addUndoState=False, entity=webSketch.geometry.findAt((0.0, 0.0), ))
    myBeam.Part(dimensionality=THREE_D, name='Web', type=DEFORMABLE_BODY)
    myBeam.parts['Web'].BaseShellExtrude(depth=self.Lb, sketch=webSketch)
    del myBeam.sketches['__profile__']

def cut_web(self, myBeam):
    if self.n > 0:
        myBeam.ConstrainedSketch(gridSpacing=0.05, name='__profile__', sheetSize=2.08, transform=
            myBeam.parts['Web'].MakeSketchTransform(sketchPlane=myBeam.parts['Web'].faces.findAt(
                (0.0, 0.46*self.h, 2*self.Lb/3), (0.0, -0.46*self.h, self.Lb)), sketchPlaneSide=SIDE1,
                sketchUpEdge=myBeam.parts['Web'].edges.findAt((0.0, -0.46*self.h, 0.0), ),
                sketchOrientation=RIGHT, origin=(0.0, 0.0, self.Lb/2)))
        myBeam.parts['Web'].projectReferencesOntoSketch(filter=COPLANAR_EDGES,
            sketch=myBeam.sketches['__profile__'])
        circleCut = myBeam.sketches['__profile__'].CircleByCenterPerimeter(center=((-self.Lb/2 + self.bext +
            self.Do/2), 0.0), point1=((-self.Lb/2 + self.bext), 0.0))

    if self.n > 1:
        myBeam.sketches['__profile__'].linearPattern(angle1=0.0, angle2=90.0, geomList=(circleCut, ),
            number1=self.n, number2=1, spacing1=self.bw + self.Do, spacing2=0.223, vertexList=())

    myBeam.parts['Web'].CutExtrude(flipExtrudeDirection=OFF, sketch=myBeam.sketches['__profile__'],
        sketchOrientation=RIGHT, sketchPlane=myBeam.parts['Web'].faces.findAt(
            (0.0, 0.46*self.h, 2*self.Lb/3), (0.0, -0.46*self.h, self.Lb)), sketchPlaneSide=SIDE1,
            sketchUpEdge=myBeam.parts['Web'].edges.findAt((0.0, -0.46*self.h, 0.0), ))
    del myBeam.sketches['__profile__']

def create_material(self, myBeam):
    myBeam.Material(name='Flange-Material')
    myBeam.Material(name='Web-Material')

    if self.analysisType == 'Buckling':
        myBeam.materials['Flange-Material'].Elastic(table=self.elasticF)
        myBeam.materials['Web-Material'].Elastic(table=self.elasticW)

    elif self.analysisType == 'Resistance':
        myBeam.materials['Flange-Material'].Elastic(table=self.elasticF)
        myBeam.materials['Flange-Material'].Plastic(table=self.plasticF)
        myBeam.materials['Web-Material'].Elastic(table=self.elasticW)
        myBeam.materials['Web-Material'].Plastic(table=self.plasticW)

    else:
        myBeam.materials['Flange-Material'].Elastic(table=((20000000000.0, 0.3), ))
        myBeam.materials['Web-Material'].Elastic(table=((20000000000.0, 0.3), ))

```

```

def create_sections(self, myBeam):
    myBeam.HomogeneousShellSection(idealization=NO_IDEALIZATION, integrationRule=SIMPSON,
        material='Flange-Material', name='tf', numIntPts=5, poissonDefinition=DEFAULT, preIntegrate=OFF,
        temperature=GRADIENT, thickness=self.tf, thicknessField="", thicknessModulus=None,
        thicknessType=UNIFORM, useDensity=OFF)
    myBeam.HomogeneousShellSection(idealization=NO_IDEALIZATION, integrationRule=SIMPSON,
        material='Web-Material', name='tw', numIntPts=5, poissonDefinition=DEFAULT, preIntegrate=OFF,
        temperature=GRADIENT, thickness=self.tw, thicknessField="", thicknessModulus=None,
        thicknessType=UNIFORM, useDensity=OFF)

def assign_sections(self, myBeam):
    myBeam.parts['Flange'].SectionAssignment(offset=0.0, offsetField="", offsetType=MIDDLE_SURFACE,
        region=Region(faces=myBeam.parts['Flange'].faces.findAt(((self.bf/6, 0.0, 0.0),(-self.bf/6, 0.0, self.Lb),
        )), sectionName='tf', thicknessAssignment=FROM_SECTION)

    myBeam.parts['Web'].SectionAssignment(offset=0.0, offsetField="", offsetType=MIDDLE_SURFACE,
        region=Region(faces=myBeam.parts['Web'].faces.findAt(((0.0, -0.48*self.h, self.Lb),
        (0.0, 0.48*self.h, 0.0)), )), sectionName='tw', thicknessAssignment=FROM_SECTION)

def create_beam_instance(self, myBeam):
    myBeam.rootAssembly.DatumCsysByDefault(CARTESIAN)
    myBeam.rootAssembly.Instance(dependent=OFF, name='Web', part=myBeam.parts['Web'])
    myBeam.rootAssembly.Instance(dependent=OFF, name='Flange-1', part=myBeam.parts['Flange'])
    myBeam.rootAssembly.Instance(dependent=OFF, name='Flange-2', part=myBeam.parts['Flange'])
    myBeam.rootAssembly.translate(instanceList=('Flange-1', ), vector=(0.0, self.h/2, 0.0))
    myBeam.rootAssembly.translate(instanceList=('Flange-2', ), vector=(0.0, -self.h/2, 0.0))

    xzPlane1 = myBeam.rootAssembly.DatumPlaneByPrincipalPlane(offset=0.0, principalPlane=XZPLANE)
    xyPlane1 = myBeam.rootAssembly.DatumPlaneByPrincipalPlane(offset=self.Lb/2,
        principalPlane=XYPLANE)

    myBeam.rootAssembly.PartitionFaceByDatumPlane(datumPlane=
        myBeam.rootAssembly.datums[xzPlane1.id], faces=myBeam.rootAssembly.instances['Web'].faces)

    myBeam.rootAssembly.PartitionFaceByDatumPlane(datumPlane=
        myBeam.rootAssembly.datums[xyPlane1.id], faces=myBeam.rootAssembly.instances['Web'].faces +\
        myBeam.rootAssembly.instances['Flange-1'].faces + myBeam.rootAssembly.instances['Flange-2'].faces)

    myBeam.rootAssembly.InstanceFromBooleanMerge(domain=GEOMETRY, instances=
        (myBeam.rootAssembly.instances['Web'], myBeam.rootAssembly.instances['Flange-1'],
        myBeam.rootAssembly.instances['Flange-2']), keepIntersections=ON, name='Beam',
        originalInstances=DELETE)

    myInstance = myBeam.rootAssembly.instances['Beam-1']

    myBeam.rootAssembly.makeIndependent(instances=(myInstance, ))

def create_sets(self, myBeam):
    myInstance = myBeam.rootAssembly.instances['Beam-1']

    myBeam.rootAssembly.Set(edges=myInstance.edges.findAt(((
        -0.2*self.bf, self.h/2, 0.0), ((0.2*self.bf, self.h/2, 0.0), ), ((-0.2*self.bf, -self.h/2, 0.0), ), ((
        0.2*self.bf, -self.h/2, 0.0), ), ((-0.2*self.bf, self.h/2, self.Lb), ), ((0.2*self.bf, self.h/2, self.Lb), ), ((
        -0.2*self.bf, -self.h/2, self.Lb), ), ((0.2*self.bf, -self.h/2, self.Lb), ), ((0.0, -0.48*self.h, 0.0), ), ((
        0.0, 0.48*self.h, 0.0), ), ((0.0, -0.48*self.h, self.Lb), ), ((0.0, 0.48*self.h, self.Lb), ), ), name='Set-BC1')

    myBeam.rootAssembly.Set(edges=
        myInstance.edges.findAt(((0.0, -0.48*self.h, 0.0), ), ((0.0, 0.48*self.h, 0.0), ), ((
        0.0, -0.48*self.h, self.Lb), ), ((0.0, 0.48*self.h, self.Lb), ), ), name='Set-BC2')

```

```

myBeam.rootAssembly.Set(name='Set-BC3', vertices=myInstance.vertices.findAt(((0.0, 0.0, self.Lb), )))
myBeam.rootAssembly.Set(name='Set-NC', vertices=myInstance.vertices.findAt(((0.0, -self.h/2, self.Lb/2),
)))
def mesh_instance(self, myBeam):
    myInstance = myBeam.rootAssembly.instances['Beam-1']
    myBeam.rootAssembly.setElementType(elemTypes=(ElemType(elemCode=S4,
        elemLibrary=STANDARD, secondOrderAccuracy=OFF), ElemType(
        elemCode=S3, elemLibrary=STANDARD)), regions=Region(myInstance.faces))
    myBeam.rootAssembly.seedPartInstance(deviationFactor=0.1, minSizeFactor=0.1, regions=(myInstance, ),
        size=self.sizeOfElements)
    myBeam.rootAssembly.generateMesh(regions=(myInstance, ))

def set_boundary_conditions(self, myBeam):
    myBeam.DisplacementBC(amplitude=UNSET, createStepName='Initial', distributionType=UNIFORM,
        fieldName="", localCsys=None, name='BC-1', region=myBeam.rootAssembly.sets['Set-BC1'], u1=SET,
        u2=UNSET, u3=UNSET, ur1=UNSET, ur2=UNSET, ur3=SET)
    myBeam.DisplacementBC(amplitude=UNSET, createStepName='Initial', distributionType=UNIFORM,
        fieldName="", localCsys=None, name='BC-2', region=myBeam.rootAssembly.sets['Set-BC2'],
        u1=UNSET, u2=SET, u3=UNSET, ur1=UNSET, ur2=UNSET, ur3=UNSET)
    myBeam.DisplacementBC(amplitude=UNSET, createStepName='Initial', distributionType=UNIFORM,
        fieldName="", localCsys=None, name='BC-3', region=myBeam.rootAssembly.sets['Set-BC3'],
        u1=UNSET, u2=UNSET, u3=SET, ur1=UNSET, ur2=UNSET, ur3=UNSET)

def create_step(self, myBeam):
    if self.analysisType == 'Imperfection':
        myBeam.StaticStep(name='Step-1', previous='Initial')
    elif self.analysisType == 'Resistance':
        myBeam.StaticRiksStep(dof=2, initialArcInc=self.arco, maxArcInc=self.arcMax,
            maximumDisplacement=-round(self.Lb/30,4), name='Step-1', nlgeom=ON, nodeOn=ON,
            previous='Initial', maxLPF=1.0, maxNumInc = self.numberofInc,
            region=myBeam.rootAssembly.sets['Set-NC'])
    else:
        myBeam.BuckleStep(blockSize=DEFAULT, eigensolver=LANCZOS, maxBlocks=DEFAULT,
            minEigen=0.0, name='Step-1', numEigen=self.numberofEigen, previous='Initial')

def create_loads(self, myBeam):
    myInstance = myBeam.rootAssembly.instances['Beam-1']

    if self.analysisType == 'Imperfection':
        myBeam.ShellEdgeLoad(createStepName='Step-1', distributionType=UNIFORM, field="",
            localCsys=None, resultant=ON, magnitude=self.loadMagnitude,
            name='Load-1', region=Region(side1Edges=myInstance.edges.findAt(
            ((-self.bf/2, self.h/2, self.Lb/2), ), ((-self.bf/2, -self.h/2, self.Lb/2), ), ((
            -self.bf/2, self.h/2, self.Lb/4), ), ((-self.bf/2, -self.h/2, self.Lb/4), ), )))
    else:
        if self.loadType == 'M':
            myBeam.ShellEdgeLoad(createStepName='Step-1', distributionType=UNIFORM, field="",
                localCsys=None, resultant=ON, magnitude=self.loadMagnitude,
                name='Load-1', region=Region(side1Edges=myInstance.edges.findAt(
                ((-0.2*self.bf, self.h/2, 0.0), ), ((0.2*self.bf, self.h/2, 0.0), ), ((
                -0.2*self.bf, self.h/2, self.Lb), ), ((0.2*self.bf, self.h/2, self.Lb), ), )))
            myBeam.ShellEdgeLoad(createStepName='Step-1', distributionType=UNIFORM, field="",
                localCsys=None, resultant=ON, magnitude=-self.loadMagnitude,
                name='Load-2', region=Region(side1Edges=myInstance.edges.findAt(
                ((-0.2*self.bf, -self.h/2, 0.0), ), ((0.2*self.bf, -self.h/2, 0.0), ), ((
                -0.2*self.bf, -self.h/2, self.Lb), ), ((0.2*self.bf, -self.h/2, self.Lb), ), )))

def edit_text(self, myBeam, textStop, texttoReplace):
    myBeam.keywordBlock.synchVersions(storeNodesAndElements=False)
    linePosition = 0

```

```

for keyWords in myBeam.keywordBlock.sieBlocks:
    if keyWords.startswith(textStop):
        myBeam.keywordBlock.replace(linePosition, texttoReplace)
        break
    linePosition = linePosition + 1

def createResidualStress(self, myBeam):
    myInstance = myBeam.rootAssembly.instances['Beam-1']

    myBeam.rootAssembly.Set(edges=myInstance.edges.findAt(((0.2*self.bf, self.h/2, self.Lb/2), ),
    ((0.2*self.bf, self.h/2, self.Lb/2), ), ), name='Set-FlangeNodes')

    numberFlangeElements = int(len(myBeam.rootAssembly.sets['Set-FlangeNodes'].nodes)-1)

    sizeOfFlangeElements = self.bf/(numberFlangeElements)
    delta = 0.001
    sigmaMax = 0.3*self.fy

    for x in range(int(numberFlangeElements/2)):
        setName = 'TR' + str(x+1)
        x1 = x*sizeOfFlangeElements
        x2 = (x+1)*sizeOfFlangeElements
        y=self.h/2

        elementS = sigmaMax * (1 - 2/self.bf * (x1 + x2))
        if abs(elementS) < (5e-7):
            elementS = 0

        a = myBeam.rootAssembly
        e1 = a.instances['Beam-1'].elements.getByBoundingBox(x1-delta, y-sizeOfFlangeElements/2, -delta,
            x2+delta, y+sizeOfFlangeElements/2, self.Lb+delta)
        e2 = a.instances['Beam-1'].elements.getByBoundingBox(x1-delta, -y-sizeOfFlangeElements/2, -delta,
            x2+delta, -y+sizeOfFlangeElements/2, self.Lb+delta)
        e3 = a.instances['Beam-1'].elements.getByBoundingBox(-x2-delta, y-sizeOfFlangeElements/2, -delta,
            -x1+delta, y+sizeOfFlangeElements/2, self.Lb+delta)
        e4 = a.instances['Beam-1'].elements.getByBoundingBox(-x2-delta, -y-sizeOfFlangeElements/2, -delta,
            -x1+delta, -y+sizeOfFlangeElements/2, self.Lb+delta)

        elements1 = e1+e2+e3+e4
        a.Set(elements = elements1, name=setName)

        a = myBeam.rootAssembly
        region = a.sets['TR'+str(x+1)]
        myBeam.Stress(name='TR'+str(x+1), region=region, distributionType=UNIFORM, sigma11=0.0,
            sigma22=elementS, sigma12=0.0, sigma33=None, sigma13=None, sigma23=None)

def save_model(self):
    mdb.saveAs(pathName = self.modelDir + self.modelName + '.cae')

def create_jobs(self, jobName):
    mdb.Job(atTime=None, contactPrint=OFF, description="", echoPrint=OFF, explicitPrecision=SINGLE,
        getMemoryFromAnalysis=True, historyPrint=OFF, memory=90, memoryUnits=PERCENTAGE,
        model=self.modelName, modelPrint=OFF, multiprocessingMode=DEFAULT, name=jobName,
        nodalOutputPrecision=SINGLE, numCpus=1, numGPUs=0, queue=None, resultsFormat=ODB,
        scratch="", type=ANALYSIS, userSubroutine="", waitHours=0, waitMinutes=0)

def execute_jobs(self, jobName):
    mdb.jobs[jobName].submit(consistencyChecking=OFF)

def create_beam(self, nameofModel, jobName):

```

```

self.create_flange_and_web(nameofModel)
self.cut_web(nameofModel)
self.create_material(nameofModel)
self.create_sections(nameofModel)
self.assign_sections(nameofModel)
self.create_beam_instance(nameofModel)
self.create_sets(nameofModel)
self.mesh_instance(nameofModel)
self.set_boundary_conditions(nameofModel)
self.create_step(nameofModel)
self.create_loads(nameofModel)
if self.analysisType == 'Buckling':
    textStop = '*Output'
    texttoReplace = '*Output, field, variable=PRESELECT\n*NODE FILE, LAST MODE=1,
GLOBAL=YES\nU,'
elif self.analysisType == 'Imperfection':
    textStop = '*Output'
    texttoReplace = '*Output, field, variable=PRESELECT\n*NODE FILE, LAST MODE=1,
GLOBAL=YES\nU,'
else:
    textStop = '*End Assembly'
    texttoReplace = '*End Assembly\n*IMPERFECTION, FILE=' + self.imperfectionFilename + 'T' + ',
STEP=1\n1, ' + str(self.Lb/1000) + '\n'

self.edit_text(nameofModel, textStop, texttoReplace)

if self.residualStress:
    self.createResidualStress(nameofModel)

self.create_jobs(jobName)
self.save_model()
self.execute_jobs(jobName)
self.save_model()
#####

```

#### D.4.2 Exemplos de aplicação do modelo numérico

Seja considerada uma viga celular originária do perfil laminado W 250 x 17,9, com relações  $D_0/d_g$  e  $b_w/D_0$  iguais a 0,7 e 0,5, respectivamente, número de alvéolos igual a 4, com resistência ao escoamento igual a 345 MPa e módulo de elasticidade do aço igual a 200 GPa. Para obter o momento crítico elástico a 20°C, basta acrescentar as seguintes linhas à rotina apresentada em D.3.1:

```

os.chdir('C:/Users/Abaqus/')
elasticF = ((200000000000, 0.3), )
plasticF = ((345000000, 0), (347600000, 0.14))
elasticW = ((200000000000, 0.3), )
plasticW = ((345000000, 0), (347600000, 0.14))
beamExample = CellularBeam('C:/Users/Abaqus/', 'W250x179x070x050x04x020', 0.376500, 0.101000,
0.004800, 0.005300, 4, 0.26355000, 0.13177500, 0.06588750, elasticF, plasticF, elasticW, plasticW, 'M', ",
'Buckling', 0.00000000, 0, 345000000.000000)
beamExampleModel=beamExample.create_new_model()
beamExample.create_beam(beamExampleModel, 'W250x179x070x050x04x020B')

```

Para se obter a imperfeição geométrica inicial, basta substituir os termos destacados em negrito por *Imperfection*,  $\theta$ ,  $\theta$  e  $I$ , respectivamente, e por fim, para obter o momento fletor resistente, deve-se utilizar os termos *Resistance*, o autovalor obtido com a análise linear de estabilidade,  $I$  e  $\alpha_{20NL}$ .