

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

**ALEXANDRE ACIPRESTE RODRIGUES COSTA**

**Estudo da Flambagem Local de Perfis U  
Enrijecidos em Situação de Incêndio**

**2012**

**Alexandre Acipreste Rodrigues Costa**

**Estudo da Flambagem Local de Perfis U Enrijecidos em  
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 “Mestre em Engenharia de Estruturas”.

Orientador: Prof. Dr. Francisco Carlos Rodrigues

Co-orientador: Prof. Dr. Rodrigo Barreto Caldas

Belo Horizonte

2012

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

**Estudo da Flambagem Local de Perfis U Enrijecidos em  
Situação de Incêndio**

**Alexandre Acipreste Rodrigues Costa**

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 “Mestre em Engenharia de Estruturas”.

Comissão avaliadora:

---

Prof. Dr. Francisco Carlos Rodrigues  
EE-UFGM - (Orientador)

---

Prof. Dr. Rodrigo Barreto Caldas  
EE-UFGM - (Co-Orientador)

---

Prof. Dr. Ricardo Hallal Fakury  
EE-UFGM

---

Prof. Dr. Valdir Pignatta e Silva  
EE-UFGM

Belo Horizonte, 02 de abril de 2012

## **DEDICATÓRIA**

Aos meus pais.

## **AGRADECIMENTOS**

Aos meus orientadores prof. Francisco Carlos Rodrigues e prof. Rodrigo Barreto Caldas, pela paciência, confiança, compreensão, amizade e, principalmente, pelas contribuições para o início do meu aprendizado acadêmico e profissional.

A todos os professores e funcionários do Departamento de Estruturas da Escola de Engenharia (UFMG), que direta ou indiretamente contribuíram para minha formação acadêmica.

À CAPES (Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior), pelo apoio financeiro.

Aos meus pais Antonio e Linete e minhas irmãs Amanda e Andrina, por todo incentivo e apoio.

À Sônia e ao Rodrigo por me apoiarem no começo de minha jornada.

A todos meus amigos, que estiveram ao meu lado durante esses anos, em especial ao Adimar, Eduardo, Felipe, Fernando, Paulo, Pedro, Phillipe, Rafael, Rodrigo, aos amigos de Rio Casca e aos amigos de Ouro Preto, meus sinceros agradecimentos.

# SUMÁRIO

## Conteúdo

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO.....	1
1.1 Introdução .....	1
1.2 Objetivo .....	3
1.3 Perfis Formados a Frio.....	4
1.4 Justificativa .....	10
CAPÍTULO 2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	12
2.1 Introdução .....	12
2.2 ABNT NBR 14762:2010 .....	12
2.2.1 Método da Largura Efetiva (MLE).....	13
2.2.2 Método da Resistência Direta (MRD).....	20
2.2.3 Método da Seção Efetiva (MSE).....	24
2.3 Projeto de Revisão ABNT NBR 14323:2011 .....	26
2.4 Trabalhos Existentes .....	33
2.4.1 Ranby (1999).....	34
2.4.2 Kaitila (2000).....	36
2.4.3 Kaitila (2002).....	36
2.4.4 Soares (2002).....	38
2.4.5 Feng et al. (2003a e 2003b) .....	39
2.4.6 Hanya e Kanno (2005).....	43

2.4.7	Chen e Young (2007a).....	44
2.4.8	Chen e Young (2007b) .....	46
2.4.9	Heva e Mahendran (2008) .....	48
2.4.10	Heva (2009) .....	50
2.4.11	Quiel e Garlock (2010) .....	55
CAPÍTULO 3 – MODELO NUMÉRICO .....		59
3.1.	Descrição do Modelo .....	59
3.2.	Análise de Flambagem.....	63
3.3.	Análise Não Linear para Determinação da Força Axial Resistente Última.....	65
3.4.	Validação do Modelo Numérico .....	69
CAPÍTULO 4 – ANÁLISE DE RESULTADOS .....		77
4.1.	Resultados .....	77
4.2.	Modelo para $k_{\sigma,\theta}$ .....	82
4.3.	Força Axial de Compressão Resistente de Cálculo .....	86
4.4.	Análise global dos Resultados .....	88
CAPÍTULO 5 – CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS		95
CAPÍTULO 6 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....		97
ANEXO A .....		102

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1: Modelo construtivo do Light Steel Framing (Soares, 2002).....	2
Figura 1.2: Esquemas de vedação em construções de Light Steel Framing (Soares, 2002).....	2
Figura 1.3 – Seções transversais de perfis formados a frio .....	5
Figura 1.4– Processo de conformação a frio por dobragem (Gonzaga, 2003) .....	6
Figura 1.5– Processo de conformação contínua a frio (a) perfis de seção aberta e (b) perfis com seção tubular (Gonzaga, 2003). .....	7
Figura 1.6- Diagrama tensão versus deformação um aço com resistência ao escoamento de 345 MPa (EN 1993-1-2:2005). .....	9
Figura 2. 1: Chapa simplesmente apoiada submetida à compressão uniforme (Rodrigues, 2006). .....	14
Figura 2. 2: Distribuição de tensões e larguras efetivas (be) após a flambagem local (Rodrigues, 2006). .....	14
Figura 2. 3: Tipos de elementos em uma seção de perfil formado a frio (ABNT NBR 14762:2010).....	15
Figura 2. 4: Elementos constituintes da seção transversal e modo de flambagem local. (Rodrigues 2006).....	16
Figura 2. 5– Modelo de Faixas Finitas via CUFSM.....	22
Figura 2. 6: Variação dos fatores $k_{y,\theta}$ , $k_{\sigma,\theta}$ e $k_{E,\theta}$ em função da temperatura (EN 1993-1-2:2005). .....	27
Figura 2. 7: Curva tensão versus deformação proposta pelo EN 1993-1-2:2005.....	29



Figura 2. 8: Modelo de comportamento de pilares em estruturas de pequena ou média deslocabilidade proposto pelo Projeto de Revisão ABNT NBR 14323:2011.....	32
Figura 2. 9: Fatores de redução da resistência ao escoamento e do módulo de elasticidade do aço analisados por Ranby (1999).....	35
Figura 2. 10: Modelos ensaiados por Feng et al. (2003a).....	39
Figura 2. 11: Modos de flambagem utilizados como imperfeição inicial por Feng et al. (2003) .....	41
Figura 2. 12: Comparação entre os fatores de redução da resistência do aço em altas temperaturas EN 1993-1-2 e por Outinen (1999).....	42
Figura 2. 13: Comparação da curva tensão versus deformação proposta pelo EN 1993-1-2:2005 com os resultados experimentais obtidos por Chen e Young (2007a) .....	45
Figura 2. 14: Comparação dos resultados numéricos com o MLE para a Série L 48 (Chen e Young, 2007b) .....	47
Figura 2. 15: Comparação dos resultados numéricos com o MRD para a Série L 48 (Chen e Young, 2007b) .....	48
Figura 2. 16: Curvas tensão versus deformação para o aço G550 obtidas por Heva (2009) .....	51
Figura 2. 17: Obtenção das propriedades do aço conforme realizado por Heva (2009)	52
Figura 2. 18: Comparação entre os resultados analíticos e os experimentais para 500°C (Heva, 2009).....	53
Figura 2. 19: Comparação da curva de dimensionamento proposta pelo AS/NZS 4600 e os resultados experimentais realizados por Heva (2009) .....	54
Figura 2. 20: Forma da imperfeição inicial para (a) placa vinculada-vinculada e (b) placa vinculada-livre (Quiel e Garlock 2010) .....	56
Figura 2. 21: Comparação dos resultados analíticos, numéricos e da curva de resistência última proposta por Quiel e Garlock (2010).....	57

Figura 3.1: Exemplo de seção transversal modelada.....	60
Figura 3.2: Elemento de casca S4R com 4 nós e integração reduzida .....	61
Figura 3.3: Detalhe das condições de apoio e da carga aplicada no centro de gravidade da seção.....	62
Figura 3.4: Modo de Flambagem Local com 3 semi-ondas. ....	64
Figura 3.5: Carregamento proporcional com resposta instável (Simulia Corp., 2010) ..	66
Figura 3.6: Relação tensão versus deformação do aço ZAR 345 em temperatura ambiente (EN 1993-1-2:2005).....	67
Figura 3.7: Relação tensão versus deformação de um aço com resistência ao escoamento de 345 MPa para 400° C (EN 1993-1-2:2005).....	68
Figura 3.8: Comparação entre cargas de flambagem local obtidas analítica e numericamente.....	69
Figura 3.9: Modelo com carga distribuída na extremidade .....	70
Figura 3.10: Tensões localizadas na área de aplicação da carga .....	71
Figura 3.11: Condição de contorno do corpo rígido aplicado à extremidade do modelo. ....	72
Figura 3.12: Início da flambagem local: (a) tensões e (b) deslocamentos. ....	73
Figura 3.13: Início do escoamento da seção.....	73
Figura 3.14: Gráfico padrão EN 1993-1-2:2005 adaptado para os valores experimentais.....	74
Figura 4.1: Comparação da área efetiva do MLE com Abaqus.....	78
Figura 4.2: Comparação da área efetiva do MSE com Abaqus.....	79

Figura 4.3: Variação do coeficiente $k'\sigma,\theta$ com a esbeltez da seção transversal para as temperaturas de 400°C (a), 550°C (b) e 700°C (c).....	81
Figura 4.4: Variação do coeficiente $k'\sigma,\theta$ com a esbeltez para os grupos de perfis à temperatura de 500°C. ....	83
Figura 4.5: Gráfico da variação do coeficiente b com a relação $b_w / b_f$ . ....	84
Figura 4.6: Gráfico da variação do coeficiente b com a relação $b_w / b_f$ . ....	86
Figura 4.7: Comparação entre resultados analíticos e numéricos para: (a) 400°C; (b) 550°C; (c) 700°C .....	87

## LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1: Largura Efetiva e Coeficiente de Flambagem Local para Elementos AA ..	18
Tabela 2.2: Largura Efetiva e Coeficiente de Flambagem Local para Elementos AL...	19
Tabela 2.3: Coeficiente de flambagem local $k_1$ para a seção completa em barras sob compressão centrada (ABNT NBR 14762:2010).....	25
Tabela 2.4: Fatores de Redução das propriedades do aço. ....	28
Tabela 2.5: Formulações para a curva tensão <i>versus</i> deformação EN 1993-1-2:2005...	30
Tabela 3.1: Resultados Experimentais Hanya e Kanno (2005).....	75
Tabela 3.2: Validação do modelo numérico: resultados experimentais e numéricos.....	76
Tabela 4.1: Hipóteses utilizadas nos modelos analíticos.....	90
Tabela 4.2: Relação entre os resultados analíticos e experimentais (MLE).....	91
Tabela 4.3: Relação entre os resultados analíticos e experimentais (MSE).....	92
Tabela 4.4: Média e Desvio Padrão da Relação entre os resultados analíticos (MLE) e experimentais.....	93
Tabela 4.5: Média e Desvio Padrão da Relação entre os resultados analíticos (MSE) e experimentais.....	93
Tabela A.1: Seções analisadas no presente trabalho. ....	102
Tabela A.2: Seções ensaiadas por Hanya e Kanno (2005). ....	103

## LISTA DE SÍMBOLOS

### Romanos maiúsculos

$A_g$  – área bruta da seção transversal;

$A_{ef}$  – área efetiva da seção transversal;

$E$  – módulo de elasticidade do aço;

$E_\theta$  – módulo de elasticidade do aço para uma temperatura  $\theta$ ;

$L$  – comprimento da barra;

$M_e$  – momento de flambagem global elástica;

$N_e$  – força axial de flambagem global elástica;

$N_{c,Rdist}$  – valor característico da força axial de compressão resistente para flambagem distorcional;

$N_{c,Re}$  – valor característico da força axial de compressão resistente para flambagem global;

$N_{c,Rk}$  – valor característico da força axial de compressão resistente;

$N_{c,RI}$  – valor característico da força axial de compressão resistente para flambagem local;

$N_{dist}$  – força axial de flambagem elástica distorcional;

$N_{fi,Rd}$  – força axial resistente de cálculo para altas temperaturas;

$N_l$  – força axial de flambagem elástica local;

$N_{u,\theta}$  – resistência normal última obtida via análise numérica;

**Romanos minúsculos**

$b$  – largura de um elemento constituinte da seção transversal;

$b_e$  – largura efetiva de um elemento constituinte da seção transversal;

$b_f$  – largura da mesa do perfil;

$b_w$  – largura da alma do perfil;

$f_p$  – limite de proporcionalidade do aço;

$f_u$  – resistência à ruptura do aço à tração;

$f_y$  – resistência ao escoamento do aço;

$f_{y,\theta}$  – resistência ao escoamento do aço a uma temperatura  $\theta$ ;

$k$  – coeficiente de flambagem local do elemento;

$k_{E,\theta}$  – coeficiente de minoração do módulo de elasticidade do aço em temperaturas elevadas;

$k_l$  – coeficiente de flambagem local para a seção transversal completa;

$k_{y,\theta}$  – coeficiente de minoração da resistência ao escoamento do aço em temperaturas elevadas;

$k_{\sigma,\theta}$  – fator de redução, relativo aos valores a 20°C, da resistência ao escoamento do aço das seções sujeitas à flambagem local, em temperatura elevada, correspondente a uma deformação residual de 0,2%;

$k'_{\sigma,\theta}$  – coeficiente de minoração da resistência ao escoamento do aço, para perfis sujeitos a flambagem local, em temperatura elevada obtido via análise dos resultados numéricos;

$k''_{\sigma,\theta}$  – coeficiente de minoração da resistência ao escoamento do aço, para perfis sujeitos a flambagem local, em temperatura elevada dependente da esbeltez do perfil;

$t$  – espessura da chapa que forma o perfil;

### **Gregos**

$\lambda_0$  – índice de esbeltez reduzido em temperatura ambiente;

$\lambda_{0,fi}$  – índice de esbeltez reduzido em situação de incêndio;

$\lambda_p$  – índice de esbeltez do elemento da seção (MLE), ou da seção completa (MSE);

$\lambda_{p,lim}$  – índice de esbeltez máximo à temperatura ambiente que não implica na redução da resistência decorrente da flambagem local;

$\nu$  – coeficiente de Poisson do material;

$\sigma$  – tensão normal de compressão;

$\sigma_{cr}$  – tensão convencional de flambagem elástica do elemento;

$\chi_{fi}$  – coeficiente de redução associado à compressão em temperatura elevada;

## Resumo

Esse trabalho apresenta um estudo sobre a flambagem local de perfis formados a frio, com seção transversal do tipo U enrijecido, em situação de incêndio. Foi analisada analítica e numericamente a variação do fator de redução da resistência ao escoamento de seções sujeitas à instabilidade local,  $k_{\sigma,\theta}$  em função do índice de esbeltez da seção transversal do perfil. Os modelos analíticos considerados têm por base as normas europeia e brasileira. O modelo numérico tem por base o método dos elementos finitos. Com os resultados obtidos por meio do modelo numérico, verificou-se que esses divergiam dos resultados analíticos normalizados, que consideram  $k_{\sigma,\theta}$  variando apenas com a temperatura. Valores teóricos do fator de redução foram obtidos e demonstraram uma correlação com o índice de esbeltez da seção transversal.

**Palavras-chave:** perfil formado a frio; flambagem local; incêndio.



## Abstract

This work presents a study about the local buckling of cold formed lipped channel profiles in fire conditions. It was analyzed analytically and numerically the variation of the strength reduction factor of steel for the design of class 4 sections at elevated temperatures,  $k_{\sigma,\theta}$ , depending on the slenderness ratio of the cross section. The analytical models considered are based on the European and Brazilian standards. The numerical model is based on the finite element method. It was found that numerical results were different from the analytical results, which consider  $k_{\sigma,\theta}$  varying only with temperature. Theoretical values of the reduction factor were obtained and demonstrated a correlation with the slenderness ratio of the cross section.

**Keywords:** Cold form profiles; fire design; local buckling.

# CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO

## 1.1 Introdução

Os perfis formados a frio estão cada vez mais sendo empregados em diversas obras no Brasil e no exterior. Devido à sua característica de possuir uma boa relação resistência/peso próprio, os perfis formados a frio tornam-se elementos fundamentais em obras em que haja preocupação com o tempo de montagem da estrutura, aliado ao menor custo.

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

Outra aplicação para os perfis formados a frio ocorre em sistemas construtivos do tipo Light Steel Framing (LSF), onde os perfis de aço galvanizado são utilizados para a composição de paredes (estruturais ou não), vigas, estruturas de telhado, etc. (Figura 1.1).

O método construtivo LSF tem se mostrado ideal para a construção em grande escala de residências de baixo custo, pois possuem uma concepção que busca a fabricação e montagem industrializada, quase toda a seco, que utiliza placas de gesso, placas cimentadas ou de madeira (OSB) para a vedação (Figura 1.2), o que possibilita a montagem da estrutura em poucas horas.

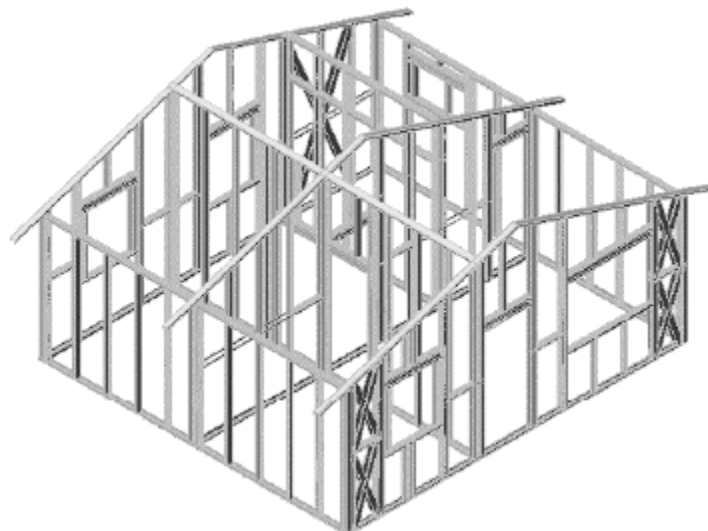


Figura 1.1: Modelo construtivo do Light Steel Framing (Soares, 2002).

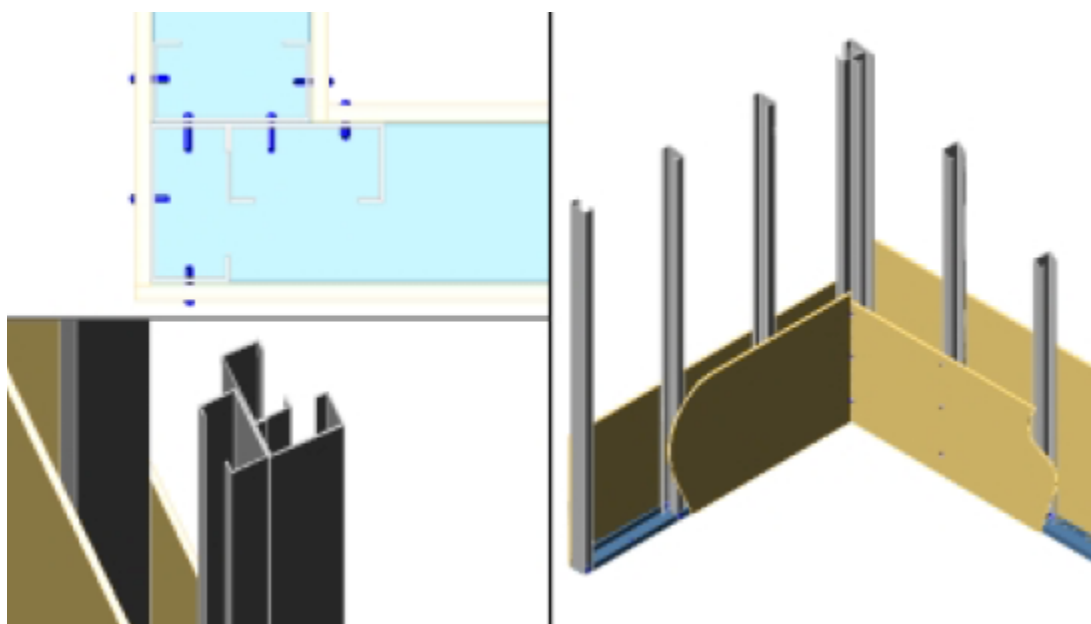


Figura 1.2: Esquemas de vedação em construções de Light Steel Framing (Soares, 2002).

Devido ao grande uso dos perfis formados a frio, em sistemas ou subsistemas estruturais da construção civil torna-se importante o profundo conhecimento de seu comportamento em temperatura ambiente e em situação de incêndio.

## 1.2 Objetivo

O objetivo geral desse trabalho é a realização de uma análise analítica e numérica do fenômeno da flambagem local em perfis formados a frio com seção transversal do tipo U enrijecido ( $U_e$ ) submetido a altas temperaturas, à luz dos critérios adotados atualmente na norma EN 1993-1-2:2005 e no Projeto de Revisão ABNT NBR 14323:2011.

Segundo a norma EN 1993-1-2:2005 e o Projeto de Revisão ABNT NBR 14323:2011, o efeito da flambagem local em situação de incêndio é levado em consideração através do uso de um fator de redução da resistência ao escoamento do aço para seções sujeitas a flambagem local,  $k_{\sigma,\theta}$ , correspondente à tensão que causa uma deformação residual de 0,2% na curva tensão versus deformação do aço para temperaturas elevadas.

O foco da pesquisa é a análise da variação teórica do fator de redução  $k_{\sigma,\theta}$  com o índice de esbeltez reduzido da seção transversal em perfis do tipo U enrijecido.

Os objetivos específicos são:

- determinar e analisar a tensão crítica de flambagem local elástica das seções estudadas, por meio do Método dos Elementos Finitos (MEF);
- determinar a resistência última das seções estudadas, por meio do Método dos Elementos Finitos (MEF);
- propor equações para determinação do  $k_{\sigma}$  teórico variando com o índice de esbeltez da seção transversal;
- comparar resultados de dimensionamento aos resultados obtidos através dos modelos propostos;

- comparar o modelo de dimensionamento para flambagem global em temperatura elevada proposto pelo Projeto de Revisão ABNT NBR 14323:2011 com algumas hipóteses adicionais para a determinação do coeficiente de redução associado à compressão em situação de incêndio,  $\chi_{fi}$ .

### **1.3 Perfis Formados a Frio**

Os perfis formados a frio são obtidos a partir de chapas de aço, dobradas a frio a fim de obter a geometria desejada. A utilização desses perfis apresenta um rápido crescimento no Brasil e no exterior, devido à demanda por construções cada vez mais rápidas e leves.

Os perfis formados a frio são utilizados principalmente em concepções de estruturas de coberturas, elementos de fixação de tapamentos laterais de galpões, andaimes e escoramentos, porém, cada vez mais têm sido usados como estruturas principais de galpões e edifícios de múltiplos andares, com até 7 pavimentos.

Devido aos processos de fabricação dos perfis formados a frio, é possível obter inúmeros tipos de seção transversal, Figura 1.3, possibilitando que esses sejam utilizados em inúmeras áreas da construção.

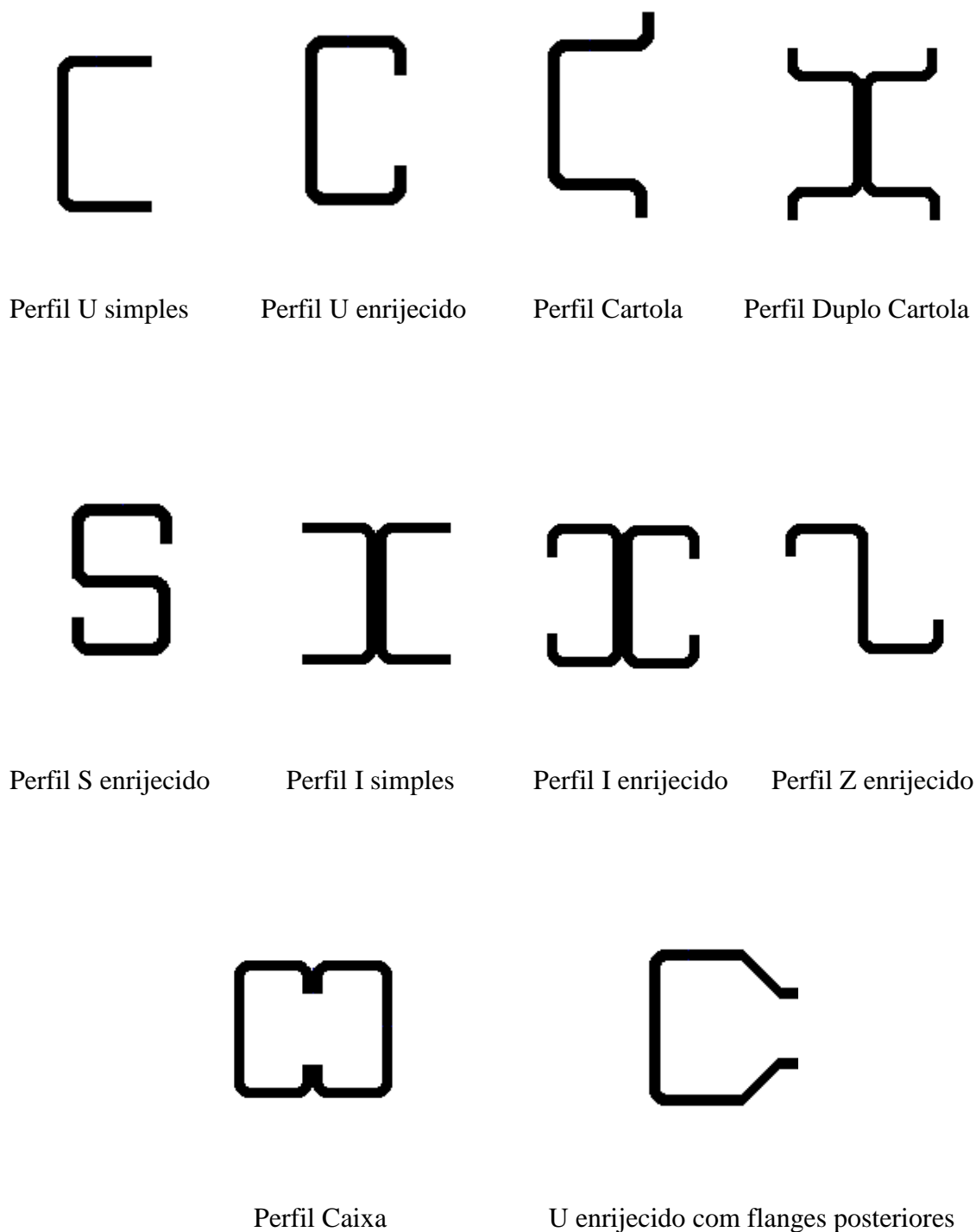


Figura 1.3 – Seções transversais de perfis formados a frio

No caso em que se necessita de maior capacidade resistente pode-se usar elementos estruturais compostos por dois ou mais perfis (Figura 1.3), aumentando consideravelmente a capacidade resistente e a rigidez da seção.

A conformação a frio pode ser feita através de uma dobradeira mecânica, Figura 1.4, onde a chapa de aço é dobrada gerando cada canto por vez ou através de uma bancada com roletes de forma contínua, denominado conformação contínua, Figura 1.5.

Como no processo de conformação o aço é levado ao escoamento para a obtenção da forma desejada, as propriedades mecânicas do material mudam na região dos cantos dobrados, provocando uma elevação da resistência ao escoamento e redução da ductilidade do material.

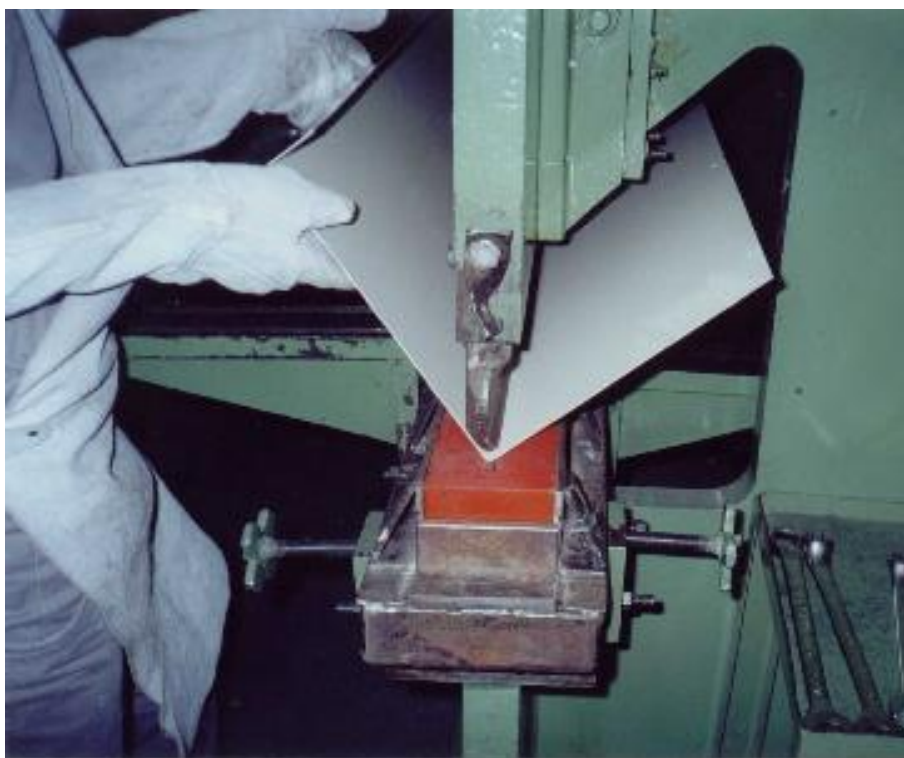
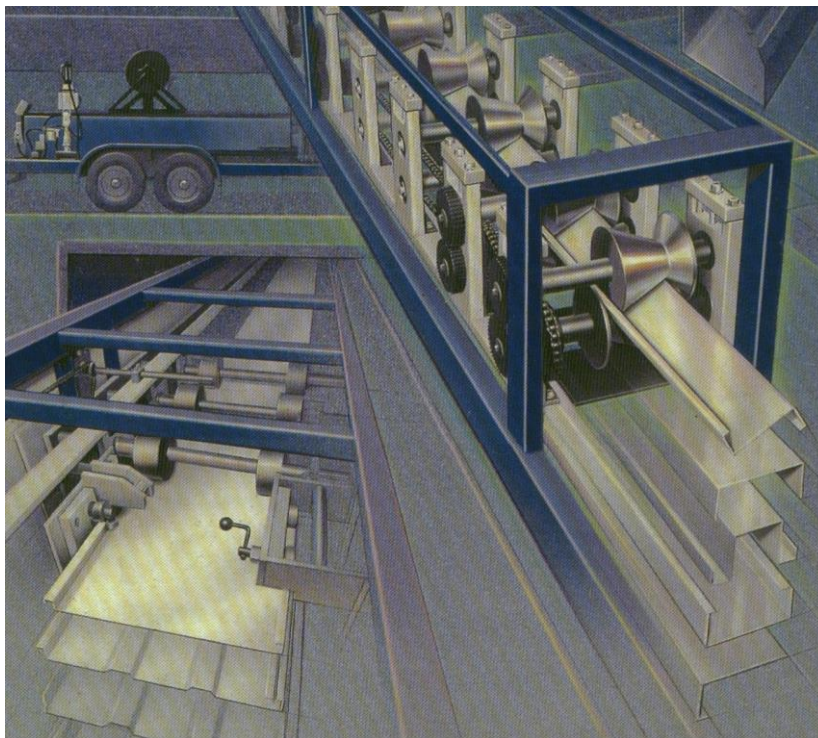
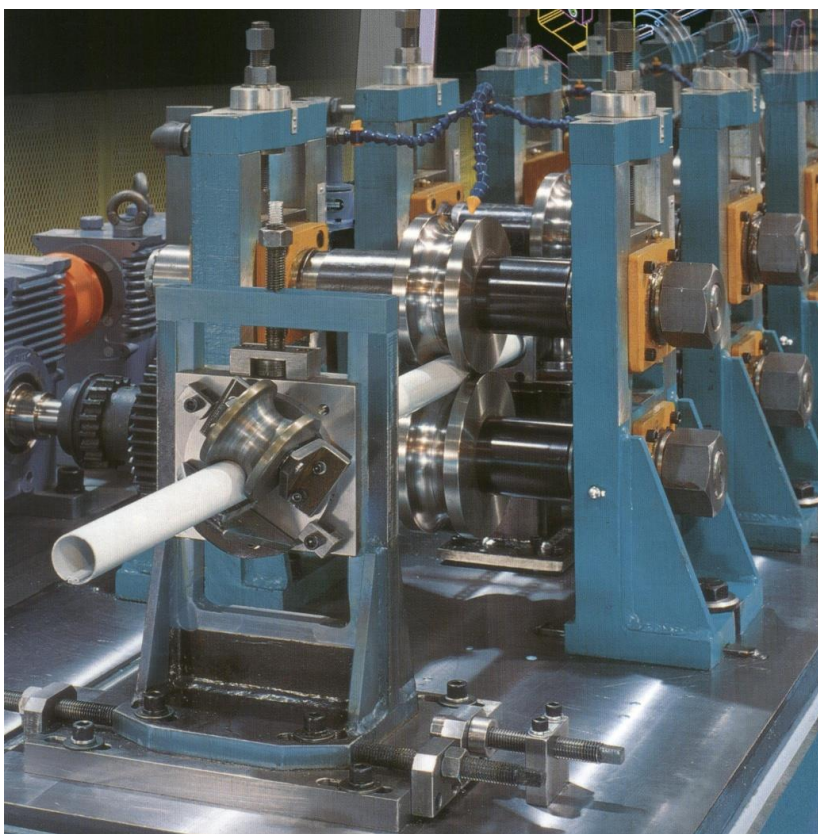


Figura 1.4– Processo de conformação a frio por dobragem (Gonzaga, 2003)



(a)



(b)

Figura 1.5– Processo de conformação contínua a frio (a) perfis de seção aberta e (b) perfis com seção tubular (Gonzaga, 2003).



A principal característica dos perfis formados a frio é a alta relação largura-espessura de suas paredes, com chapas a partir de 0,65 mm, possibilitando a confecção de componentes estruturais leves e com grande capacidade resistente. Quando constituídos por chapas finas, os perfis formados a frio geralmente têm seus elementos sujeitos à flambagem local, sendo que esse fenômeno não representa colapso estrutural, e sim uma redução significativa da rigidez da seção, apresentando geralmente um comportamento pós-crítico estável.

Com o crescente uso desses perfis, torna-se necessário um estudo aprofundado para entender como esses fenômenos interferem na capacidade resistente desses perfis em situação de incêndio.

O dimensionamento em situação de incêndio se faz com a verificação dos elementos estruturais e suas ligações, com ou sem proteção contra incêndio, no que se refere à estabilidade e à resistência aos esforços solicitantes em temperatura elevada.

Sob condições de incêndio, além de se expandirem, todos os materiais utilizados em uma edificação têm sua capacidade resistente diminuída. A perda da resistência do aço pode ser representada pela variação da curva tensão versus deformação com a temperatura. A Figura 1.6 mostra essa variação para um aço com resistência ao escoamento igual a 345 MPa, segundo a EN 1993-1-2:2005.

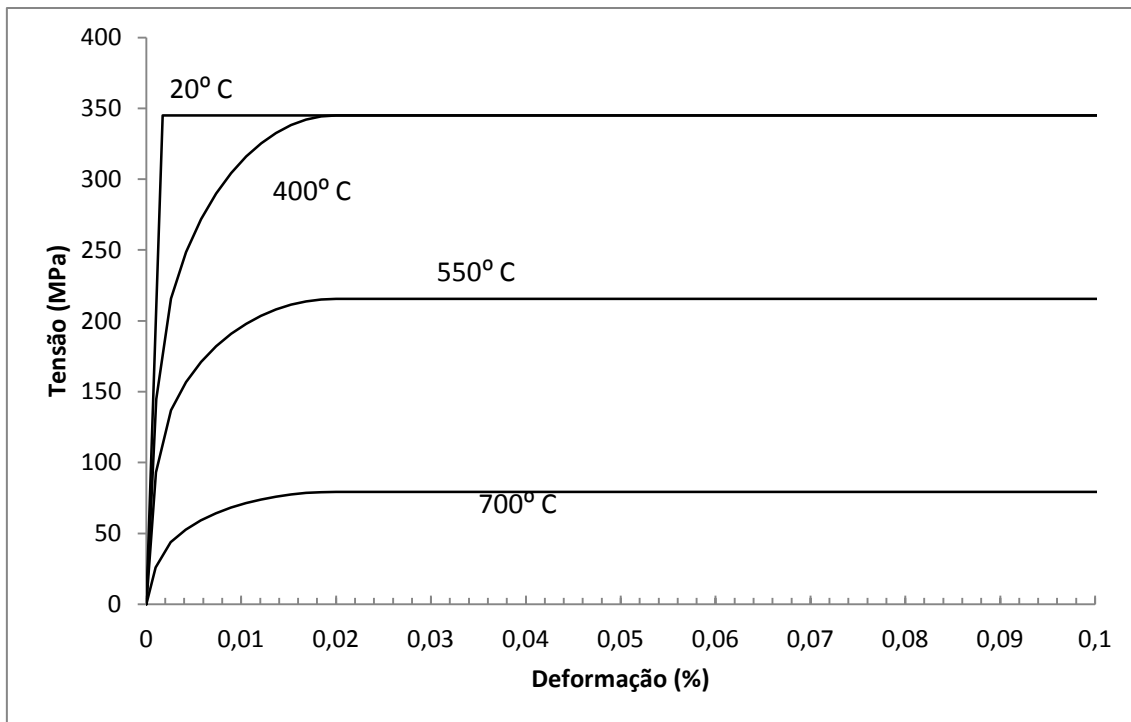


Figura 1.6- Diagrama tensão versus deformação um aço com resistência ao escoamento de 345 MPa (EN 1993-1-2:2005).

Atualmente no Brasil as normas que tratam da segurança de estruturas de aço em situação de incêndio são a ABNT NBR 14323:1999 e a ABNT NBR 14432:2001.

A ABNT NBR 14432:2001 apresenta diretrizes para a determinação da ação térmica nos elementos das edificações, estabelecendo condições a serem atendidas para garantir a integridade estrutural e a estanqueidade e isolamento por um tempo suficiente para possibilitar a fuga dos ocupantes da edificação, a minimização de danos a edificações adjacentes e à infra-estrutura pública e a segurança das operações de combate ao incêndio.

A ABNT NBR 14323:1999, que atualmente passa por um processo de revisão (ABNT NBR 14323:2011), fornece diretrizes para o dimensionamento de estruturas de aço submetidas a temperaturas elevadas. Essa norma é fundamentada nas prescrições da norma europeia EN 1993-1-2:2005.

## 1.4 Justificativa

Com a atual tendência de industrialização da construção civil, soluções estruturais utilizando os perfis formados a frio estão cada vez mais presentes em obras residenciais, comerciais ou industriais, tornando-se necessário o conhecimento do comportamento desses elementos estruturais em situações adversas, como o caso de incêndio.

Como os perfis formados a frio geralmente estão sujeitos ao fenômeno de instabilidade local é necessário entender seu comportamento também em situação de incêndio, principalmente no limiar da flambagem local onde, pelas formulações abordadas pelas normas atuais, ocorre uma descontinuidade no cálculo de sua capacidade resistente.

A norma europeia EN 1993-1-2:2005 e o Projeto de Revisão da ABNT NBR 14323:2011 propõem o uso do fator de redução  $k_{\sigma,\theta}$  para o dimensionamento de perfis sujeitos à instabilidade local, definido para uma deformação residual de 0,2% na relação tensão versus deformação em temperatura elevada, Figura 2.6.

Dessa forma, para seções sujeitas à flambagem local, ou seja, com tensão convencional de flambagem local elástica inferior à resistência ao escoamento do aço, utiliza-se o fator de redução  $k_{\sigma,\theta}$ , caso contrário, utiliza-se  $k_{y,\theta}$ . A relação entre os valores de  $k_{\sigma,\theta}$  e  $k_{y,\theta}$  pode chegar a 0,65, sendo que os fatores de redução  $k_{\sigma,\theta}$  devem ser utilizados mesmo quando a tensão de flambagem local elástica é ligeiramente inferior à resistência ao escoamento do aço. Os valores dos fatores de redução das propriedades do aço propostos pelo EN 1993-1-2:2005 são apresentados na Tabela 2.4.

Observa-se que segundo essa abordagem, ocorre uma descontinuidade no tratamento do fenômeno da flambagem local sob altas temperaturas, uma vez que se utiliza o fator de redução  $k_{y,\theta}$  em perfis onde não ocorre a flambagem local e o fator  $k_{\sigma,\theta}$  em perfis nos quais a flambagem local ocorre logo antes do material atingir sua resistência ao escoamento.

Devido a essa descontinuidade no tratamento dos efeitos da flambagem local em perfis formados a frio em situação de incêndio, tornam-se necessários estudos mais aprofundados para melhor compreender o comportamento desses perfis no limiar da flambagem local em temperaturas elevadas.

## **CAPÍTULO 2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**

### **2.1 Introdução**

Esse capítulo apresenta os principais trabalhos encontrados na literatura que tratam do comportamento de Perfis Formados a Frio em situação de incêndio, focando principalmente no comportamento do material e a apresentação de modelos para o cálculo desses perfis em temperatura elevada.

Nesse capítulo será primeiramente apresentada uma breve descrição dos modelos analíticos apresentados pelas normas brasileiras para o dimensionamento de estruturas constituídas por perfis formados a frio em temperatura ambiente e em situação de incêndio.

### **2.2 ABNT NBR 14762:2010**

A ABNT NBR 14762:2010 fornece as prescrições para o dimensionamento de perfis formados a frio em temperatura ambiente.

A primeira edição dessa norma (ABNT NBR 14762:2001) foi elaborada com base nas prescrições da norma norte-americana do American Iron and Steel Institute (AISI) no

Método dos Estados Limites, incluindo algumas recomendações e procedimentos do European Committee for Standardization (EN 1993-1-3:1996) e da norma australiana, AS/NZS 4600:1996, procurando sempre estabelecer compatibilidade com outras normas brasileiras relacionadas ao tema, (Rodrigues e Barros Jr., 2000).

Em sua versão mais recente (ABNT NBR 14762:2010), a norma brasileira mantém os mesmos princípios básicos, mas contém ainda importantes novidades que a tornam uma das normas mais modernas do mundo. Para cálculo dos deslocamentos e da resistência última constam três métodos de dimensionamento: o Método da Largura Efetiva (MLE), o Método da Seção Efetiva (MSE) e o Método da Resistência Direta (MRD).

### **2.2.1 Método da Largura Efetiva (MLE)**

Quando em uma chapa esbelta, sujeita a tensões longitudinais de compressão, ocorre a flambagem local há uma significativa redução de sua rigidez. Para um elemento submetido à compressão uniforme, Figura 2.1, as tensões longitudinais, antes de ser atingida sua tensão de flambagem elástica, se distribuem de forma uniforme, logo depois de atingida a força axial de flambagem local elástica ocorre uma redistribuição não linear das tensões, Figura 2.2.

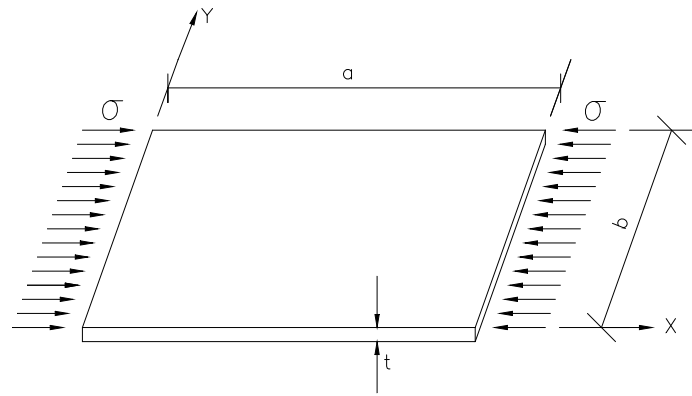


Figura 2. 1: Chapa simplesmente apoiada submetida à compressão uniforme (Rodrigues, 2006).

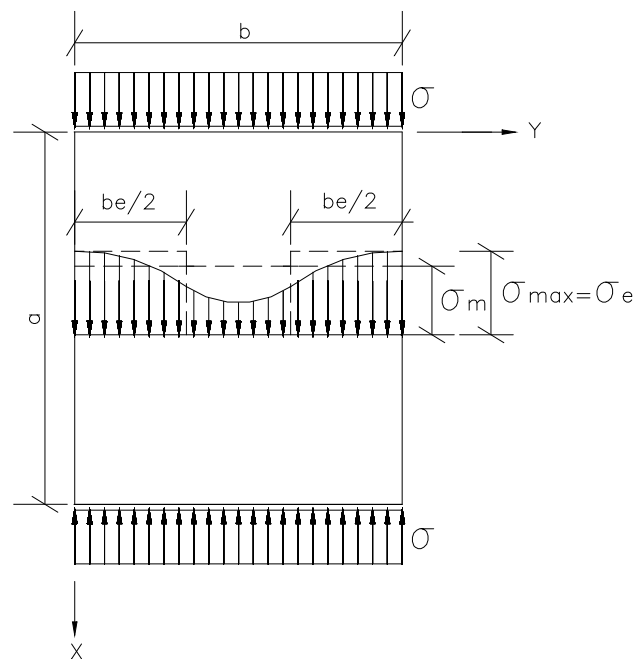


Figura 2. 2: Distribuição de tensões e larguras efetivas ( $b_e$ ) após a flambagem local (Rodrigues, 2006).

Essa redistribuição de tensões ocorre devido à mudança na rigidez da chapa causada pela deformação proveniente da flambagem local. O Método da Largura Efetiva

consiste em simular essa redução da rigidez da chapa, substituindo a largura inicial do elemento,  $b$ , por uma largura efetiva  $b_e$ , sendo  $b_e < b$ .

Como os perfis formados a frio são constituídos de uma única chapa, que é dobrada para obter a forma desejada, para realizar a análise divide-se o perfil em elementos, que são as partes planas do perfil. Esses elementos podem ser considerados de bordas apoiadas (AA), quando ambas laterais estão apoiadas a outros elementos e com borda livre (AL), quando somente uma de suas bordas encontra-se apoiada a outro elemento na direção longitudinal do perfil, permanecendo a outra extremidade livre, conforme indicado na Figura 2.3.

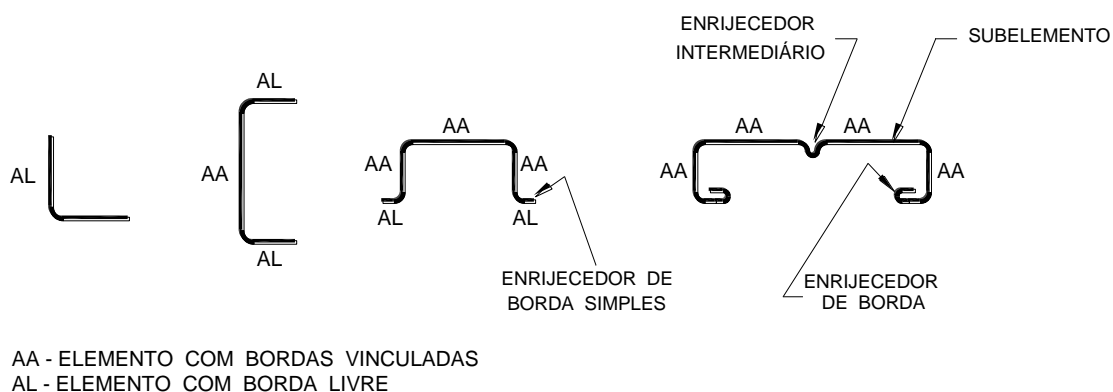


Figura 2. 3: Tipos de elementos em uma seção de perfil formado a frio (ABNT NBR 14762:2010)

No caso dos perfis do tipo U enrijecido a alma é considerada um elemento AA e o enrijecedor um elemento AL, as mesas também são consideradas elementos AA, porém deve-se verificar a interação com o enrijecedor.



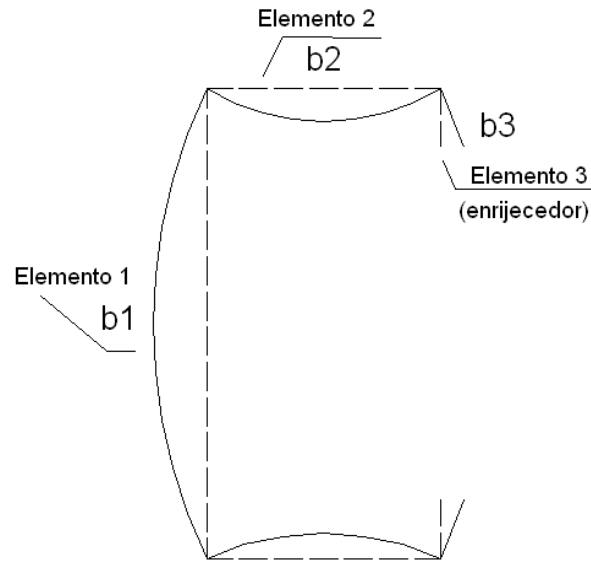


Figura 2. 4: Elementos constituintes da seção transversal e modo de flambagem local.  
(Rodrigues 2006)

Para o cálculo do esforço resistente, o MLE considera os elementos constituintes do perfil como placas isoladas, realizando o cálculo da largura efetiva para cada elemento separadamente, para, posteriormente, determinar as propriedades efetivas da seção transversal.

Para cada elemento da seção transversal é atribuído um índice de esbeltez,  $\lambda_p$ , determinado conforme a Equação 2.1:

$$\lambda_p = \left( \frac{\sigma}{\sigma_{cr}} \right)^{0,5} = \frac{b/t}{0,95(kE/\sigma)^{0,5}} \quad 2.1$$

onde:

$t$  é a espessura do elemento;

$k$  é o coeficiente de flambagem local do elemento, calculado de acordo com a Tabela 2.1 para elementos AA e Tabela 2.2 para elementos AL;

$b$  é a largura do elemento;

$\nu$  é o coeficiente de Poisson do material;

$\sigma$  é a tensão normal de compressão;

$\sigma_{cr}$  é a tensão convencional de flambagem elástica do elemento, dada por:

$$\sigma_{cr} = k \frac{\pi^2 E}{12(1 - \nu^2)(b/t)^2} \quad 2.2$$

Tabela 2.1: Largura Efetiva e Coeficiente de Flambagem Local para Elementos AA

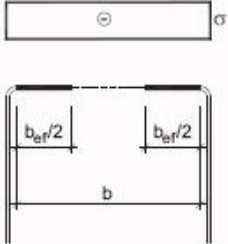
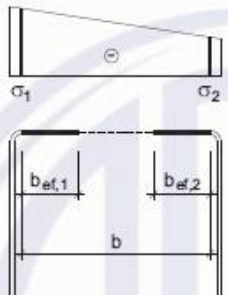
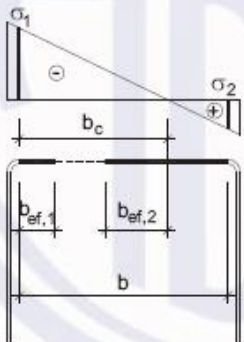
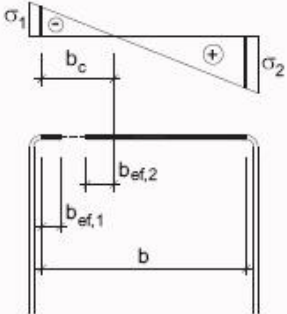
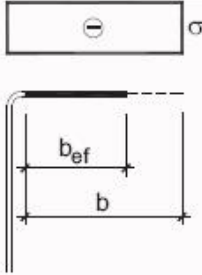
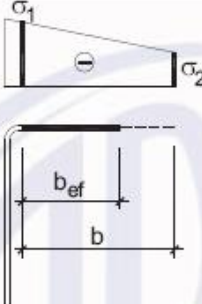
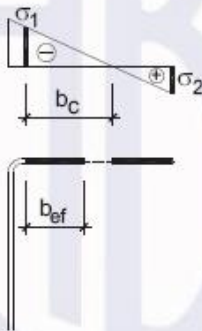
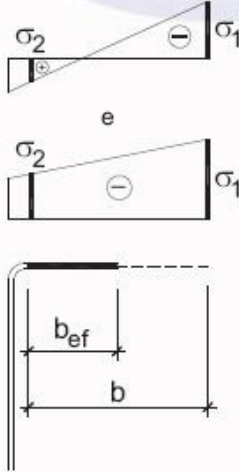
Caso a		$k = 4,0$
Caso b		$0 \leq \psi = \sigma_2 / \sigma_1 < 1,0$ $b_{ef,1} = b_{ef} / (3 - \psi)$ $b_{ef,2} = b_{ef} - b_{ef,1}$ $k = 4 + 2(1 - \psi) + 2(1 - \psi)^3$
Caso c	 <p>A parte tracionada deve ser considerada totalmente efetiva.</p>	$-0,236 < \psi = \sigma_2 / \sigma_1 < 0$ $b_{ef,1} = b_{ef} / (3 - \psi)$ $b_{ef,2} = b_{ef} - b_{ef,1}$ $k = 4 + 2(1 - \psi) + 2(1 - \psi)^3$
Caso d	 <p>A parte tracionada deve ser considerada totalmente efetiva.</p>	$\psi = \sigma_2 / \sigma_1 \leq -0,236$ $b_{ef,1} = b_{ef} / (3 - \psi)$ $b_{ef,2} = 0,5b_{ef}$ sendo $b_{ef,1} + b_{ef,2} \leq b_c$ $k = 4 + 2(1 - \psi) + 2(1 - \psi)^3$
NOTA O sinal (-) indica compressão.		

Tabela 2.2: Largura Efetiva e Coeficiente de Flambagem Local para Elementos AL

Caso a		$k = 0,43$
Caso b		$0 \leq \psi = \sigma_2 / \sigma_1 < 1,0$ $k = 0,578 / (\psi + 0,34)$
Caso c	 <p>A parte tracionada deve ser considerada totalmente efetiva.</p>	$-1,0 \leq \psi = \sigma_2 / \sigma_1 < 0$ $k = 1,7 - 5\psi + 17,1\psi^2$
Caso d		$-1,0 \leq \psi = \sigma_2 / \sigma_1 \leq 1,0$ $k = 0,57 - 0,21\psi + 0,07\psi^2$
NOTA O sinal (-) indica compressão.		

A largura efetiva dos elementos é calculada conforme as Equações 2.3 para elementos sem a inversão do sinal da tensão ( $\psi \geq 0$ ) e conforme as Equações 2.4 para elementos em que ocorre a inversão do sinal da tensão ( $\psi < 0$ ), conforme indicam as Tabelas 2.1 e 2.2.

$$\begin{aligned}
 b_{ef} &= b && \text{para } \lambda_p \leq 0,673 \\
 b_{ef} &= b(1 - 0,22/\lambda_p)/\lambda_p && \text{para } \lambda_p > 0,673
 \end{aligned}
 \tag{2.3}$$

$$\begin{aligned}
 b_{ef} &= b_c && \text{para } \lambda_p \leq 0,673 \\
 b_{ef} &= b_c(1 - 0,22/\lambda_p)/\lambda_p && \text{para } \lambda_p > 0,673
 \end{aligned}
 \tag{2.4}$$

Quando a esbeltez reduzida do elemento,  $\lambda_p$ , for menor que 0,673, não ocorre a flambagem local no elemento e a largura efetiva é a própria largura do elemento.

### 2.2.2 Método da Resistência Direta (MRD)

Por meio do MRD também é possível o dimensionamento de barras submetidas à compressão centrada e à flexão simples considerando os efeitos da interação entre os modos de flambagem global e local. Ao contrário do Método da Largura Efetiva, o Método da Resistência Direta considera a seção transversal como um todo na determinação dos efeitos da instabilidade local.

Para o cálculo da força axial resistente última via MRD é necessária a determinação dos modos de flambagem elástica local e distorcional e as forças axiais e momentos fletores associadas a esses modos. No caso da flambagem global da barra, as formulas incluídas nas subseções 9.7.2 e 9.8.2.2 da ABNT NBR 14762:2010 permitem, respectivamente, a obtenção dos valores das forças e momentos fletores de flambagem global elástica,  $N_e$  e  $M_e$ , respectivamente. Com essas informações, é possível, através das formulações, determinar a força axial resistente de cálculo do perfil.

A determinação dos modos de flambagem elástica local e distorcional e de suas respectivas forças pode ser feita com o uso de recursos de análise com base na teoria da elasticidade elástica, utilizando métodos numéricos como Método dos Elementos Finitos ou Método das Faixas Finitas.

Existem alguns programas de livre acesso que permitem obter de maneira rápida e precisa os modos de flambagem de barras constituídas por qualquer seção transversal.

Entre esses programas está o CUFSM (Schafer, 2006). O CUFSM é um programa livre baseado no Método das Faixas Finitas e fornece os modos de flambagem associados a diversos comprimentos de meia onda (Figura 2.5) sendo possível determinar os modos de flambagem locais (Local e Distorcional) e globais (Flexão, Torção, Flexo-torção e Lateral com Torção), além de indicar o modo misto, que é a interação entre o modo global e o distorcional.

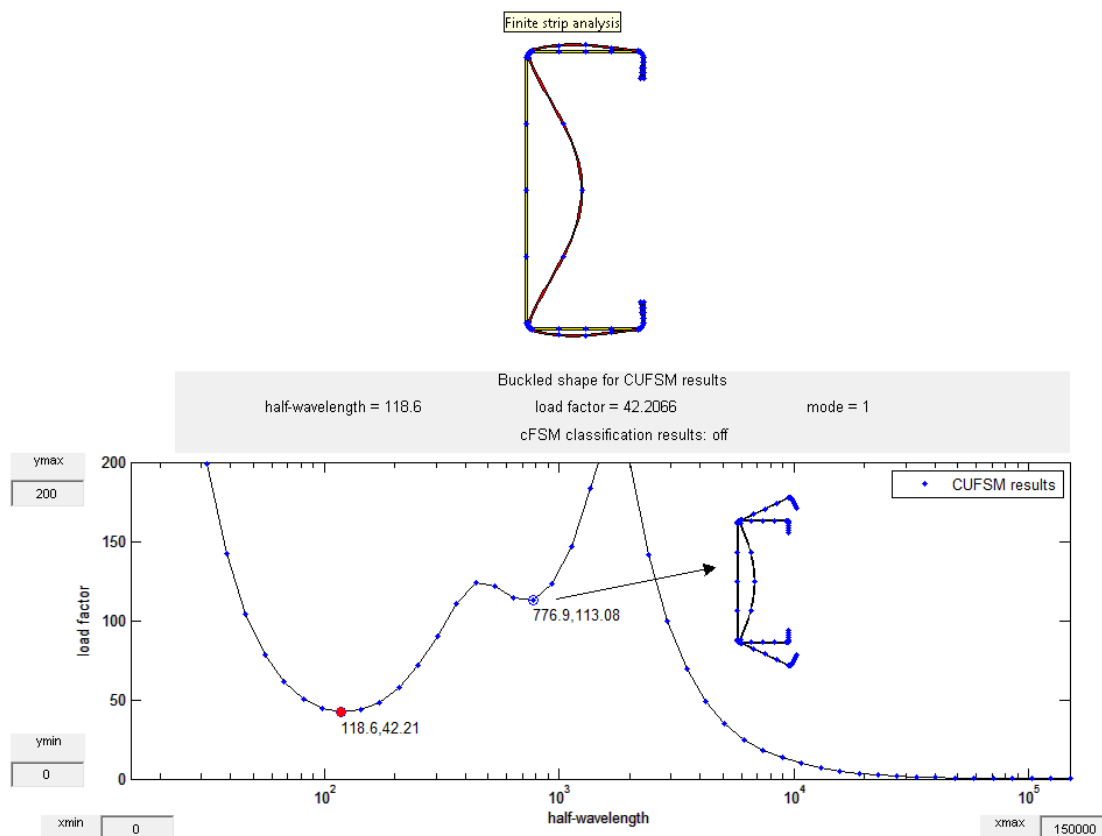


Figura 2. 5– Modelo de Faixas Finitas via CUFSM

Mesmo sendo possível analisar numericamente qualquer combinação de tensões axiais, o MRD não fornece previsões para o dimensionamento para membros sujeitos a força cortante, momento fletor combinado com cortante, Web Crippling ou combinação de força axial e momento fletor (vigas-colunas).

Através do MRD é possível determinar os valores de cálculo da força axial de compressão resistente e do momento fletor resistente.

Para barras submetidas à compressão centrada o valor característico da força axial de compressão resistente,  $N_{c,Rk}$ , é tomado como o menor valor calculado para flambagem global, local e distorcional,  $N_{c,Re}$ ,  $N_{c,Rl}$ ,  $N_{c,Rdist}$ , respectivamente, calculados conforme Equações 2.5 a 2.7.

Para flambagem global da barra por flexão, torção ou flexotorção

$$N_{c,Re} = (0,658\lambda_0^2)Af_y \quad \text{para } \lambda_0 \leq 1,5$$

$$N_{c,Re} = \left(\frac{0,877}{\lambda_0^2}\right)Af_y \quad \text{para } \lambda_0 > 1,5 \quad 2.5$$

onde  $\lambda_0 = \left(\frac{Af_y}{N_e}\right)^{0,5}$

e  $N_e$  é a força axial de flambagem global elástica

Para flambagem local

$$N_{c,RI} = N_{c,Re} \quad \text{para } \lambda_l \leq 0,776$$

$$N_{c,RI} = \left(1 - \frac{0,15}{\lambda_l^{0,8}}\right)\frac{N_{c,Re}}{\lambda_l^{0,8}} \quad \text{para } \lambda_l > 0,776 \quad 2.6$$

onde  $\lambda_l = \left(\frac{N_{c,Re}}{N_l}\right)^{0,5}$

e  $N_l$  é a força axial de flambagem elástica local.



Para flambagem distorcional

$$N_{c,Rdist} = Af_y \quad \text{para } \lambda_{dist} \leq 0,561$$

$$N_{c,Rdist} = \left(1 - \frac{0,25}{\lambda_{dist}^{1,2}}\right) \frac{Af_y}{\lambda_{dist}^{1,2}} \quad \text{para } \lambda_{dist} > 0,561 \quad 2.7$$

onde

$$\lambda_{dist} = \left(\frac{Af_y}{N_{dist}}\right)^{0,5}$$

e  $N_{dist}$  é a força axial de flambagem elástica distorcional.

### 2.2.3 Método da Seção Efetiva (MSE)

No Método da Seção Efetiva (MSE), a flambagem local é considerada por meio de propriedades geométricas efetivas (reduzidas) da seção transversal completa das barras.

O MSE torna-se vantajoso em relação ao MRD devido à facilidade de se obter os valores da força axial de flambagem elástica local de forma direta, sem a necessidade de utilizar programas numéricos.

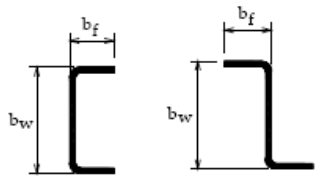
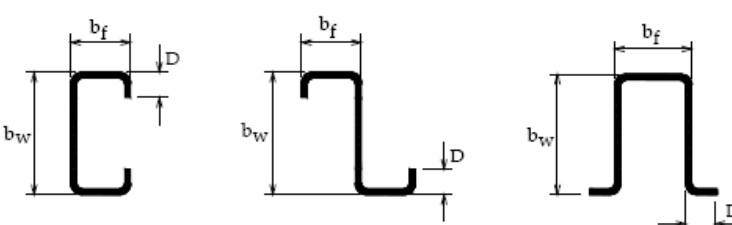
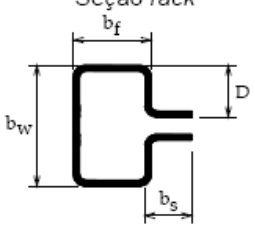
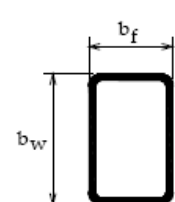
A força axial de flambagem local elástica é obtida através da equação:

$$N_l = k_l \frac{\pi^2 E}{12(1 - \nu^2)(b_w/t)^2} A \quad 2.8$$

onde  $k_l$  é o coeficiente de flambagem local para a seção completa obtido da Tabela 2.3 para compressão centrada.

Adicionalmente, deve ser considerada a flambagem distorcional, conforme prescrições da ABNT NBR 14762:2010.

Tabela 2.3: Coeficiente de flambagem local  $k_l$  para a seção completa em barras sob compressão centrada (ABNT NBR 14762:2010).

Caso a	<p>Seção U simples e Seção Z simples</p>  $k_l = 4,0 + 3,4 \eta + 21,8 \eta^2 - 174,3 \eta^3 + 319,9 \eta^4 - 237,6 \eta^5 + 63,6 \eta^6$ <p><math>(0,1 \leq \eta \leq 1,0)</math></p>
Caso b	<p>Seção U enrijecido, Seção Z enrijecido e Seção cartola</p>  $k_l = 6,8 - 5,8 \eta + 9,2 \eta^2 - 6,0 \eta^3$ <p><math>(0,1 \leq \eta \leq 1,0 \text{ e } 0,1 \leq D/b_w \leq 0,3)</math></p>
Caso c	<p>Seção rack</p>  $k_l = 6,5 - 3,0 \eta + 2,8 \eta^2 - 1,6 \eta^3$ <p><math>(0,1 \leq \eta \leq 1,0 ; 0,1 \leq D/b_w \leq 0,3 \text{ e } 0,1 \leq b_s/b_w \leq 0,4)</math></p>
Caso d	<p>Seção tubular retangular com solda de costura contínua (para seção tubular retangular formada por dois perfis U simples ou U enrijecido com solda de costura intermitente, <math>k_l</math> deve ser calculado para cada perfil isoladamente).</p>  $k_l = 6,6 - 5,8 \eta + 8,6 \eta^2 - 5,4 \eta^3$ <p><math>(0,1 \leq \eta \leq 1,0)</math></p>
NOTA 1	$b_f, b_w, b_s$ e $D$ são as dimensões nominais dos elementos, conforme indicado na Figura correspondente.
NOTA 2	$\eta = b_f / b_w$ .

## 2.3 Projeto de Revisão ABNT NBR 14323:2011

De acordo com o Projeto de Revisão ABNT NBR 14323:2011, o dimensionamento de peças estruturais pode ser realizado por meio de resultados de ensaios ou por métodos analíticos de cálculo. Nesses últimos casos, pode ser usado o método simplificado de dimensionamento ou um método avançado de dimensionamento, ou ainda uma combinação entre ensaios e métodos analíticos.

O dimensionamento por meio de métodos analíticos deve ser feito levando em consideração que as propriedades mecânicas do aço e do concreto debilitam-se progressivamente com o aumento da temperatura, podendo ocorrer o colapso dos elementos estruturais e de suas ligações.

Os fatores de redução das propriedades dos materiais para temperaturas elevadas são obtidos através das Equações 2.9 a 2.12

$$k_{y,\theta} = f_{y,\theta}/f_y \quad 2.9$$

$$k_{p,\theta} = f_{p,\theta}/f_y \quad 2.10$$

$$k_{\sigma,\theta} = f_{\sigma,\theta}/f_y \quad 2.11$$

$$k_{E,\theta} = E_\theta/E \quad 2.12$$

onde:

$f_{y,\theta}$  é a resistência ao escoamento do aço a uma temperatura  $\theta_a$ ;

$f_y$  é a resistência ao escoamento do aço a 20°C;

$f_p$  é o limite de proporcionalidade;

$f_{\sigma,\theta}$  é a tensão correspondente a uma deformação residual de 0,2%;

$E_{\theta}$  é o módulo de elasticidade do aço a uma temperatura  $\theta_a$ ;

$E$  é o módulo de elasticidade do aço a 20°C.

Os valores desses coeficientes dependentes da temperatura são apresentados na Tabela 2.4 e na Figura 2.6.

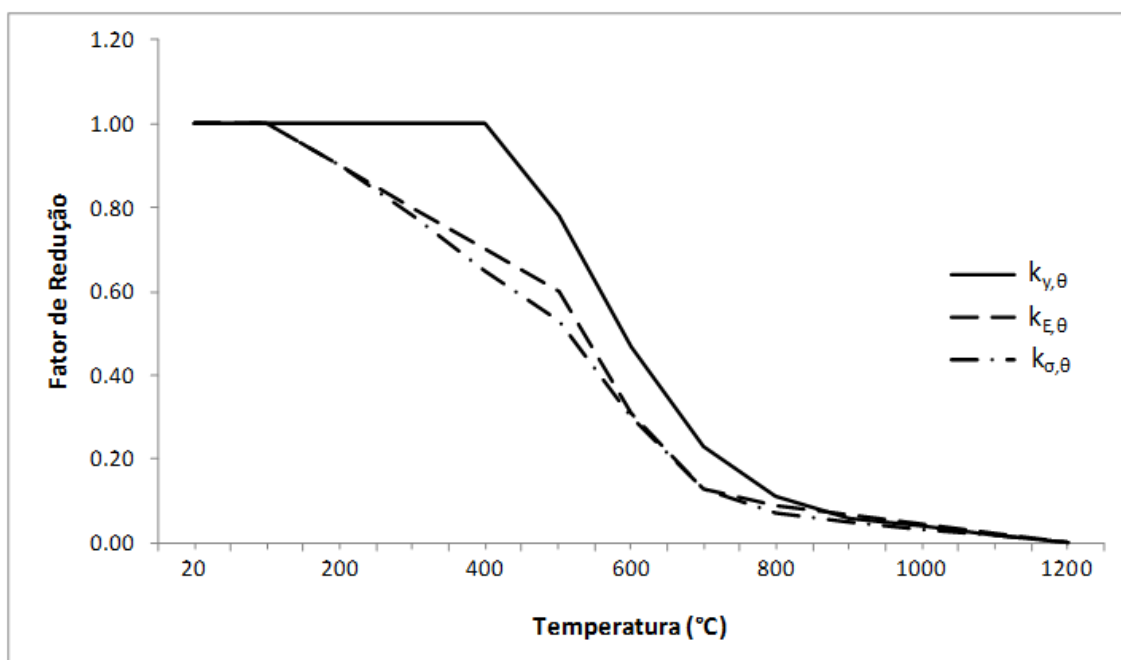


Figura 2. 6: Variação dos fatores  $k_{y,\theta}$ ,  $k_{\sigma,\theta}$  e  $k_{E,\theta}$  em função da temperatura (EN 1993-1-2:2005).

Tabela 2.4: Fatores de Redução das propriedades do aço.

Temperatura do aço $\theta_a$ (°C)	Fator de redução da resistência ao escoamento $k_{y0,\theta}$	Fator de redução do módulo de elasticidade $k_{E,\theta}$	Fator de redução do limite de proporcionalidade $k_{p,\theta}$	Fator de redução para a resistência ao escoamento de seções sujeitas à flambagem local $k_{\sigma,\theta}$
20	1,000	1,0000	1,000	1,000
100	1,000	1,0000	1,000	1,000
200	1,000	0,9000	0,807	0,890
300	1,000	0,8000	0,613	0,780
400	1,000	0,7000	0,420	0,650
500	0,780	0,6000	0,360	0,530
600	0,470	0,3100	0,180	0,300
700	0,230	0,1300	0,075	0,130
800	0,110	0,0900	0,050	0,070
900	0,060	0,0675	0,0375	0,050
1000	0,040	0,0450	0,025	0,030
1100	0,020	0,0225	0,0125	0,020
1200	0,000	0,0000	0,000	0,000

O Projeto de Revisão ABNT NBR 14323:2011 sugere, apesar de não apresentar em seu texto, a curva da tensão *versus* deformação do aço para temperaturas elevadas proposta no EN 1993-1-2:2005, Figura 2.7.

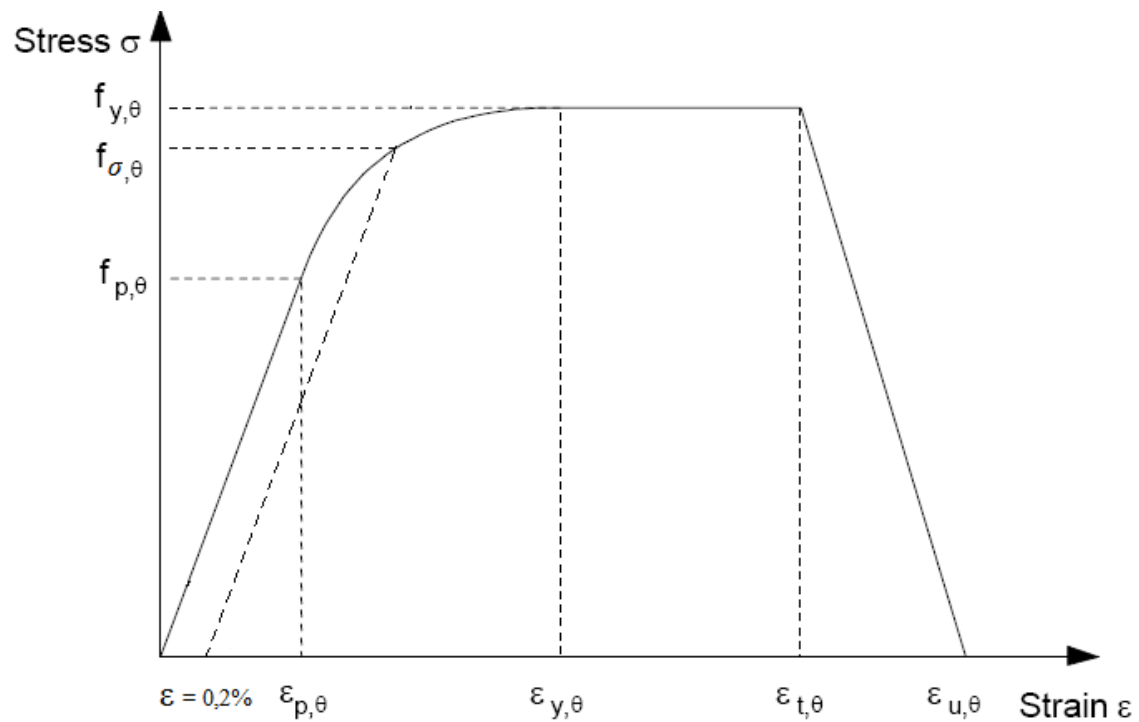


Figura 2. 7: Curva tensão versus deformação proposta pelo EN 1993-1-2:2005.

A curva tensão *versus* deformação da Figura 2.7 é obtida através das formulações apresentadas na tabela 2.5.

Para o dimensionamento de elementos estruturais submetidos à compressão o Projeto de Revisão ABNT NBR 14323:2011 separa os perfis em dois grupos: barras não sujeitas à flambagem local e barras sujeitas à flambagem local.

Tabela 2.5: Formulações para a curva tensão *versus* deformação EN 1993-1-2:2005.

Intervalo de deformação	Tensão $\sigma$	Módulo de Elasticidade Tangente
$\varepsilon \leq \varepsilon_{p,\theta}$	$\varepsilon E_{\theta}$	$E_{\theta}$
$\varepsilon_{p,\theta} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{y,\theta}$	$f_{p,\theta} - c + (b/a) [a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2]^{0,5}$	$\frac{b(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)}{a [a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2]^{0,5}}$
$\varepsilon_{y,\theta} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{t,\theta}$	$f_{y,\theta}$	0
$\varepsilon_{t,\theta} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{u,\theta}$	$f_{y,\theta} [1 - (\varepsilon - \varepsilon_{t,\theta}) / (\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{t,\theta})]$	-
$\varepsilon = \varepsilon_{u,\theta}$	0,00	-
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	$a^2 = (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta} + c/E_{\theta})$ $b^2 = c(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})E_{\theta} + c^2$ $c = \frac{(f_{y,\theta} - f_{p,\theta})^2}{(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})E_{\theta} - 2(f_{y,\theta} - f_{p,\theta})}$	

As barras previstas na ABNT NBR 14762:2010 que não estão sujeitas ao fenômeno da flambagem local em situação de incêndio são aquelas cujos índices de esbeltezo reduzido,  $\lambda_p$ , de todos os elementos componentes se sua seção transversal ou da seção transversal completa não são superiores a  $0,85 \lambda_{p,lim}$ , onde  $\lambda_{p,lim}$  é o máximo valor de  $\lambda_p$ , à temperatura ambiente, que não implica na redução da resistência decorrente da flambagem local.

A força axial resistente de cálculo,  $N_{fi,Rd}$ , de uma barra de aço, considerando o estado-limite último de instabilidade da barra como um todo, é dada por:

$$N_{fi,Rd} = \chi_{fi} k_{y,\theta} A_g f_y, \quad 2.13$$

onde:

$A_g$  é a área bruta da seção transversal

$\chi_{fi}$  é o fator de redução associado à resistência à compressão em situação de incêndio, dado pela equação 2.14,

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\varphi_{0,fi} + \sqrt{\varphi_{0,fi}^2 - \lambda_{0,fi}^2}} \quad 2.14$$

com:

$$\varphi_{0,fi} = 0,5(1 + \alpha \lambda_{0,fi} + \lambda_{0,fi}^2) \quad 2.15$$

$$\alpha = 0,022 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad 2.16$$

sendo  $\lambda_{0,fi}$  o índice de esbeltez reduzido em situação de incêndio, dado pela Equação 2.17:



$$\lambda_{0,fi} = \frac{\lambda_0}{0,85} \quad 2.17$$

onde  $\lambda_0$  é o índice de esbeltez reduzido à temperatura ambiente, calculado conforme a ABNT NBR 14762:2010, utilizando o comprimento de flambagem modificado para situação de incêndio.

Em situação de incêndio, segundo o Projeto de Revisão da ABNT NBR 14323:2011, o comprimento de flambagem para o dimensionamento em situação de incêndio,  $L_{e,fi}$ , pode ser determinado como no dimensionamento à temperatura ambiente. Entretanto, os pilares contínuos dos andares intermediários de edifícios de vários andares podem ser considerados com a rotação perfeitamente impedida abaixo e acima do compartimento incendiado, desde que a resistência ao fogo dos componentes que isolam esse compartimento não seja menor que a resistência ao fogo do pilar e que a estrutura seja de pequena deslocabilidade (Figura 2.8). Os pilares do primeiro pavimento devem ser considerados com rotação impedida acima do compartimento incendiado (na base, deve ser adotado o tipo de apoio efetivamente existente). Os pilares do último pavimento devem ser considerados com rotação impedida apenas abaixo do compartimento incendiado.

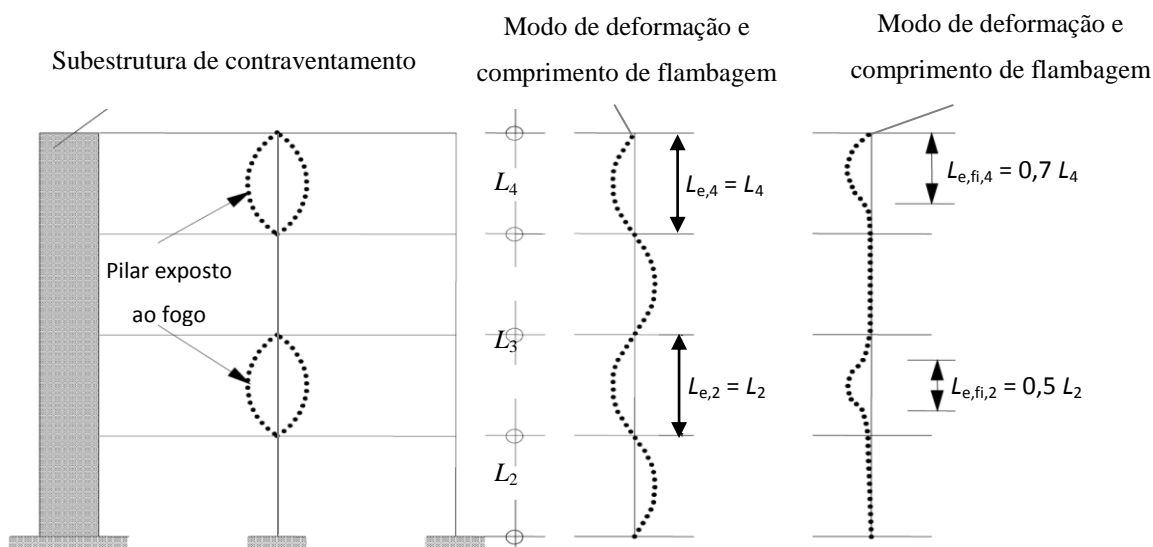


Figura 2. 8: Modelo de comportamento de pilares em estruturas de pequena deslocabilidade proposto pelo Projeto de Revisão ABNT NBR 14323:2011.

Para perfis sujeitos à flambagem local em situação de incêndio a força axial de compressão resistente de cálculo,  $N_{fi,Rd}$  é dada pela Equação 2.18:

$$N_{fi,Rd} = \chi_{fi} k_{\sigma,\theta} A_{ef} f_y \quad 2.18$$

onde  $k_{\sigma,\theta}$  é fator de redução, relativo aos valores a 20°C, da resistência ao escoamento do aço das seções sujeitas à flambagem local, em temperatura elevada, correspondente a uma deformação residual de 0,2%.

A área efetiva,  $A_{ef}$ , é calculada conforme as prescrições da ABNT NBR 14762:2010, devendo-se adotar o mesmo valor obtido para o dimensionamento em temperatura ambiente.

É possível fazer essa aproximação, pois as tensões atuantes em situação de incêndio são menores devido aos coeficientes de ponderação para o caso excepcional, além disso, a relação  $k_{\sigma,\theta} / k_{E,\theta}$  é próxima da unidade, multiplicando a relação  $f_y / E$  que é diretamente proporcional à largura efetiva.

## 2.4 Trabalhos Existentes

Nesse subitem apresentam-se alguns dos principais trabalhos encontrados na literatura, com uma descrição breve e as principais conclusões.

### 2.4.1 Ranby (1999)

Ranby (1999) estudou o comportamento de elementos estruturais de chapas finas de aço em situação de incêndio, analisando a variação da temperatura ao longo da seção transversal, o fenômeno da flambagem local dos elementos em temperatura elevada e os efeitos do gradiente térmico ao longo da seção transversal do perfil.

O autor também estudou o efeito da imperfeição inicial em temperaturas elevadas. Os resultados mostraram que imperfeições iniciais têm a mesma influência relativa na resistência em temperatura ambiente e em situação de fogo.

Foram usados métodos teóricos e empíricos para determinar a capacidade resistente de quatro diferentes placas com relações  $b/t$  iguais a 100, 67, 50 e 40. Os cálculos foram realizados de acordo com a norma sueca StBK-N5 e o EN 1993-1-3:1996. A análise numérica pelo Método dos Elementos Finitos mostrou resultados bem compatíveis com os modelos analíticos, que foram, também, validados por meio de ensaios.

Observou-se que a diferença entre a resistência determinada por ensaios e pela análise numérica via MEF apresentou-se da mesma ordem de grandeza da diferença entre os valores calculados analiticamente e numericamente. Ficou claro que não importa muito o uso da deformação residual de 0,1% ou 0,2% para o cálculo dos fatores de redução da resistência ao escoamento do aço de seções sujeitas à flambagem local em temperatura elevada relativo ao valor à temperatura ambiente e do módulo de elasticidade do aço em temperatura elevada. Isto é: os valores de  $k_{\sigma,\theta}$  ( $\varepsilon = 0,1\%$ ) e  $k_{\sigma,\theta}$  ( $\varepsilon = 0,2\%$ ) são muito próximos. A Figura 2.9 apresenta esses fatores, obtidos na relação tensão *versus* deformação apresentada pelo EN 1993-1-2:1995.

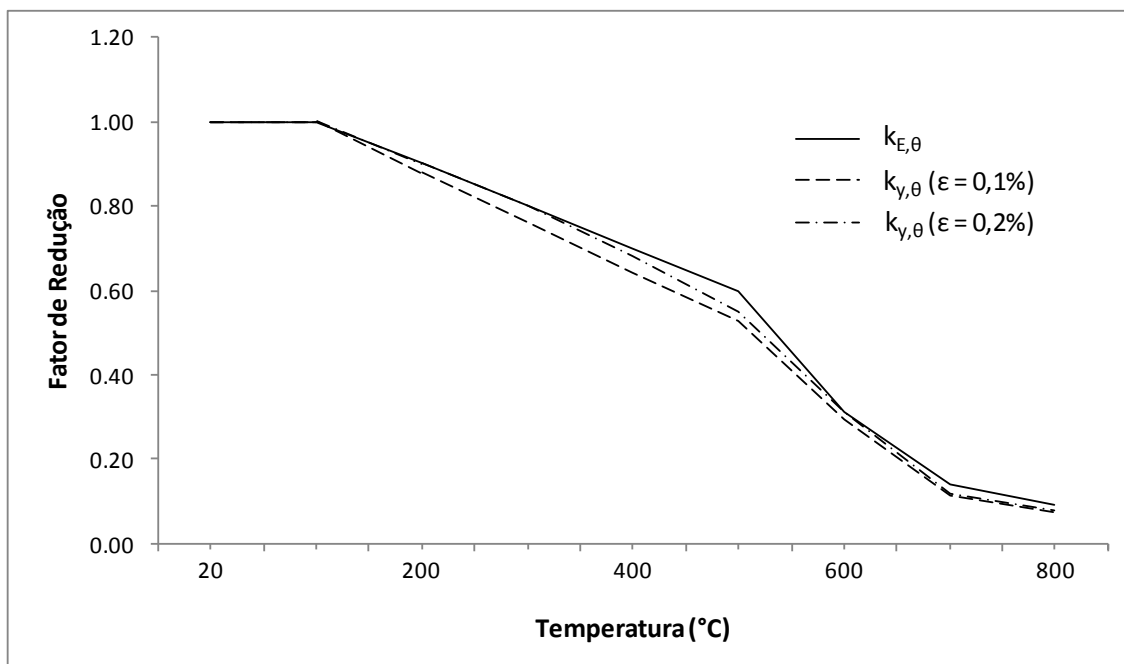


Figura 2. 9: Fatores de redução da resistência ao escoamento e do módulo de elasticidade do aço analisados por Ranby (1999).

O autor concluiu que o dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio em situação de incêndio pode ser realizado utilizando as mesmas equações para o dimensionamento em temperatura ambiente, adotando a resistência ao escoamento e o módulo de elasticidade reduzidos, correspondentes à deformação residual de 0,2%.

### **2.4.2 Kaitila (2000)**

Kaitila (2000) descreve o procedimento de cálculo simplificado do EN 1993-1-3:1996. Segundo o autor, a distribuição da temperatura na estrutura é de grande importância, não só por causa da degeneração das propriedades dos materiais com a elevação de temperatura, mas também por causa da dilatação térmica.

Nesse modelo assume-se uma distribuição uniforme da temperatura ao longo da seção transversal e do comprimento do elemento. Vigas e pilares expostos ao incêndio por apenas um lado apresentam um gradiente térmico ao longo da seção transversal que leva a deslocamentos transversais da viga ou pilar em direção à fonte de calor, uma vez que o lado mais aquecido do elemento está sujeito a uma maior expansão térmica.

A expansão térmica, quando restringida, leva ao surgimento de esforços nas extremidades dos elementos e subestruturas adjacentes, que estão a uma temperatura inferior resistindo à expansão dos elementos aquecidos. O aumento desigual da temperatura pode causar também o colapso das ligações entre as barras de aço e os elementos adjacentes, como por exemplo, placas de gesso e elementos de vedação.

### **2.4.3 Kaitila (2002)**

Kaitilla (2002) analisou os efeitos das imperfeições em pilares de perfis formados a frio do tipo U enrijecido submetidos a temperaturas elevadas. O autor utilizou as prescrições propostas pelo EN 1993-1-3:1996 e análises via Método dos Elementos Finitos para avaliar a força axial de flambagem global por flexão e a resistência dos perfis, em temperatura ambiente e elevada. O objetivo era verificar a possibilidade da utilização

dos modelos de cálculo em temperatura ambiente para o dimensionamento em temperatura elevada além de avaliar a influência das imperfeições iniciais no comportamento dos pilares analisados.

O modelo teórico do material utilizado nas análises numéricas e analíticas foi baseado em experimentos conduzidos em trabalhos anteriores na *Helsinki University of Technology* para determinar as propriedades de aços estruturais em altas temperaturas.

A área efetiva da seção transversal submetida à compressão foi calculada de acordo com as equações do EN 1993-1-3:1996, sendo determinada em temperatura ambiente. O coeficiente de redução para flambagem global também foi calculado utilizando as equações do EN 1993-1-3:1996 para temperatura ambiente, porém utilizando o módulo de elasticidade reduzido para a temperatura analisada.

Os pilares foram modelados numericamente como bi-rotulados com carga aplicada no centro geométrico da seção. Com o objetivo de prever a carga última, o modelo incluía imperfeições locais e globais. O autor concluiu que, sem as imperfeições globais, as deformações na estrutura são limitadas apenas ao encurtamento axial sendo a carga última superestimada. Por outro lado, sem as imperfeições locais, podem ocorrer concentrações de tensões em várias regiões ao longo da barra, uma vez que a imperfeição global, proporciona deslocamentos em determinada direção enquanto que a seção tende a impedir esses deslocamentos com uma rigidez maior, caso não sejam consideradas as imperfeições locais.

Para modelar as imperfeições iniciais, o autor realizou primeiramente análises de flambagem elástica de forma a obter os diversos modos de flambagem com os seus respectivos autovalores e autovetores. Observou-se, então, a presença de modos de flambagem semelhantes com valores de cargas próximos, optando por escolher os modos de flambagem com cargas mais próximas das obtidas com os modelos analíticos.

As imperfeições definidas a partir dos modos de flambagem foram utilizadas posteriormente no modelo de análise não linear para determinar a carga última, com amplitudes máximas de  $h/400$  e  $h/200$  para imperfeições locais, onde  $h$  é altura da alma do perfil, e  $L/1000$  e  $L/400$  para imperfeições globais, onde  $L$  é o comprimento da barra.

Observou-se que os modelos numéricos apresentaram cargas últimas ligeiramente superiores aos modelos analíticos do EN 1993-1-3:1996 sendo que quanto menor a magnitude da imperfeição inicial maior era o valor da carga última, e que em geral os maiores valores de carga última correspondiam aos modelos que apresentavam somente imperfeições locais ou globais separadamente.

#### **2.4.4 Soares (2002)**

Soares (2002) desenvolveu na Universidade Federal de Minas Gerais um dos primeiros trabalhos realizados no Brasil sobre o dimensionamento de perfis formados a frio em temperatura elevada. Nesse trabalho foi apresentada uma proposta de cálculo da capacidade resistente das barras estruturais em situação de incêndio, implementando ainda um programa computacional específico para o dimensionamento destes elementos.

A proposta de cálculo apresentada e implementada computacionalmente tem por base as especificações da ABNT NBR 14323:1999 e da ABNT NBR 14762:2001. O programa abrange uma variedade de perfis formados a frio submetidos a vários tipos de esforços solicitantes, segundo o método dos estados limites.

A partir do confronto entre os resultados obtidos com o software com os resultados teóricos e experimentais encontrados na literatura verificou-se que o modelo de cálculo apresentava bons resultados.

## 2.4.5 Feng et al. (2003a e 2003b)

Feng et al. realizaram uma série de experimentos para compreender os modos de falha de pilares curtos constituídos por perfis formados a frio submetidos a altas temperaturas.

Ao todo foram realizados 52 ensaios, sendo 11 em perfis do tipo U, 29 em perfis U enrijecido e 12 em perfis U enrijecido com aberturas na alma, conforme Figura 2.10. Os modelos eram constituídos por duas seções transversais com dimensões diferentes para os perfis do tipo U e uma seção para os perfis do tipo U enrijecido, tendo todos o comprimento de 400 mm. As espessuras das duas seções U enrijecido e da seção U eram de 1,2, 2,0 e 1,5 mm, respectivamente. Foram ensaiados modelos submetidos às temperaturas constantes de 250°, 400°, 550°, 700° C e à temperatura ambiente.

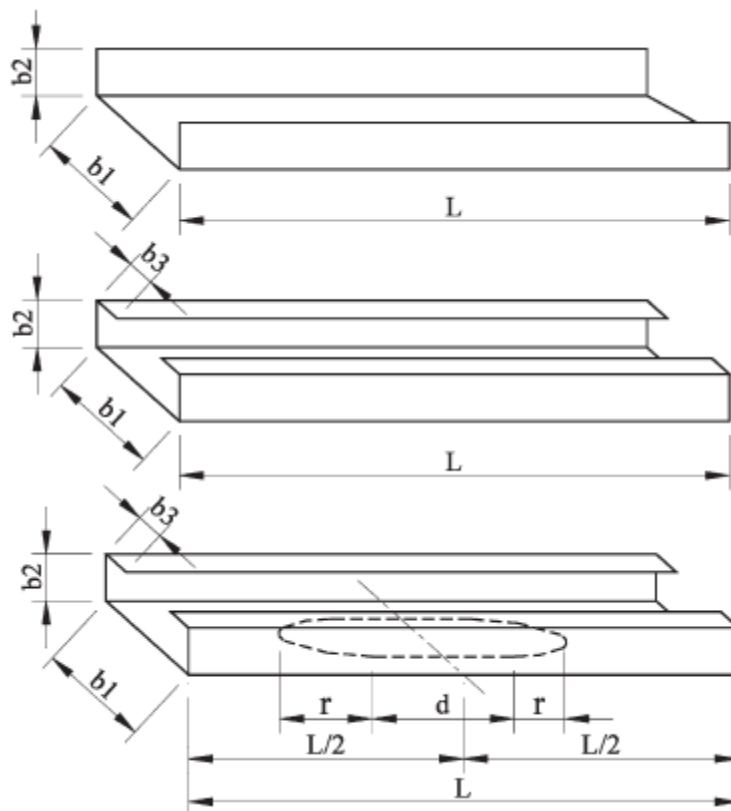


Figura 2. 10: Modelos ensaiados por Feng *et al.* (2003a)



Os modelos experimentais apresentaram modos de instabilidades distorcional, local e de flexão. Também observou-se modos mistos, tais como distorção e flambagem local, distorção e flexão, e flambagem local e flexão.

Os autores verificaram que, mesmo para perfis semelhantes, podem acontecer modos de falha distintos, dependendo das imperfeições iniciais, da espessura dos perfis e da localização das aberturas. Para perfis de dimensões iguais que apresentaram comportamentos pós-crítico distintos, a carga última apresentou-se muito próxima.

Os autores também verificaram que houve um decréscimo da rigidez dos perfis mais acentuado para temperaturas superiores a 400° C, devido à variação do módulo de elasticidade.

Para comparar com os resultados dos ensaios experimentais, os autores desenvolveram um estudo teórico, utilizando as normas BS5950:1987, EN 1993-1-3:1996, AISI (*American Iron and Steel Institute*) e o programa de análise via elementos finitos ABAQUS. Na análise numérica foi considerada as não linearidades geométrica e de material, sendo que em temperatura elevada foi utilizada a relação tensão *versus* deformação conforme o EN 1993-1-2:2001.

Em todos os cálculos utilizou-se o Método da Largura Efetiva proposto pelas normas com pequenas modificações para o cálculo em temperaturas elevadas, permitindo a comparação com os resultados experimentais. Para o cálculo de elementos sujeitos à flambagem por distorção utilizou-se o método proposto por Young *et al.* (1992).

Na análise numérica modelou-se uma placa rígida nas extremidades dos modelos, permitindo que ocorresse apenas o deslocamento na direção axial. As imperfeições iniciais dos modelos para a análise não linear têm por base os modos de flambagem obtidos na análise linear de flambagem, Figura 2.11, obtidos previamente.

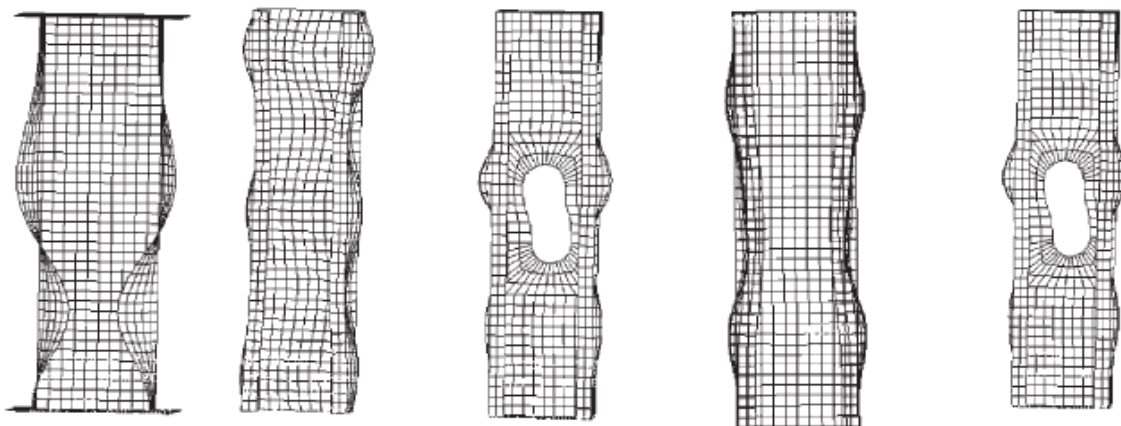


Figura 2. 11: Modos de flambagem utilizados como imperfeição inicial por Feng *et al.* (2003)

As propriedades do material em temperatura ambiente, utilizadas na análise numérica, foram obtidas por meio de ensaios. Para temperaturas elevadas foram adotadas as curvas tensão *versus* deformação proposta em um dos projetos de revisão do EN 1993-1-2:2005 e por Outinen (1999), Figura 2.12.

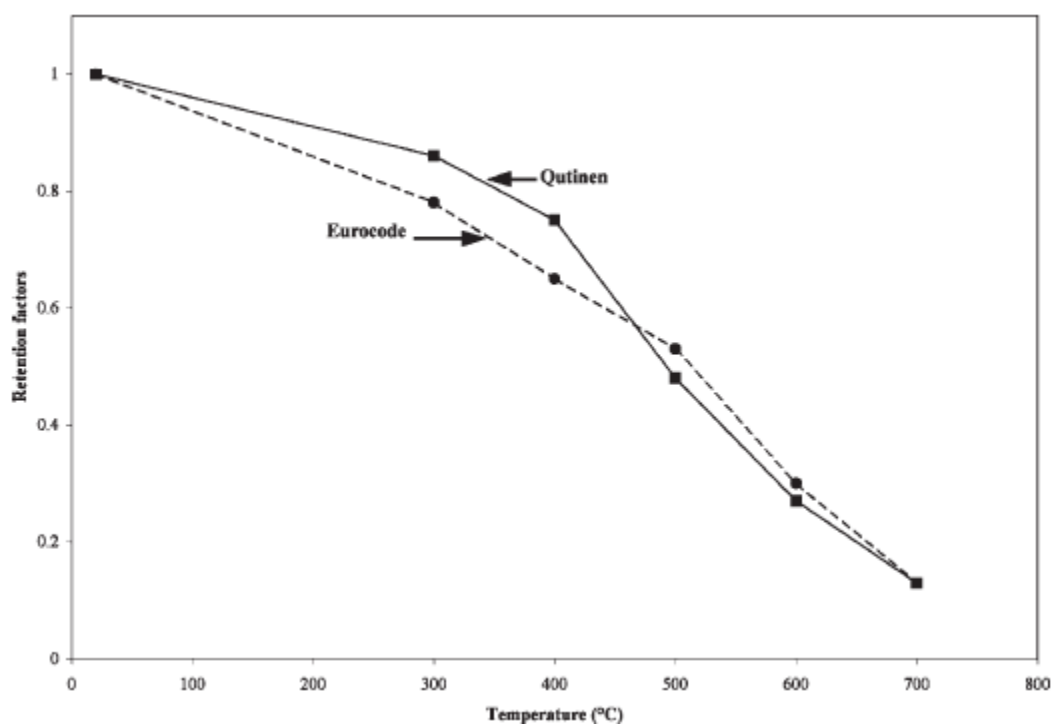


Figura 2. 12: Comparação entre os fatores de redução da resistência do aço em altas temperaturas EN 1993-1-2:2001 e por Outinen (1999).

Os resultados obtidos utilizando a curva tensão *versus* deformação proposta por Outinen (1999) para aços laminados a frio mostraram-se mais próximos dos resultados experimentais. Contudo, os resultados obtidos utilizando a curva tensão *versus* deformação proposta em um dos projetos de revisão do EN 1993-1-2:2005 também se mostraram adequados e ligeiramente conservadores.

Os autores concluíram que as formulações utilizadas para o dimensionamento de perfis formados a frio em temperatura ambiente podem ser utilizadas nos cálculos em temperatura elevada, desde que se utilize o módulo de elasticidade reduzido e a tensão correspondente à deformação residual de 0,2% como tensão de escoamento. Os autores também concluíram que: o modelo proposto por Young *et al.* (1992) citado em Feng *et al.* (2003), para flambagem distorcional, mostrou-se adequado também para temperaturas elevadas; e, que o programa ABAQUS de análise via elementos finitos é

uma ferramenta adequada para a simulação de estruturas de perfis formados a frio submetidas a temperaturas elevadas.

### **2.4.6 Hanya e Kanno (2005)**

Hanya e Kanno (2005) realizaram um estudo experimental sobre as propriedades do aço e o comportamento pós-crítico, ou seja, depois que ocorrer a flambagem local, em pilares de perfis formados a frio do tipo U enrijecido em temperaturas elevadas.

Os autores realizaram vários testes com o intuito de estudar o comportamento de diversos tipos de aços em elevadas temperaturas. Foram analisadas experimentalmente, para várias temperaturas, as variações: do módulo de elasticidade; da tensão que provoca uma deformação residual de 0,2%; da tensão para uma deformação total de 1%; e da tensão última.

Foram ensaiados aços laminados a quente e aços laminados a frio. Segundo os autores, até uma temperatura de 400° C os aços laminados a quente e aços laminados a frio apresentaram comportamentos semelhantes. Mas para uma temperatura superior a 500°C, os aços laminados a frio apresentaram uma redução na resistência ligeiramente maior.

Para a determinação da carga última de compressão dos perfis, ensaiaram-se pilares curtos e pilares longos submetidos a temperaturas elevadas. Para os pilares curtos utilizou-se um comprimento destravado igual a três vezes a largura da alma do perfil.

Na verificação analítica dos pilares utilizou-se o modelo proposto pelo *American Iron and Steel Institute* (AISI, 1996), com o módulo de elasticidade reduzido e a tensão que corresponde a uma deformação residual de 0,2% como resistência ao escoamento.

Os autores concluíram que utilizando-se as devidas reduções nas propriedades do material, é possível dimensionar pilares de PFF em temperaturas elevadas sujeitas a instabilidade local, partindo dos modelos analíticos para dimensionamento em temperatura ambiente.

### **2.4.7 Chen e Young (2007a)**

Chen e Young (2007a) desenvolveram uma série de experimentos utilizando chapas de aços G550 e G450, com espessuras de 1,0 mm e 1,9 mm e com resistência ao escoamento de 550 e 450 MPa respectivamente. O objetivo era estudar o comportamento de aços laminados a frio submetidos a altas temperaturas.

Os resultados experimentais foram comparados com as equações propostas pelas normas Australiana (AS 4100:1998), Britânica (BS 5950:1990) e Europeia (EN 1993-1-2:2005), Figura 2.13. Os autores concluíram que, em geral, o valor da resistência ao escoamento proposto por essas normas são conservadores, exceto nas temperaturas de 450 °C a 970 °C para o aço G550 e 660 °C para o aço G450. Os resultados também mostram que os valores do módulo de elasticidade propostos pelas normas australiana e europeia são conservadores quando comparados com os resultados de testes a temperatura constante (“*steady state*”), onde mantém-se a temperatura constante e aumenta-se a carga, mas em geral são contra a segurança para os testes com temperatura transiente (“*transient state*”), onde mantêm-se a carga constante e aumenta-se a temperatura.

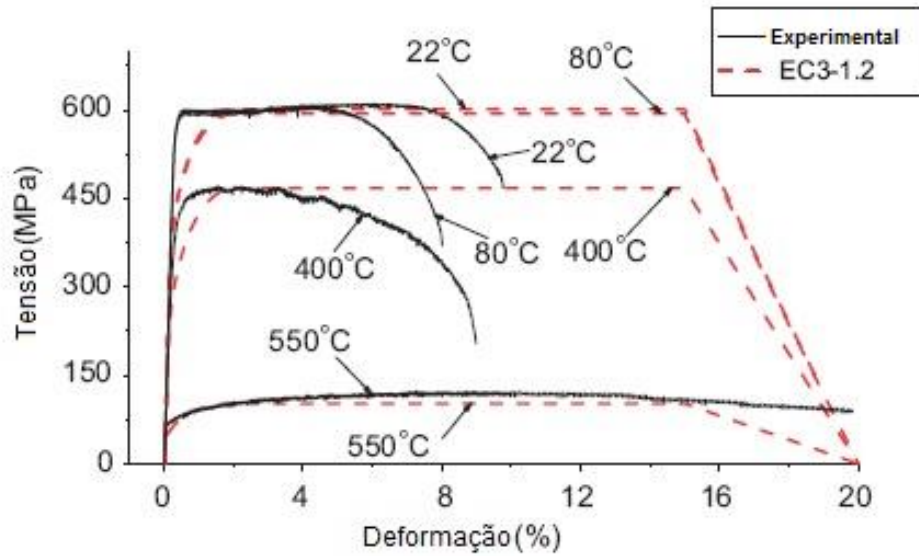


Figura 2. 13: Comparação da curva tensão *versus* deformação proposta pelo EN 1993-1-2:2005 com os resultados experimentais obtidos por Chen e Young (2007a)

Após a análise dos resultados os autores propuseram a Equação 2.19 mostrada abaixo, para a determinação dos fatores de redução associados à resistência ao escoamento; do limite de proporcionalidade; da tensão última; do módulo de elasticidade; e, o aumento da deformação última.

$$k_{\theta} = a - \frac{(T - b)^n}{c} \quad 2.19$$

onde:

$k_{\theta}$  é o fator de redução das propriedades do material

T é a temperatura do aço

Os demais fatores que aparecem na equação (a, b, c e n) variam com a temperatura e são específicos para cada propriedade (resistência ao escoamento, limite de proporcionalidade, resistência última, módulo de elasticidade e deformação última).

### **2.4.8 Chen e Young (2007b)**

Cheng e Young (2007b) também investigaram o comportamento e o dimensionamento de pilares constituídos por perfis formados a frio do tipo U enrijecido em temperaturas elevadas, utilizando o método dos elementos finitos (MEF) com auxílio do programa ABAQUS.

Foram realizadas duas análises: a primeira é uma análise linear elástica que avalia os modos de flambagem e a carga associada a cada modo; a segunda é uma análise não linear aplicando incrementos de carga e deslocamento, tomando a imperfeição local igual à espessura do perfil e a imperfeição global igual  $L/1000$  (L é o comprimento do pilar), na direção dos deslocamentos obtidos no modo de flambagem.

Para a modelagem das propriedades do aço em temperatura elevada utilizou-se a Equação (2.19) propostas pelos autores no trabalho citado em 2.3.7 (Chen e Young, 2007a).

Para a validação do modelo numérico foram utilizados os resultados experimentais apresentados por Young e Rasmussen (1998) e por Feng *et al.* (2003) para a temperatura ambiente e a temperatura elevada.

Os autores simularam três séries de perfis, a série L36 (Ue 96x36x12x1,5), a série L48 (Ue 96x48x12x1,5) e a série L50 (Ue 130 x 50 x 15 x 1,5), com comprimentos variando de 280 a 3000 mm e submetidos às temperaturas de 22°C, 250°C, 400°C, 450°C, 500°C, 550°C, 600°C e 700°C.

Os resultados obtidos numericamente foram comparados com os resultados teóricos obtidos via Método da Largura Efetiva (MLE) (Figura 2.14) e o Método da Resistência Direta (MRD) (Figura 2.15) especificados na *North American Specification* (NAS, 2001) do AISI e que são base das especificações da ABNT NBR 14762:2010, com as devidas modificações nas propriedades do material para temperaturas elevadas.

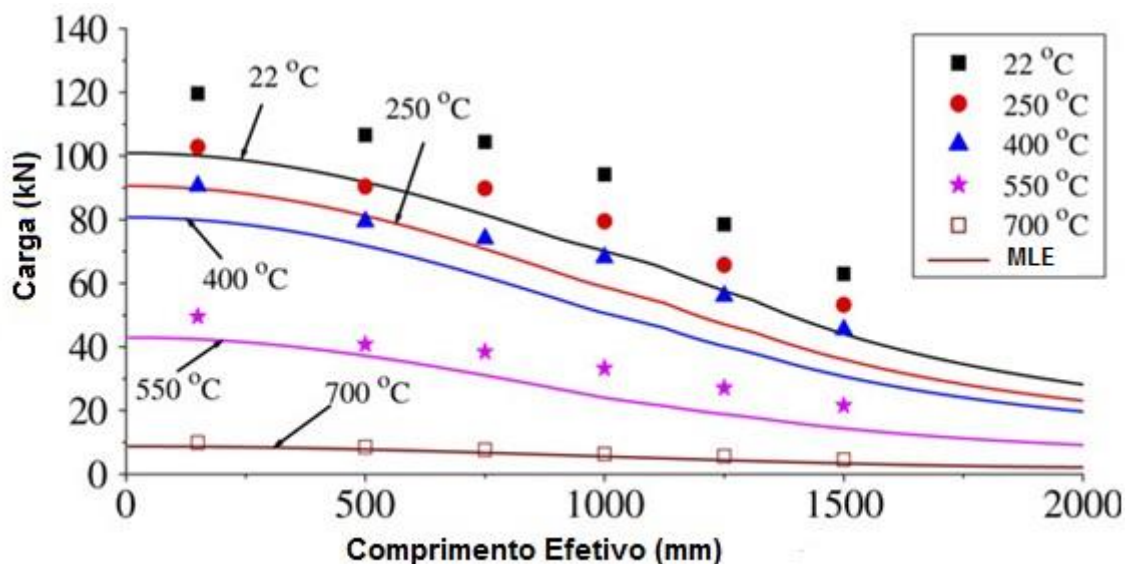


Figura 2. 14: Comparação dos resultados numéricos com o MLE para a Série L 48

(Chen e Young, 2007b)



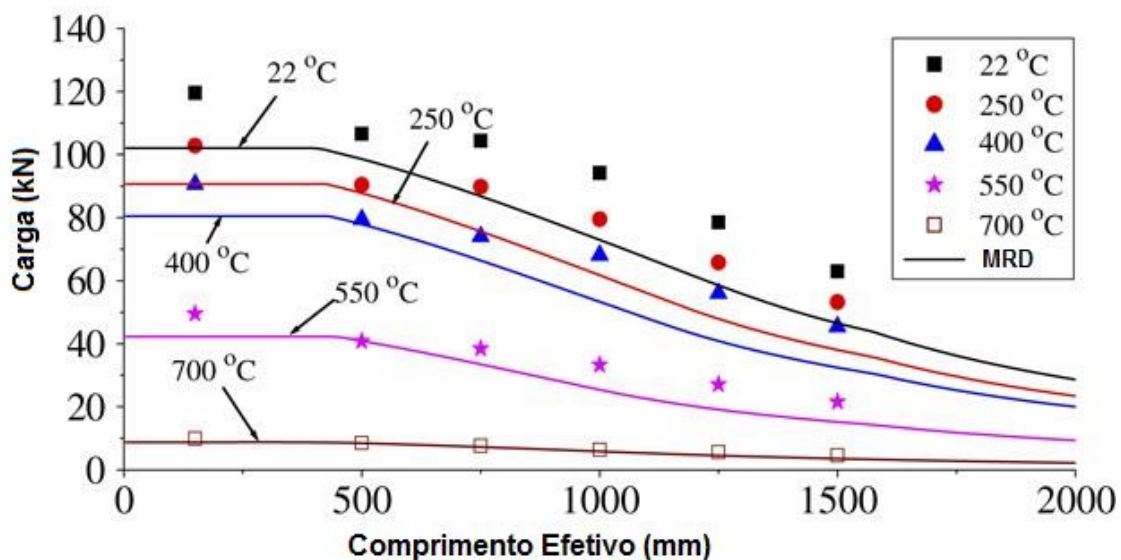


Figura 2. 15: Comparação dos resultados numéricos com o MRD para a Série L 48  
(Chen e Young, 2007b)

Em geral, os resultados obtidos analiticamente pelos métodos MLE e MRD mostraram-se conservadores quando comparados com os resultados numéricos obtidos pelos autores.

## 2.4.9 Heva e Mahendran (2008)

Heva e Mahendran (2008) realizaram uma série de experimentos para análise do comportamento da flambagem local em pilares curtos em temperatura ambiente e em temperatura elevada de até 700 °C, com as espessuras de 0,95 mm e 1,9 mm, e três tipos de aço laminados a frio: G250, G450 e G 550.

Para os testes, os autores utilizaram perfis do tipo U e do tipo U enrijecido com as dimensões adequadas para assegurar o modo de flambagem local. Todas as seções utilizadas foram analisadas via método das faixas finitas com auxílio do programa computacional CUFSM (Schafer e Ádány, 2006).

Durante os ensaios observou-se que após a formação das ondas devido à flambagem local os perfis, em geral, apresentaram uma grande capacidade resistente pós-crítica, como era de se esperar.

A resistência última medida experimentalmente foi comparada com os cálculos segundo diversas normas, entre elas a norma australiana AS/NZS 4600, a norma europeia EN 1993-1-2:2005 e o Método da Resistência Direta, proposto por Schafer (2001).

Para a determinação das propriedades mecânicas em temperaturas elevadas foram utilizados os trabalhos de Ranawaka (2006) e Dolamune Kankanamge (2008), que apresentam as propriedades para aços com espessuras de 0,95 mm e 1,9 mm, respectivamente.

A comparação mostrou que, em geral, os resultados experimentais estão próximos dos resultados obtidos analiticamente para os perfis do tipo U, enquanto que para os perfis do tipo U enrijecido os resultados obtidos via MRD mostraram-se superiores aos resultados analíticos determinados segundo as normas citadas, porém quando comparados aos resultados experimentais poucos mostraram-se contra a segurança.

Nos casos dos aços de maiores resistências os autores verificaram que a força axial resistente última sofre uma súbita redução após 400 °C, sendo essa redução mais severa após 500 °C. Porém, acima de 600 °C, essa redução ocorre de forma mais branda, apresentando uma relação linear com a temperatura. Os aços de alta resistência apresentaram redução de aproximadamente 90% da sua resistência para temperaturas de 600 °C.

No caso dos aços de baixa resistência a capacidade resistente não sofre muita redução até 200 °C e reduz de forma aproximadamente linear até 600 °C. A 600 °C os aços de menor resistência ainda conservavam cerca de 25% da sua resistência.

Os autores também concluíram que os resultados analíticos conforme a EN 1993-1-2:2005 são altamente conservadores para os elementos com aços de alta resistência, pois o EN 1993-1-2:2005 considera que a área efetiva da seção em temperatura elevada pode ser usada igual à área à temperatura ambiente, porém para temperaturas na ordem de 600 °C a relação  $(E/f_y)^{0,5}$  mostrou-se significativamente maior, proporcionando assim uma área efetiva da seção também superior.

### **2.4.10 Heva (2009)**

Heva (2009) apresentou estudos experimentais e numéricos sobre as propriedades mecânicas do aço e o comportamento da flambagem local e da flambagem por flexo-torção de perfis formados a frio submetidos à compressão em temperatura ambiente e em temperaturas elevadas. O autor também averiguou a precisão dos métodos de cálculo utilizados para temperatura ambiente quando esses são usados para o dimensionamento em temperaturas elevadas, fazendo-se as devidas reduções nas propriedades do material para temperaturas elevadas.

Foi realizada uma série de ensaios experimentais e numéricos em pilares curtos de perfis do tipo U e U enrijecido para estudar o comportamento desses perfis, quando sujeitos à flambagem local em temperaturas elevadas. Os resultados obtidos foram comparados com os resultados oriundos dos métodos de cálculo propostos pela AS/NZS 4600, pela BS 5950 Part 5, EN 1993-1-2:2005 e segundo o Método da Resistência Direta, sendo recomendadas algumas modificações para o dimensionamento em situação de incêndio de perfis formados a frio sujeitos a flambagem local.

Também foram realizados ensaios experimentais e numéricos, em temperatura ambiente e temperatura elevada, para investigar os efeitos da flambagem por flexo-torção em pilares longos de perfis formados a frio do tipo U e U enrijecido. Com base nas

comparações entre os resultados experimentais e numéricos com os métodos de cálculo disponíveis foram feitas recomendações de alterações para os métodos de cálculos.

Para estudar a variação das propriedades mecânicas do aço com a temperatura foram realizados ensaios de tração, mantendo-se a temperatura do corpo de prova constante (*steady state test*), em corpos de prova de aço laminado a frio do tipo G550 com 0,42mm de espessura.

Foram ensaiados corpos de prova nas temperaturas de 20°C, 100°C, 200°C, 300°C, 400°C, 500°C, 600°C e 700°C. A figura 2.16 mostra os resultados obtidos pelo autor para essas temperaturas.

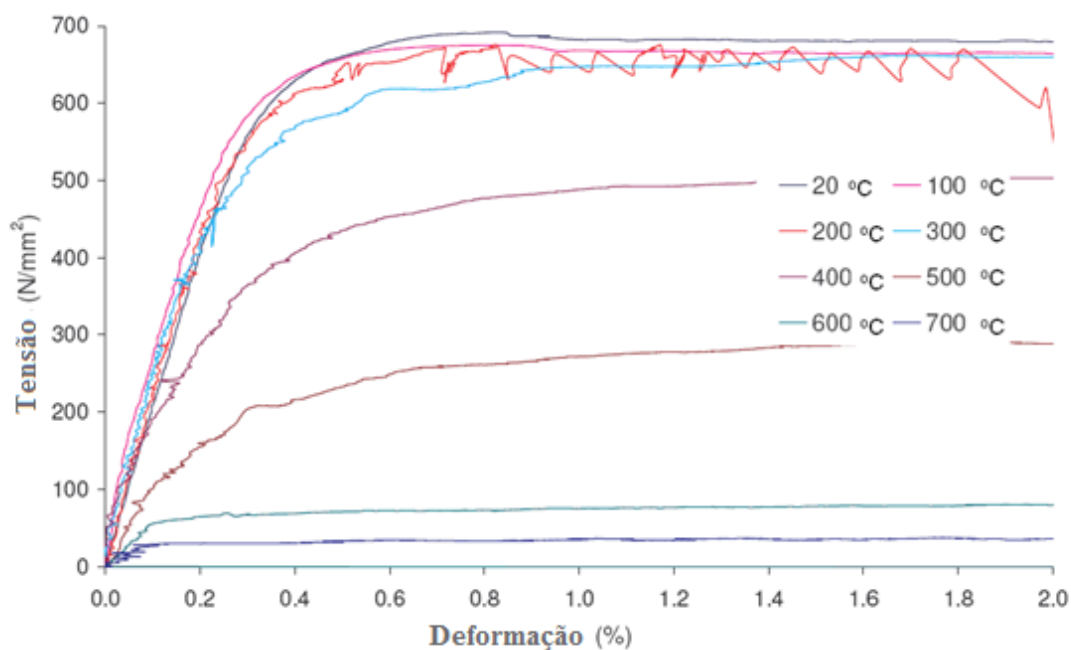


Figura 2. 16: Curvas tensão *versus* deformação para o aço G550 obtidas por Heva (2009)

Para cada temperatura ensaiada foram determinadas as propriedades do aço como módulo de elasticidade, as tensões referentes a uma deformação residual de 0,2% e a deformações totais de 0,5%, 1,5% e 2%, obtidos conforme mostra a Figura 2.17.

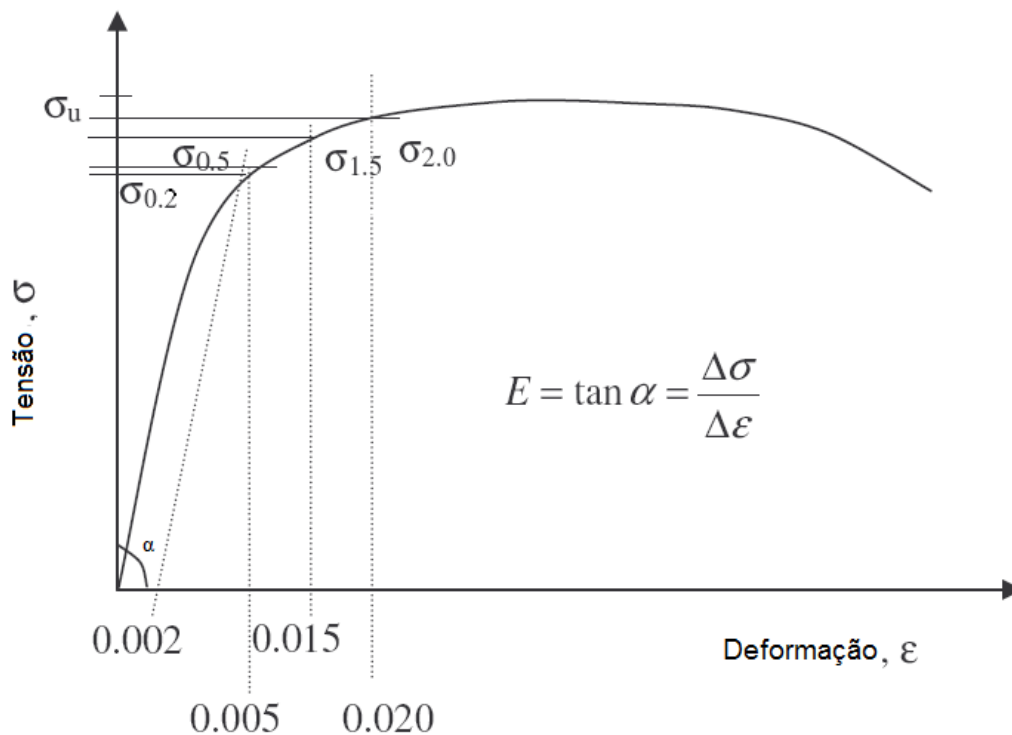


Figura 2. 17: Obtenção das propriedades do aço conforme realizado por Heva (2009)

O fenômeno da flambagem local foi investigado por meio de ensaios em temperatura ambiente e temperaturas elevadas em perfis do tipo U enrijecido (Tipo A) e do tipo U (Tipo B). Os modelos foram escolhidos através de análises numéricas utilizando o programa CUFSM, de forma que a flambagem local fosse predominante.

As normas EN 1993-1-3:1996 e a *North American Specification* (NAS, 2003) utilizam os mesmos métodos de cálculo da AS/NZS 4600.

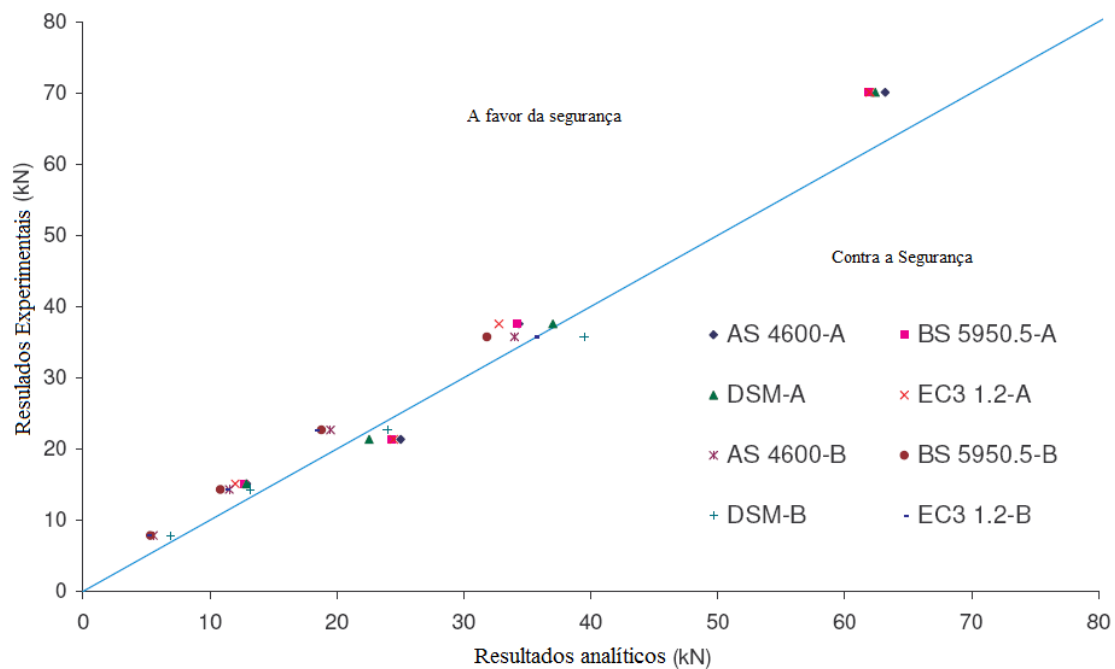


Figura 2. 18: Comparação entre os resultados analíticos e os experimentais para 500°C (Heva, 2009)

As comparações realizadas mostram que os métodos de cálculo para flambagem local podem ser utilizados para o dimensionamento em temperatura elevadas. O Método da Resistência Direta apresentou valores mais próximos dos resultados experimentais, porém, com valores ligeiramente contra a segurança para seções sem enrijecedor.

A partir das comparações também foi possível notar que as prescrições do EN 1993-1-2:2005 são mais conservadoras que do que as normas australiana e americana, principalmente para temperaturas superiores a 500°C.

Os resultados experimentais para pilares longos de perfis do tipo U enrijecido com comprimentos de 2800 mm e 1800 mm foram comparados com as mesmas prescrições normativas utilizadas para a análise de flambagem local. O estudo comparativo mostrou que as formulações utilizadas para dimensionamento em temperatura ambiente também podem ser utilizadas para o cálculo da resistência última de pilares submetidos aos efeitos da flambagem por flexo-torção em temperatura elevada, utilizando as

propriedades reduzidas variando com a temperatura. Entretanto, essas formulações aparentam ser muito conservadoras. A Figura 2.19 mostra a comparação dos resultados experimentais com a curva de dimensionamento para flambagem global proposta pelo AS/NZS 4600.

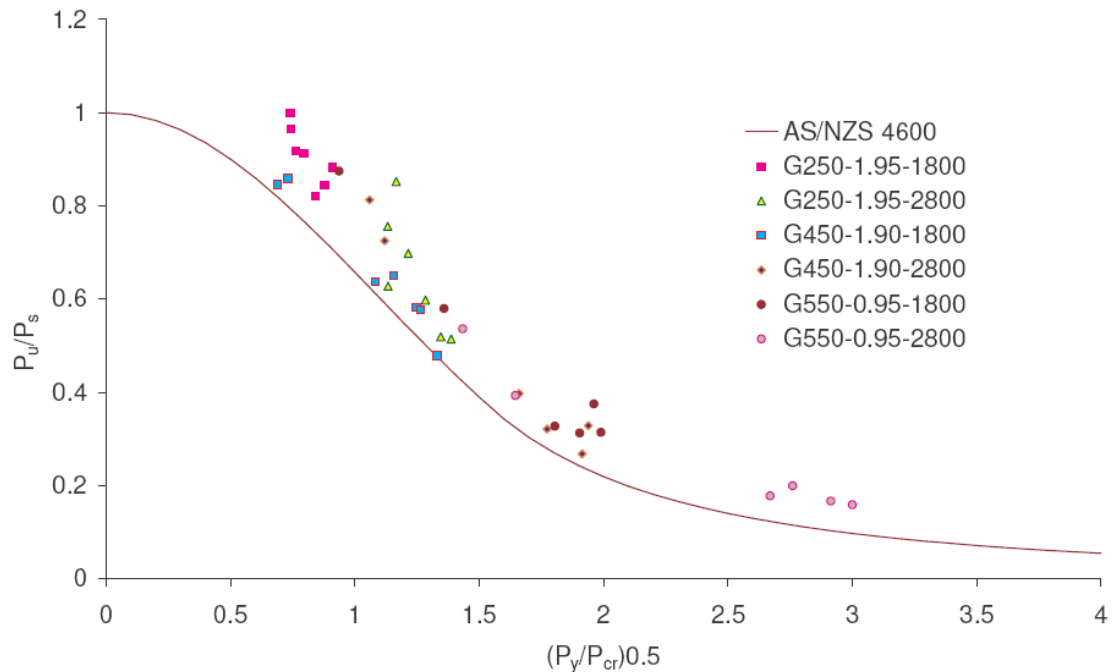


Figura 2. 19: Comparação da curva de dimensionamento proposta pelo AS/NZS 4600 e os resultados experimentais realizados por Heva (2009)

O autor o verificou que as prescrições do EN 1993-1-2:2005 fornecem resultados muito conservadores quando comparado com o EN 1993-1-3:1996 que fornece métodos similares. Como o fator de imperfeição utilizado é função da resistência ao escoamento em temperatura ambiente, as curvas de dimensionamento situam-se abaixo das propostas pelo EN 1993-1-3:1996, e portanto fornecem resultados mais conservadores.

Os métodos de dimensionamento propostos pelas normas AS/NZS 4600, EN 1993-1-3:1996 e o Método da Resistência Direta também mostraram-se conservadores quando comparados com os resultados experimentais. As prescrições do AS/NZS 4600 e do MRD forneceram resultados mais próximos dos experimentais do que o EN 1993-1-3:1996. As prescrições do BS 5950 Part 5 foram as que forneceram valores mais próximos dos experimentais.

O estudo realizado por Heva mostrou que os atuais métodos de cálculo para temperatura ambiente são capazes de prever a carga última para flambagem local e por flexo-torção em perfis formados a frio submetidos à compressão em temperaturas elevadas, usando as propriedades mecânicas reduzidas. Entretanto, o método de cálculo para temperatura elevada proposto pelo EN 1993-1-2:2005 é extremamente conservador, principalmente no caso de flambagem por flexo-torção em temperaturas elevadas.

### **2.4.11 Quiel e Garlock (2010)**

Quiel e Garlock (2010) realizaram um estudo para determinar a carga última de placas de aço (idealizando almas e mesas de perfis) em temperaturas elevadas. Para tal, os autores realizaram uma série de análises computacionais para determinar as curvas de resistência para placas finas de aço submetidas à compressão axial em temperaturas elevadas.

Foram realizadas análises não lineares utilizando modelos compostos por elementos de casca para simular placas com e sem enrijecedores com o auxílio do programa SAFIR. As propriedades do material em temperatura elevada, incluindo a não linearidade da relação tensão *versus* deformação, foram baseadas no EN 1993-1-2:2005.



As imperfeições iniciais foram modeladas seguindo uma forma senoidal com o mesmo comprimento de onda do menor modo de flambagem, obtido através de uma análise linear de flambagem em temperatura ambiente. A Figura 2.20 mostra os modelos de imperfeição inicial utilizados na análise. Foram utilizados dois valores para a magnitude da imperfeição inicial,  $b/200$  e  $0,1t$ .

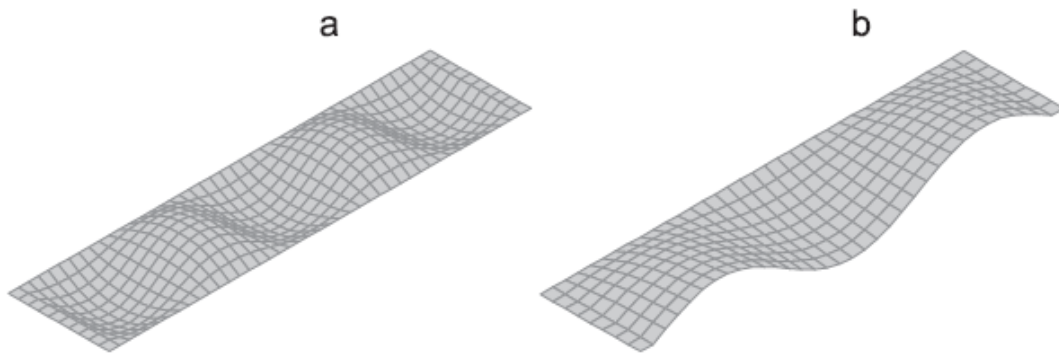


Figura 2. 20: Forma da imperfeição inicial para (a) placa apoiada-apoiada e (b) placa apoiada-livre (Quiel e Garlock 2010)

Foi proposta uma nova abordagem para o cálculo da resistência à compressão de chapas de aço submetidas a altas temperaturas. As equações propostas seguem o mesmo modelo da equação de Winter (1947), porém incluindo o fator dependente da temperatura  $\sqrt{k_{p,\theta}/k_{y,\theta}}$ , sendo  $k_{p,\theta}$  o fator de redução para o limite de proporcionalidade do aço em temperaturas elevadas. A Equação (2.20) mostra a equação proposta pelos autores para chapas bi-rotuladas com distribuição de tensão uniforme:

$$\frac{b_e}{b} = \frac{1}{\sqrt{\lambda_{c,\theta}}} \sqrt{\frac{k_{p,\theta}}{k_{y,\theta}}} \left( 1 - \frac{0,24}{\lambda_{c,\theta}^{-0,5}} \right) < 1 \quad 2.20$$

As demais formulações propostas seguem modelos semelhantes.

O uso do fator  $\sqrt{k_{p,\theta}/k_{y,\theta}}$  produz efeitos similares na redução da resistência última ao fator  $k_{\sigma,\theta}/k_{y,\theta}$  utilizado pelo EN 1993-1-2:2005, porém permite ao usuário evitar o uso do fator de redução associado à tensão residual de 0,2% ( $k_{\sigma,\theta}$ ), fator esse que não é utilizado nas especificações do AISC para o cálculo da resistência últimas de chapas.

A curva da capacidade resistente proposta foi comparada com os resultados analíticos e com os resultados numéricos, como mostra a Figura 2.21, onde  $\delta$  é o valor da magnitude máxima da imperfeição inicial utilizada. Essa comparação serviu para a calibração do modelo proposto pelos autores.

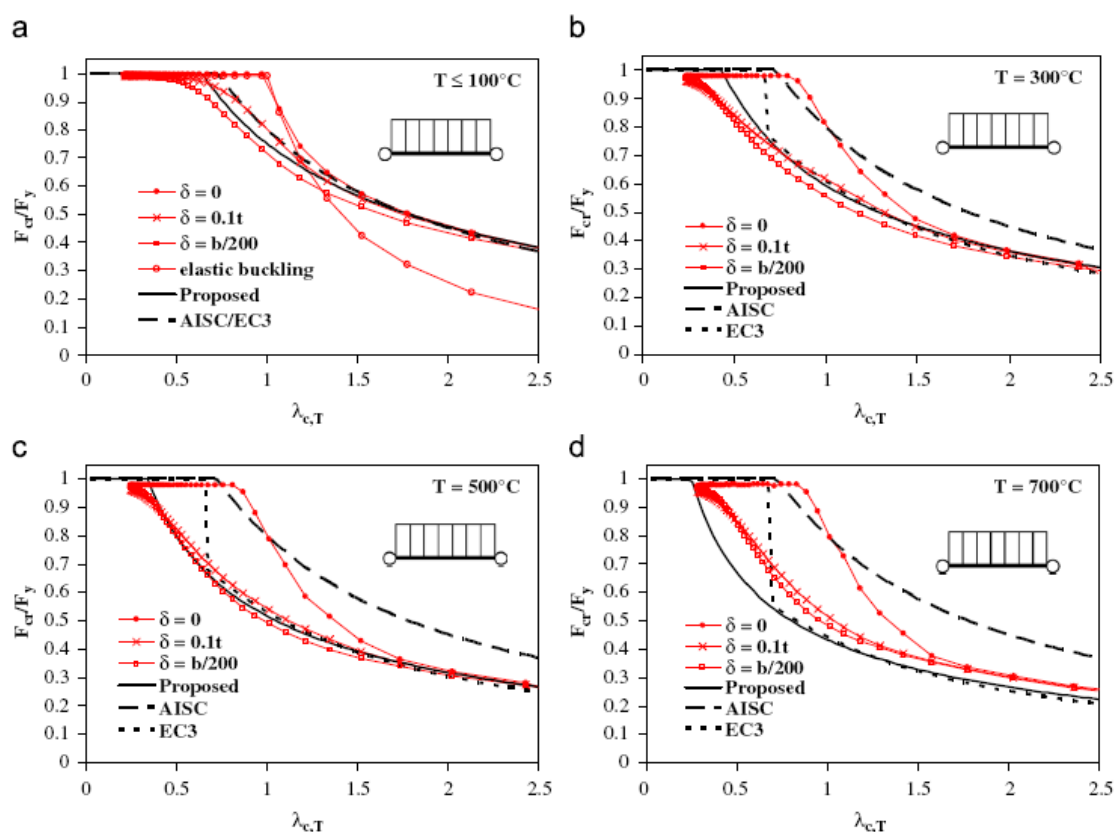


Figura 2. 21: Comparação dos resultados analíticos, numéricos e da curva da capacidade resistente proposta por Quiel e Garlock (2010).

Os resultados obtidos através das equações propostas pelos autores apresentaram bons resultados quando comparados com os resultados numéricos para cada temperatura e cada condição de contorno estudada.

Os autores concluíram que as prescrições propostas pelo AISC, utilizadas para o dimensionamento em temperatura elevada, e pelo EN 1993-1-2:2005 fornecem resultados similares aos obtidos pela equação propostas e aos resultados numéricos para temperatura ambiente. Para temperaturas elevadas, as prescrições do AISC fornecem resultados contra a segurança. Os resultados obtidos pelo EN 1993-1-2:2005 são próximos aos obtidos numericamente porém, para valores baixos de esbeltez, acontece uma divergência nos resultados devido a descontinuidade presente na curva do EN 1993-1-2:2005.

O EN 1993-1-2:2005 utiliza a tensão correspondente a 0,2% de deformação residual como substituto à resistência ao escoamento do aço, abordagem essa que não é utilizada nas prescrições do AISC. Devido a isto, os autores propuseram um fator similar ao utilizado pelo EN 1993-1-2:2005 para temperaturas elevadas, porém sem a necessidade de utilizar o fator  $k_{\sigma,\theta}$ .

## CAPÍTULO 3 – MODELO NUMÉRICO

### 3.1. Descrição do Modelo

O modelo numérico foi elaborado utilizando-se o método dos elementos finitos com o auxílio do programa computacional ABAQUS, (*Simulia Corp.*, 2010), que apresentou todas as ferramentas necessárias para a elaboração de um modelo numérico condizente com o estudo efetuado.

Para eliminar os efeitos da flambagem global e isolar apenas a flambagem local, todos os modelos analisados são constituídos de barras curtas, com o valor do comprimento igual a duas vezes a largura da alma. Com essa abordagem esses modelos apresentaram apenas modos de flambagem local puros, sem o efeito da flambagem global.

Os perfis foram modelados tentando reproduzir de forma satisfatória a geometria dos modelos reais. A Figura 3.1 mostra um exemplo de seção transversal modelada para o perfil Ue 127x50x17x1,95.

As dimensões utilizadas nos modelos correspondiam ao valor referente à linha média da seção (linha do esqueleto), com os cantos de raio igual a 1,5 vezes a espessura. Como os perfis analisados eram referentes a tabela de perfis U enrijecido com revestimento metálico da ABNT NBR 6355:2003, descontou-se o valor da espessura do revestimento na elaboração dos modelos.

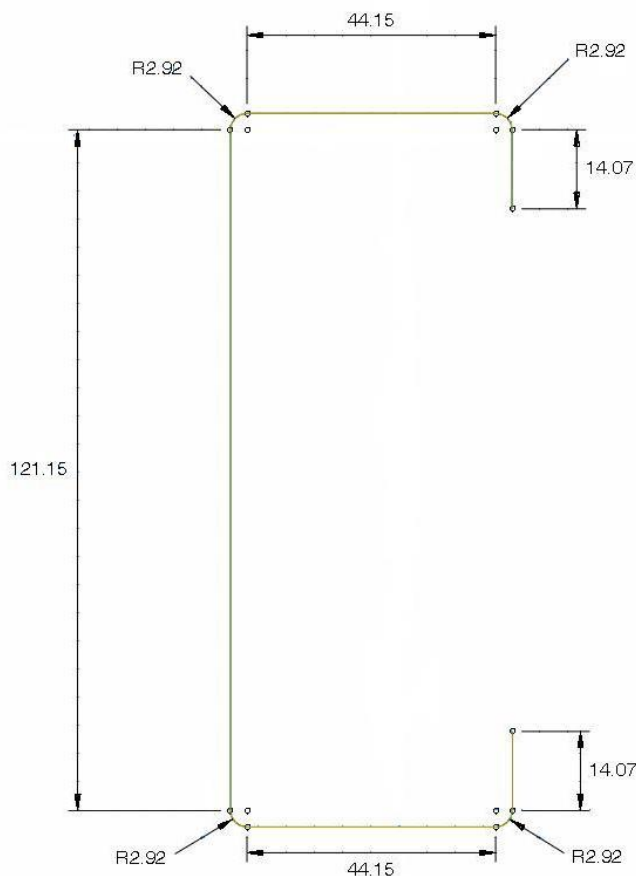


Figura 3.1: Exemplo de seção transversal modelada.

Devido às características do modelo, em que duas dimensões (largura e altura) são muito superiores à terceira (espessura) e que as tensões na direção da espessura são desprezáveis, utilizou-se para a modelagem elementos de casca, onde a espessura é um parâmetro de entrada assim como as propriedades do material.

Para compor o modelo numérico utilizou-se o elemento S4R, Figura 3.2, que é um elemento de casca quadrangular de quatro nós com integração reduzida e 6 graus de liberdade por nó. Realizou-se um estudo de convergência para a escolha do elemento assim como o refinamento da malha. Ao final do estudo de convergência optou-se por utilizar o elemento de quatro nós com integração reduzida, pois esse apresentou resultado similar ao elemento com integração completa e proporcionou menores tempos de processamento.

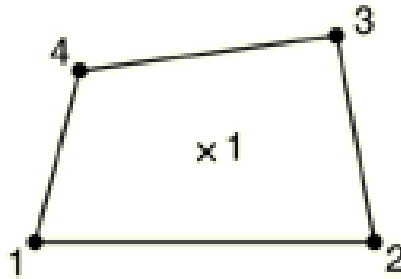


Figura 3.2: Elemento de casca S4R com 4 nós e integração reduzida

A dimensão máxima do elemento utilizado nas análises era de 5 mm, o que fornecia uma malha bem homogênea e com elementos com formas retangulares.

Como condição de contorno do problema aplicou-se uma carga concentrada no centro geométrico da seção, e com a intenção de evitar efeitos localizados nas extremidades aplicou-se uma restrição nessas extremidades para que se comportasse como um corpo rígido, simulando uma chapa rígida.

Um corpo rígido é um conjunto de nós, elementos e / ou superfícies cujo movimento é governado pelo movimento de um único nó, chamado de nó de referência de corpo rígido. As posições relativas dos nós e elementos que fazem parte do corpo rígido permanecem constantes ao longo da simulação. Portanto, os elementos constitutivos não se deformam, mas podem sofrer grandes movimentos de corpo rígido. A massa e a inércia de um corpo rígido podem ser calculadas com base em contribuições de seus elementos ou podem ser atribuídas especificamente (*Simulia Corp.*, 2010).

Como condição de apoio restringiu-se os deslocamentos dos nós das extremidades, permitindo a rotação e o deslocamento da extremidade superior na direção de aplicação da carga, Figura 3.3.

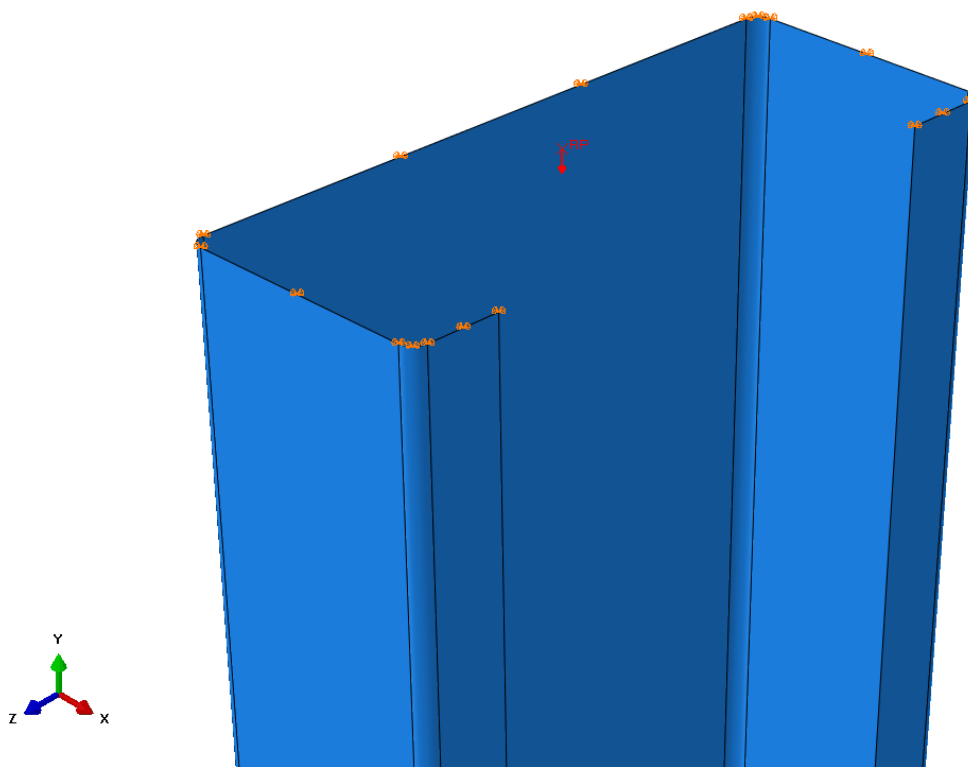


Figura 3.3: Detalhe das condições de apoio e da carga aplicada no centro de gravidade da seção

Os resultados foram obtidos após a realização de duas etapas. Na primeira etapa realizou-se uma análise linear para determinar os modos de flambagem. A segunda etapa consistiu em aplicar incrementos de carga de deslocamentos para se obter a força axial resistente última dos perfis.

## 3.2. Análise de Flambagem

A primeira análise realizada foi uma análise para determinar os modos de flambagem, que consistiu em resolver um problema de autovetores e autovalores. Como resultado o programa apresentou diversos modos de instabilidade com o auto valor correspondente, representando a carga de flambagem associada a cada modo.

Uma análise de flambagem é geralmente utilizada para estimar a carga crítica de flambagem de barras estruturais. Consiste em um procedimento de perturbação linear, podendo ser o primeiro passo em uma análise de uma estrutura sem carga ou pode ser realizada após a estrutura ser pré-carregada. Essa análise também é utilizada para investigar os efeitos de imperfeições iniciais em uma estrutura.

Estruturas analisadas dessa forma estão, geralmente, submetidas principalmente a esforços axiais ao invés de flexão. Seu comportamento geralmente envolve deformações muito pequenas antes da flambagem. Um exemplo é o pilar de Euler, que responde muito rigidamente a uma carga axial de compressão, até que a carga crítica de flambagem é atingida, quando essa flete de repente, apresentando deslocamentos transversais. No entanto, mesmo quando a resposta de uma estrutura é não linear antes do colapso, uma análise de flambagem pode fornecer estimativas úteis dos modos de flambagem.

No presente estudo, a deformada dos modos de flambagem é representada por vetores normalizados, e não representam a magnitude real dos deslocamentos para a carga crítica de flambagem. Por ser normalizado, o componente de deslocamento máximo é 1,0. Essas deformadas são, por muitas vezes, o resultado mais útil de uma análise de flambagem por autovalor, já que predizem o provável modo de colapso da estrutura (*Simulia Corp.*, 2010).

Como os modelos têm comprimentos reduzidos, os modos de flambagem apresentados como solução correspondem aos modos de flambagem local e distorcional. Os perfis



analisados foram escolhidos de modo que a carga de flambagem elástica local tivesse valor inferior à carga de flambagem elástica distorcional.

O modo de flambagem adequado escolhido foi o que apresentasse a menor carga crítica e sem a influência de outros modos além do modo local.

Ao contrario do que se esperava inicialmente, o modo de flambagem com menor carga de flambagem predominante na maioria dos modelos foi o modo local com três semi-ondas, e não com duas semi-ondas com o comprimento igual à largura da alma cada. Para averiguação, comparou-se os resultados obtidos via ABAQUS com os resultados obtidos via Método das Faixas Finitas através do programa CUFSM (*Schafer e Ádány*, 2006). Os resultados obtidos via CUFSM apresentaram valores da carga crítica de flambagem muito próximos dos obtidos via MEF, com um comprimento de semi-onda igual a um terço do comprimento do modelo numérico, ou seja, o modo de flambagem com três semi-ondas também era observado, conforme apresenta a Figura 3.4.

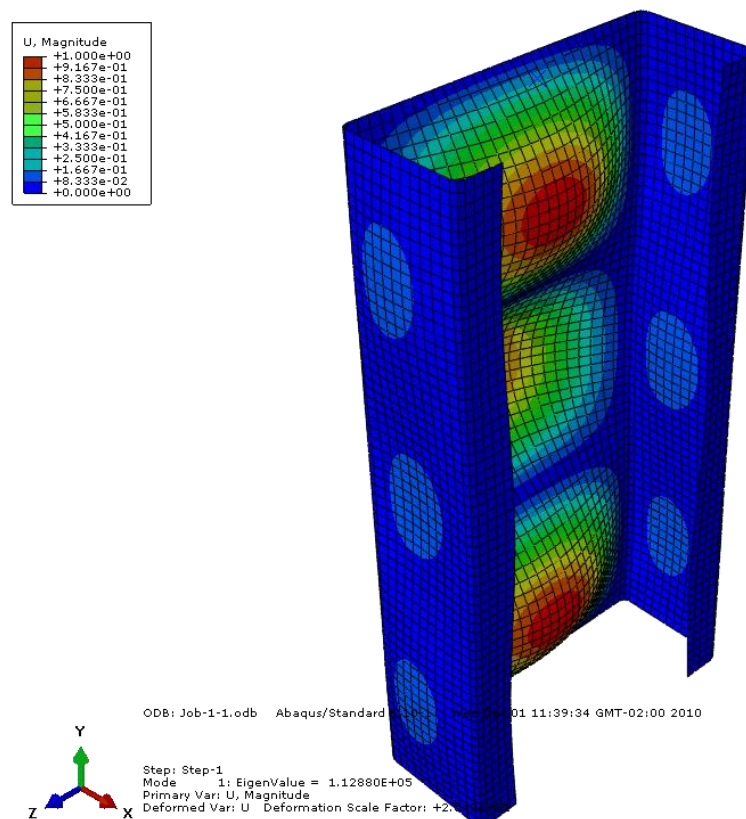


Figura 3.4: Modo de Flambagem Local com 3 semi-ondas.

Para a determinação dos modos de flambagem em temperatura elevada, utilizou-se como parâmetro do material o módulo de elasticidade reduzido para temperaturas elevadas, segundo a EN 1993-1-2:2005 e o Projeto de Revisão ABNT NBR 14323:2011.

### **3.3. Análise Não Linear para Determinação da Força Axial Resistente Última**

A determinação da força axial resistente última dos modelos se deu através de uma análise não linear, levando-se em conta as imperfeições geométricas e a não linearidade da relação tensão *versus* deformação do material, aplicando incrementos de carga e de deslocamentos segundo o Método de *Riks* modificado.

Esse método é usado principalmente para analisar a instabilidade e o colapso de uma estrutura com comportamento não linear geométrico, podendo incluir materiais e condições de contorno não lineares. Geralmente segue uma análise linear de flambagem que fornece informações sobre os modos de instabilidade de uma estrutura.

Muitas vezes os problemas estáticos não lineares envolvem comportamentos de flambagem ou colapso, onde a relação carga *versus* deslocamento mostra uma rigidez negativa, onde a estrutura deve liberar energia de deformação para permanecer em equilíbrio.

O Método de *Riks* pode ser usado para estados de equilíbrio estático durante a fase instável da estrutura. Esse método é usado quando os carregamentos são proporcionais,

ou seja, governados por um único escalar, podendo fornecer soluções mesmo em casos complexos como o mostrado na Figura 3.5.

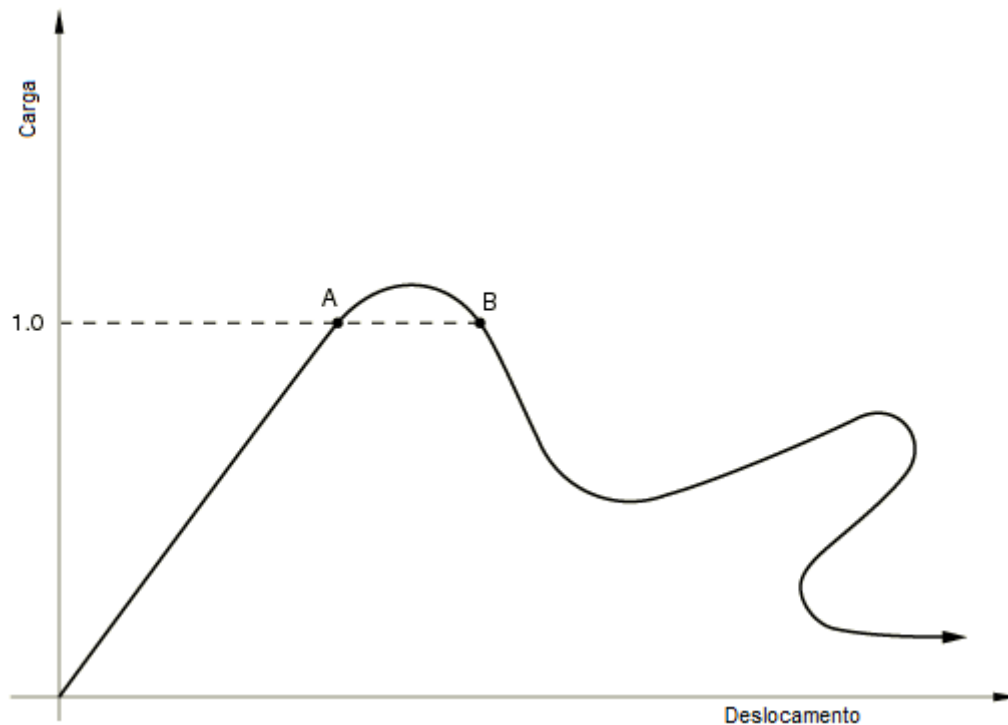


Figura 3.5: Carregamento proporcional com resposta instável (Simulia Corp., 2010)

Em alguns casos mais simples uma simples análise linear de autovalores é suficiente para avaliação de projeto. Porém, se houver preocupação sobre a não linearidade do material, não linearidade geométrica antes da flambagem ou resposta pós-flambagem instável, deve-se realizar uma análise de carga *versus* deslocamento (*Riks*) para investigar o problema (Simulia Corp., 2010).

O Método de *Riks* usa a magnitude da carga como uma variável adicional, e resolve simultaneamente para incrementos de carga e de deslocamento. Entretanto, outro quantitativo deve ser usado para medir o progresso da solução, sendo utilizado o comprimento de arco no programa ABAQUS. Essa abordagem fornece resultados independentes se a resposta é estável ou instável.

Nos modelos analisados, para a implementação das imperfeições geométricas tomou-se como base a configuração deformada referente à flambagem local obtida na análise linear, com uma magnitude igual à  $b_w/1000$ , sendo  $b_w$  a altura da seção transversal.

Para temperatura ambiente a curva tensão *versus* deformação do aço, Figura 3.6, é composta por três retas, representando a fase linear-elástica, um patamar de escoamento e uma reta simulando a falha do material. Segundo essa abordagem, o material não apresenta uma reserva de resistência após o escoamento.

A não linearidade do material foi implementada por meio da curva tensão *versus* deformação do aço, variando com a temperatura, segundo o EN 1993-1-2:2005 e o Projeto de Revisão ABNT NBR 14323:2011. A Figura 3.7 exemplifica a relação *tensão versus* deformação de um aço com resistência ao escoamento de 345 MPa para 400°C.

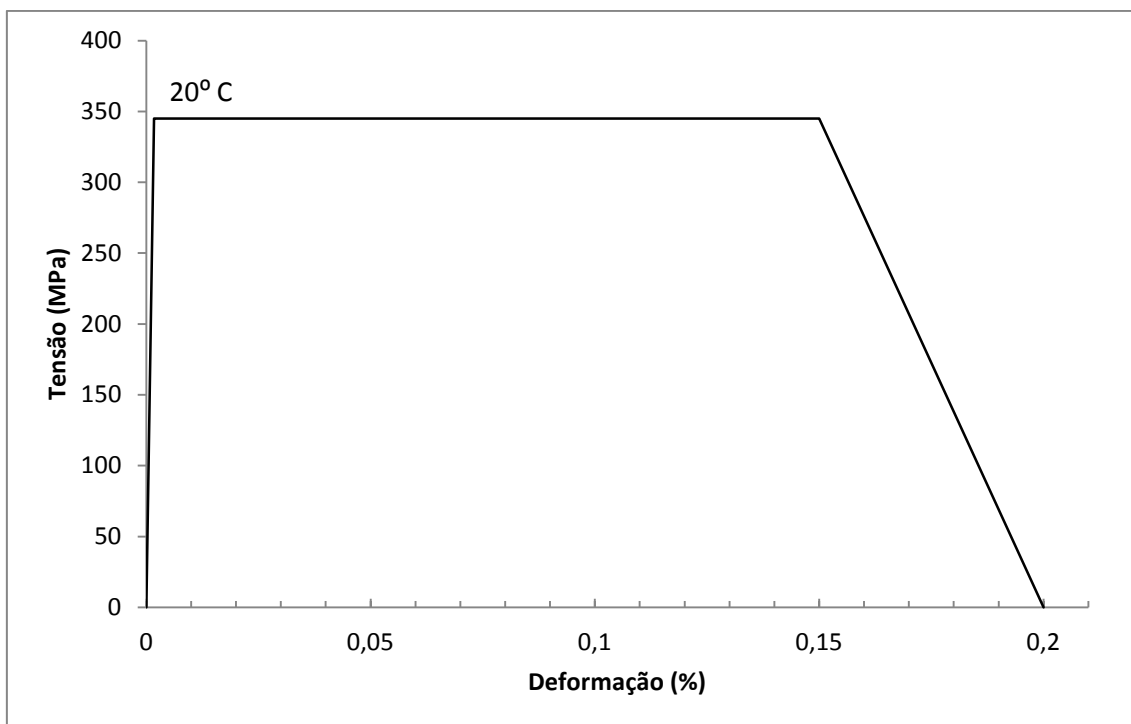


Figura 3.6: Relação tensão versus deformação do aço ZAR 345 em temperatura ambiente (EN 1993-1-2:2005).

Em temperatura elevada, a curva tensão *versus* deformação proposta pelo EN 1993-1-2:2005, Figura 3.7, apresenta a fase linear-elástica, seguida por uma fase não linear inelástica antes de atingir o patamar de escoamento.

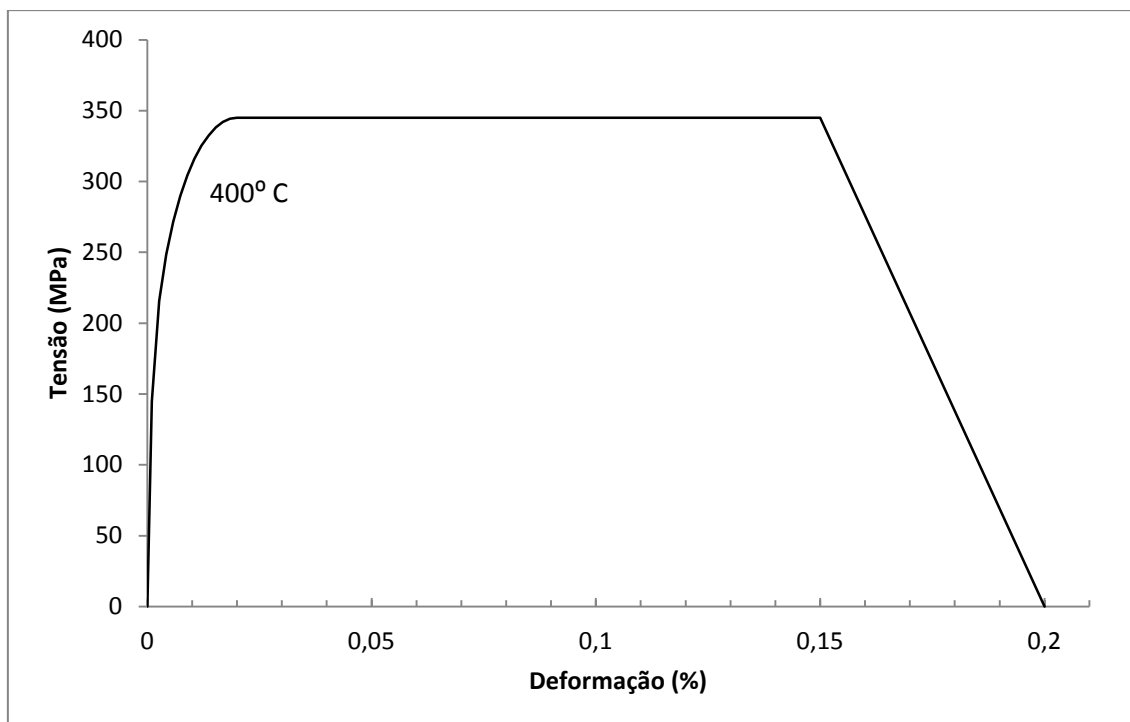


Figura 3.7: Relação tensão versus deformação de um aço com resistência ao escoamento de 345 MPa para 400° C (EN 1993-1-2:2005).

Na análise não linear as condições de contorno são idênticas às utilizadas na análise linear de flambagem, com a carga aplicada no centro geométrico da seção transversal.

### 3.4. Validação do Modelo Numérico

Para a validação do modelo numérico inicialmente comparou-se os resultados obtidos via MEF para temperatura ambiente com modelos analíticos propostos pela ABNT NBR 14762:2010. Foram analisados os perfis com altura da alma variando de 75 mm a 140 mm, constantes das tabelas da ABNT NBR 6355:2003 e propostos (Tabela A1), com dimensões apropriadas, de modo a isolar o efeito da flambagem local.

A Figura 3.8 apresenta a comparação entre os resultados numéricos via MEF e analíticos obtidos conforme a ABNT NBR 14762:2010 para a força axial de flambagem local elástica, de acordo com o apresentado no item 2.2.3.

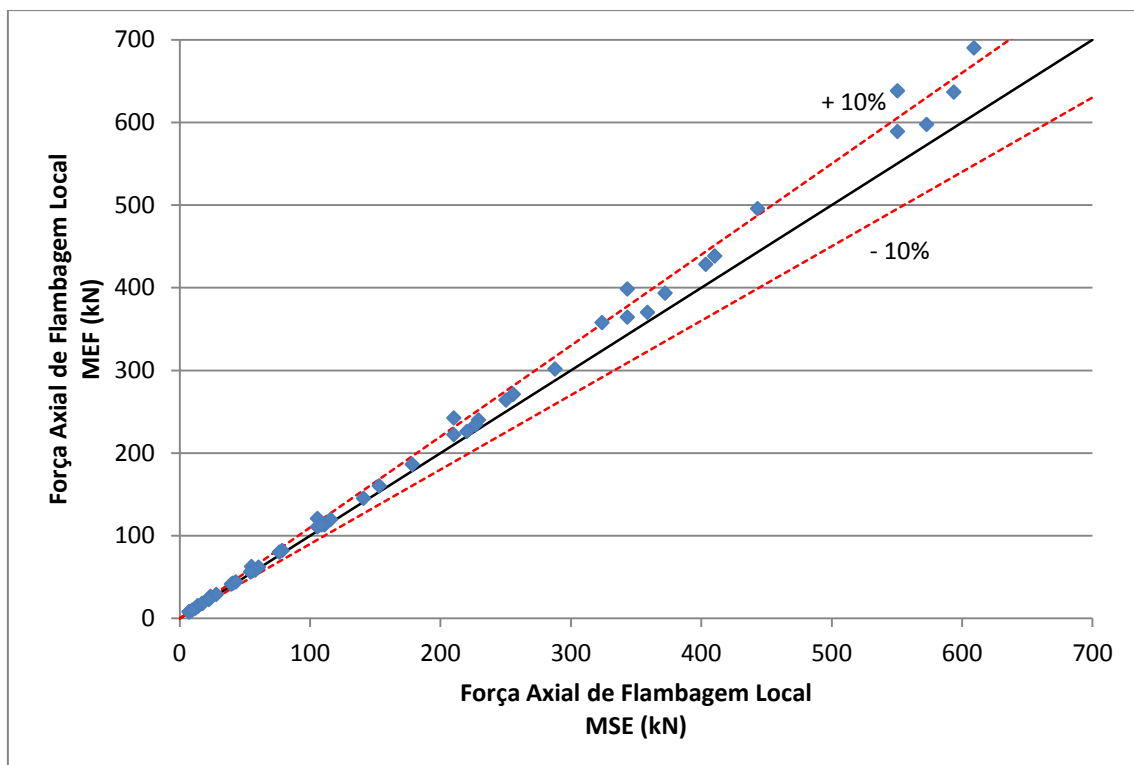


Figura 3.8: Comparação entre cargas de flambagem local obtidas analítica e numericamente.

Pelo gráfico da Figura 3.8 verifica-se que os resultados numéricos para a força axial de flambagem local assumem valores ligeiramente maiores que os obtidos pelo método analítico da seção efetiva. Essa diferença é mais acentuada para perfis com valores de cargas de flambagem altas, porém nesses perfis o efeito da flambagem local torna-se menor, pois em geral, os mesmos apresentam resistência ao escoamento inferior à força axial de flambagem local. De modo geral a análise linear de flambagem realizada nesse estudo para os diversos modelos foi satisfatória, com os resultados obtidos dentro do esperado.

Nos primeiros modelos não lineares desenvolvidos, o carregamento era aplicado de forma distribuída nas extremidades do modelo, Figura 3.9. Os modelos analisados segundo essa condição apresentavam um valor de carga última significativamente inferior aos obtidos analiticamente.

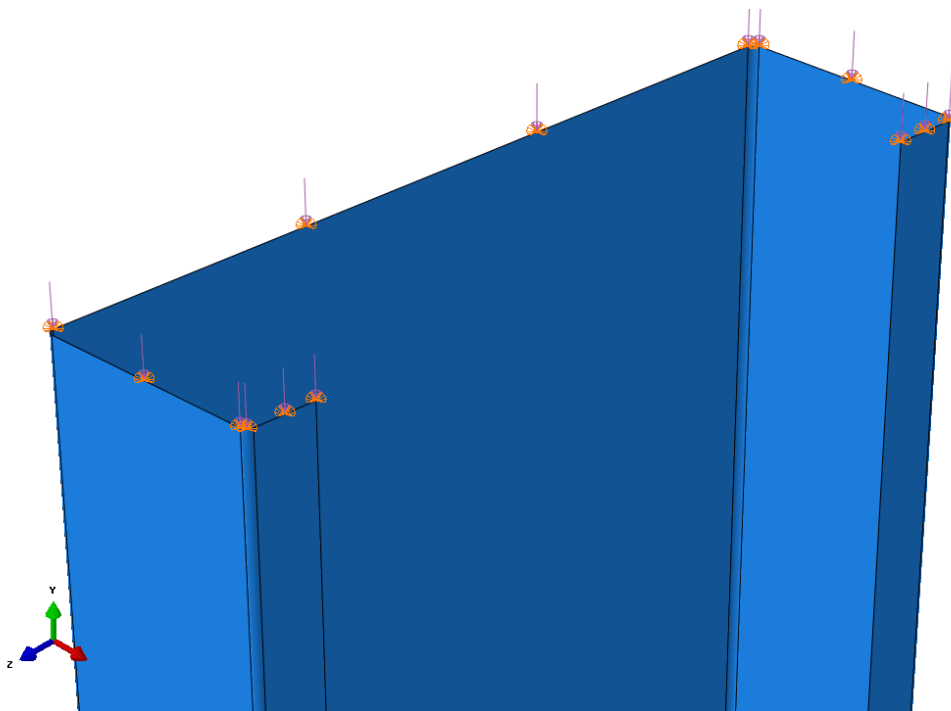


Figura 3.9: Modelo com carga distribuída na extremidade

Através de uma análise mais detalhada verificou-se a ocorrência de uma concentração de tensões na extremidade onde o carregamento era aplicado, Figura 3.10.

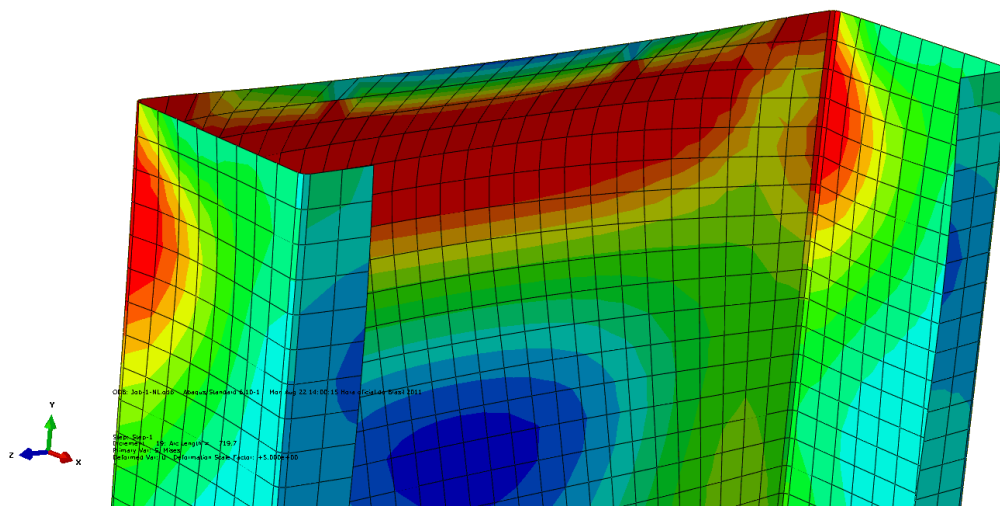


Figura 3.10: Tensões localizadas na área de aplicação da carga

A fim de evitar esse efeito localizado, utilizou-se como condição de contorno a carga aplicada no centro geométrico da seção e a extremidade comportando-se como um corpo rígido, conforme comentado anteriormente, Figura 3.11, assegurando que todos os pontos da extremidade deslocassem uniformemente, sem deslocamentos relativos.



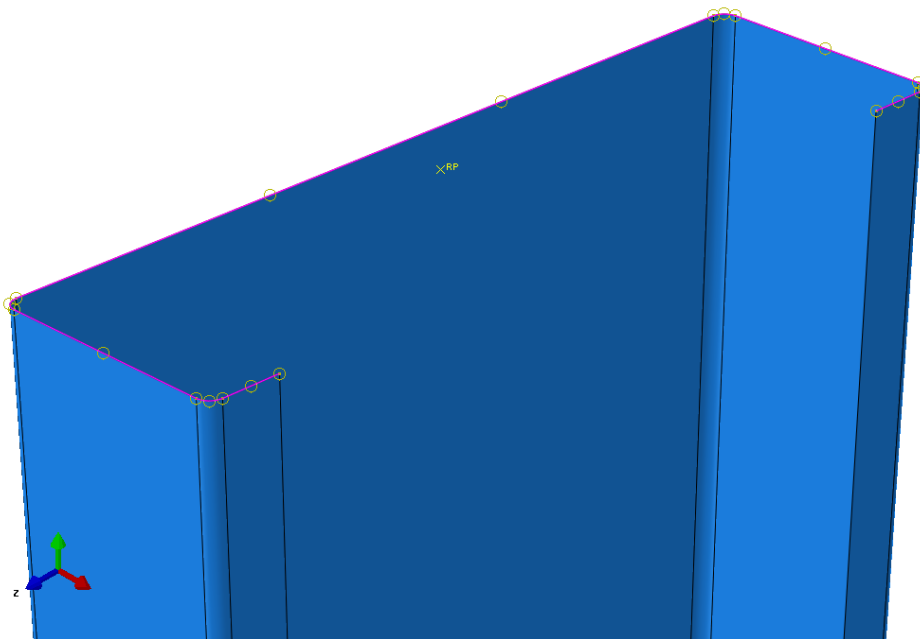


Figura 3.11: Condição de contorno do corpo rígido aplicado à extremidade do modelo.

Na análise não linear, utilizando a condição deformada obtida na análise linear de flambagem, pôde-se observar claramente o efeito da flambagem local na capacidade resistente dos modelos, com os elementos do modelo apresentando os deslocamentos na direção da configuração da flambagem local.

Ao atingir valores de carregamento próximos ao de suas cargas críticas de flambagem local os modelos apresentaram um aumento significativo dos deslocamentos transversais seguindo a deformada inicial imposta a cada um deles, Figura 3.12. Aumentando-se a carga aplicada observou-se o efeito da flambagem local na distribuição de tensões ao longo do modelo, fazendo com que certas regiões atingissem o escoamento antes que as demais, Figura 3.13.

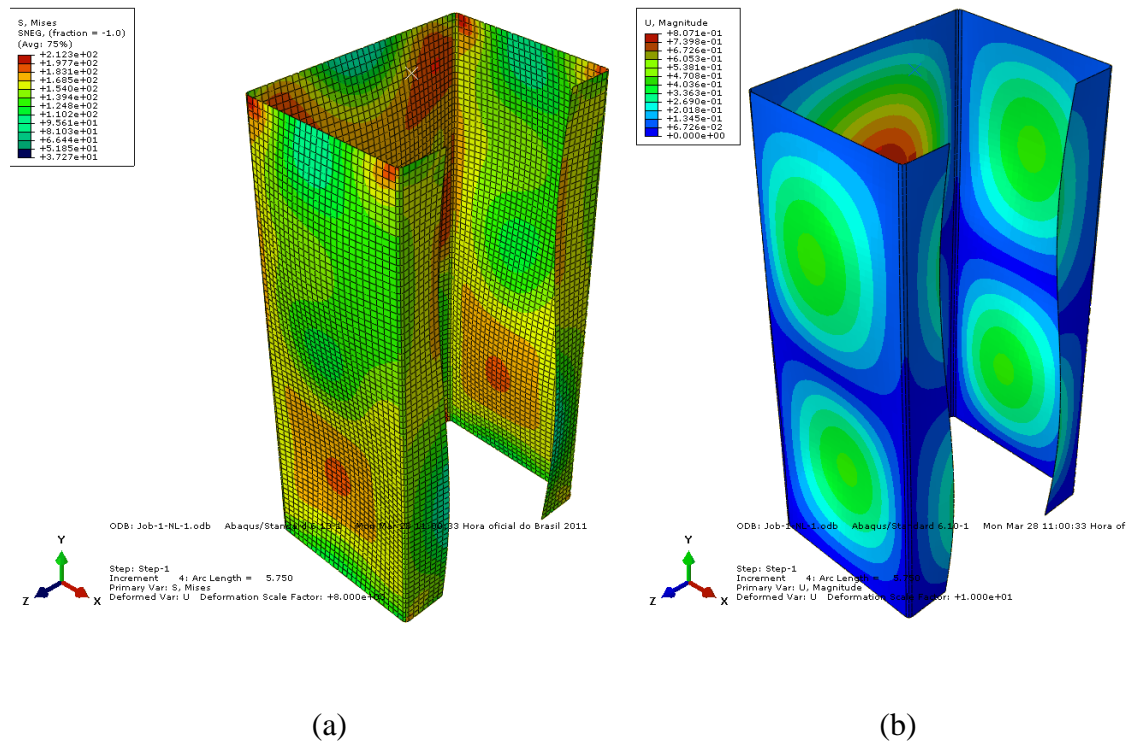


Figura 3.12: Início da flambagem local: (a) tensões e (b) deslocamentos.

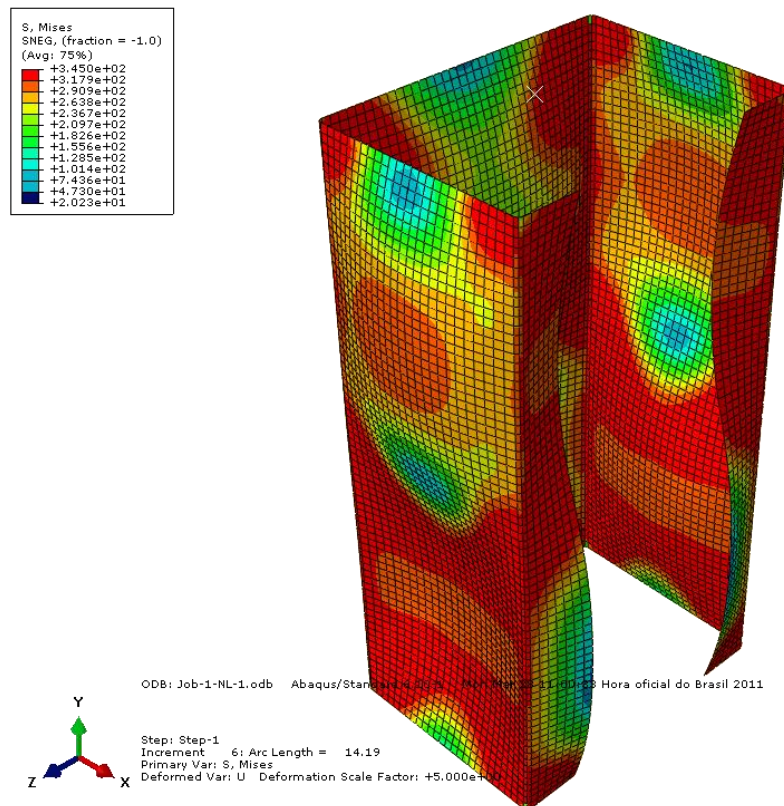


Figura 3.13: Início do escoamento da seção.

Os resultados das análises não lineares foram comparados com os resultados experimentais realizados por Hanya e Kanno (2005), que realizaram diversos ensaios em perfis formados a frio e com diferentes tipos de aços, ajustando as condições de contorno de forma a simular as condições dos experimentos, a fim de produzir resultados coerentes.

A partir dos dados obtidos pelos autores para as propriedades dos diversos tipos de aços ensaiados tais como módulo de elasticidade longitudinal, tensão para uma deformação residual de 0,2% e tensão para 1% de deformação, Tabela 3.1, adaptou-se uma curva tensão *versus* deformação seguindo o padrão proposto pelo EN 1993-1-2:2005, de forma a coincidirem os valores de tensão e deformação fornecidos por Hanya e Kanno (2005), Figura 3.14.

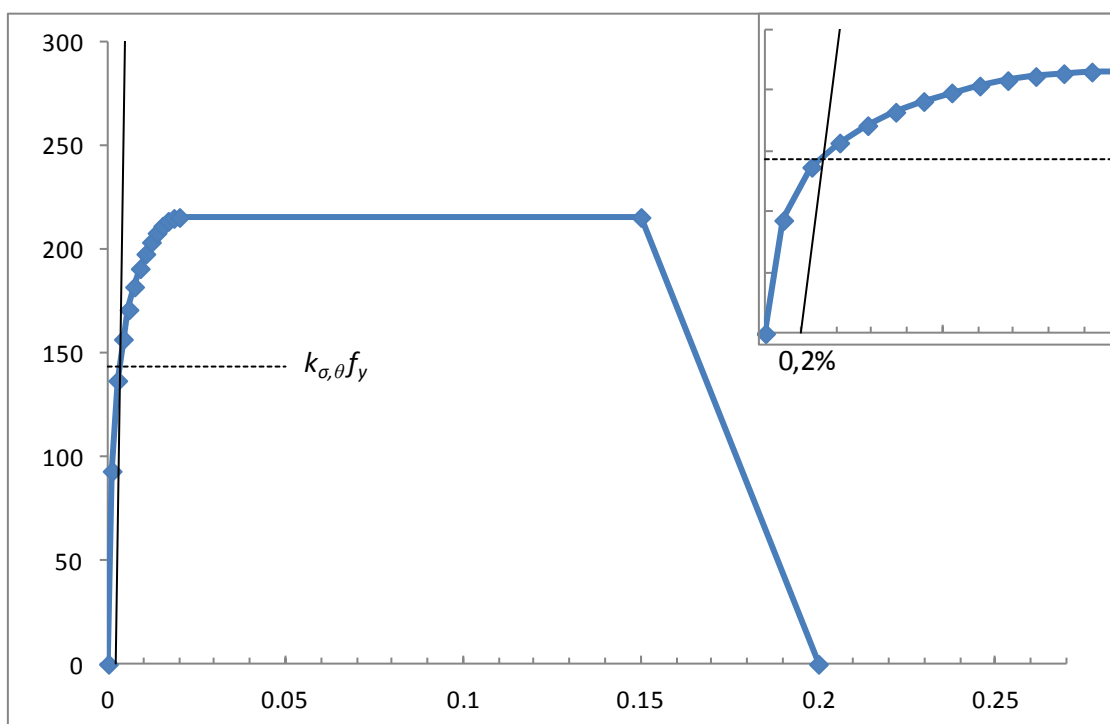


Figura 3.14: Gráfico padrão EN 1993-1-2:2005 adaptado para os valores experimentais.

Tabela 3.1: Resultados Experimentais Hanya e Kanno (2005)

Material	Temperatura (°C)	$\sigma_{yT(0,2\%)} \text{ (N/mm}^2\text{)}$	$\sigma_{yT(1,0\%)} \text{ (N/mm}^2\text{)}$	$E_T \text{ (kN/mm}^2\text{)}$
A 10	20	312	314	210
	350	191	243	170
	500	130	145	146
	600	78	81	89
A 16	20	288	291	203
	350	194	237	409
	500	127	140	120
	600	77	80	*
D 16	20	317	327	198
	350	255	303	182
	500	168	183	236
	600	92	95	105

Com as curvas tensão versus deformação adaptadas para os aços ensaiados pelos autores, preocupou-se em criar um modelo com as condições semelhantes às do experimento. O comprimento dos modelos adotados foi igual ao comprimento destravado dos espécimes analisados pelos autores.

Como condição de contorno utilizou-se um sistema em que os deslocamentos eram impedidos nas extremidades e a rotação dos nós permitida, com as extremidades comportando-se como corpo rígido, sem deslocamentos relativos, assim como nos modelos descritos anteriormente.

As características dos perfis ensaiados assim como suas cargas últimas obtidas experimentalmente por *Hanya e Kanno* (2005),  $N_{u,e}$ , para diversas temperaturas e os resultados numéricos obtidos,  $N_{u,n}$ , são apresentadas na Tabela 3.2. Na Tabela 3.2, os perfis são apresentados com as seguintes dimensões:  $b_w$  (largura nominal da alma) x  $b_f$  (largura nominal da mesa) x  $c$  (largura da parte plana do enrijecedor de borda) x  $t$  (espessura nominal da chapa).

Tabela 3.2: Validação do modelo numérico: resultados experimentais e numéricos.

Perfis	20°C			350°C			550°C		
	$N_{u,e}$	$N_{u,n}$	$N_{u,e}/N_{u,n}$	$N_{u,e}$	$N_{u,n}$	$N_{u,e}/N_{u,n}$	$N_{u,e}$	$N_{u,n}$	$N_{u,e}/N_{u,n}$
89x44,5x12x1,0	43,2	46,8	0,92	29,7	25,6	1,16	19,2	19,8	0,97
50x44,5x12x1,0	42,2	47,3	0,89	30	25,8	1,16	21,1	19,3	1,09
150x75x12x1,0	40,9	46,6	0,88	31,3	28,7	1,09	22,1	23,9	0,92
89x44x12x1,58	73,3	80,4	0,912	56,2	48,2	1,17	36,7	33,2	1,10
89x44x12x1,57	74,1	85,2	0,87	64,7	61,8	1,05	45,5	44,9	1,01

Observa-se que os resultados obtidos foram próximos aos dos valores experimentais, comprovando a eficiência do modelo numérico desenvolvido no programa computacional ABAQUS, utilizado nesse trabalho.

## CAPÍTULO 4 – ANÁLISE DE RESULTADOS

### 4.1. Resultados

Com o modelo numérico validado, foram analisados os perfis com altura da alma variando de 75 mm a 140 mm (os mesmos utilizados na validação da análise de flambagem, cujos resultados são apresentados na Figura 3.8), constantes das tabelas da ABNT NBR 6355:2003 e alguns propostos (Tabela A1), com dimensões apropriadas, de modo a isolar o efeito da flambagem local.

Com os resultados da carga última obtidos através do modelo numérico, verificou-se que esses divergiam dos modelos analíticos propostos para o cálculo em temperatura elevada, que consideram  $k_{\sigma,\theta}$  variando apenas com a temperatura.

Devido a essa variação propôs-se uma nova abordagem para a determinação do fator de redução para a resistência ao escoamento para seções sujeitas à flambagem local.

Para a determinação dos valores teóricos de  $k'_{\sigma,\theta}$ , que tornassem os resultados analíticos próximos dos resultados numéricos, utilizou-se a Equação 4.1:

$$k'_{\sigma,\theta} = \frac{N_{u,\theta}}{A_{ef} f_{y,20}} \quad 4.1$$

Na Equação 4.1  $N_{u,\theta}$  é o valor da força axial resistente última obtida via análise numérica.

Optou-se por utilizar a área efetiva calculada em temperatura ambiente para o cálculo da resistência última em temperatura elevada, como propõem o EN 1993-1-2:2005 e o projeto de revisão da ABNT NBR 14323:2011, com o intuito de agilizar o processo de cálculo, que já é de certa forma trabalhoso para perfis formados a frio.

O valor da área efetiva da seção transversal dos modelos foi calculado segundo o Método da Largura Efetiva (MLE) e o Método da Seção Efetiva (MSE). Os valores da força axial resistente última calculados segundo os modelos analíticos foram comparados com os obtidos através do modelo numérico, Figuras 4.1 e 4.2 respectivamente.

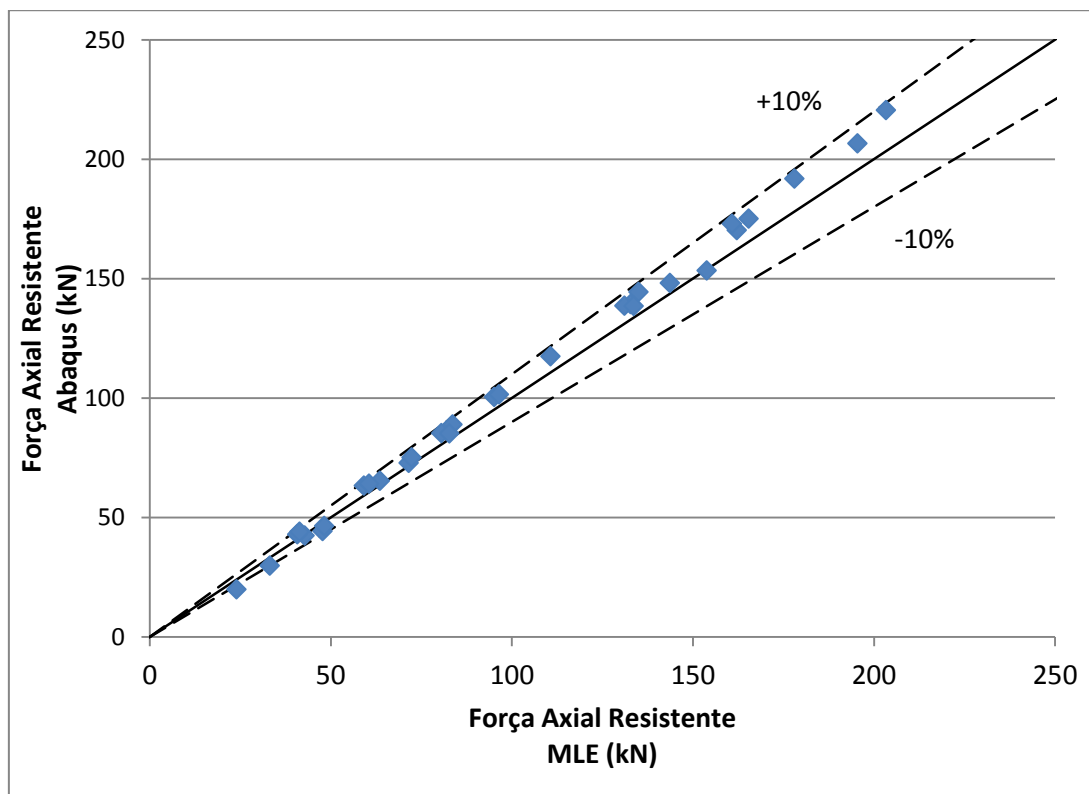


Figura 4.1: Comparação da área efetiva do MLE com Abaqus

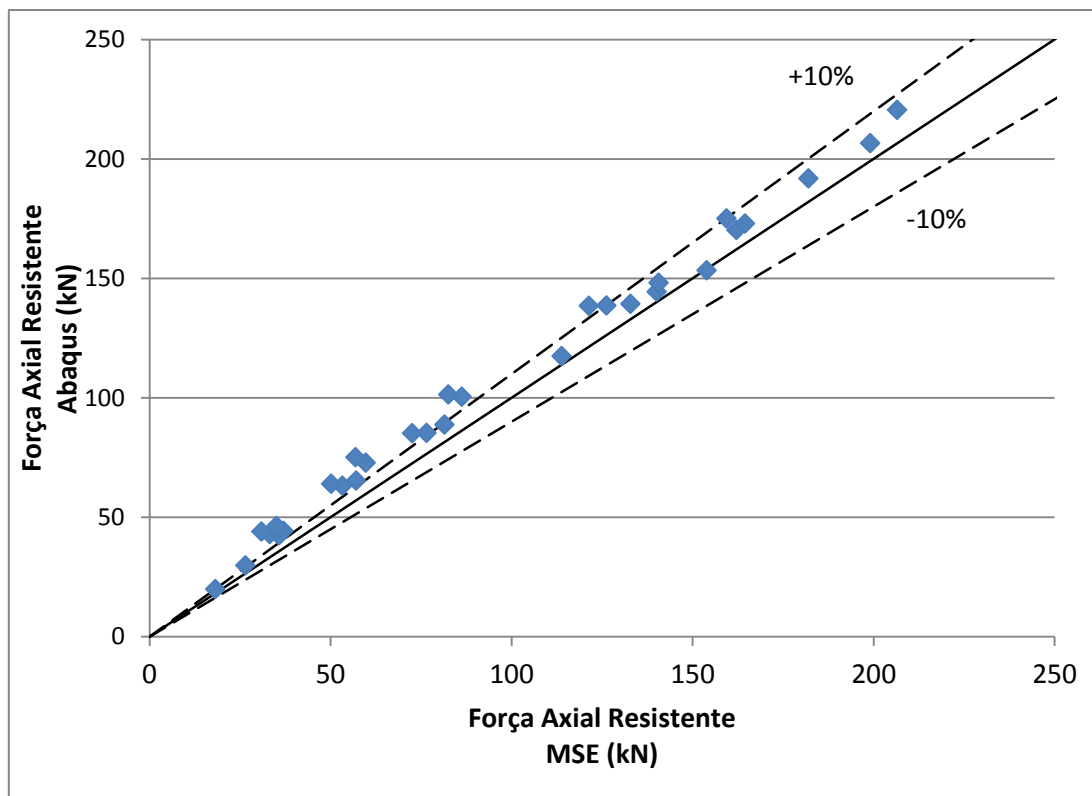


Figura 4.2: Comparação da área efetiva do MSE com Abaqus

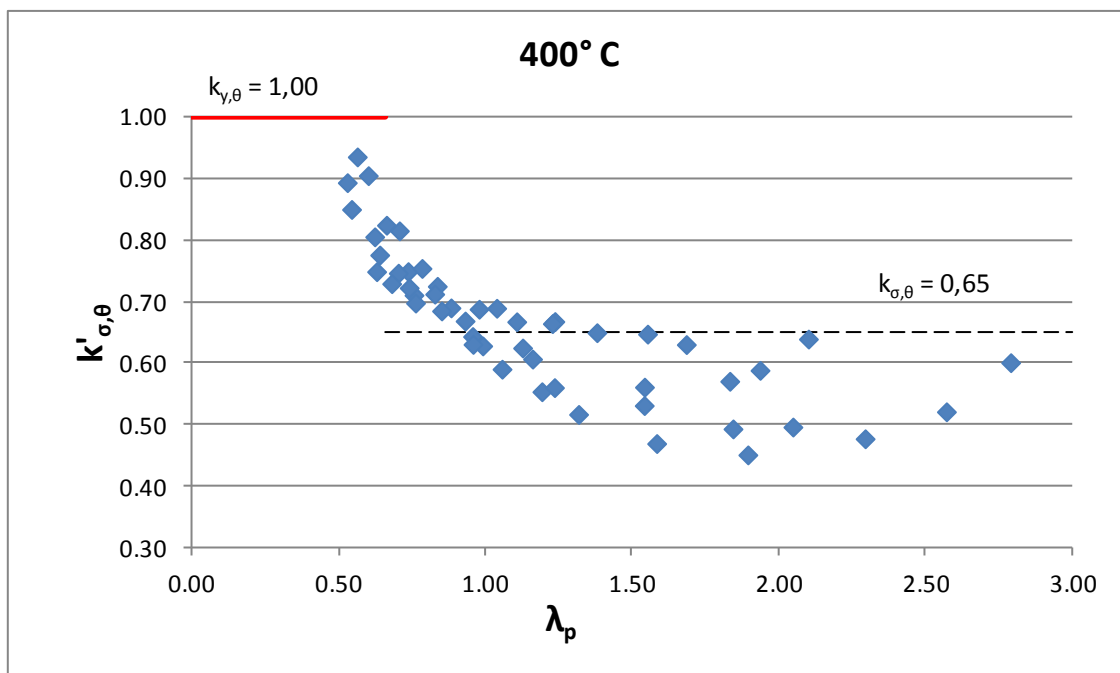
Com os valores calculados, verificou-se que os resultados segundo o MLE foram mais próximos dos valores obtidos numericamente, e por isso optou-se por utilizar esses valores para a determinação de  $k'_{\sigma,\theta}$ .

Analisando os resultados obtidos via MEF, observou-se que nos modelos mais esbeltos ocorria uma diminuição mais acentuada da força axial resistente última, devido aos efeitos da flambagem local em temperatura elevada. Sugeriu-se então um modelo para o cálculo de  $k'_{\sigma,\theta}$  dependente do índice de esbeltez associado à seção transversal, calculado segundo a equação 4.2:

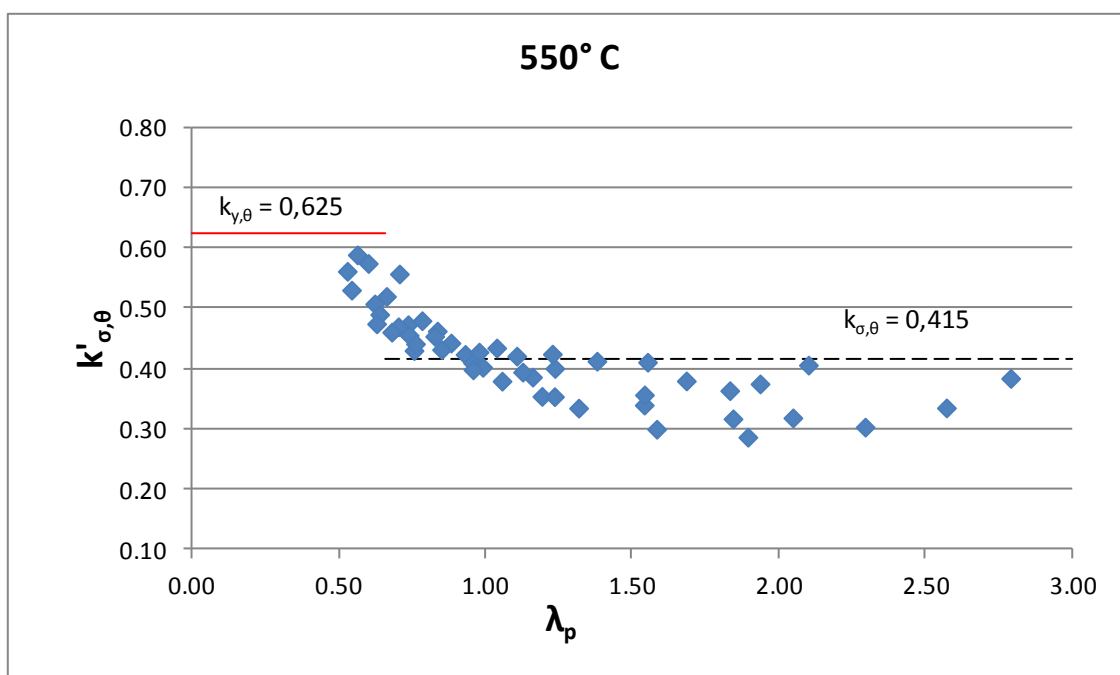
$$\lambda_p = \sqrt{\frac{\chi A f_y}{N_l}} \quad 4.2$$



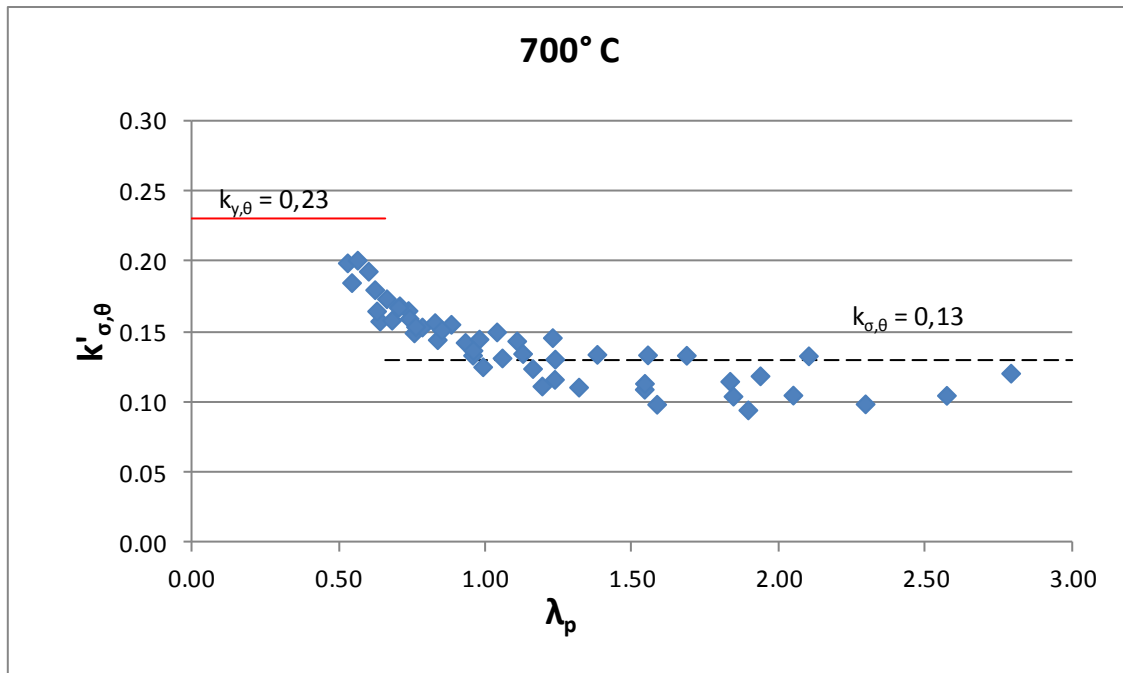
As Figuras 4.3.a, 4.3.b e 4.3.c apresentam a variação do coeficiente  $k'_{\sigma,\theta}$  com o índice de esbeltez para os perfis analisados nesse trabalho, nas temperaturas de 400°C, 550°C e 700°C, respectivamente.



(a)



(b)



(c)

Figura 4.3: Variação do coeficiente  $k'_{\sigma,\theta}$  com a esbeltez da seção transversal para as temperaturas de 400°C (a), 550°C (b) e 700°C (c).

Os valores dos coeficientes  $k_{\sigma,\theta}$  e  $k_{y,\theta}$  determinados segundo a norma EN 1993-1-2:2005 e o Projeto de Revisão ABNT NBR 14323:2011, são indicados nos gráficos pelas retas horizontais em negrito (tracejada) e em vermelho (contínua) respectivamente.

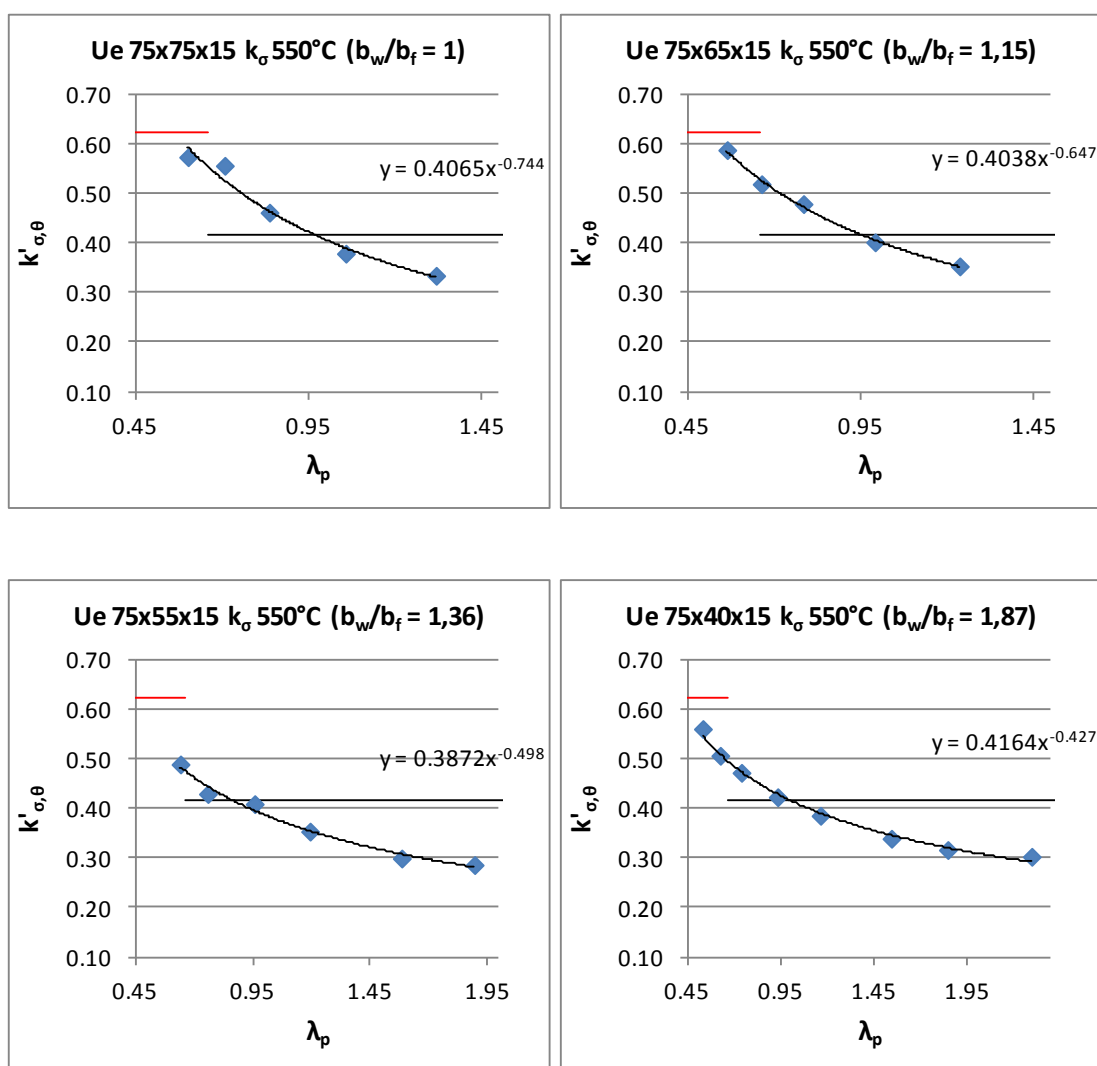
Conforme mostra as Figuras 4.3.a, 4.3.b e 4.3.c, pode-se perceber a variação do coeficiente  $k'_{\sigma,\theta}$ , que segundo o EN 1993-1-2:2005 e o Projeto de Revisão ABNT NBR 14323:2011 é constante para cada temperatura, quando varia-se o índice de esbeltez associado à seção completa.

Como esperado, o coeficiente  $k'_{\sigma,\theta}$  tende ao valor do coeficiente  $k_{y,\theta}$  quanto menor é o índice de esbeltez, e decai para valores maiores de esbeltez, tendendo, aparentemente, a um valor constante na média.

## 4.2. Modelo para $k_{\sigma,\theta}$

Considerando a variação do coeficiente  $k'_{\sigma,\theta}$  somente com a esbeltez do perfil, nota-se que ocorre uma dispersão maior dos resultados com o aumento da esbeltez. Para um melhor estudo desse comportamento analisou-se separadamente grupos de perfis com a mesma relação  $b_w/b_f$ , onde  $b_f$  é a largura da mesa e  $b_w$  é a largura da alma em valores nominais.

Conforme Figuras 4.4, observando a variação do coeficiente  $k'_{\sigma,\theta}$  nesses grupos de perfis, separadamente nota-se um comportamento mais padronizado, isto é, com menor dispersão.



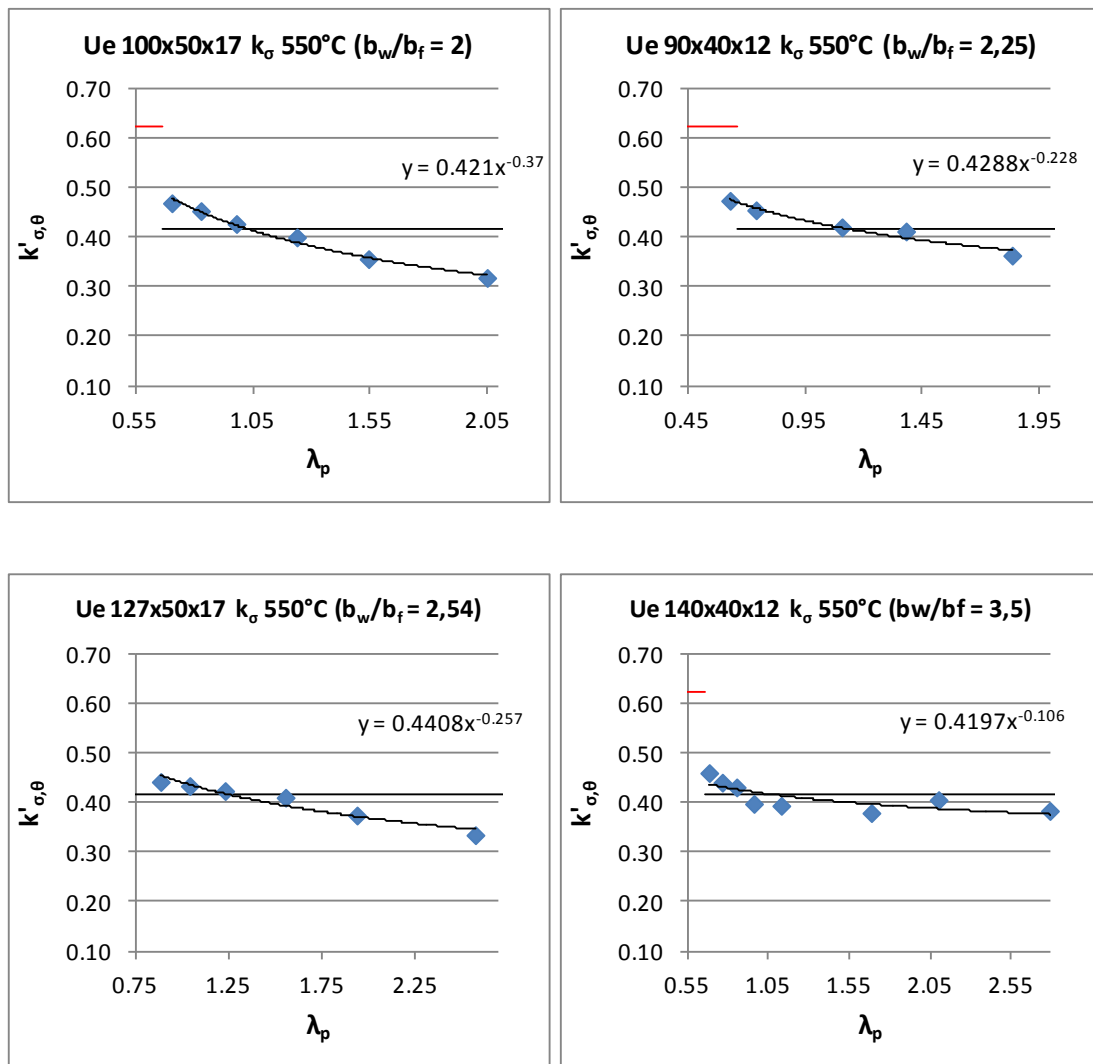


Figura 4.4: Variação do coeficiente  $k'_{\sigma,\theta}$  com a esbeltez para os grupos de perfis à temperatura de 550°C.

Pode-se notar, através dos gráficos apresentados na Figuras 4.4 que nos perfis com a relação  $b_w / b_f$  próxima a 1,00 ocorre um decréscimo mais acentuado do valor do coeficiente  $k'_{\sigma,\theta}$  com o aumento da esbeltez dos perfis, enquanto que nos perfis com a relação  $b_w / b_f$  mais elevada o valor de  $k'_{\sigma,\theta}$  tende a permanecer constante, próximo ao valor proposto pelo EN 1993-1-2:2005 e pelo Projeto de Revisão ABNT NBR 14323:2011. O mesmo comportamento ocorre nas demais temperaturas analisadas.

Valores de  $b_w / b_f$  variando de 1 a 3,5 na Figura 4.4 correspondem a valores de  $b_f / b_w$  variando de 1 a 0,28. Numa análise paramétrica utilizando o Método das Faixas Finitas,

quando se tem apenas o modo local, é possível comprovar que, para os perfis Ue, o coeficiente de flambagem local  $k_l$  para a seção completa em barras submetidas a compressão centrada varia de um valor menor ( para  $b_f / b_w = 1$  ) para um valor maior ( para  $b_f / b_w = 0,28$  ), resultando assim, respectivamente, em menores ou maiores valores da força axial de flambagem local elástica de cada perfil,  $N_l$ . (Rodrigues 2006)

Aproximando uma equação do tipo exponencial dependente do índice de esbelteza reduzido da seção,  $\lambda_p$ , Equação 4.3, para cada grupo de perfis separadamente, nota-se um comportamento semelhante entre os grupos analisados.

$$k_{\sigma,\theta}'' = a \lambda_p^b \quad 4.3$$

Realizou-se uma análise de regressão com o programa Excel do pacote Office 2007. Em cada grupo analisado observou-se que, o fator “a” da equação ajustada apresenta valor próximo ao valor de  $k_{\sigma,\theta}$  proposto pelo EN 1993-1-2:2005, e o valor do coeficiente “b” varia com a relação  $b_w / b_f$ , Figura 4.5.

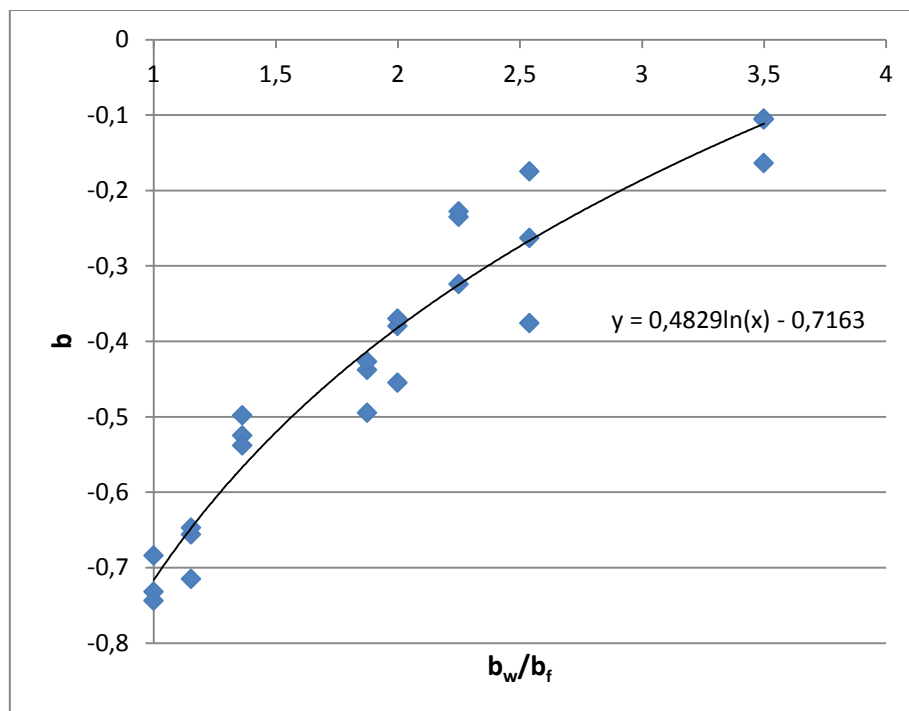


Figura 4.5: Gráfico da variação do coeficiente  $b$  com a relação  $b_w / b_f$ .

Feitas as análises necessárias, propõe-se a seguinte equação para o cálculo do coeficiente de redução da resistência para perfis submetidos à flambagem local ( $k''_{\sigma,\theta}$ ) dependente da esbeltez do perfil, Equação. 4.4:

$$k''_{\sigma,\theta} = k_{\sigma,\theta} \lambda_p^b \quad 4.4$$

onde:

$k''_{\sigma,\theta}$  é o fator de redução da resistência ao escoamento do aço de seções sujeitas à flambagem local em temperatura elevada relativo ao valor à temperatura ambiente, proposto nesse trabalho;

$k_{\sigma,\theta}$  é o fator de redução da resistência ao escoamento do aço de seções sujeitas à flambagem local em temperatura elevada relativo ao valor à temperatura ambiente apresentado pelo EN 1993-1-2:2005;

$\lambda_p$  é o índice de esbeltez reduzido associado à seção transversal;

$b$  é dado pela seguinte equação:

$$b = 0,4829 \ln(b_w/b_f) - 0,7163 \leq 0 \quad 4.5$$

Adicionalmente, devido à possibilidade de que essa formulação possa ser usada para os demais tipos de seção transversal, foi sugerida uma segunda formulação para o cálculo do coeficiente “b” em função do coeficiente de flambagem local da seção transversal completa,  $k_l$ , conforme Figura 4.6.

$$b = 0,092k_l^3 - 1,0593k_l^2 + 4,0424k_l - 5,8261 \quad 4.6$$

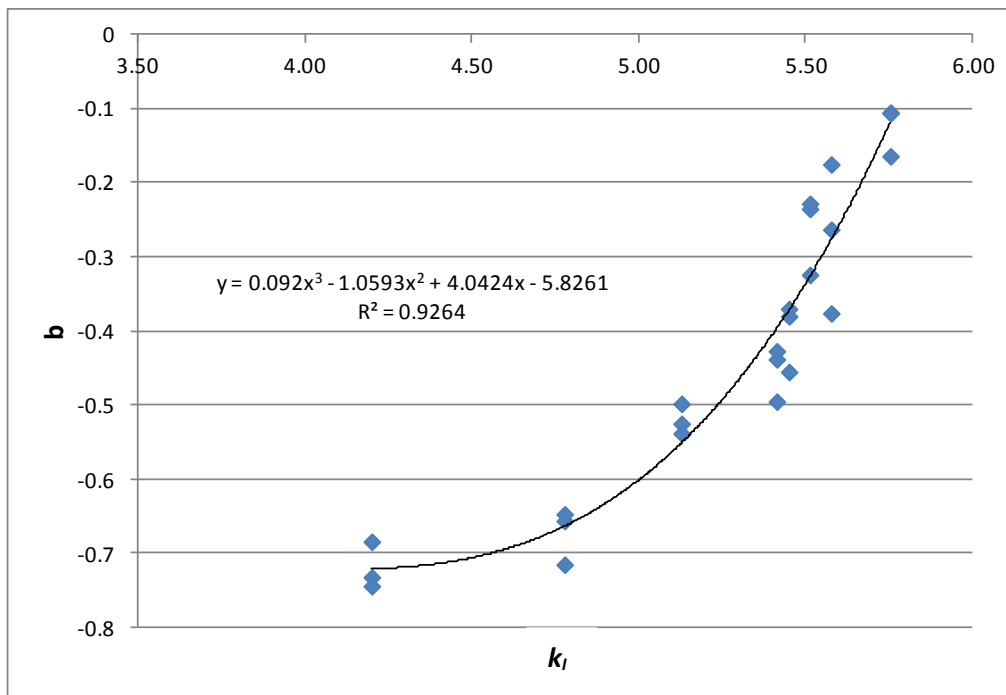


Figura 4.6: Gráfico da variação do coeficiente  $b$  com o coeficiente  $k_l$ .

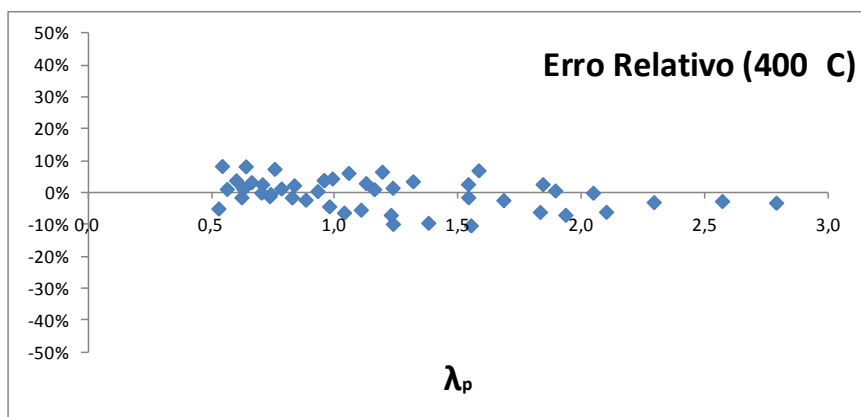
### 4.3. Força Axial de Compressão Resistente de Cálculo

Utilizando a formulação proposta nesse trabalho para o fator de redução da resistência ao escoamento para seções submetidas à flambagem local em temperatura elevada, a força axial resistente de cálculo é calculada conforme a seguinte equação:

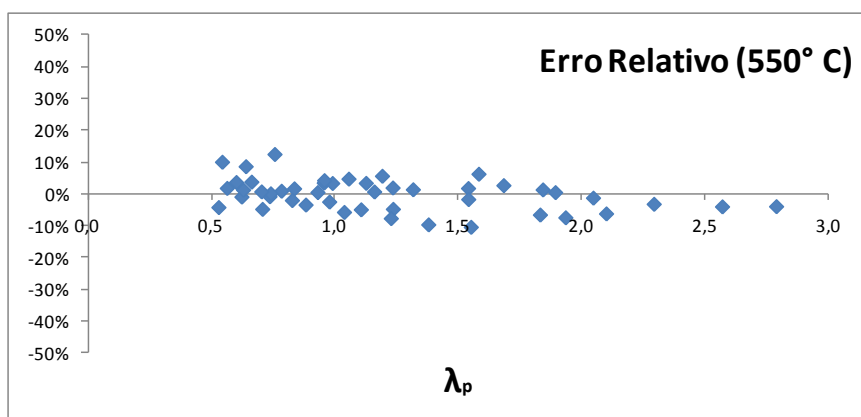
$$N_{fi,Rd} = k''_{\sigma,\theta} \chi A_{eff} f_y \quad 4.7$$

Comparando os resultados analíticos, obtidos por meio da Equação 4.7, com os resultados numéricos, observou-se que eles são adequadamente próximos. Os gráficos contendo os erros, dados pela diferença entre os valores analíticos e numéricos dividido

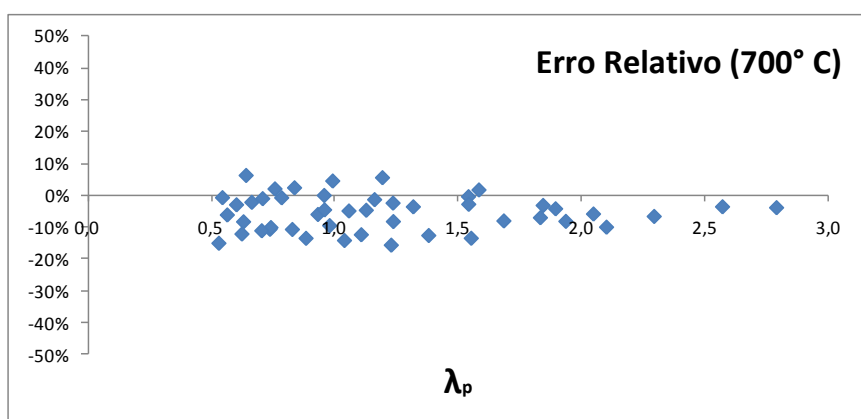
pelos valores numéricos, são apresentados nas Figuras 4.7.a, 4.7.b e 4.7.c. Observa-se que os erros geralmente são inferiores a 10%.



(a)



(b)



(c)

Figura 4.7: Comparação entre resultados analíticos e numéricos para: (a) 400°C; (b) 550°C; (c) 700°C



## 4.4. Análise global dos Resultados

Adicionalmente realizou-se uma comparação entre os modelos analíticos e os resultados experimentais realizados por Hanya e Kanno (2005). As dimensões dos perfis são encontradas na Tabela A2.

Para o cálculo analítico dos perfis ensaiados pelos autores, utilizou-se o Método da Largura Efetiva e o Método da Seção Efetiva. Na comparação entre os resultados experimentais e analíticos utilizou-se ao todo oito hipóteses de cálculo, definidas com as combinações: (a) do coeficiente  $k_{\sigma,\theta}$  fixo para cada temperatura calculado conforme EN 1993-1-2:2005 e pelo Projeto de Revisão ABNT NBR 14323:2011 e (b) pela equação proposta nesse trabalho, Equação 4.4; (c) do fator de redução associado à resistência à compressão igual ao calculado à temperatura ambiente  $\chi_{20^\circ}$  e, (d) em situação de incêndio  $\chi_{fi}$  calculado conforme prescrições do Projeto de Revisão da ABNT NBR 14323:2011 para temperaturas elevadas (Equação 4,8).

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\varphi_{0,fi} + \sqrt{\varphi_{0,fi}^2 + \lambda_{0,fi}^2}} \quad 4.8$$

onde:

$$\varphi_{0,fi} = 0,5(1 + \alpha\lambda_{0,fi} + \lambda_{0,fi}^2) \quad 4.9$$

$$\alpha = 0,022 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad 4.10$$

Segundo o Projeto de Revisão ABNT NBR 14323:2011, o índice de esbeltez reduzido em situação de incêndio,  $\lambda_{0,fi}$  é dado por  $\lambda_0 / 0,85$ , onde  $\lambda_0$  é o índice de esbeltez reduzido à temperatura ambiente dado pela equação:

$$\lambda_0 = \sqrt{\frac{Af_y}{N_e}} \quad 4.11$$

Adicionalmente, obteve-se o valor de  $\lambda_{0,fi}$  utilizando a formulação em temperatura ambiente e calculando o valor da força axial de flambagem global elástica para temperaturas elevadas,  $N_{e,fi}$ , e da resistência ao escoamento do aço em temperatura elevada tomado como  $k_{y,\theta}f_y$  ou  $k_{\sigma,\theta}f_y$ .

Foram consideradas “barras curtas” perfis com o comprimento destravado próximo a 150 mm e barras longas perfis com o comprimento destravado próximo a 1770 mm.

A relação das hipóteses utilizadas nos modelos analíticos assim como os métodos utilizados são apresentados na Tabela 4.1.

Tabela 4.1: Hipóteses utilizadas nos modelos analíticos.

Hipótese	$k_{\sigma,\theta}$	$\chi_{fi}$	$\lambda_{0,fi}$
1ª H	Presente trabalho (Eq. 4.4)	$\chi_{20^\circ}$	$\lambda_0 = \sqrt{Af_y/N_e}$
2ª H	Presente trabalho (Eq. 4.4)	$\chi_{fi}$	$\lambda_{0,fi} = \sqrt{Af_{y,\theta}/N_{e,fi}}$
3ª H	EN 1993-1-2:2005	$\chi_{20^\circ}$	$\lambda_0 = \sqrt{Af_y/N_e}$
4ª H	EN 1993-1-2:2005	$\chi_{fi}$	$\lambda_{0,fi} = \sqrt{Af_{y,\theta}/N_{e,fi}}$
5ª H	Presente trabalho (Eq. 4.4)	$\chi_{fi}$	$\lambda_{0,fi} = \sqrt{Af_{\sigma,\theta}/N_{e,fi}}$
6ª H	EN 1993-1-2:2005	$\chi_{fi}$	$\lambda_{0,fi} = \sqrt{Af_{\sigma,\theta}/N_{e,fi}}$
7ª H	Presente trabalho (Eq. 4.4)	$\chi_{fi}$	$\lambda_{0,fi} = \lambda_0/0,85$
8ª H	EN 1993-1-2:2005	$\chi_{fi}$	$\lambda_{0,fi} = \lambda_0/0,85$

A relação entre os resultados analíticos e os resultados experimentais é apresentada nas Tabelas 4.2 e 4.3 para o Método da Largura Efetiva e o Método de Seção Efetiva respectivamente.

Tabela 4.2: Relação entre os resultados analíticos e experimentais (MLE)

Perfis		$\theta^{\circ}\text{C}$	Método da Largura Efetiva							
			1ª H	2ª H	3ª H	4ª H	5ª H	6ª H	7ª H	8ª H
<b>Barras Curtas</b>	<b>A</b>	A - 20	0.96							
		A - 350	0.93	0.91	1.18	1.11	0.94	1.12	0.93	1.10
		A - 500	0.97	0.91	1.15	1.07	0.92	1.09	0.90	1.07
		A - 600	0.87	0.81	1.03	0.96	0.82	0.97	0.81	0.96
	<b>B</b>	B - 20	0.95							
		B - 350	0.98	0.92	0.95	0.89	0.93	0.90	0.91	0.89
		B - 500	1.03	0.97	1.01	0.94	0.98	0.95	0.96	0.94
	<b>C</b>	C - 20	1.24							
		C - 350	0.80	0.75	1.15	1.07	0.76	1.08	0.75	1.07
		C - 500	0.93	0.96	1.43	1.34	0.94	1.35	0.93	1.33
	<b>D<sub>1</sub></b>	D <sub>1</sub> - 20	0.97							
		D <sub>1</sub> - 350	0.91	0.85	0.91	0.85	0.86	0.86	0.85	0.84
		D <sub>1</sub> - 500	1.04	0.97	1.03	0.96	0.98	0.97	0.97	0.96
	<b>D<sub>2</sub></b>	D <sub>2</sub> - 20	1.04							
D <sub>2</sub> - 350		0.83	0.77	0.85	0.78	0.78	0.79	0.77	0.78	
D <sub>2</sub> - 500		0.88	0.81	0.90	0.83	0.82	0.84	0.81	0.82	
<b>Barras Longas</b>	<b>G</b>	G - 20	0.93							
		G - 350	0.76	0.44	0.78	0.46	0.56	0.58	0.43	0.45
		G - 500	0.92	0.55	0.95	0.57	0.71	0.74	0.52	0.54
		G - 600	0.83	0.44	0.86	0.46	0.61	0.63	0.47	0.49
	<b>H</b>	H - 20	1.10							
		H - 350	0.88	0.51	0.95	0.56	0.65	0.70	0.50	0.54
		H - 500	0.96	0.57	1.04	0.62	0.75	0.81	0.55	0.59
	<b>I</b>	I - 20	0.82							
		I - 350	0.66	0.43	0.63	0.40	0.56	0.53	0.41	0.39
		I - 500	0.84	0.55	0.80	0.53	0.76	0.72	0.53	0.50
		I - 600	0.90	0.52	0.85	0.49	0.76	0.72	0.56	0.53
	<b>J</b>	J - 20	0.80							
		J - 350	0.80	0.54	0.68	0.45	0.71	0.60	0.52	0.44
		J - 500	0.90	0.62	0.76	0.52	0.85	0.72	0.59	0.50

Tabela 4.3: Relação entre os resultados analíticos e experimentais (MSE)

Perfis		$\theta^{\circ}\text{C}$	Método da Seção Efetiva							
			1ª H	2ª H	3ª H	4ª H	5ª H	6ª H	7ª H	8ª H
Barras Curtas	A	A - 20	0.83							
		A - 350	0.86	0.81	1.02	0.96	0.82	0.97	0.81	0.95
		A - 500	0.84	0.78	0.99	0.93	0.79	0.94	0.78	0.92
		A - 600	0.75	0.70	0.89	0.83	0.71	0.84	0.70	0.83
	B	B - 20	0.95							
		B - 350	0.99	0.92	0.96	0.90	0.93	0.91	0.92	0.89
		B - 500	1.04	0.97	1.01	0.94	0.98	0.96	0.97	0.94
	C	C - 20	0.99							
		C - 350	0.64	0.60	0.92	0.86	0.60	0.87	0.60	0.86
		C - 500	0.80	0.75	1.15	1.07	0.76	1.08	0.74	1.07
	D <sub>1</sub>	D <sub>1</sub> - 20	0.96							
		D <sub>1</sub> - 350	0.91	0.85	0.90	0.84	0.86	0.85	0.85	0.84
		D <sub>1</sub> - 500	1.03	0.96	1.02	0.95	0.97	0.97	0.96	0.95
	D <sub>2</sub>	D <sub>2</sub> - 20	1.01							
		D <sub>2</sub> - 350	0.81	0.75	0.83	0.76	0.76	0.77	0.75	0.76
		D <sub>2</sub> - 500	0.86	0.79	0.87	0.81	0.80	0.82	0.79	0.80
Barras Longas	G	G - 20	0.87							
		G - 350	0.71	0.41	0.73	0.43	0.52	0.54	0.40	0.42
		G - 500	0.86	0.51	0.89	0.53	0.67	0.69	0.49	0.51
		G - 600	0.78	0.41	0.80	0.43	0.57	0.59	0.44	0.46
	H	H - 20	0.93							
		H - 350	0.74	0.44	0.80	0.47	0.55	0.60	0.43	0.46
		H - 500	0.82	0.49	0.88	0.53	0.64	0.69	0.47	0.50
	I	I - 20	0.87							
		I - 350	0.71	0.46	0.67	0.43	0.60	0.57	0.44	0.42
		I - 500	0.90	0.60	0.85	0.56	0.81	0.76	0.56	0.54
		I - 600	0.96	0.56	0.91	0.53	0.81	0.77	0.60	0.57
	J	J - 20	0.80							
		J - 350	0.80	0.54	0.68	0.45	0.71	0.60	0.52	0.44
		J - 500	0.90	0.62	0.76	0.52	0.85	0.72	0.59	0.50

As tabelas 4.4 e 4.5 apresentam os valores da média e do desvio padrão da relação entre os resultados analíticos e os resultados experimentais utilizando o Método da Largura Efetiva e o Método da Seção Efetiva para o cálculo da área efetiva, respectivamente.

Tabela 4.4: Média e Desvio Padrão da Relação entre os resultados analíticos (MLE) e experimentais

Hipóteses		Método da Largura Efetiva							
		1ª H	2ª H	3ª H	4ª H	5ª H	6ª H	7ª H	8ª H
<b>Barras Curtas</b>	Média	0.93	0.91	1.03	0.96	0.92	0.97	0.90	0.96
	Desvio	0.076	0.081	0.168	0.158	0.080	0.160	0.079	0.158
<b>Barras Longas</b>	Média	0.84	0.52	0.80	0.49	0.71	0.70	0.52	0.50
	Desvio	0.088	0.063	0.127	0.065	0.095	0.085	0.055	0.059
<b>Todas as Barras</b>	Média	0.90	0.75	0.95	0.78	0.78	0.81	0.75	0.78
	Desvio	0.091	0.195	0.186	0.271	0.130	0.206	0.198	0.274

Tabela 4.5: Média e Desvio Padrão da Relação entre os resultados analíticos (MSE) e experimentais

Hipóteses		Método da Seção Efetiva							
		1ª H	2ª H	3ª H	4ª H	5ª H	6ª H	7ª H	8ª H
<b>Barras Curtas</b>	Média	0.86	0.79	0.96	0.90	0.80	0.91	0.79	0.89
	Desvio	0.120	0.114	0.090	0.087	0.115	0.087	0.113	0.086
<b>Barras Longas</b>	Média	0.80	0.49	0.80	0.47	0.64	0.60	0.47	0.46
	Desvio	0.087	0.073	0.087	0.051	0.119	0.083	0.071	0.051
<b>Todas as Barras</b>	Média	0.84	0.62	0.89	0.76	0.76	0.77	0.60	0.76
	Desvio	0.106	0.181	0.120	0.219	0.135	0.154	0.184	0.222

Analisando os resultados apresentados nas Tabelas 4.4 e 4.5 é possível observar que os resultados analíticos provenientes da 1ª e 3ª hipóteses foram os que obtiveram as melhores médias quando comparados com os valores experimentais, sendo que para barras curtas a 3ª hipótese mostrou melhores resultados enquanto que para barras longas a 1ª hipótese mostrou resultados melhores.

Para barras curtas a hipótese que apresentou melhor média foi a terceira, que utiliza o coeficiente proposto pelo EN 1993-1-2:2005 e pelo Projeto de Revisão ABNT NBR 14323:2011 para redução da resistência ao escoamento do aço em temperaturas

elevadas e o fator de redução associado à resistência a compressão igual a temperatura ambiente. Para os barras longas a 1ª hipótese, utilizando a equação proposta nesse trabalho para o cálculo do coeficiente de redução da resistência ao escoamento do aço em temperaturas elevadas e o fator de redução associado à resistência a compressão igual à temperatura ambiente, promoveu resultados mais adequados.

Nota-se ainda que, mesmo não sendo os menores valores, o desvio padrão nas hipóteses 1 e 3 são pequenos, mostrando pouca variação dos resultados sendo que a 1ª hipótese resultou em menores valores para o desvio padrão.

## CAPÍTULO 5 – CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Devido ao crescente uso de perfis formados a frio tanto em obras comerciais como em residenciais, incluindo as de interesse social no Brasil, é importante compreender o comportamento desse tipo de perfil em situação de incêndio. Nesse trabalho, apresenta-se um estudo do comportamento da flambagem local em perfis de seção transversal do tipo U enrijecido submetido a altas temperaturas e é proposta uma equação para a determinação do coeficiente de redução da resistência ao escoamento do aço em temperatura elevada,  $k''_{\sigma,\theta}$ , variável com a esbeltez da seção transversal do perfil.

Realiza-se também um estudo comparando alguns resultados experimentais apresentados por Hanya e Kanno (2005) com modelos analíticos utilizando algumas formulações para o cálculo do fator de redução associado à resistência a compressão e o coeficiente de redução da resistência ao escoamento do aço em temperaturas elevadas.

Como esperado, o valor da força axial de flambagem local elástica em temperatura elevada foi igual ao valor em temperatura ambiente multiplicado pelo coeficiente de redução do módulo de elasticidade para temperatura elevada  $k_{E,\theta}$ , já que o valor da força axial de flambagem local elástica é diretamente proporcional ao módulo de elasticidade.

Observou-se que, para um mesmo valor de  $\lambda_p$  em temperatura elevada, obtinha-se valores diferentes de  $k''_{\sigma,\theta}$ , dependentes da relação  $b_w / b_f$ .

Como mostram os resultados, os valores de  $k''_{\sigma,\theta}$ , proposto neste trabalho, tendem a  $k_{y,\theta}$  em perfis menos esbeltos, apresentando valores de  $k''_{\sigma,\theta}$  maiores do que os calculados segundo a EN 1993-1-2:2005 e Projeto de Revisão da ABNT NBR 14323 para valores de  $\lambda_p$  inferiores a 1,0.

Para valores de  $\lambda_p$  próximos de 0,5, observa-se que  $k''_{\sigma,\theta}$  torna-se bem próximo de  $k_{y,\theta}$  com a relação  $k''_{\sigma,\theta} / k_{y,\theta}$  em torno de 0,9. Observa-se que esse valor de esbeltez é



inferior ao limite que define os perfis que terão flambagem local em temperatura elevada, tomado igual a 0,85 vezes o valor a temperatura ambiente, igual a 0,776, o que resulta no valor de 0,6596.

Já para valores de  $\lambda_p$  superiores a 1,0, em geral, os valores de  $k''_{\sigma}$  são menores do que os propostos pelo EN 1993-1-2:2005 e pelo projeto de revisão da ABNT NBR 14323, com a variação ocorrendo de forma mais tênue e aparentemente tendendo a um valor constante na média.

As expressões analíticas propostas para o cálculo do coeficiente  $k''_{\sigma,\theta}$  mostraram-se adequadas, apresentando resultados com pouca variação quando comparados com os resultados obtidos numericamente via MEF.

Na comparação realizada entre os experimentos de Hanya e Kanno (2005) com os modelos analíticos, observou-se que a formulação proposta nesse trabalho apresenta resultados satisfatórios quando utilizada em conjunto com o fator de redução associado à compressão tomado igual à temperatura ambiente, principalmente para barras longas submetidas à força axial de compressão.

Observou-se também que os resultados obtidos utilizando o fator de redução associado à compressão em temperaturas elevadas proposto pelo Projeto de Revisão ABNT NBR 14323:2011 apresentam-se muito abaixo dos resultados obtidos experimentalmente, sendo que adotando o valor de  $\chi$  para o dimensionamento em temperaturas elevadas igual à temperatura ambiente os resultados são mais satisfatórios.

Atualmente um estudo mais detalhado sobre o efeito da flambagem global está sendo realizado no Laboratório de Engenharia e Segurança Contra Incêndio da UFMG.

## CAPÍTULO 6 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABNT NBR 14323:2011. Associação Brasileira de Normas Técnicas. Texto-Base de Revisão de Norma - Dimensionamento de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios em Situação de Incêndio.

ABNT NBR 6355:2003. Associação Brasileira de Normas Técnicas. Perfis Estruturais de Aço Formados a Frio - Padronização.

American Iron and Steel Institute (AISI), Cold-Formed Steel Design Manual 1996 Edition, *American Iron and Steel Institute*, 1997.

AS 4100:1998. Steel structures. Sydney, Australia: Standards Australia; 1998

Bayley C.G. (1995), Simulation of the structural behavior of steel-framed buildings in fire. Doctor of Philosophy Thesis. University of Sheffield, July, 1995.

British Standards Institution (BSI 1998), British Standard 5950: Structural Use of Steelwork in Buildings, Part 5: Code of Practice for Design of Cold-formed Thin Gauge Sections.

British Standards Institution (BSI 2005), British Standard 5950: Structural Use of Steelwork in Buildings, Part 8: Code of Practice for Fire Resistant Design.

Chen J, Young B. (2007a), Cold-formed steel lipped channel columns at elevated temperatures. *Engineering Structures* 29 (2007) 2445-2456.

Chen J, Young B. (2007b), Experimental investigation of cold-formed steel material at elevated temperatures. *Thin-walled Structures* 45 (2007) 96-110.

Dolamune Kankanamge, N.S.S. (2008), Flexural Behavior of Cold-Fumed Steel Beams under Simulated Fire Conditions, PhD thesis, Queensland University of Technology, Brisbane, Australia.

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

EN 1993-1-3:1996. Eurocode 3: Design of Steel Structures, Part 1.3: General Rules, Supplementary rules for Cold-formed Thin gauge Members and Sheeting. European Committee for Standardization.

Feng, M. Wang, Y.C. Davies, J.M. (2003a), Structural behavior of cold-formed thin-walled short steel channel columns at elevated temperatures. Part 1: experiments. *Thin-Walled Structures* 41 (2003) 543-570.

Feng, M. Wang, Y.C. Davies, J.M. (2003b), Structural behavior of cold-formed thin-walled short steel channel columns at elevated temperatures. Part 2: Design calculations and numerical analysis. *Thin-Walled Structures* 41 (2003) 571-594.

Franssen J-M. Safir: a thermal/structural program for modeling structures under fire. *AISC Eng J* 2005; 42:143-58.

Gonzaga, L. G. M. (2003), Comportamento e Resistência de Ligações Viga-Pilar Parafusadas e Soldadas de Estruturas de Perfis de Aço Formados a Frio. Universidade Federal de Minas Gerais – UFMG, 2003.

Hanya K, Kanno R. (2005), Material properties and buckling behavior of cold-formed thin-walled steel members under elevated temperatures due to fire. *Eurosteel 2005*, 4<sup>th</sup> European Conference on Steel and Composite Structures, Volume C 77-84

Heva Y B e Mahendran M. (2008), Local buckling tests of cold-formed steel compression members at elevated temperatures. *Fifth International Conference on Thin-Walled Structures*, Brisbane, Australia, 2008

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

Kaitila, O. (2000), Cold-Formed Steel in Fire Conditions. Helsinki University of Technology – Laboratory of Steel Structures – TKK-TER, 2000.

Kaitila, O. (2002), Imperfection Sensitivity Analysis of Lipped Channel Columns at High Temperatures. Journal of Constructional Steel Research 58 (2002) 333-351

North American Specification for the design of cold-formed steel structural members. Washington (DC): American Iron and Steel Institute; 2001.

Outinen, J. (1999), Mechanical properties of structural steels at elevated temperatures. Licentiate thesis, Helsinki University of Technology, Laboratory of Steel Structures, Espoo, 1999.

Quiel, S. E.; Garlock, M. E. M. (2010), Calculating the buckling strength of steel plates exposed to fire. Thin-Walled Structures 48 (2010) 684-695.

Ranawaka, T. (2006), Distorcional Buckling Behavior of Cold-formed Steel Compression Members at Elevated Temperatures, PhD thesis, Queensland University of Technology, Brisbane, Australia.

Ranby, A. (1999 ), Structural Fire Design of Thin Walled Steel Sections. Licentiate Thesis. Department of Civil and Mining Engineering, Lulea University of Technology. Swedish Institute of Steel Construction, 1999.

Rodrigues, F. C. (2004), Dimensionamento de Estruturas de Aço Constituídas por Perfis Formados a Frio em Situação de Incêndio. Universidade Federal de Minas Gerais, versão 03/05/2004.

Rodrigues, F. C. (2006), Steel Framing: Engenharia. Manual de Construção em Aço – Rio de Janeiro: IBS/CBCA, 2006.

Rodrigues, F. C. e Barros Jr, P. P. (2000), Dimensionamento de Estruturas de Perfis Formados a Frio Segundo o AISI-96 e a Norma Brasileira. XXIX Jornadas Sudamericanas de Ingenieria Estructural, 2000.

Schafer, B.W. (2001), Thin-walled Column Design Considering Local, Distorcional and Euler Buckling, Proc. Os Structural Stability Research Council Annual Stability Conference, Ft. Lauderdale, Fl: pp. 419-438.

Schafer, B.W. (2002), Design Manual for Direct Strength Method of Cold-Formed Steel Design. Prepared for American Iron and Steel Institute – Committee on Specification, 2002.

Schafer, B.W. e Ádány, S. (2006), Buckling analysis of cold-formed steel members using CUFSM: conventional and constrained finite strip methods. Eighteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, Orlando, FL. October 2006.

*Simulia Corp.* (2010). *Software ABAQUS/CAE, versão 6.10*. Dessault Systemes Simulia Corp., USA.

Soares, C. H. (2002), Dimensionamento de Estruturas de Aço Constituídas por Perfis Formados a Frio em Situação de Incêndio. Universidade Federal de Minas Gerais – UFMG, 2002.

Standards Australia, (AS 2005), Australian/New Zealand Standard, AS/NSZ 4600:1998. Steel Structures, Sydney, Australia.

StBK-N5 (1980), Norm för tunnplåtskonstruktioner 79 (Tunnplåtsnorm) (Design code for cold-formed thin-walled structures 79), Staten Stålbyggnadskommitté hos AB Svensk Byggtjänst (in Swedish).

Winter, G. (1947), Strength of thin steel compression flanges. ASCE Trans, 1947; 112: 527-54

Young B, Kwon T.B., Hancock G.J. (1992). Tests of cold-formed channels with local and distortional buckling. *J Struct Engrg ASCE* 1992; 117(7):1786-803.

## ANEXO A

As seções analisadas e os resultados obtidos são apresentados nas tabelas A1 e A2.

Tabela A.1: Seções analisadas no presente trabalho.

Perfis ( $b_w \times b_f \times d \times t$ )	$\lambda_p$	$b_w/b_f$	20° C		400° C		550° C		700° C	
			$N_c$ (kN)	$k'_{\sigma,\theta}$	$N_c$ (kN)	$k'_{\sigma,\theta}$	$N_c$ (kN)	$k'_{\sigma,\theta}$	$N_c$ (kN)	$k'_{\sigma,\theta}$
75 x 40 x 15 x 0.65	2.294	1.875	19.87	0.478	11.46	0.494	7.28	0.303	2.37	0.099
75 x 40 x 15 x 0.80	1.843	1.875	29.76	0.494	16.41	0.532	10.53	0.317	3.47	0.104
75 x 40 x 15 x 0.95	1.541	1.875	42.41	0.532	22.77	0.607	14.55	0.340	4.68	0.109
75 x 40 x 15 x 1.25	1.160	1.875	65.27	0.607	38.59	0.669	24.55	0.386	7.88	0.124
75 x 40 x 15 x 1.55	0.930	1.875	88.82	0.669	55.97	0.749	35.46	0.424	11.92	0.142
75 x 40 x 15 x 1.95	0.736	1.875	117.43	0.749	82.97	0.806	52.39	0.473	18.29	0.165
75 x 40 x 15 x 2.30	0.622	1.875	139.28	0.806	107.04	0.894	67.42	0.508	23.91	0.180
75 x 40 x 15 x 2.70	0.529	1.875	153.36	0.894	137.55	0.954	86.42	0.562	30.63	0.199
75 x 55 x 15 x 0.80	1.894	1.364	30.04	0.451	17.34	0.470	11.01	0.287	3.63	0.095
75 x 55 x 15 x 0.95	1.583	1.364	42.15	0.470	23.37	0.554	14.91	0.300	4.90	0.099
75 x 55 x 15 x 1.25	1.192	1.364	73.22	0.554	39.80	0.644	25.44	0.354	8.01	0.111
75 x 55 x 15 x 1.55	0.956	1.364	104.90	0.644	61.06	0.711	38.87	0.410	12.65	0.133
75 x 55 x 15 x 1.95	0.756	1.364	137.63	0.711	93.12	0.776	56.35	0.430	19.55	0.149
75 x 55 x 15 x 2.30	0.639	1.364	162.68	0.776	123.98	0.850	78.27	0.490	25.18	0.158
75 x 55 x 15 x 2.70	0.543	1.364	190.94	0.850	162.46	0.936	101.35	0.530	35.35	0.185
75 x 65 x 15 x 1.25	1.235	1.154	70.83	0.561	38.58	0.629	24.34	0.354	8.00	0.116
75 x 65 x 15 x 1.55	0.990	1.154	108.53	0.629	59.52	0.754	38.11	0.402	11.85	0.125
75 x 65 x 15 x 1.95	0.783	1.154	150.20	0.754	95.25	0.825	60.57	0.480	19.37	0.153
75 x 65 x 15 x 2.30	0.662	1.154	178.42	0.825	128.78	0.936	81.20	0.520	27.10	0.174
75 x 65 x 15 x 2.70	0.563	1.154	207.49	0.936	169.84	1.005	106.91	0.589	36.47	0.201
75 x 75 x 15 x 1.25	1.317	1.000	68.63	0.517	37.84	0.591	24.49	0.335	8.10	0.111
75 x 75 x 15 x 1.55	1.056	1.000	106.32	0.591	56.86	0.725	36.53	0.379	12.65	0.131
75 x 75 x 15 x 1.95	0.835	1.000	160.10	0.725	93.24	0.816	59.44	0.462	18.56	0.144
75 x 75 x 15 x 2.30	0.706	1.000	193.25	0.816	127.76	0.905	87.29	0.557	26.40	0.169
75 x 75 x 15 x 2.70	0.600	1.000	227.26	0.905	170.40	1.005	108.17	0.575	36.35	0.193
90 x 40 x 12 x 0,95	1.832	2.250	42.92	0.571	23.32	0.650	14.85	0.364	4.69	0.115
90 x 40 x 12 x 1,25	1.379	2.250	63.24	0.650	38.49	0.723	24.43	0.413	7.93	0.134
90 x 40 x 12 x 1,55	1.106	2.250	85.24	0.723	53.83	0.816	33.94	0.421	11.57	0.144
90 x 40 x 12 x 2.30	0.740	2.250	144.39	0.816	97.64	0.905	61.51	0.455	21.54	0.159
90 x 40 x 12 x 2.70	0.629	2.250	170.27	0.905	121.49	1.005	76.96	0.475	26.73	0.165
100 x 50 x 17 x 0.95	2.047	2.000	44.24	0.497	23.75	0.562	15.23	0.319	5.02	0.105
100 x 50 x 17 x 1.25	1.541	2.000	72.78	0.562	40.19	0.668	25.52	0.357	8.12	0.113
100 x 50 x 17 x 1.55	1.236	2.000	100.42	0.668	63.58	0.749	38.12	0.401	12.43	0.131

Perfis ( $b_w \times b_f \times d \times t$ )	$\lambda_p$	$b_w/b_f$	20° C		400° C		550° C		700° C	
			$N_c$ (kN)	$N_c$ (kN)	$k'_{\sigma,\theta}$	$N_c$ (kN)	$k'_{\sigma,\theta}$	$N_c$ (kN)	$k'_{\sigma,\theta}$	
100 x 50 x 17 x 1.95	0.978	2.000	138.60	90.27	0.688	56.09	0.428	19.00	0.145	
100 x 50 x 17 x 2.30	0.827	2.000	172.98	114.62	0.713	72.98	0.454	25.18	0.157	
100 x 50 x 17 x 2.70	0.702	2.000	206.53	145.97	0.747	91.80	0.470	32.71	0.167	
127 x 50 x 17 x 0,95	2.571	2.540	46.34	25.13	0.521	16.15	0.335	5.05	0.105	
127 x 50 x 17 x 1,25	1.935	2.540	75.14	42.58	0.589	27.11	0.375	8.59	0.119	
127 x 50 x 17 x 1,55	1.552	2.540	101.45	62.52	0.648	39.67	0.411	12.90	0.134	
127 x 50 x 17 x 1.95	1.228	2.540	138.47	88.86	0.665	56.72	0.424	19.50	0.146	
127 x 50 x 17 x 2.30	1.038	2.540	175.08	114.12	0.690	71.88	0.434	24.81	0.150	
127 x 50 x 17 x 2.70	0.882	2.540	220.52	140.36	0.690	90.02	0.443	31.59	0.155	
140 x 40 x 12 x 0.95	2.790	3.500	44.03	24.93	0.601	15.92	0.384	5.00	0.121	
140 x 40 x 12 x 1.25	2.100	3.500	64.03	38.74	0.640	24.59	0.406	8.05	0.133	
140 x 40 x 12 x 1.55	1.684	3.500	85.17	52.24	0.631	31.46	0.380	11.05	0.133	
140 x 40 x 12 x 2.30	1.126	3.500	148.14	89.85	0.625	56.70	0.394	19.34	0.135	
140 x 40 x 12 x 2.70	0.957	3.500	191.80	112.39	0.631	70.95	0.398	24.38	0.137	
140 x 40 x 20 x 3.00	0.850	3.500	246.80	153.98	0.685	97.00	0.432	33.99	0.151	
140 x 40 x 20 x 3.35	0.761	3.500	282.43	178.64	0.698	112.92	0.441	39.32	0.154	
140 x 40 x 20 x 3.75	0.680	3.500	317.34	212.39	0.730	134.11	0.461	46.08	0.158	

Tabela A.2: Seções ensaiadas por Hanya e Kanno (2005).

	$b_w(mm)$	$b_f(mm)$	$d(mm)$	$t(mm)$	$L_b(mm)$
Série A	89	44.5	12	1.01	156
Série B	50	44.5	12	1.01	156
Série C	150	75	12	1.01	156
Série D1	89	44.5	12	1.58	156
Série D2	89	44.5	12	1.57	187
Série G	89	44.5	12	1.01	1779
Série H	150	44.5	12	1.01	1694
Série I	89	32	12	1.01	1755
Série J	89	32	12	1.57	1755