

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

ARMANDO AGUIAR DE SOUZA CRUZ NETO

**Estudo do Fator de Redução da Resistência ao
Escoamento do Aço de Perfis U Enrijecido em
Situação de Incêndio**

2015

C957e Cruz Neto, Amando Aguiar de Souza.
Estudo do fator de redução da resistência ao escoamento do aço de perfis U enrijecidos em situação de incêndio [manuscrito] / Amando Aguiar de Souza Cruz Neto. - 2015.
xvii, 94 f., enc.: il.

Orientador: Francisco Carlos Rodrigues.
Coorientador: Rodrigo Barreto Caldas.

Dissertação (mestrado) Universidade Federal de Minas Gerais,
Escola de Engenharia.

Anexos: f. 84-94.

Bibliografia: f. 81-83.

1. Engenharia de estruturas - Teses. 2. Flambagem (Mecânica) - Teses. I. Rodrigues, Francisco Carlos. II. Caldas, Rodrigo Barreto. III. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. IV. Título.

CDU: 624(043)

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

**Estudo do Fator de Redução da Resistência ao Escoamento
do Aço de Perfis U Enrijecido em Situação de Incêndio**

Armando Aguiar de Souza Cruz Neto

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-UFMG - (Orientador)

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

Profa. Dra. Ana Lydia Reis de Castro e Silva
EE-UFMG

Prof. Dr. Jorge Munaier Neto
EESC-USP

Belo Horizonte, 28 de agosto de 2015

Armando Aguiar de Souza Cruz Neto

**Estudo do Fator de Redução da Resistência ao Escoamento
do Aço de Perfis U Enrijecido 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

2015

DEDICATÓRIA

Aos meus pais.

O Risco

“É certo que ser livre pode significar liberdade de morrer de fome, de cometer erros que redundarão em perdas ou, ainda, de correr riscos mortais.”

(Friedrich Hayek)

A Pesquisa

“O progresso é precisamente aquilo não previsto pelas regras e regulamentos.”

(Ludwig Von Mises)

A Liberdade

“A essência da filosofia liberal é a crença na dignidade do indivíduo, em sua liberdade de usar ao máximo suas capacidades e oportunidades de acordo com suas próprias escolhas, sujeito somente à obrigação de não interferir com a liberdade de outros indivíduos fazerem o mesmo”

(Milton Friedman)

AGRADECIMENTOS

Aos meus orientadores Prof. Francisco Carlos Rodrigues e Prof. Rodrigo Barreto Caldas, pela paciência comigo, pelo tempo dedicado e ajuda indispensáveis.

A todos os professores e funcionários do Departamento de Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia (UFMG), que pela dedicação ao departamento tornam este um ambiente de excelência científica.

Ao CNPQ (Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico), pelo apoio financeiro.

Aos meus pais Armando e Vera, e minhas irmãs Eliana e Priscila, por todo incentivo e apoio.

À minha namorada Dayane, por estar sempre ao meu lado, mesmo nos momentos mais difíceis.

A todos os meus amigos nessa longa caminhada do mestrado, em especial ao Hermano e ao José.

SUMÁRIO

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO	1
1.1 Introdução.....	1
1.2 Objetivo	3
CAPÍTULO 2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	4
2.1 Introdução.....	4
2.2 ABNT NBR 14762:2010.....	4
2.2.1 Método da Largura Efetiva (MLE)	5
2.2.2 Método da Resistência Direta (MRD)	11
2.3 ABNT NBR 14323:2013.....	14
2.4 Anexo C da norma EN 1993-1-5:2004.....	21
2.5 Trabalhos existentes.....	22
2.5.1 Costa (2012)	22
2.5.2 Feng <i>et al.</i> (2003a e 2003b).....	26
2.5.3 Heva (2009).....	28
2.5.4 Ranawaka e Mahedran (2009 e 2010)	29
CAPÍTULO 3 - MODELO NUMÉRICO	32
3.1 Introdução.....	32
3.2 Análise de Flambagem Elástica	33
3.3 Análise não-linear	35
3.4 Descrição do Modelo Utilizado	38
3.5 Validação do Modelo Numérico	40
3.5.1 Feng <i>et al.</i> (2003a e 2003b).....	40
3.5.2 Ranawaka e Mahedran (2009 e 2010)	44
3.5.3 Heva (2009).....	47
CAPÍTULO 4 - APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS	51
4.1 Introdução.....	51

4.2	Análise dos resultados	55
4.3	Modelo de cálculo.....	59
4.4	Comparação com Costa (2012).....	73
4.5	Força Axial de Compressão Resistente de Cálculo	76
CAPÍTULO 5 - CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .		79
CAPÍTULO 6 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS		81
CAPÍTULO 7 - ANEXO A		84

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1: Variação dos fatores $k_{y,\theta}$, $k_{\sigma,\theta}$ e $k_{E,\theta}$ em função da temperatura do aço	2
Figura 2.1: Chapa isolada modelada pelo MLE	5
Figura 2.2: Redistribuição de tensões após a flambagem local	6
Figura 2.3: Ilustração dos tipos de elementos de alguns perfis formados a frio	7
Figura 2.4: Elementos sob flambagem local de um perfil Ue.	7
Figura 2.5: Modelo de Faixas Finitas via CUFSM (Schafer, 2006)	13
Figura 2.6: Variação dos fatores $k_{p,\theta}$, $k_{\sigma,\theta}$ e $k_{E,\theta}$ em função da temperatura.	16
Figura 2.7: Curva tensão versus deformação proposta pela EN 1993-1-2:2005.....	18
Figura 2.8: 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).	24
Figura 2.9: Variação do coeficiente $k'_{\sigma,\theta}$ com a esbeltez para os grupos de perfis à temperatura de 550°C.	25
Figura 2.10: Modelos ensaiados por Feng <i>et al.</i> (2003a)	27
Figura 2.11: Modelo da tensão-deformação do aço para temperatura ambiente utilizado por Feng <i>et al.</i> (2003a).....	28
Figura 2.12: Os dois tipos de perfis utilizados no estudo de Ranawaka e Mahedran (2009 e 2010).	30
Figura 3.1: Modos de flambagem local (a), distorcional (b) e global (c) calculados pela análise de flambagem elástica do software ABAQUS (Simulia, 2013).	34
Figura 3.2: Tipos de imperfeições.....	35
Figura 3.3: Comparação do ensaio experimental de Feng <i>et al.</i> (2003b) e o modelo no ABAQUS (Simulia, 2013) para a série Lip12.....	43
Figura 3.4: Comparação do ensaio experimental de Feng <i>et al.</i> (2003a) e o modelo no ABAQUS (Simulia, 2013) para a série Lip2.....	44
Figura 3.5: Resultado final do modelo no ABAQUS (Simulia, 2013) em temperatura ambiente.....	46

Figura 3.6: Perfis simulados no ABAQUS (Simulia, 2013) em temperatura ambiente com aumento dos deslocamentos em 10 vezes.....	50
Figura 4.1: Curva da força axial de flambagem elástica por comprimento de meia-onda obtida com o software CUFSM.....	52
Figura 4.2: Perfil 30x30x5x0,55 com falha distorcional para as temperaturas de 20°C, 400°C, 550°C e 700°C (com deslocamentos aumentados em 2 vezes)	54
Figura 4.3: Valores de $k\sigma, \theta CDFD - 1$ em função de λ_l na temperatura de 400°C.....	56
Figura 4.4: Valores de $k\sigma, \theta CDFD - 1$ em função de λ_{dist} na temperatura de 400°C.	56
Figura 4.5: Valores de $k\sigma, \theta CLFL - 1$ em função de λ_l na temperatura de 400°C.....	57
Figura 4.6: Regressão da equação 4.3 realizada com auxílio do software Matlab, neste caso, para a temperatura de 400°C e utilizando λ_l	61
Figura 4.7: Relação entre os coeficiente da equação 4.3 e $k_{\sigma, \theta}$, para λ_l (a) e para λ_p (b). 64	
Figura 4.8: Comparação entre a equação 4.6, os resultados de $k\sigma, \theta CL - mod$ e a equação 4.3 com os coeficientes da Tabela 4.5 na temperatura de 400 °C, com η fixo no valor de 0,25 (a), 0,5 (b) e 1,0 (c).....	66
Figura 4.9: Comparação entre a equação 4.6, os resultados de $k\sigma, \theta CL - mod$ e a equação 4.3 com os coeficientes da Tabela 4.5 na temperatura de 550 °C, com η fixo no valor de 0,25 (a), 0,5 (b) e 1,0 (c).....	67
Figura 4.10: Comparação entre a equação 4.6, os resultados de $k\sigma, \theta CL - mod$ e a equação 4.3 com os coeficientes da Tabela 4.5 na temperatura de 700 °C, com η fixo no valor de 0,25 (a), 0,5 (b) e 1,0 (c).	68
Figura 4.11: Gráfico com os valores da equação 4.6 ($k'\sigma, \theta$) em função da Temperatura (°C) e de λ_p , para η fixo em 0,25.....	70
Figura 4.12: Gráfico com os valores da equação 4.6 ($k'\sigma, \theta$) em função da Temperatura (°C) e de λ_p , para η fixo em 0,5.....	71
Figura 4.13: Gráfico com os valores da equação 4.6 ($k'\sigma, \theta$) em função da Temperatura (°C) e de λ_p , para η fixo em 1,00.....	72

Figura 4.14: Comparação entre os valores teóricos de $k'_{\sigma,\theta}$ calculados pela equação 4.5 ($k'_{\sigma,400}$) e com a equação 2.23 proposta por Costa (2012), para a temperatura de 400°C.

..... 74

Figura 4.15: Comparação entre os valores teóricos de $k'_{\sigma,\theta}$ calculados pela equação 4.5 ($k'_{\sigma,400}$) e com a equação 2.23 proposta por Costa (2012), para as temperaturas de 550°C

(a) e 700°C **(b)**..... 75

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1: Largura Efetiva e Coeficiente de Flambagem Local para Elementos AA.	9
Tabela 2.2: Largura Efetiva e Coeficiente de Flambagem Local para Elementos AL. ..	10
Tabela 2.3: Fatores de Redução das propriedades do aço.	17
Tabela 2.4: Formulações para a curva tensão <i>versus</i> deformação EN 1993-1-2:2005...	19
Tabela 2.5: Imperfeições citadas no Anexo C da norma EN 1993-1-5:2004.....	22
Tabela 2.6: Valores da imperfeição medidos por Ranawaka e Mahedran (2010)	31
Tabela 3.1: Perfis simulados no ABAQUS (Simulia, 2013) do trabalho de Feng <i>et al.</i> (2003a).	40
Tabela 3.2: Comparação entre os resultados obtidos pelos modelos de Feng <i>et al.</i> (2003a e 2003b) e do presente trabalho.....	41
Tabela 3.3: O modo de falha observado por Feng <i>et al.</i> (2003a) e pela simulação numérica no ABAQUS.....	42
Tabela 3.4: Perfis simulados no ABAQUS (Simulia, 2013) pelo presente trabalho e ensaiados/simulados por Ranawaka e Mahedran (2009 e 2010).....	44
Tabela 3.5: Comparação dos resultados obtidos por Ranawaka e Mahedran (2009 e 2010) e o presente trabalho.	45
Tabela 3.6: Perfis simulados no ABAQUS (Simulia, 2013) do trabalho de Heva (2009).	48
Tabela 3.7: Comparação dos resultados obtidos por Heva (2009) e o presente trabalho.	49
Tabela 4.1: Valores de mínimo, máximo, média e coeficiente de variação da razão entre os valores de $k\sigma, \theta_{CDFD} - 1$ e $k\sigma, \theta_{CLFL} - 1$	58
Tabela 4.2: Valores de mínimo, máximo, média e coeficiente de variação da razão entre os valores de $k\sigma, \theta_{CDFL} - 2$ e $k\sigma, \theta_{CLFL} - 2$	58
Tabela 4.3: Valores de mínimo, máximo, média e coeficiente de variação da razão entre os valores de $k\sigma, \theta_{CD}$ e $k\sigma, \theta_{CL}$	59

Tabela 4.4: Coeficientes encontrados para a regressão em função de λ_l nas temperaturas de 400°C, 550°C e 700°C, assim como o R^2 de cada regressão.	61
Tabela 4.5: Coeficientes encontrados para a regressão em função de λ_p nas temperaturas de 400°C, 550°C e 700°C, assim como o R^2 de cada regressão.	62
Tabela 4.6: Coeficientes encontrados para a regressão em função de λ_l nas temperaturas de 400°C, 550°C e 700°C, com os resultados da equação 4.2 ajustados, $k\sigma, \theta_{CL} - mod.$	62
Tabela 4.7: Coeficientes encontrados para a regressão em função de λ_p nas temperaturas de 400°C, 550°C e 700°C, com os resultados da equação 4.2 ajustados, $k\sigma, \theta_{CL} - mod.$	63
Tabela 4.8: Valores de mínimo, máximo, média e coeficiente de variação da razão entre os valores calculados pela equação 4.6 e os resultados numéricos de $k\sigma, \theta_{CD}$	73
Tabela 4.9: Valores de mínimo, máximo, média e coeficiente de variação da razão entre os valores calculados pela equação 4.6 e os resultados numéricos de $k\sigma, \theta_{CL}$	73
Tabela 4.10: Valores de mínimo, máximo, média e coeficiente de variação da razão entre os valores calculados pela equação 2.23 proposto por Costa (2012), $k\sigma, \theta_{Costa}$, e os resultados numéricos de $k\sigma, \theta_{CL} - mod.$	76
Tabela 4.11: Valores de mínimo, máximo, média e coeficiente de variação da razão entre os valores calculados pela equação 4.5, $k\sigma, \theta'$, e os resultados numéricos de $k\sigma, \theta_{CL} - mod.$	76
Tabela 4.12: Valores de mínimo, máximo, média e coeficiente de variação da razão entre a força axial de compressão resistente de cálculo calculado segundo a norma ABNT NBR 14323:2013 e os resultados numéricos Nu, θ_{CD}	77
Tabela 4.13: Valores de mínimo, máximo, média e coeficiente de variação da razão entre a força axial de compressão resistente de cálculo, utilizando o fator de redução da equação 2.23, $N_{fi}, \theta, \theta_{CostaCD}$, e os resultados numéricos Nu, θ_{CD}	77
Tabela 4.14: Valores de mínimo, máximo, média e coeficiente de variação da razão entre a força axial de compressão resistente de cálculo, utilizando o fator de redução da equação 4.5, N_{fi}, θ_{CD} , e os resultados numéricos Nu, θ_{CD}	78

Tabela 7.1: Comparação dos resultados da norma com os numéricos em temperatura ambiente, para os perfis de comprimento distorcional	85
Tabela 7.2: Comparação dos resultados da norma com os numéricos em temperatura ambiente, para os perfis de comprimento local	90

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_θ – módulo de elasticidade do aço para uma temperatura θ ;

L – comprimento da barra;

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;

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

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

$N_{fi,Rd}$ – 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 utilizando um comprimento da barra (L) onde a força axial de flambagem elástica distorcional é mínima;

$N_{u,\theta,local}$ – resistência normal última obtida via análise numérica utilizando um comprimento da barra (L) onde a força axial de flambagem elástica local é mínima;

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 θ ;

k – coeficiente de flambagem local do elemento;

$k_{E,\theta}$ – fator de redução do módulo de elasticidade do aço do perfil em temperatura elevada relativo ao valor à temperatura ambiente;

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

$k_{y,\theta}$ – fator de redução da resistência ao escoamento do aço do perfil em temperatura elevada relativo ao valor à temperatura ambiente;

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

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

t – espessura da chapa que forma o perfil;

Gregos

λ_0 – índice de esbeltez reduzido em temperatura ambiente;

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

λ_p – índice de esbeltez do elemento da seção (MLE)

λ_l – índice de esbeltez da seção completa (MSE ou MRD);

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

ν – coeficiente de Poisson do material;

σ – tensão normal de compressão;

σ_{cr} – tensão convencional de flambagem elástica do elemento;

χ – fator de redução da força axial de compressão resistente, associado à flambagem global.

χ_{dist} – fator de redução da força de compressão resistente, associado à flambagem distorcional.

χ_{fi} – coeficiente de redução associado à compressão em temperatura elevada;

Resumo

Este trabalho apresenta um estudo sobre o fator de resistência ao escoamento do aço para perfis formados a frio, com seção transversal do tipo U enrijecido, em situação de incêndio. O fator de redução da resistência ao escoamento do aço de seções sujeitas à flambagem local em temperatura elevada, $k_{\sigma,\theta}$, é utilizado no cálculo da força axial de compressão resistente de cálculo de perfis formados a frio em situação de incêndio. Foi analisada, através de simulação numérica pelo Método dos Elementos Finitos, a variação do fator de redução em função do índice de esbeltez associado ao modo de falha. Não foi observado variação significativa do fator de redução em relação ao modo de falha por instabilidade local ou instabilidade distorcional. Dessa forma, foi utilizado apenas os perfis que falharam por instabilidade local para estabelecer uma equação da variação do fator de redução em função do índice de esbeltez reduzido associado à flambagem local e da razão das dimensões nominais da mesa e da alma do perfil. A equação apresentada neste trabalho apresenta uma variação contínua com o índice de esbeltez reduzido associado à flambagem local, diferentemente do fator de redução normatizado que apresenta uma descontinuidade entre os valores de $k_{y,\theta}$ e $k_{\sigma,\theta}$.

Palavras-chave: perfil formado a frio; flambagem local; flambagem distorcional; ABNT NBR 14762:2010; ABNT NBR 14323:2013; temperatura elevada.

Abstract

This work presents a study on the resistance factor to the steel yield strength for cold formed profiles, U lipped section types, at elevated temperature. The strength reduction factor of steel for class 4 sections at elevated temperatures, $k_{\sigma,\theta}$, is used in the design resistance to normal forces of the cross-section to uniform compression at elevated temperature. It was analyzed, through numerical simulation by finite element method, the variation of the reduction factor as a function to the slenderness ratio associated with the failure mode. There was no significant observed variation of the reduction factor in relation to the local and distortional buckling mode failure. Thus, it was used only the profiles that failed for local buckling to establish an equation to the variation of the reduction factor as a function to the reduced slenderness ratio associated with local buckling and the ratio of the profile nominal dimensions of the flange and the web. The equation presented in this work presents a continue variation with reduced slenderness ratio associated with local buckling, unlike the standardized reduction factor that presents a discontinuity between the $k_{y,\theta}$ and the $k_{\sigma,\theta}$ values.

Keywords: Cold formed profiles; local buckling; distortional buckling; ABNT NBR 14762:2010; ABNT NBR 14323:2013; elevated temperature.

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO

1.1 Introdução

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

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

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

Atualmente, a norma européia EN 1993-1-2:2005 e a norma brasileira ABNT NBR 14323:2013 propõem o uso de três fatores: o fator de redução do módulo de elasticidade do aço do perfil em temperatura elevada relativo ao valor à temperatura ambiente, $k_{E,\theta}$; o fator de redução da resistência ao escoamento do aço de seções sujeitas à flambagem local em temperatura elevada relativo à temperatura ambiente, $k_{\sigma,\theta}$; e o fator de redução da resistência ao escoamento do aço do perfil em temperatura elevada relativo ao valor à temperatura ambiente, $k_{y,\theta}$. O fator $k_{\sigma,\theta}$ é definido para uma deformação residual de 0,2% enquanto que $k_{y,\theta}$ é definido para uma deformação total de 2%. A Figura 1.1 apresenta a variação desses fatores em função da temperatura do aço.

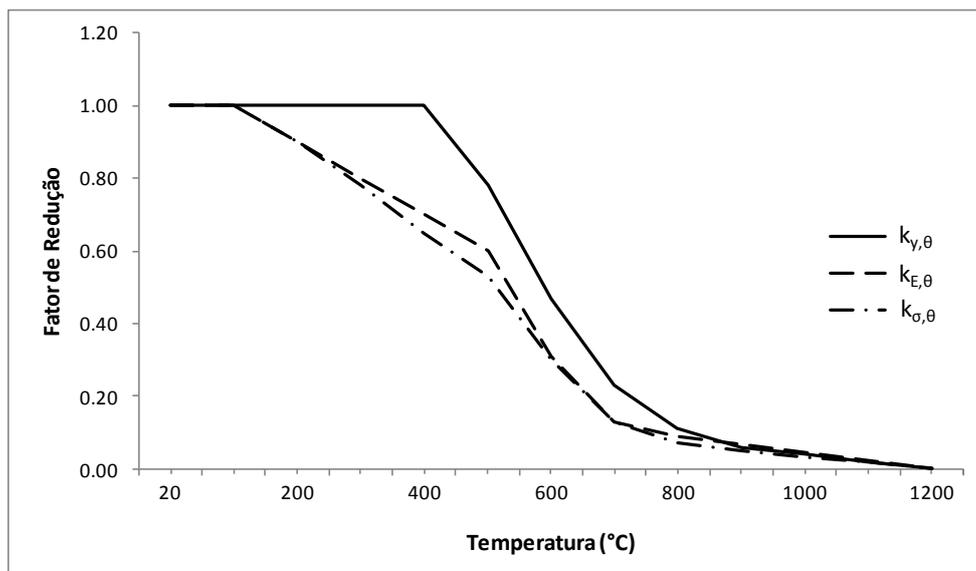


Figura 1.1: Variação dos fatores $k_{y,\theta}$, $k_{\sigma,\theta}$ e $k_{E,\theta}$ em função da temperatura do aço
(Fonte: ABNT NBR 14323:2013)

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

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

1.2 Objetivo

O objetivo geral deste trabalho é investigar o comportamento do fator de redução da resistência ao escoamento do aço de perfis U enrijecidos para a situação de flambagem distorcional e flambagem local em temperatura elevada, sob compressão centrada.

Os objetivos específicos são:

- desenvolver um modelo numérico capaz de simular o comportamento da flambagem distorcional e flambagem local de perfis U enrijecidos formados a frio em temperatura elevada para compressão centrada;
- calibrar o modelo numérico desenvolvido com os resultados experimentais e numéricos disponibilizados na literatura e com os resultados analíticos das normas ABNT NBR 14762:2010 e ABNT NBR 14323:2013;
- verificar a validade e, caso necessário, ajustar o fator de redução da resistência ao escoamento do aço de seções sujeitas à flambagem local em temperatura elevada relativo à temperatura ambiente a partir dos resultados numéricos encontrados. Estabelecer um modelo matemático desse ajuste, tal como Costa (2012) realizou para a flambagem local, em função do índice de esbeltez reduzido associado à flambagem distorcional ou outro parâmetro geométrico que apresente melhor relação.

Os resultados obtidos poderão ser utilizados como sugestões de futuras revisões da norma brasileira ABNT NBR 14323:2013.

CAPÍTULO 2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Introdução

Para este capítulo, será apresentada uma breve descrição dos modelos analíticos presentes nas normas brasileiras para o dimensionamento de perfis formados a frio, em temperatura ambiente e em situação de incêndio.

Em seguida, serão apresentados os principais trabalhos encontrados na literatura que discorrem sobre o comportamento de perfis formados a frio em situação de incêndio para flambagem distorcional, sendo o principal foco a construção do modelo e obtenção dos resultados numéricos para fim de calibração do mesmo.

2.2 ABNT NBR 14762:2010

Na norma ABNT NBR 14762:2010 são previstos os seguintes métodos para o dimensionamento de barras:

- a) Método da Largura Efetiva (MLE): neste método, a flambagem local é considerada por meio de propriedades geométricas efetivas (reduzidas) da seção transversal das barras, oriundas do cálculo das larguras efetivas dos elementos totalmente ou parcialmente comprimidos. Deve-se também considerar a flambagem distorcional para barras submetidas à compressão e para barras submetidas à flexão;
- b) Método da Seção Efetiva (MSE): a flambagem local é considerada por meio de propriedades geométricas efetivas (reduzidas) da seção transversal completa das barras, calculadas diretamente para barras submetidas à compressão e para barras submetidas à flexão. Deve-se também considerar a flambagem distorcional para barras submetidas à compressão e para barras submetidas à flexão;

- c) Método da Resistência Direta (MRD): tem como base as propriedades geométricas da seção bruta e em análise geral de estabilidade elástica que permita identificar, para o caso em análise, todos os modos de flambagem e seus respectivos esforços críticos. Esse método pode ser empregado como alternativa para o cálculo da força axial de compressão resistente de cálculo, para cálculo do momento fletor resistente de cálculo e para cálculo dos deslocamentos.

Neste trabalho, serão utilizados apenas o MLE e o MRD, visto que o MSE possui as mesmas formulações para compressão centrada do MRD.

2.2.1 Método da Largura Efetiva (MLE)

O MLE trata os elementos constituintes da seção do perfil como elementos isolados (Figura 2.1), tendo suas bordas apoiadas ou livres, e realizando o cálculo de cada elemento separadamente. Apesar de aproximado, este método geralmente apresenta bons resultados.

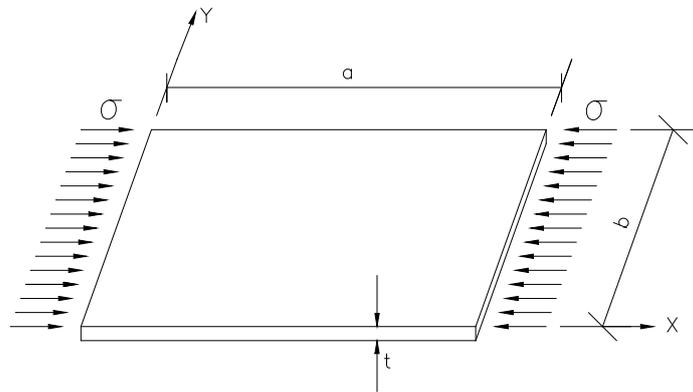


Figura 2.1: Chapa isolada modelada pelo MLE

(Fonte: Rodrigues, 2006)

Numa chapa esbelta, sujeita a tensões longitudinais de compressão uniforme, pode ocorrer o fenômeno de flambagem local, o que acarreta numa perda significativa de sua

rigidez. Com a ocorrência da flambagem local, as tensões, antes uniformes, se redistribuem, ocorrendo uma concentração destas nas bordas da chapa (Figura 2.2).

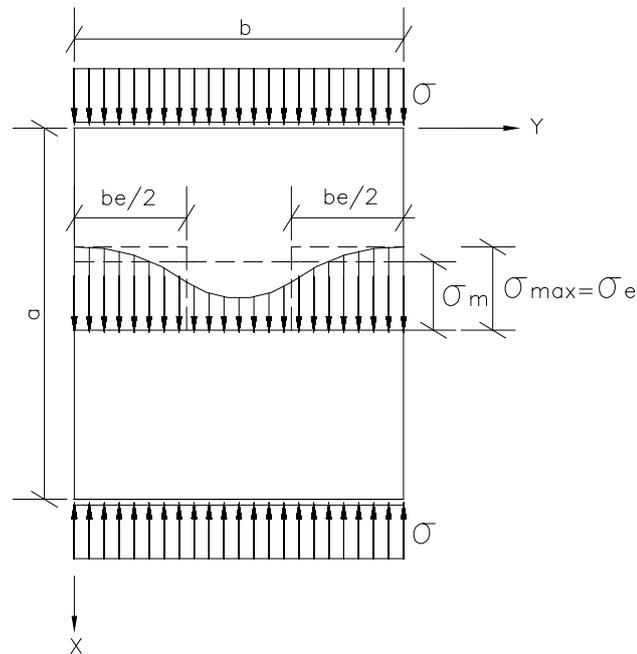


Figura 2.2: Redistribuição de tensões após a flambagem local

(Fonte: Rodrigues, 2006)

Essa redistribuição de tensões ocorre devido à mudança na rigidez da chapa causada pela deformação proveniente da flambagem local. Para simplificar o cálculo e considerar esta situação na chapa, o MLE simula a perda de rigidez através de uma largura efetiva (b_e), que substituirá a largura inicial da chapa (b), sendo $b_e < b$.

A norma considera cada chapa isolada como um elemento. As laterais de uma chapa isolada podem ou não estar apoiadas, isso dependerá de como cada elemento está relacionado com o elemento vizinho. A norma utiliza duas classificações para os elementos: elementos de bordas vinculadas (AA), quando ambas as laterais estão apoiadas em outros elementos; elementos de borda livre (AL), quando somente uma de suas bordas encontra-se apoiada em outro elemento. A Figura 2.3 apresenta algumas seções de perfis e como cada elemento é considerado pela norma para fins de cálculo segundo o MLE.

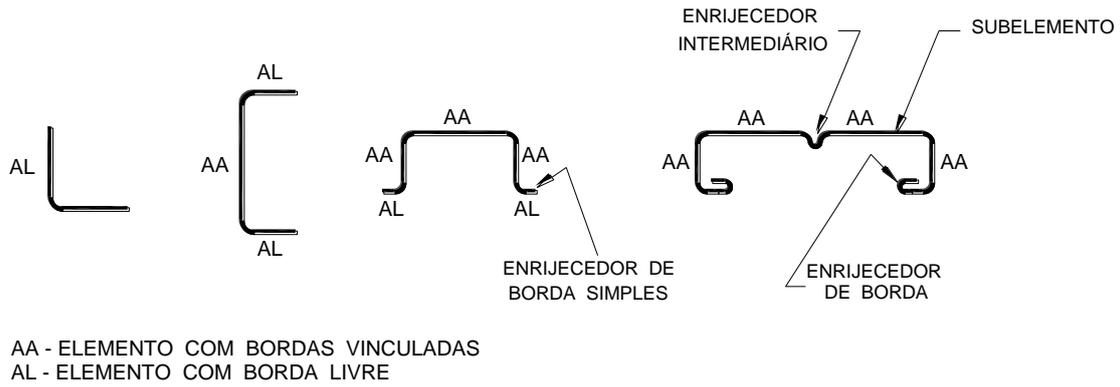


Figura 2.3: Ilustração dos tipos de elementos de alguns perfis formados a frio

(Fonte: ABNT NBR 14762:2010)

No caso dos perfis do tipo U enrijecido (U_e) a alma e a mesa são considerados elementos do tipo AA e o enrijecedor um elemento do tipo AL, como vistos na Figura 2.4. Porém, no cálculo das mesas deve ser considerado a interação com o enrijecedor.

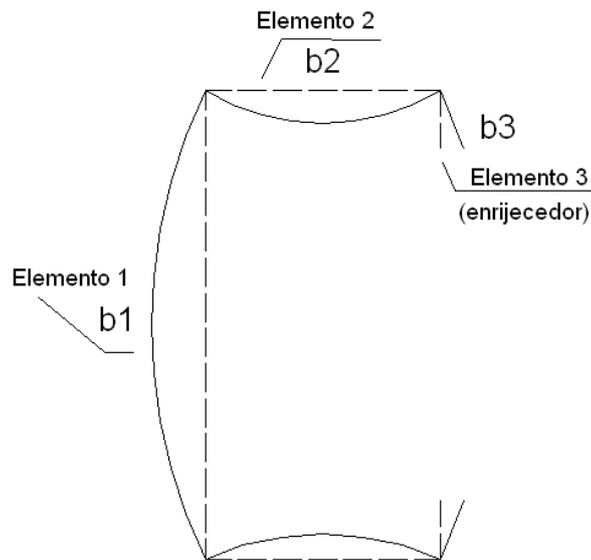


Figura 2.4: Elementos sob flambagem local de um perfil U_e .

(Fonte: Rodrigues 2006)

Para cada elemento da seção transversal é calculado um índice de esbelteza reduzido, λ_p , 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;

ν é o coeficiente de Poisson do material;

σ é a tensão normal de compressão;

σ_{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.

(Fonte: ABNT NBR 14762:2010)

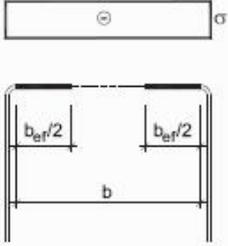
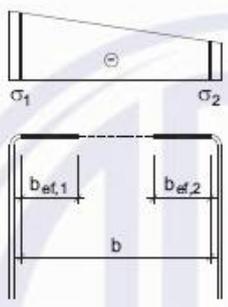
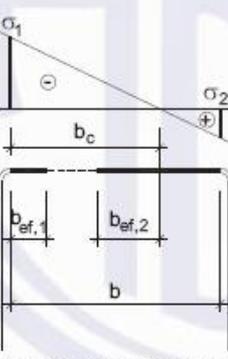
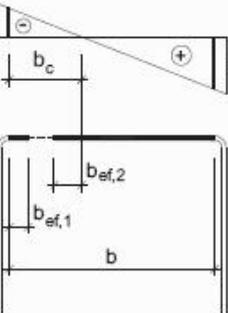
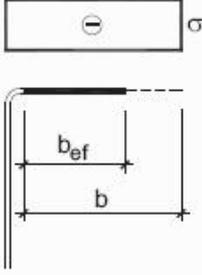
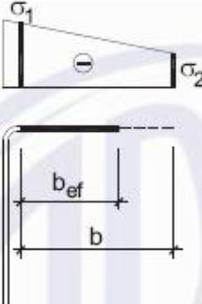
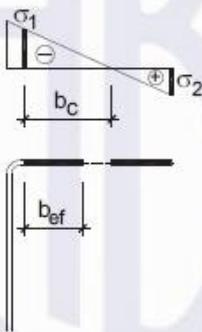
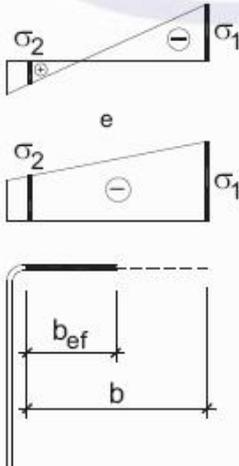
<p>Caso a</p>		<p>$k = 4,0$</p>
<p>Caso b</p>		<p> $0 \leq \psi = \sigma_2 / \sigma_1 < 1,0$ $b_{ef,1} = b_{ef} / (3 - \psi)$ $b_{ef,2} = b_{ef} - b_{ef,1}$ $k = 4 + 2(1 - \psi) + 2(1 - \psi)^3$ </p>
<p>Caso c</p>	 <p>A parte tracionada deve ser considerada totalmente efetiva.</p>	<p> $-0,236 < \psi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

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

(Fonte: ABNT NBR 14762:2010)

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		$-1,0 \leq \psi = \sigma_2 / \sigma_1 \leq 1,0$ $k = 0,57 - 0,21\psi + 0,07\psi^2$
<p>NOTA O sinal (-) indica compressão.</p>		

Como pode ser observado nas tabelas, é importante saber como as tensões aplicadas no perfil estão distribuídas, representado pelo símbolo ψ . Para o presente estudo, interessa somente o caso de compressão uniforme, que ocorre quando ψ é igual a 1, sendo então somente utilizado o ‘Caso a’, tanto da Tabela 2.1 quanto da Tabela 2.2.

A seguir estão as formulações da largura efetiva (equação 2.3), b_{ef} , que dependerá do valor da esbeltez reduzida, λ_p . Observa-se que quando λ_p for menor do que 0,673, não ocorre flambagem local no perfil.

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

2.2.2 Método da Resistência Direta (MRD)

Simplificando o MRD a uma equação (equação 2.4), o cálculo do λ é realizado utilizando a razão entre as forças axiais de flambagem elástica e de plastificação do perfil. Assim como o MSE, o MRD considera a seção transversal como um todo para o seu dimensionamento.

$$\lambda = \left(\frac{N_{plast}}{N_{elastico}} \right)^{0,5} \quad (2.4)$$

onde:

λ é o índice de esbeltez reduzido do modo de flambagem calculado;

N_{plast} é a força axial de plastificação do perfil e, que para o caso da flambagem local, é o valor característico da força axial de compressão resistente associado à flambagem global ($N_{c,Re}$);

$N_{elastico}$ é a força axial de flambagem elástica do modo de flambagem considerado;

A determinação das forças axiais de flambagem local elástica (N_l) e de flambagem global (N_e) pode ser feita utilizando as fórmulas incluídas na subseção 9.7.2 da ABNT NBR 14762:2010.

A utilização da formulação para flambagem local tem algumas limitações para o seu uso, relacionados com limites de dimensões da mesa, alma e enrijecedor, dispostos na ANBT NBR 14762:2010, e alguns dos perfis utilizados neste estudo estão fora dessas disposições. Portanto, para o cálculo de N_l foi utilizado o mesmo procedimento do cálculo da força axial de flambagem distorcional elástica (N_{dist}), que será explicitado a seguir.

A determinação de N_{dist} e de N_l pode ser feita com o uso de recursos de análise com base na teoria da elasticidade elástica, utilizando para tal métodos numéricos como o Método dos Elementos Finitos (MEF) ou o Método das Faixas Finitas (MFF).

O programa utilizado neste estudo, e que possui livre acesso, é o CUFSM (Schafer, 2006). O CUFSM (Schafer, 2006) é um programa baseado no MFF e que fornece os modos de flambagem do perfil. O programa estabelece alguns comprimentos da barra e determina o modo de flambagem associado apenas à esses comprimentos. Dependendo do perfil, esse modo associado a um comprimento em particular pode ser o modo local, o modo global ou o modo distorcional. O comprimento assim calculado é chamado de comprimento de meia onda porque, diferentemente do MEF, estabelece que ao longo desse comprimento a equação característica será uma senoidal de meia onda. Então, dessa característica particular, é que este método é chamado de MFF, pois é estabelecido uma faixa de equação senoidal ao longo do comprimento, e na largura do elemento é estabelecido uma equação polinomial como no MEF.

A Figura 2.5 apresenta um exemplo da saída do programa, sendo apresentada uma curva com as forças axiais de flambagem elástica de diversos comprimentos de meia onda. A determinação se o modo de flambagem é local, global ou distorcional deve ser visual em cada um dos comprimentos de meia onda. Em geral, o primeiro mínimo local da curva indica o modo de flambagem local, o segundo mínimo local indica o modo de flambagem distorcional e, no final, se apresenta o modo de flambagem global. No exemplo da Figura 2.5 é apresentado o comprimento de onda do primeiro mínimo local da curva de meia onda pelo fator de carga e, visualmente, é perceptível a ocorrência de flambagem local.

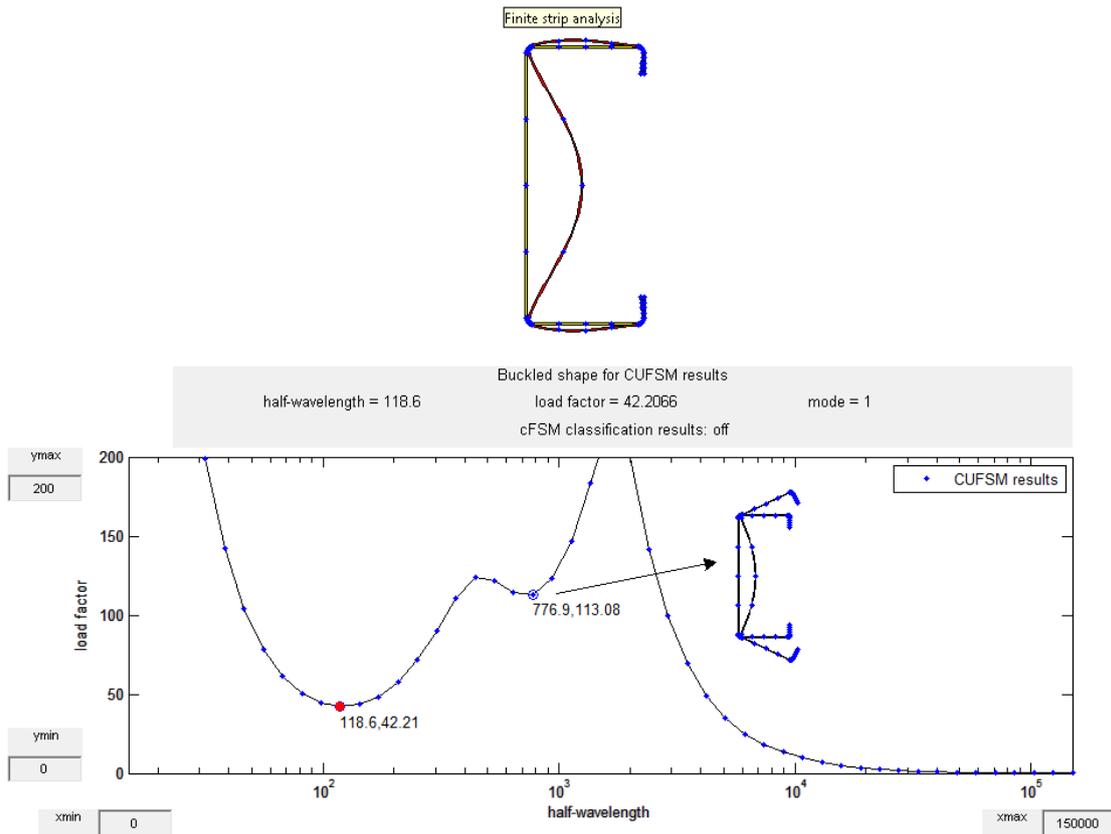


Figura 2.5: Modelo de Faixas Finitas via CUFSM (Schafer, 2006)
(Fonte: Costa 2012)

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 ($N_{c,Re}$), local ($N_{c,Rl}$) e distorcional ($N_{c,Rdist}$), respectivamente, calculados conforme Equações 2.5 a 2.7.

Para flambagem global da barra por flexão, torção ou flexo-torção:

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

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

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:

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

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

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

e N_l é a força axial de flambagem local elástica.

Para flambagem distorcional:

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

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

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

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

2.3 ABNT NBR 14323:2013

A ABNT NBR 14323:2013 trata do projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios em situação de incêndio, que envolve desde o cálculo da temperatura máxima do incêndio, as cargas e as combinações de ação consideradas para o incêndio e o dimensionamento do perfil.

Para este estudo o foco é apenas no dimensionamento de perfis formados a frio prescritos na norma ABNT NBR 14762:2010, visto que a norma relativa à temperatura elevada também referencia o cálculo segundo a norma ABNT NBR 8800:2008.

A ABNT NBR 14323:2013 é fortemente baseada na norma EN 1993-1-2:2005, e serão comentados neste capítulo alguns aspectos dessa norma não presentes na norma brasileira.

No incêndio, o perfil apresenta graduações de temperatura ao longo do comprimento do mesmo. No entanto, a norma permite que seja considerada a simplificação de que o perfil possui temperatura uniforme em todos os pontos. Isso simplifica a análise tanto numérica quanto analítica.

O dimensionamento por meio de métodos analíticos deve ser feito considerando que as propriedades mecânicas do aço sofrem degenerescência com o aumento da temperatura. Isso é levado em conta através de fatores de redução específicos das propriedades dos materiais, obtidos através das Equações 2.8 a 2.11:

$$k_{y,\theta} = f_{y,\theta} / f_y \quad (2.8)$$

$$k_{p,\theta} = f_{p,\theta} / f_y \quad (2.9)$$

$$k_{\sigma,\theta} = f_{\sigma,\theta} / f_y \quad (2.10)$$

$$k_{E,\theta} = E_\theta / E \quad (2.11)$$

onde:

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

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

$k_{p,\theta}$ é fator de redução do limite de proporcionalidade do aço do perfil em temperatura elevada relativo ao valor à temperatura ambiente, segundo a EN 1993-1-2:2005;

$f_{p,\theta}$ é o limite de proporcionalidade;

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

E_θ é o módulo de elasticidade do aço a uma temperatura θ_a ;

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

Os valores desses coeficientes dependentes da temperatura são apresentados na Tabela 2.3 e na Figura 2.6.

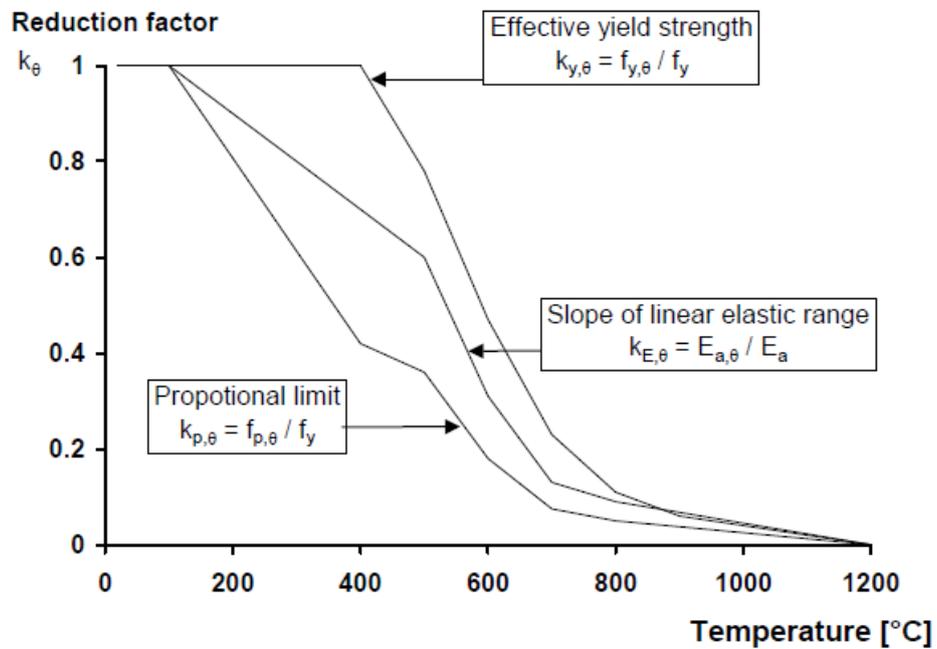


Figura 2.6: Variação dos fatores $k_{p,\theta}$, $k_{\sigma,\theta}$ e $k_{E,\theta}$ em função da temperatura.

(Fonte: EN 1993-1-2:2005)

Tabela 2.3: Fatores de Redução das propriedades do aço.

Temperatura do aço θ_a (°C)	Fator de redução da resistência ao escoamento $k_{y_0,\theta}$	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

A ABNT NBR 14323:2013 sugere, apesar de não apresentar em seu texto, a curva da tensão *versus* deformação do aço para temperaturas elevadas proposta na norma EN 1993-1-2:2005, visto na Figura 2.7.

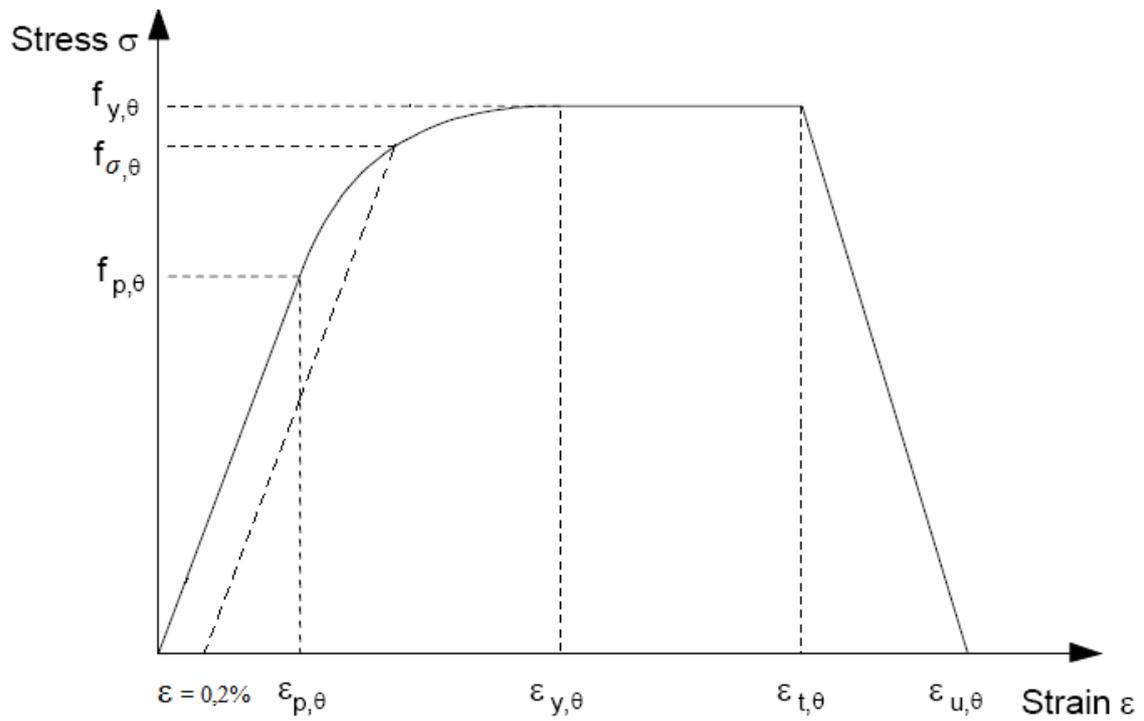


Figura 2.7: Curva tensão versus deformação proposta pela EN 1993-1-2:2005.

A curva tensão *versus* deformação da Figura 2.7 é obtida através das formulações apresentadas na Tabela 2.4.

Tabela 2.4: Formulações para a curva tensão *versus* deformação EN 1993-1-2:2005.

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

Para o dimensionamento da capacidade resistente de elementos estruturais submetidos à força axial de compressão, a ABNT NBR 14323:2013 os separa em dois grupos: barras não sujeitas à flambagem local e barras sujeitas à flambagem local.

Perfis não sujeitos à flambagem local, e previstos na ABNT NBR 14762:2010, são aqueles cujos índices de esbelteza reduzido, λ_p , de todos os elementos componentes de sua seção transversal ou da seção transversal considerada como um todo não são superiores a $0,85 \lambda_{p,lim}$, onde $\lambda_{p,lim}$ é o máximo valor de λ_p à temperatura ambiente. O valor de $\lambda_{p,lim}$ dependerá do método a ser utilizado, se utilizado o MLE o valor é de 0,673 e se for o MRD o valor é de 0,776. Perfis que ultrapassem, em temperatura elevada, em 85% desses valores limites são considerados então perfis sujeitos à flambagem local. É importante notar que essa classificação vale tanto para o cálculo da flambagem local quanto para o cálculo da flambagem distorcional.

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, não sujeito à flambagem local e à flambagem distorcional, é dada por:

$$N_{fi,Rd} = \chi_{fi} k_{y,\theta} A_g f_y, \quad (2.12)$$

onde:

A_g é a área bruta da seção transversal;

χ_{fi} é o fator de redução associado à resistência à compressão em situação de incêndio, dado pela equação 2.13,

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\varphi_{0,fi} + \sqrt{\varphi_{0,fi}^2 - \lambda_{0,fi}^2}} \quad (2.13)$$

com:

$$\varphi_{0,fi} = 0,5(1 + \alpha \lambda_{0,fi} + \lambda_{0,fi}^2) \quad (2.14)$$

$$\alpha = 0,022 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (2.15)$$

sendo $\lambda_{0,fi}$ o índice de esbeltez reduzido em situação de incêndio, dado pela Equação 2.16:

$$\lambda_{0,fi} = \frac{\lambda_0}{0,85} \quad (2.16)$$

onde λ_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.

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, não sujeita à flambagem local mas sujeita à flambagem distorcional, é dada por:

$$N_{fi,Rd} = \chi_{dist} k_{y,\theta} A_g f_y, \quad (2.17)$$

onde:

χ_{dist} é o fator de redução da força axial de compressão resistente, associado à flambagem distorcional, calculado conforme previsto na ABNT NBR 14762:2010.

Para perfis sujeitos à flambagem local, mas não sujeitos à flambagem distorcional, a força axial de compressão resistente de cálculo em situação de incêndio, $N_{fi,Rd}$, 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 o 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_{ef} é a área efetiva, calculada conforme as prescrições da ABNT NBR 14762:2010, devendo-se adotar o mesmo valor obtido para o dimensionamento em temperatura ambiente.

Para perfis sujeitas à flambagem local e sujeitas à flambagem distorcional, a força axial de compressão resistente de cálculo em situação de incêndio, $N_{fi,Rd}$, é dada pela Equação 2.19:

$$N_{fi,Rd} = \chi_{dist} k_{\sigma,\theta} A_g f_y \quad (2.19)$$

2.4 Anexo C da norma EN 1993-1-5:2004

O anexo C da norma europeia EN 1993-1-5:2004, trata da utilização do Método dos Elementos Finitos como ferramenta capaz de calcular a capacidade resistente de um perfil submetido a uma força axial de compressão centrada.

Para utilizar essa ferramenta, a norma define alguns parâmetros e regras a serem obedecidos:

- Podem ser utilizados tanto elementos de casca quanto elementos volumétricos.
- As condições dos apoios, interfaces e cargas aplicadas devem ser tais que os resultados sejam a favor da segurança.

- Devem ser utilizadas as propriedades geométricas nominais.
- Para o material, pode ser utilizado o modelo simplificado linear elástico-plástico sem encruamento.
- Para o uso das imperfeições em perfis formados a frio, devem ser seguidas as convenções da Tabela 2.5:

Tabela 2.5: Imperfeições citadas no Anexo C da norma EN 1993-1-5:2004

Tipo da Imperfeição	Componente	Magnitude
Global	Membro com comprimento L	$L/200$
Local	Elmento de largura b_w	$b_w/200$

2.5 Trabalhos existentes

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

2.5.1 Costa (2012)

Costa (2012), realizou várias análises numéricas no software Abaqus (2013) de perfis U_e sujeitos ou não à flambagem local, evitando-se a flambagem distorcional e a flambagem global. Verificou que os resultados numéricos divergiam dos resultados obtidos com os modelos analíticos prescritos pela ABNT NBR 14762:2010 e pela ABNT NBR 14323:2011, que consideram $k_{\sigma,\theta}$ variando apenas com a temperatura. Partindo dessa observação, foram determinados valores teóricos para o fator de redução da resistência ao escoamento de seções sujeitas à flambagem local, $k'_{\sigma,\theta}$, que tornassem os resultados analíticos próximos dos resultados numéricos, utilizando-se a expressão:

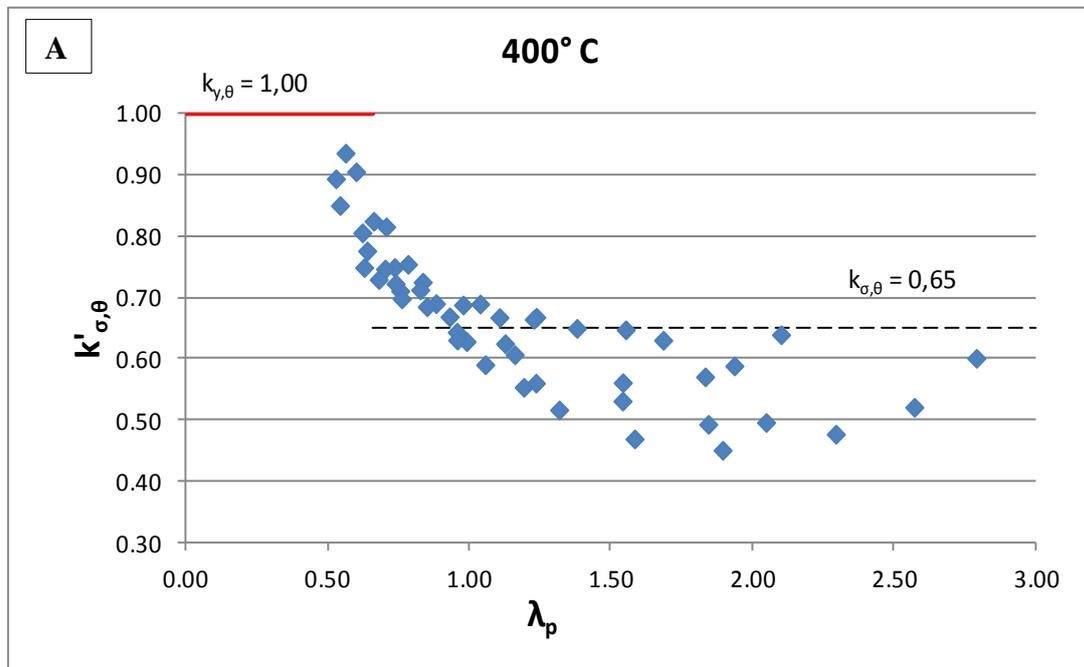
$$k'_{\sigma,\theta} = \frac{N_{u,n}}{A_{ef}f_y} \quad (2.20)$$

onde:

$N_{u,n}$ são as capacidades resistentes obtidas numericamente via MEF;

A_{ef} é a área efetiva calculada em temperatura ambiente, conforme propõe as normas de dimensionamento em situação de incêndio.

Foi observada uma relação entre esse fator de redução teórico, $k'_{\sigma,\theta}$, e o índice de esbeltez reduzido do perfil analisado. A Figura 2.8 mostra a variação dos resultados para as temperaturas de 400°C, 550°C e 700°C.



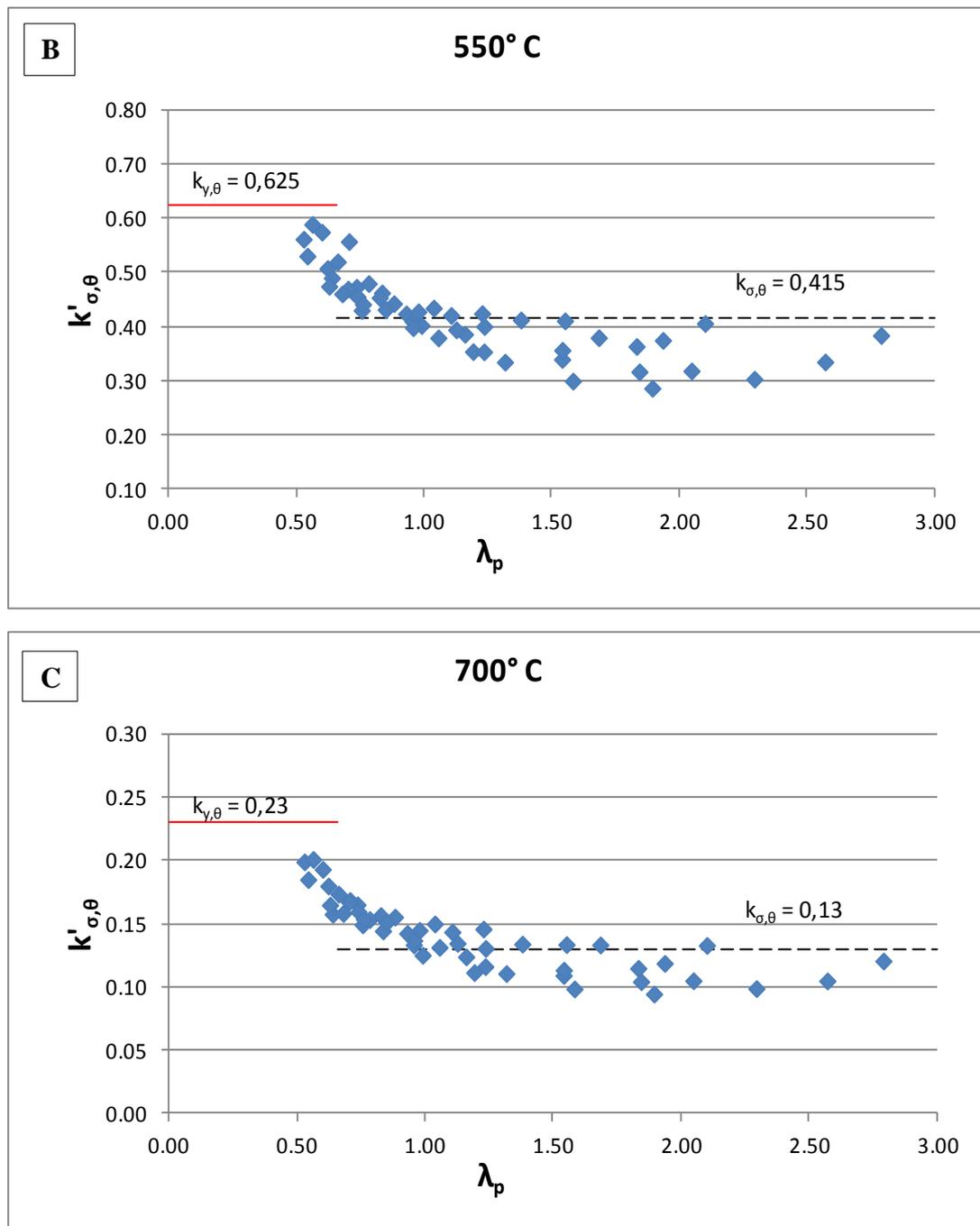


Figura 2.8: Variação do coeficiente $k'_{\sigma,\theta}$ com a esbeltez da seção transversal para as temperaturas de 400°C (A), 550°C (B) e 700°C (C).

(Fonte: Costa, 2012)

Costa (2012) também observou que os resultados encontrados possuíam uma dispersão considerável. Os resultados obtidos foram agrupados para razões de b_w/b_f diferentes, deixando-os mais concisos, sendo b_w o comprimento nominal da alma e b_f o comprimento nominal da mesa. A Figura 2.9 mostra a relação entre o fator de redução teórico e o índice de esbeltez relativo para diferentes valores da razão b_w/b_f .

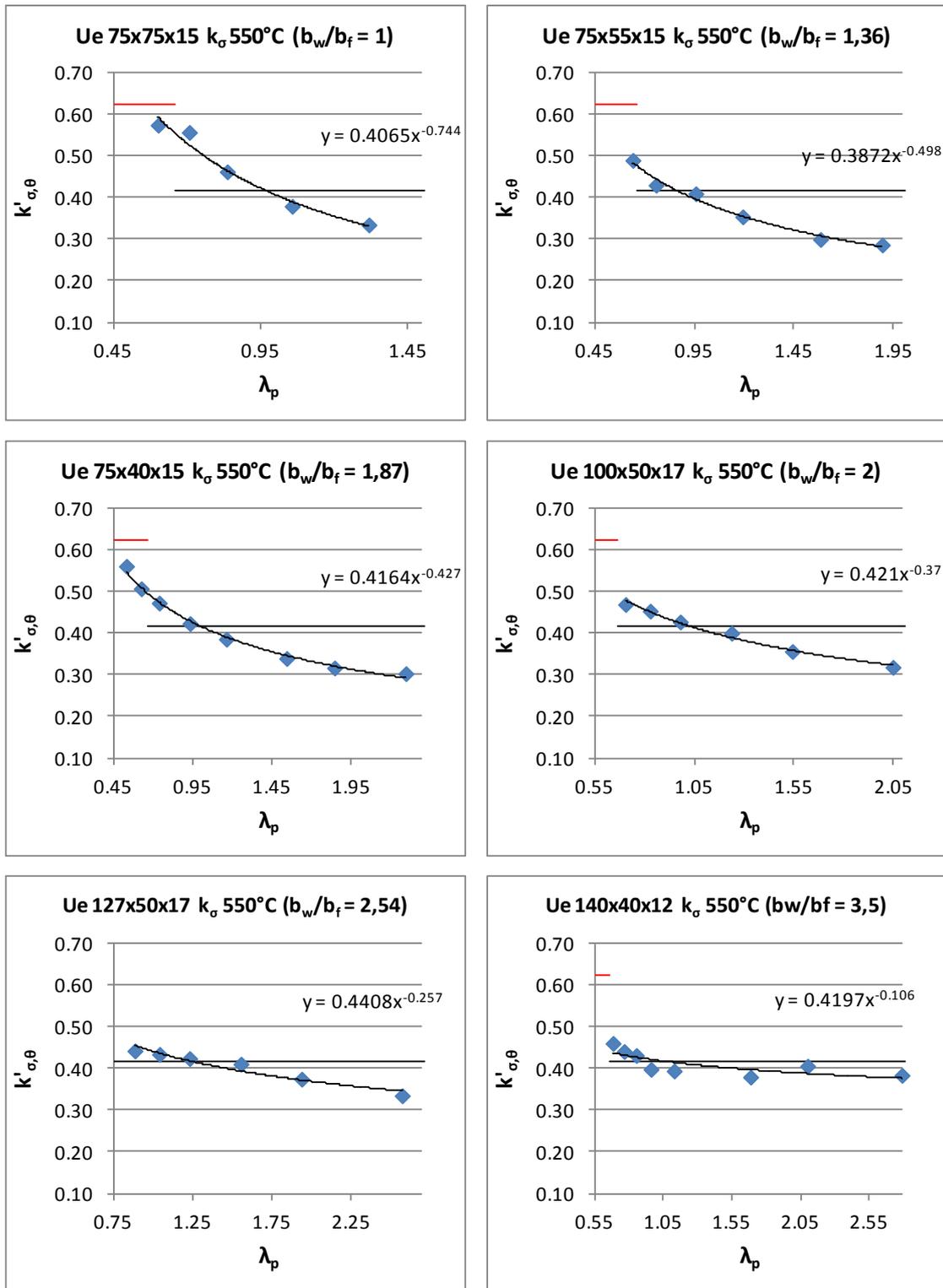


Figura 2.9: Variação do coeficiente $k'_{\sigma,\theta}$ com a esbeltez para os grupos de perfis à temperatura de 550°C.

(Fonte: Costa, 2012)

Dessa forma, Costa (2012) propôs a utilização de um coeficiente de redução da resistência para perfis submetidos à flambagem local ($k''_{\sigma,\theta}$) dependente da esbeltez do perfil, dado pela equação:

$$k''_{\sigma,\theta} = k_{\sigma,\theta} \lambda_p^b \quad (2.21)$$

onde:

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

$k_{\sigma,\theta}$ 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 pela ABNT NBR 14323:2013;

λ_p é o índice de esbeltez reduzido associado à seção transversal;

b é dado pela Equação 2.22:

$$b = 0,092k_l^3 - 1,0593k_l^2 + 4,0424k_l - 5,826 \quad (2.22)$$

onde:

k_l é o coeficiente de flambagem local da seção transversal completa.

2.5.2 Feng *et al.* (2003a e 2003b)

Feng *et al.* publicaram seus estudos em dois artigos. No primeiro artigo, foi realizada uma série de experimentos de pilares curtos constituídos por perfis formados a frio submetidos à temperatura ambiente e à temperatura elevada. No segundo artigo, foram desenvolvidos modelos numéricos para a simulação dos perfis ensaiados e calculados segundo as normas do EN 1993-1-3:2001 e da AISI (1996).

Ao todo foram realizados 52 ensaios, sendo 11 em perfis do tipo U, 29 em perfis U enrijecido (U_e) e 12 em perfis U_e com aberturas na alma, conforme Figura 2.10. Os perfis foram ensaiados às temperaturas de 250°C, 400°C, 550°C, 700°C e à temperatura ambiente.

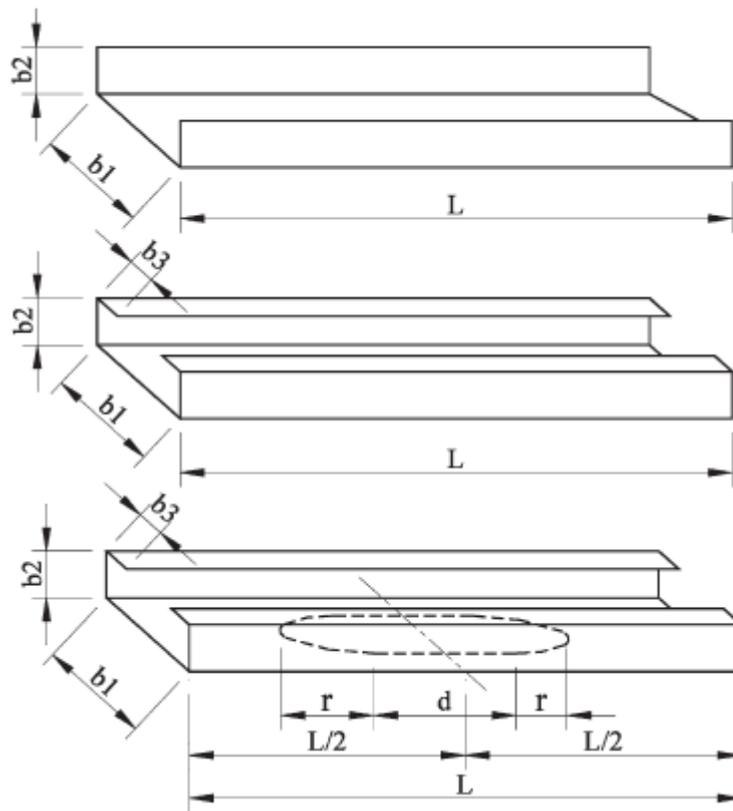


Figura 2.10: Modelos ensaiados por Feng *et al.* (2003a)

Os modelos experimentais apresentaram modos de instabilidades distorcional, local e de flexão. Os autores verificaram que, mesmo para perfis com as mesmas dimensões, podem ocorrer modos de falha distintos, dependendo das imperfeições iniciais e da espessura dos perfis. No entanto, a força máxima desses perfis resultaram em valores muito semelhantes.

Para comparar com os resultados dos ensaios experimentais, os autores desenvolveram o modelo numérico utilizando o programa ABAQUS (Simulia, 2013) de análise via elementos finitos. Na análise numérica foram consideradas as não-linearidades geométrica e de material, sendo utilizado um modelo tensão-deformação para aços de alta resistência (Figura 2.11) em temperatura ambiente e o modelo dado pela EN 1993-1-2:2005 (Figura 2.7) para temperatura elevada.

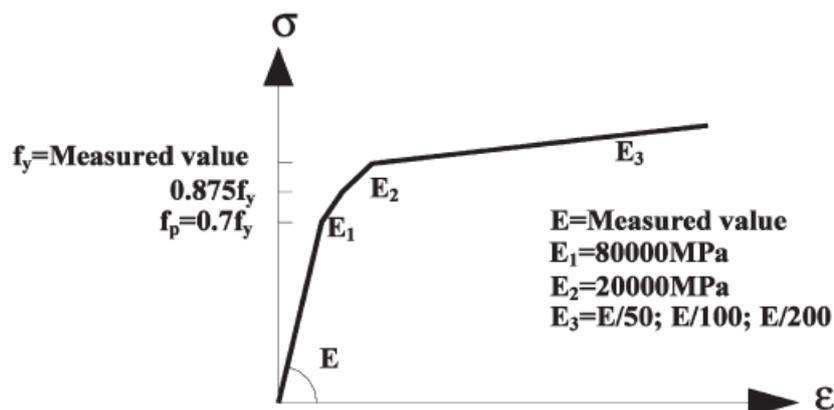


Figura 2.11: Modelo da tensão-deformação do aço para temperatura ambiente utilizado por Feng *et al.* (2003a)

Os autores também compararam os resultados experimentais com as recomendações da EN 1993-1-3:2001 e o Método da Resistência Direita contido na AISI (1996). Para realizar o cálculo em temperatura elevada, ele usou o coeficiente de redução das propriedades do aço, $k_{\sigma,\theta}$ e $k_{E,\theta}$. Segundo o autor, os resultados analíticos apresentaram boa aproximação em relação aos resultados experimentais.

2.5.3 Heva (2009)

Heva (2009) apresentou estudos experimentais e numéricos sobre o comportamento de perfis formados a frio submetidos à compressão em temperatura elevada, com a finalidade de estudar a flambagem local e a flambagem por flexo-torção nesses perfis. Foram analisados perfis U e U enrijecido (U_e).

Para estudar a variação das propriedades mecânicas do aço com a temperatura foram realizados ensaios de tração, onde a temperatura do corpo de prova era mantida constante. Para cada tipo de aço e para cada espessura, foi verificado o comportamento do aço nas temperaturas de 20°C, 100°C, 200°C, 300°C, 400°C, 500 °C, 600 °C e 700 °C. Ele comparou esses resultados com as várias equações disponíveis na literatura que descreviam o comportamento do aço nessas condições. Heva (2009) verificou que uma das melhores equações foi o modelo tensão-deformação de Ramberg-Osgood, em

conjunto com os parâmetros propostos por Ranawaka e Mahedran (2009) ($\beta=0.86$ para aços de alta e baixa resistência) e Dolamune Kankanamge (2009) ($\beta=0.86$ para aços de alta resistência e $\beta=1.5$ para aços de baixa resistência), utilizando um ou outro modelo dependendo do tipo de aço e da espessura do perfil. A equação de Ramberg-Osgood está descrita na equação 2.23.

$$\varepsilon_{\theta} = \frac{f_{\theta}}{E_{\theta}} + \beta \left(\frac{f_{y,\theta}}{E_{\theta}} \right) \left(\frac{f_{\theta}}{f_{y,\theta}} \right)^{\eta_{\theta}} \quad (2.23)$$

sendo:

Aço G550: $\eta_{\theta} = -3,05 \times 10^{-7} \theta^3 + 0,0005 \theta^2 - 0,2615 \theta + 62,653$ $20^{\circ}C \leq \theta \leq 800^{\circ}C$

Aço G250: $\eta_{\theta} = 0,000138 \theta^2 - 0,085468 \theta + 19,212$ $350^{\circ}C \leq \theta \leq 800^{\circ}C$

ε_{θ} é a deformação do aço na temperatura θ ;

f_{θ} é a tensão do aço na temperatura θ ;

$f_{y,\theta}$ é o limite de resistência ao escoamento do aço na temperatura θ ;

E_{θ} é o módulo de elasticidade do aço na temperatura θ .

O fenômeno da flambagem local foi investigado por meio de ensaios em temperatura ambiente e em temperaturas elevadas de perfis U enrijecido (Tipo A) e de perfis U (Tipo B). Heva (2009) demonstra que os métodos de cálculo para flambagem local em temperatura ambiente podem ser utilizados para o dimensionamento em temperatura elevadas, bastando apenas utilizar os fatores de redução corretos para as propriedades mecânicas do aço, visto que essa redução ocorre de forma diferente para cada tipo de aço e para diferentes espessuras de perfis formados a frio. Além disso, o autor demonstra que a norma EN 1993-1-2:2005 acarreta em cálculos de dimensionamento mais conservadores do que as normas AS/NZS 4600:2005 e a North American Specification for Cold-formed Structural Members (2001), principalmente para temperaturas superiores a $500^{\circ}C$.

2.5.4 Ranawaka e Mahedran (2009 e 2010)

Nesses dois artigos, Ranawaka e Mahedran (2009 e 2010) estudaram o comportamento de perfis que tivessem modos de falha predominantemente distorcionais tanto em

temperatura elevada quanto ambiente. Em 2009 foram realizados ensaios experimentais dos perfis e em 2010 são apresentados esses mesmos perfis simulados numericamente.

As seções foram ensaiadas em compressão axial centrada, com aços tanto de baixa quanto de alta resistência (G250 e G550). Foram analisados perfis U enrijecidos e U enrijecidos com enrijecedores posteriores (Figura 2.12), sendo testados nas espessuras nominais de 0,60, 0,80 e 0,95 mm com temperaturas variando de 20°C a 800°C. O comprimento dos perfis foram escolhidos de tal maneira que permitissem o aparecimento da flambagem distorcional sem o aparecimento da flambagem global.

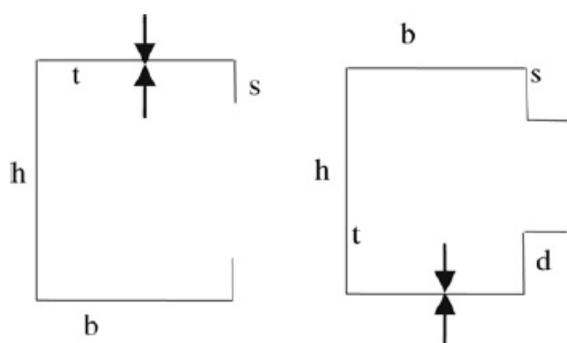


Figura 2.12: Os dois tipos de perfis utilizados no estudo de Ranawaka e Mahedran (2009 e 2010).

Cada perfil foi ensaiado entre duas e três vezes, numa tentativa de melhorar a acurácia dos resultados através da média dos valores aferidos. Foram realizados um total de 36 testes em temperatura ambiente e 120 testes em temperatura elevada. As dimensões eram medidas antes de cada ensaio, e verificou-se uma variação máxima de 5% das medidas nominais.

Tendo como base os resultados experimentais, Ranawaka e Mahedran (2010) simularam esses perfis com o auxílio de modelos numéricos. Os valores médios das imperfeições iniciais foram mensurados nos ensaios experimentais, dados pela Tabela 2.6, sendo o nome do perfil dado como o aço utilizado seguido da espessura da seção. Nos aços de alta resistência (G550), as imperfeições foram praticamente iguais à espessura. Para os aços de baixa resistência (G250), as imperfeições foram aproximadamente 60% da espessura. Foram utilizados apenas os modos de flambagem distorcional como imperfeição inicial

do modelo numérico. Os perfis foram soldados à placa de base, e esta não possuía nenhum movimento de rotação (engaste).

Tabela 2.6: Valores da imperfeição medidos por Ranawaka e Mahedran (2010)

Tipo Aço- Espessura (mm)	G550- 0,60	G550- 0,80	G550- 0,95	G250- 0,60	G250- 0,80	G250- 0,95
Imperfeição (mm)	0,65	0,80	1,0	0,40	0,45	0,55

Além disso, Ranawaka e Mahedran (2009) utilizaram as normas AS/NZS 4600:2005 e a metodologia de cálculo do MRD para comparar com os resultados experimentais encontrados. Como ainda não haviam normas específicas para o cálculo de perfis formados a frio em temperatura elevada sujeitos à flambagem distorcional, os autores utilizaram os valores de $k_{\sigma,\theta}$ e $k_{E,\theta}$ como fator de redução das propriedades mecânicas do aço juntamente com as formulações em temperatura ambiente.

Para os autores, as duas normas apresentaram um razoável nível de acerto, tendo a norma AS/NZS 4600:2005 apresentado melhores resultados. O MRD apresentou, em geral, bons resultados para os perfis do tipo U_e e resultados mais conservadores para perfis do tipo *Cartola*. Os autores listam algumas das causas para a grande variação dos resultados em temperatura elevada: variação dos valores utilizados para os fatores de redução das propriedades mecânicas do aço, problemas da geometria e problemas inerentes ao próprio experimento em temperatura elevada.

CAPÍTULO 3 - MODELO NUMÉRICO

3.1 Introdução

O modelo numérico normalmente é implementado utilizando o Método dos Elementos Finitos (MEF), e processado por algum software como, por exemplo, o ABAQUS (Simulia, 2013). Uma análise que tente simular o comportamento real de um perfil formado a frio deve levar em consideração vários problemas, pois conforme Schafer (2010): “os modelos numéricos de perfis formados a frio são basicamente problemas de geometria e de material, ambos de comportamento não-linear”. E para se obter um modelo que se aproxime de forma representativa da realidade, é preciso não apenas considerar de forma satisfatória as não linearidades, mas entender as entradas do modelo e a sensibilidade à essas entradas.

No modelo utilizado para perfis formados a frio, é de suma importância a utilização de imperfeições iniciais, pois elas, além de alterar os valores das forças máximas encontradas, podem também alterar o modo de falha pós-crítico do perfil. Isso é tanto mais crítico quanto mais o perfil estiver suscetível à interações de falha local-distorcional ou local-global.

As imperfeições iniciais normalmente são inseridas como os modos encontrados na análise de flambagem elástica. Após, então, é que é realizada uma análise do comportamento do perfil considerando os problemas de material e é verificado durante o processo o momento que o perfil falha, ou seja, em que ele passa a não suportar nenhum novo acréscimo de carga.

Resumindo, primeiramente é realizada uma análise que considera os problemas de geometria do perfil e, depois, é que é realizada a análise que considera a interação dos problemas de geometria com os de material e verificado a carga última que o perfil suporta.

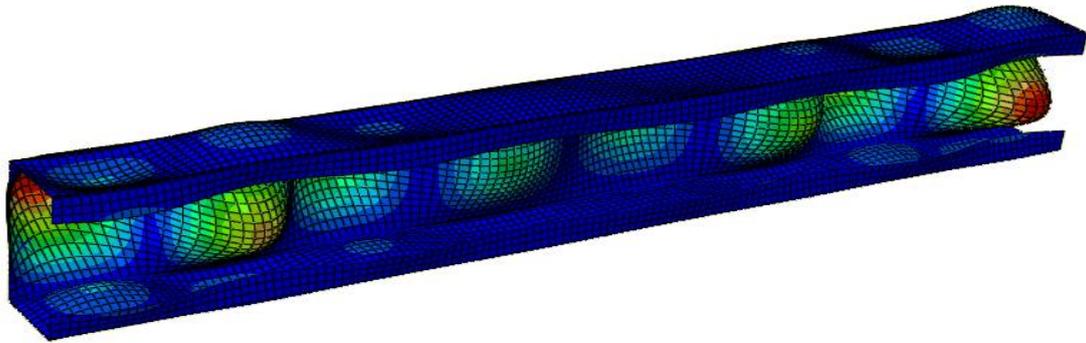
3.2 Análise de Flambagem Elástica

A análise de flambagem elástica é realizada para obter-se os valores das forças axiais de flambagem local, distorcional e global elástica, assim como as formas dos modos de flambagem. Esses resultados são indicadores importantes do comportamento do perfil (Schafer, 2010), e é pelo valor da força axial de flambagem elástica que o Método da Resistência Direta calcula a capacidade resistente do perfil, tanto para a flambagem local quanto para a flambagem distorcional. Além disso, utilizando-se a forma do modo de flambagem é possível inserir imperfeições geométricas iniciais no modelo numérico.

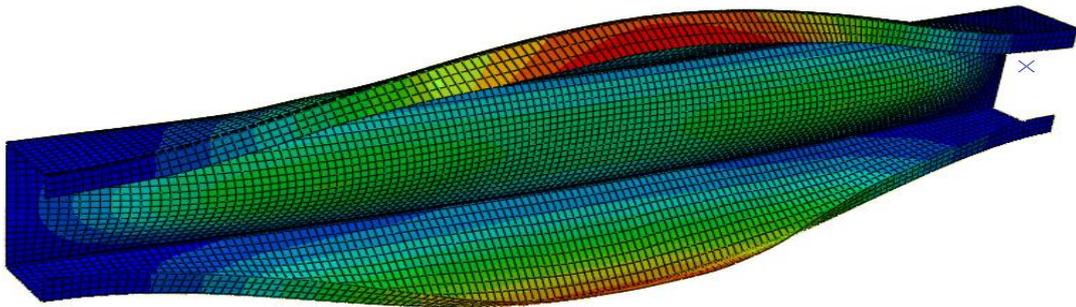
São disponibilizadas várias ferramentas para o cálculo de flambagem elástica, podendo citar duas como as principais para este trabalho: CUFSM (Schafer, 2006) e o ABAQUS (Simulia, 2013). O CUFSM é um programas livre disponibilizado na internet e o ABAQUS é um conhecido programa comercial.

O CUFSM (Schafer, 2006) é baseado no método das Faixas Finitas (MFF) e muito utilizado para perfis formados a frio. Este método possibilita uma primeira análise do comportamento do perfil, ao obter as forças axiais de flambagem local, global e distorcional elástica para vários comprimentos de meia-ondas.

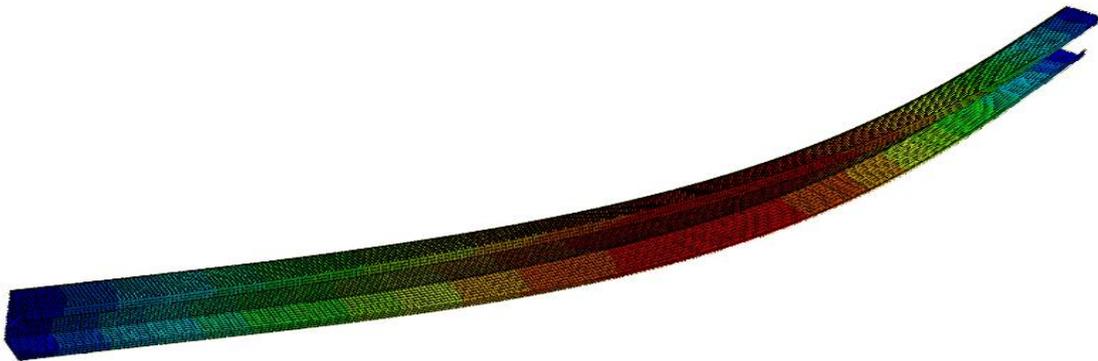
O ABAQUS (Simulia, 2013) é um programa comercial de uso geral baseado no método dos elementos finitos (MEF). A análise de flambagem feita por esse programa normalmente calcula vários modos de flambagem, numerados de acordo com o valor da força axial de flambagem elástica. Assim, o primeiro modo encontrado pelo ABAQUS (Simulia, 2013) será sempre o de menor força axial de flambagem elástica e, normalmente, o mais relevante. No entanto, o ABAQUS (Simulia, 2013) não tem a funcionalidade de discriminar o tipo de modo calculado e, para tal, é necessário distingui-los visualmente. Na Figura 3.1, tem-se exemplos dos modos de flambagem local, distorcional e global, respectivamente, calculados pelo software ABAQUS (Simulia, 2013) e selecionados visualmente.



(a)



(b)



(c)

Figura 3.1: Modos de flambagem local (a), distorcional (b) e global (c) calculados pela análise de flambagem elástica do software ABAQUS (Simulia, 2013).

3.3 Análise não-linear

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

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

As imperfeições iniciais podem ser pensadas como um desvio de uma geometria “perfeita” (Schafer, 1998). Para os perfis formados a frio, as imperfeições locais têm grande influência na capacidade resistente do perfil e podem ser separadas em dois tipos: referente às imperfeições de flambagem local (tipo d1) e referente às imperfeições de flambagem distorcional (tipo d2), ambas mostradas na Figura 3.2. Em seu estudo, Schafer(1998) considera as imperfeições como variáveis aleatórias, utilizando uma abordagem probabilística. Ele também sugere a utilização de um modelo simplificado, considerando as maiores imperfeições encontradas, sendo este o método mais utilizado por vários autores (Heva, 2009; Ranawaka e Mahedran, 2010; Schafer, 2010).

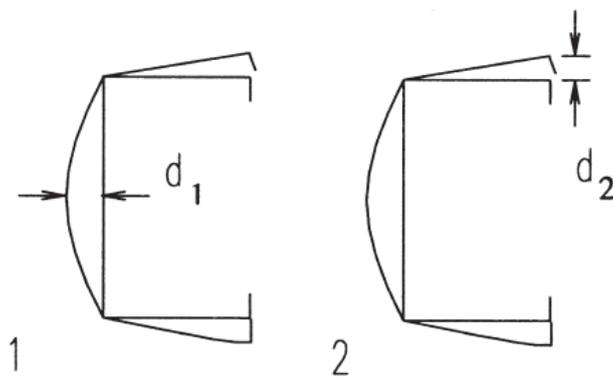


Figura 3.2: Tipos de imperfeições.

(Schafer, 1998)

Schafer (1998) sugere que, para as imperfeições do tipo d1, a sua magnitudes pode ser calculada pelas seguintes fórmulas: $0,006b_w$ ou $6te^{-2t}$, o que for maior; sendo b_w o comprimento nominal da alma e t a espessura nominal do perfil. Para imperfeições do tipo d2, esta pode ser igual à própria espessura do perfil, sendo limitado a um valor máximo de 3 mm.

Além das imperfeições locais, a literatura indica a utilização de imperfeições globais, mas estas somente são significativas em barras muito esbeltas. Heva (2009) sugere a utilização de $L/1000$ como um valor padrão utilizado por muitos autores, sendo L o comprimento total da barra. Em suas medições das imperfeições globais de barras reais, todas elas apresentaram valores menores do que $L/1000$, de forma que sua utilização fornece resultados mais conservadores. Além disso, Heva (2009) utiliza as imperfeições locais sugeridas por Schafer (1998).

Além do valor das imperfeições, a análise numérica necessita do formato dessas imperfeições, que é normalmente obtido pela análise de flambagem elástica como explicitado anteriormente. O ABAQUS (Simulia, 2013) permite que sejam utilizados quantos modos de flambagem elástica forem necessários. Schafer (2010) comenta que a utilização do modo correto é essencial para encontrar um resultado semelhante ao real. A maneira mais comum de se conseguir isto é utilizando apenas o primeiro modo de flambagem. No entanto, nem sempre os resultados do primeiro modo de flambagem condizem com o modo real de falha do perfil.

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

Em relação ao critério de escoamento, é importante notar diferenças no comportamento entre os aços de alta e de baixa resistência. Para os aços de baixa resistência, por exemplo,

aços com resistência ao escoamento de até 350 MPA, podem ser utilizados os fatores de redução e a curva tensão-deformação do aço disponibilizados pela EN 1993-1-2:2005. No entanto, alguns autores têm outros modelos para alguns aços de baixa resistência específicos (Heva, 2009; Chen, 2007), mas os resultados não diferem muito da norma Européia. Quando o aço é de alta resistência, é preferível a utilização das curvas e propriedades disponibilizadas pela literatura (Heva, 2009; Ranawaka e Mahedran, 2010; Chen, 2007), pois esses aços sofrem uma degenerescência maior devido ao efeito de recristalização dos grãos com o aumento da temperatura, e a consequente perda do encruamento e retorno às características do aço base, *i.e.*, o aço retorna às características antes de ter sofrido trabalho a frio (Outinen, 2001; Callister, 2008). Nesses casos, o modelo disponibilizado pela EN 1993-1-2:2005 não se ajusta bem.

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

A condição de contorno global refere-se à barra como um todo, e diz respeito às condições tradicionais de rotação dos eixos principais. Essa condição está associada ao coeficiente de flambagem de barras isoladas. De forma simplificada, a condição global no ensaio experimental é a condição em que a placa de base está afixada no equipamento de aplicação de carga.

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

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

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

3.4 Descrição do Modelo Utilizado

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

Para a construção das geometrias do modelo, foram testadas as formulações dadas pela norma brasileira ABNT NBR 6355:2003 para o cálculo da linha média e das propriedades geométricas. No modelo, foram testadas cantos arredondados e sem arredondamento. Os modelos com cantos arredondados apresentaram em média uma força máxima 3% menor do que sem arredondamento. Como na literatura normalmente os modelos são feitos sem o arredondamento, então esse procedimento foi o escolhido. A espessura de revestimento de zinco é também considerada quando especificado.

Para a condição de contorno local, as bordas dos elementos foram considerados como simplesmente apoiados, que é o utilizado no cálculo da norma para o cálculo de flambagem local. Para a condição de contorno global, a barra será simplesmente apoiada, mas sem permitir torção.

Foi utilizado o modelo da curva tensão-deformação da norma EN 1993-1-5:2004, assim como para as curvas dos fatores de redução do escoamento do aço e do módulo de elasticidade. Foi utilizado aço com resistência ao escoamento de 250 MPa e módulo de elasticidade de 200 GPa.

Não foram consideradas as tensões residuais ou o efeito do trabalho a frio no aço.

Foi utilizado o elemento de 4 nós (S4) com função de forma linear do ABAQUS (Simulia, 2013). Schafer(2010), demonstrou que sua utilização, desde que com uma malha de tamanho adequado, apresenta bons resultados se comparado a outros elementos.

Para o tamanho da malha, além da precisão do resultado, deve-se considerar o tempo necessário de processamento do modelo. Após alguns testes de convergência e baseado no trabalho de Ranawaka e Mahedran (2010), foi escolhido uma malha com elementos de dimensão máxima de 5 mm.

Foram utilizadas as fórmulas para as imperfeições locais e distorcionais dadas por Schafer (1998). Nos perfis estudados, não houve nenhum caso onde o modo de flambagem da análise elástica fosse do tipo Global, mas somente modos de flambagem local, distorcional, ou local-distorcional. O anexo C da norma EN 1993-1-5:2004 comenta a utilização de imperfeições locais no valor de $0,005b_w$, mas não comenta nada sobre a utilização de imperfeições do tipo distorcional. Para o caso deste estudo, a utilização de $0,006b_w$ acarreta em valores de imperfeições maiores, portanto sendo mais conservadora do que a norma e justificando assim os valores das imperfeições escolhidas.

Os modos de flambagem utilizados como imperfeição inicial são muito importantes para o resultado final. Para simplificação da metodologia, foram utilizados apenas o primeiro modo de flambagem calculado pelo ABAQUS (Simulia, 2013). No entanto, foram testados os dois sentidos da imperfeição, ou seja, a imperfeição inicial será multiplicada por +1 e -1.

Além da temperatura ambiente, os perfis foram modelados nas temperaturas de 400°C, 550°C e 700°C, de modo similar ao Costa (2012).

3.5 Validação do Modelo Numérico

Para calibrar o modelo numérico, foram utilizados os resultados experimentais e numéricos de Feng *et al.* (2003a e 2003b), Ranawaka e Mahedran (2009 e 2010) e Heva (2009). O modelo deste estudo, no entanto, foi ajustado ao mesmo modelo utilizado pelos autores. Os pontos principais que foram alterados no modelo são: valor das imperfeições iniciais, as condições de contorno, o modelo da curva tensão-deformação e a os valores dos fatores de redução do módulo de elasticidade do aço ($k_{E,\theta}$) e da resistência ao escoamento ($k_{y,\theta}$) devido à temperatura.

3.5.1 Feng *et al.* (2003a e 2003b)

Dentre os perfis ensaiados por Feng *et al.* (2003a e 2003b), foram utilizados para a calibração os perfis U_e , seguindo a Tabela 3.1. Na tabela estão apresentadas as dimensões medidas dos perfis, sendo: b_w a largura da alma, b_f a largura da mesa, D a largura do enrijecedor, t a espessura do perfil descontando o revestimento de zinco. Além disso, têm-se a temperatura utilizada para análise do modelo (Temp), o módulo de Elasticidade (E) e a resistência ao escoamento do aço (f_y). O autor utilizou a seguinte convenção para o nome dos modelos, seguindo o exemplo *Lip12b325*: Lip (Lipped Channel) é o nome em inglês para perfis do tipo U_e ; 12 é a espessura nominal, no caso 1,2 mm, ou 2 mm para os demais; b3 é um código utilizado pelo autor para controle interno dos espécimes; 25 é a temperatura na qual o espécime foi testado, neste caso de 250°C.

Tabela 3.1: Perfis simulados no ABAQUS (Simulia, 2013) do trabalho de Feng *et al.* (2003a).

Modelo	b_w (mm)	b_f (mm)	D (mm)	t (mm)	Temp (°C)	E (MPa)	f_y (MPa)
<i>Lip12a1</i>	100,05	53,64	17,09	1,113	20	186950	410,58
<i>Lip12b325</i>	100,27	53,46	17,21	1,073	250	186950	410,58
<i>Lip12c140</i>	99,31	52,31	16,25	1,063	400	186950	410,58
<i>Lip12c355</i>	99,96	52,32	16,56	1,063	550	186950	410,58
<i>Lip12d670</i>	100,31	52,44	15,75	1,083	700	186950	410,58
<i>Lip12e170</i>	99,95	51,69	15,93	1,083	700	186950	410,58
<i>Lip2a2</i>	100,08	54,82	16,32	1,853	20	186650	406
<i>Lip2b225</i>	100,63	54,02	15,54	1,878	250	186650	406

Modelo	b_w (mm)	b_f (mm)	D (mm)	t (mm)	Temp (°C)	E (MPa)	f_y (MPa)
Lip2c140	101,01	54,35	15,06	1,853	400	186650	406
Lip2c355	100,87	54,95	15,5	1,873	550	186650	406
Lip2d470	100,43	54,87	15,33	1,853	700	186650	406

As seguintes modificações foram feitas no *script* para simular os perfis ensaiados por Feng *et al.* (2003a e 2003b): condição de contorno global fixo (engaste); a imperfeição inicial para flambagem local é igual à espessura do perfil; para temperatura ambiente, foi utilizada a curva de tensão-deformação da Figura 2.11; para temperatura elevada, foi utilizada a curva de tensão-deformação e os fatores de redução propostos pela norma EN 1993-1-2:2005 (Figura 2.7).

A força última suportada pelo perfil nos resultados experimentais ($N_{u,Exp}$) e numéricos ($N_{u,Feng}$) de Feng *et al.* (2003a e 2003b), foram agrupados na Tabela 3.2 juntamente com os resultados numéricos (N_u) encontrados por este estudo. Os números em vermelho da tabela indicam que este ultrapassou uma diferença de 15%, tanto acima quanto abaixo do valor de referência.

Tabela 3.2: Comparação entre os resultados obtidos pelos modelos de Feng *et al.* (2003a e 2003b) e do presente trabalho.

Modelo	$N_{u,Exp}$ (kN)	$N_{u,Feng}$ (kN)	N_u (kN)	$N_u/N_{u,Exp}$	$N_u/N_{u,Feng}$
Lip12a1	55,99	61,22	59,9	1,07	0,98
Lip12b325	53,16	54,06	49	0,92	0,91
Lip12c140	45,75	40,08	35,2	0,77	0,88
Lip12c355	23	25,53	22	0,96	0,86
Lip12d670	5,7	6,1	6,42	1,13	1,05
Lip12e170	8,85	7,82	6,4	0,72	0,82
Lip2a2	129,2	125,3	125	0,97	1,00
Lip2b225	123,7	109,8	106	0,86	0,97
Lip2c140	101,9	87,18	81,5	0,80	0,93
Lip2c355	45,5	55,92	50,6	1,11	0,90
Lip2d470	15,8	17,68	14,1	0,89	0,80

A média para os resultados numéricos se comparados com os resultados experimentais é de 0,93 com coeficiente de variação de 14%. Se comparado com os resultados numéricos de Feng *et al.* (2003b), a média é de 0,92 com coeficiente de variação de 8%.

A Tabela 3.3 apresenta os modos de falha (local, global e distorcional) observados por Feng *et al.* (2003a) e o modo de falha observado na simulação numérica do ABAQUS (Simulia, 2013) realizado neste trabalho.

Tabela 3.3: O modo de falha observado por Feng *et al.* (2003a) e pela simulação numérica no ABAQUS.

Modelo	Modo de Falha Experimental (Feng et al., 2003a)	Modo de Falha Numérico (Presente Estudo)
Lip12a1	Local + Global	Local
Lip12b325	Local + Global	Local
Lip12c140	Local + Global	Local
Lip12c355	Distorcional	Local
Lip12d670	Local + Global + Distorcional	Local
Lip12e170	Local + Global + Distorcional	Local
Lip2a2	Distorcional	Local + Distorcional
Lip2b225	Local + Global + Distorcional	Local + Distorcional
Lip2c140	Local + Global + Distorcional	Local + Distorcional
Lip2c355	Local + Global + Distorcional	Local + Distorcional
Lip2d470	Local + Global + Distorcional	Local + Distorcional

De acordo com Feng *et al.* (2003a), o primeiro grupo de perfis (Lip12) apresentou comportamento pós-crítico predominantemente local com interação do modo global. Em temperaturas mais altas, a instabilidade distorcional chegou a ocorrer juntamente com a instabilidade local e a global. Nos modelos simulados no ABAQUS (Simulia, 2013) utilizando apenas o primeiro modo de flambagem, apenas a instabilidade local foi aparente, com a barra flexionando após o escoamento da seção, como exemplificado pela Figura 3.3. As letras L, D e B, Figura 3.3, significam, respectivamente, Local, Distorcional e Flexão.

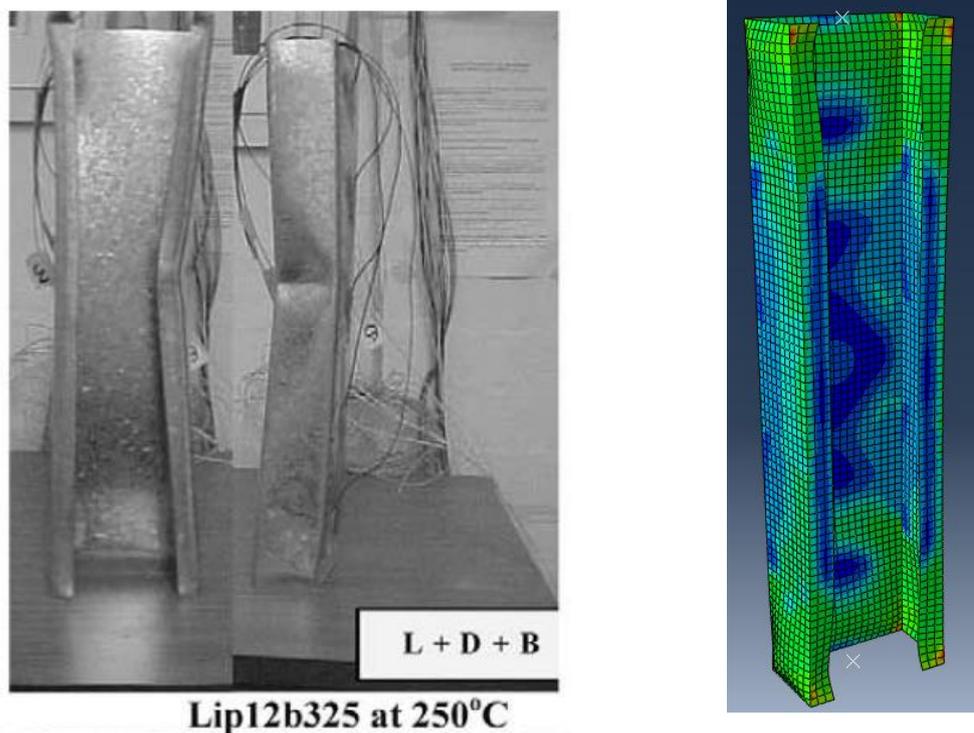


Figura 3.3: Comparação do ensaio experimental de Feng *et al.* (2003b) e o modelo no ABAQUS (Simulia, 2013) para a série Lip12.

Para o segundo grupo de perfis (Lip2), ocorreu a interação de instabilidade local, distorcional e global em todas as temperaturas. No modelo simulado no ABAQUS (Simulia, 2013) o modo de falha foi de interação entre a instabilidade local e a instabilidade distorcional, como observado na Figura 3.4.

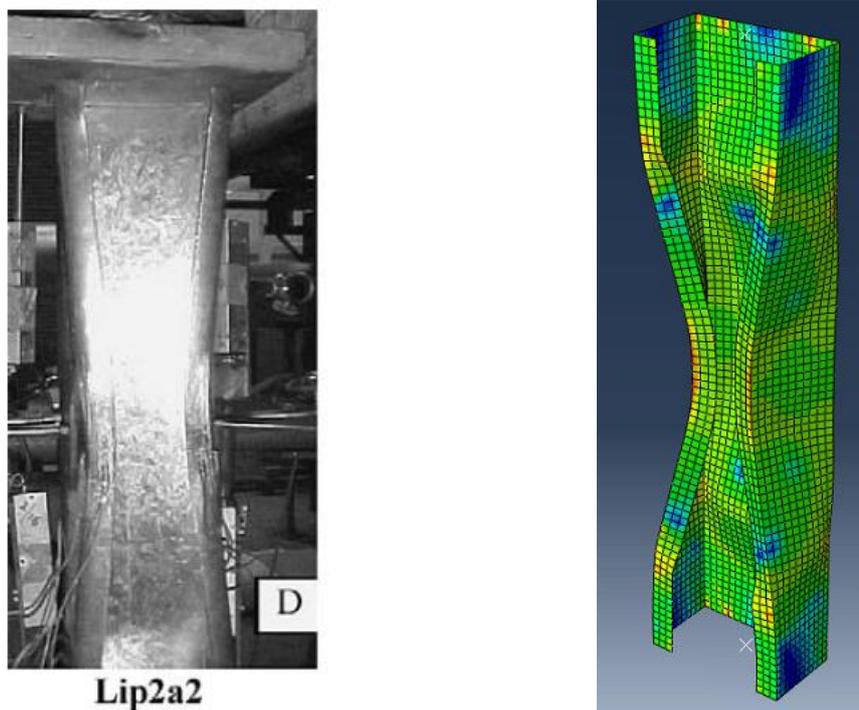


Figura 3.4: Comparação do ensaio experimental de Feng *et al.* (2003a) e o modelo no ABAQUS (Simulia, 2013) para a série Lip2.

3.5.2 Ranawaka e Mahedran (2009 e 2010)

Para este estudo, foram analisados apenas os perfis U_e com aço de baixa resistência ensaiados por Ranawaka e Mahedran (2009), num total de três perfis, conforme exposto na Tabela 3.4. Cada perfil foi simulado para as temperaturas de 20, 200, 350, 500, 650 e 800 °C.

Tabela 3.4: Perfis simulados no ABAQUS (Simulia, 2013) pelo presente trabalho e ensaiados/simulados por Ranawaka e Mahedran (2009 e 2010).

b_w (mm)	b_f (mm)	D (mm)	t (mm)	L (mm)	E (MPa)	f_y (MPa)
30	30	5	0,55	200	211000	314,5
30	30	5	0,75	180	200000	297
30	35	5	0,94	180	200000	320

As seguintes modificações foram feitas no script para simular os perfis ensaiados por Ranawaka e Mahedran (2009 e 2010): condição de contorno global fixo (engaste);

condição de contorno local fixo (o perfil é soldado à placa de base); a imperfeição inicial para flambagem distorcional é dado pelos autores na Tabela 2.6; foi utilizado a curva tensão-deformação segundo o modelo de Ramberg-Osgood, descrito por Ranawaka e Mahedran (2010), e utilizando um β de 0,86; foram utilizados os fatores de redução descritos por Ranawaka e Mahedran (2010).

Os resultados dos modelos ensaiados ($N_{u,exp}$) e simulados numericamente ($N_{u,num}$) de Ranawaka e Mahedran (2009 e 2010) foram agrupados na Tabela 3.5 juntamente com os resultados numéricos (N_u) encontrados por este estudo. O nome do perfil será dado pela sua espessura, sendo adicionado ao lado a temperatura na qual foi simulado.

Tabela 3.5: Comparação dos resultados obtidos por Ranawaka e Mahedran (2009 e 2010) e o presente trabalho.

Modelo	$N_{u,exp}(kN)$	$N_{u,num}(kN)$	$N_u(kN)$	$N_u/N_{u,exp}$	$N_u/N_{u,num}$
0,55-20	12,84	12,45	10,8	0,84	0,87
0,55-200	9,30	9,45	10,1	1,09	1,07
0,55-350	5,89	5,55	5,55	0,94	1,00
0,55-500	3,83	3,61	3,63	0,95	1,01
0,55-650	1,91	1,88	1,92	1,01	1,02
0,55-800	0,61	0,64	0,407	0,67	0,64
0,75-20	20,40	20,25	18,8	0,92	0,93
0,75-200	17,28	17,65	17,1	0,99	0,97
0,75-350	10,23	9,75	9,83	0,96	1,01
0,75-500	7,12	7,10	6,69	0,94	0,94
0,75-650	3,18	3,11	3,52	1,11	1,13
0,75-800	1,36	1,32	1,12	0,82	0,85
0,95-20	31,40	31,65	26,6	0,85	0,84
0,95-200	25,17	25,20	22,3	0,89	0,88
0,95-350	17,40	15,50	13,1	0,75	0,85
0,95-500	10,38	9,75	8,87	0,85	0,91
0,95-650	4,98	4,70	4,71	0,95	1,00
0,95-800	1,47	1,56	1,66	1,13	1,06

A média para os resultados numéricos do presente trabalho (N_u) se comparados com os resultados experimentais ($N_{u,exp}$) é de 0,92 com coeficiente de variação de 12%. Se comparado com os resultados numéricos ($N_u/N_{u,num}$) de Ranawaka e Mahedran (2010), a média é de 0,94 com coeficiente de variação de 12%. O resultado numérico do perfil 0,55-800 apresenta um erro bem significativo em relação ao resultado experimental, mas isto ocorre numa alta temperatura (800°C) e com uma força máxima muito baixa (~2kN).

Segundo Ranawaka e Mahedran (2009), nos três perfis e em todas as temperaturas, a falha predominante foi de instabilidade distorcional, sem o aparecimento de instabilidade local ou global. Na simulação pelo ABAQUS (Simulia, 2013), o primeiro grupo de perfis (0,55) apresentaram uma interação de falha por instabilidade local e distorcional em todas as temperaturas. Os outros dois grupos de perfis (0,75 e 0,95) apresentaram apenas falha por instabilidade distorcional (Figura 3.5).

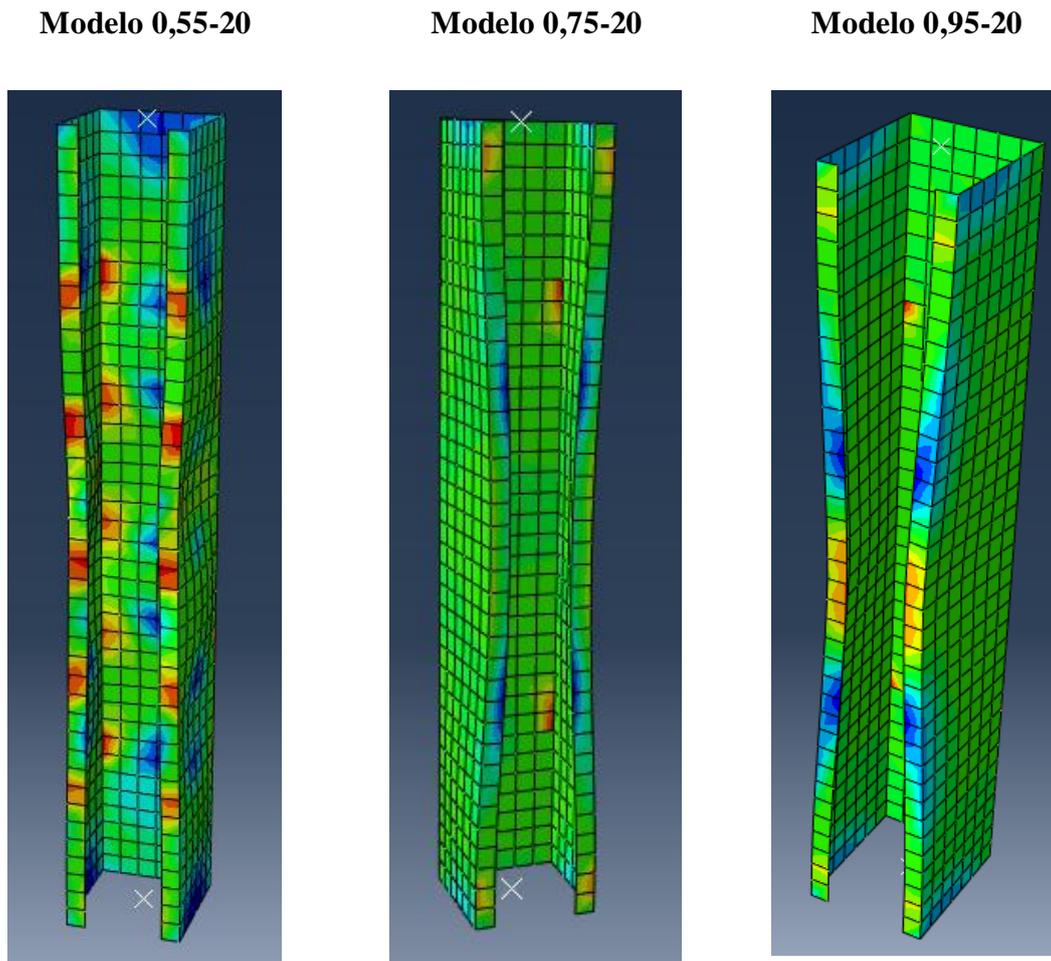


Figura 3.5: Resultado final do modelo no ABAQUS (Simulia, 2013) em temperatura ambiente.

3.5.3 Heva (2009)

Os perfis ensaiados por Heva (2009) e utilizados neste trabalho, apresentaram em sua totalidade apenas falha por instabilidade local. Apesar de não ser o foco deste estudo, era importante demonstrar que o modelo serve tanto para perfis que falhem por instabilidade local quanto por instabilidade distorcional. Os perfis escolhidos são do tipo U_e e são apresentados na Tabela 3.6. A nomenclatura dada ao perfil segue a classificação dada pelo trabalho de Heva (2009), adicionado de uma letra para identificar quando o perfil é ensaiado na mesma temperatura mais de uma vez, isto é, o modelo com dimensões nominais iguais mas com aferição ligeiramente diferentes, e seguido pela temperatura na qual foi ensaiado. São basicamente dois tipos de perfis, um com alma de 120 mm e outro com alma de 60 mm, onde são modificados apenas as temperatura de ensaio. Em algumas temperaturas, o perfil foi ensaiado de duas a três vezes, apresentando pequenas variações nas dimensões da alma, mesa e enrijecedor. Assim, como exemplo, o perfil A-120c-20 é um perfil do tipo A (U_e), com alma de 120 mm, tendo sido este o terceiro ensaio na temperatura de 20°C.

Tabela 3.6: Perfis simulados no ABAQUS (Simulia, 2013) do trabalho de Heva (2009).

Modelo	b_w (mm)	b_f (mm)	D (mm)	t^* (mm)	Temp ($^{\circ}$C)	E (MPa)	f_y (MPa)
A-120a-20	120	40,1	15,1	1,95	20	188000	271
A-120b-20	120,6	40,2	15,15	1,95	20	188000	271
A-120c-20	120,7	40,45	17,7	1,95	20	188000	271
A-120-300	120,5	40,15	15,15	1,95	300	188000	271
A-120-400	120,5	40,15	15,15	1,95	400	188000	271
A-120-500	120,7	40,2	15	1,95	500	188000	271
A-120-600	120,05	40,1	15,05	1,95	600	188000	271
A-120-700	120,6	40,35	15,05	1,95	700	188000	271
A-60a-20	62,85	32,6	9,35	0,95	20	200000	320
A-60b-20	63,1	32,5	9,3	0,95	20	200000	320
A-60c-20	63,12	32,5	9,65	0,95	20	200000	320
A-60a-200	63,5	33	9,5	0,95	200	200000	320
A-60b-200	64	32,5	9,5	0,95	200	200000	320
A-60a-300	63,4	33,5	9,8	0,95	300	200000	320
A-60b-300	63,55	33,4	9,75	0,95	300	200000	320
A-60c-300	63,6	33,5	9,75	0,95	300	200000	320
A-60a-400	63,55	33,25	9,7	0,95	400	200000	320
A-60b-400	65,15	32,75	9,8	0,95	400	200000	320
A-60a-500	63,8	33,5	9,8	0,95	500	200000	320
A-60b-500	63,8	33,6	9,85	0,95	500	200000	320
A-60-600	63,55	33,5	9,7	0,95	600	200000	320
A-60-700	63,8	33,5	9,8	0,95	700	200000	320

As seguintes modificações foram feitas no script para simular os perfis ensaiados por Heva (2009): condição de contorno global fixo (engaste); foi utilizado a curva tensão-deformação segundo o modelo de Ramberg-Osgood, descrito por Heva (2009), no entanto, para o perfil do tipo A-120 foi utilizado β com valor de 1,5 e para o perfil A-60 foi utilizado β igual à 0,86; foram utilizados os fatores de redução descritos por Ranawaka e Mahedran (2010) para o perfil A-60 e fatores de redução descritos por Dolamune e Kankanamge (2009) para o perfil A-120.

Os resultados do modelo experimentais ($N_{u,exp}$) e numérico ($N_{u,Heva}$) de Heva (2009) foram agrupados na Tabela 3.7 juntamente com os resultados numéricos (N_u) encontrados por este estudo. O nome dado para identificação é o tipo do perfil.

Tabela 3.7: Comparação dos resultados obtidos por Heva (2009) e o presente trabalho.

<i>Modelo</i>	$N_{u,exp}(kN)$	$N_{u,Heva}(kN)$	$N_u(kN)$	$N_u/N_{u,exp}$	$N_u/N_{u,Heva}$
A-120a-20	99,71	96,1	95,5	0,96	0,99
A-120b-20	100,88	96,1	95,7	0,95	1,00
A-120c-20	105,55	96,1	98,9	0,94	1,03
A-120-300	80,92	64,7	63,8	0,79	0,99
A-120-400	61,6	45,8	42,4	0,69	0,93
A-120-500	37,58	32,1	30,7	0,82	0,96
A-120-600	23	21,4	20,7	0,90	0,97
A-120-700	14,86	12	11,8	0,79	0,98
A-60a-20	37,19	35,6	33,5	0,90	0,94
A-60b-20	36,22	35,6	33,4	0,92	0,94
A-60c-20	37,84	35,6	32,8	0,87	0,92
A-60a-200	35,87	31,2	28,2	0,79	0,90
A-60b-200	37,31	31,2	28	0,75	0,90
A-60a-300	30,27	23,1	21,3	0,70	0,92
A-60b-300	31,99	23,1	21,3	0,67	0,92
A-60c-300	28,9	23,1	21,3	0,74	0,92
A-60a-400	23,7	16,9	14,6	0,62	0,86
A-60b-400	24,2	16,9	14,7	0,61	0,87
A-60a-500	15,8	12	11,4	0,72	0,95
A-60b-500	14,41	12	11,4	0,79	0,95
A-60-600	9,3	8,1	7,74	0,83	0,96
A-60-700	5,45	4,88	4,64	0,85	0,95

A média para os resultados numéricos se comparados com os resultados experimentais é de 0,80 com coeficiente de variação de 13%. Se comparado com os resultados numéricos de Heva (2009), a média é de 0,94 com coeficiente de variação de 4%.

Como dito anteriormente, todos os perfis apresentam apenas o modo de falha local, e do mesmo modo foi verificado no ABAQUS (Simulia, 2013) que apenas o modo falha local apresentou-se.

Apesar da baixa correlação com os resultados experimentais, o modelo numérico deste trabalho apresentou-se bem próximo dos resultados do modelo numérico simulado por Heva (2009). As principais diferenças ocorrem em altas temperaturas, indicando que o problema pode ser nos fatores de redução utilizados para o aço nessas temperaturas.

A Figura 3.6 mostra os deslocamentos, aumentados em 10 vezes, para os dois tipos de perfis em temperatura ambiente. Apesar de o perfil A-120 parecer ter sofrido instabilidade

distorcional, a sua falha ocorreu devido à plastificação da seção e, posteriormente, a abertura das abas. Na configuração deformada sem amplificação, essa abertura não é perceptível.

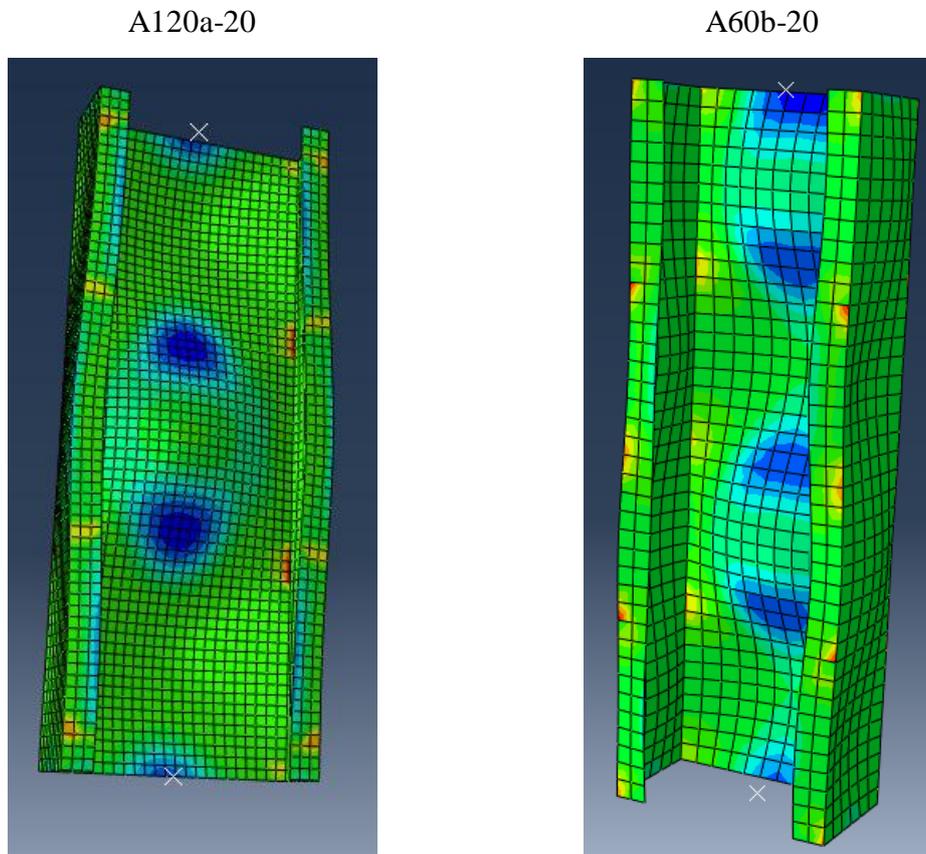


Figura 3.6: Perfis simulados no ABAQUS (Simulia, 2013) em temperatura ambiente com aumento dos deslocamentos em 10 vezes.

CAPÍTULO 4 - APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS

4.1 Introdução

Após a validação do modelo numérico, foi realizado um estudo paramétrico composto por 126 perfis. Foram escolhidos perfis que apresentassem a razão entre a força axial de flambagem local elástica (N_l) e a força axial de flambagem distorcional elástica (N_d) maior do que 1,0 e/ou perfis que apresentassem um índice de esbeltez reduzido para flambagem distorcional maior do que 0,561. As informações sobre os 126 perfis analisados, assim como dimensões da seção transversal e cargas críticas encontram-se no Anexo A. Dos 126 perfis estudados, apenas 55 perfis deveriam ser verificados à flambagem distorcional, por não atenderem os limites apresentados na Tabela 11 da ABNT NBR 14762:2010.

Os perfis foram analisados com o auxílio do software CUFSM (Schafer, 2006), sendo tomado o seu comprimento de barra (L) igual ao comprimento de meia-onda relacionado ao mínimo local correspondente à flambagem distorcional ou à flambagem local, na curva *fator de carga pelo comprimento de meia-onda* (Figura 4.1). Como exemplo, o perfil 100x40x10x2 ($b_w \times b_f \times D \times t$) mostrado na Figura 4.1 apresenta o mínimo local para flambagem distorcional associado ao comprimento de meia-onda igual a 225 mm e o mínimo para flambagem local com o comprimento de meia-onda de 80 mm. Assim, para esse perfil duas simulações foram feitas no ABAQUS: uma com comprimento de 225 mm (chamado neste trabalho de comprimento para flambagem distorcional); e, outra com comprimento de 80 mm (chamado neste trabalho de comprimento para flambagem local).

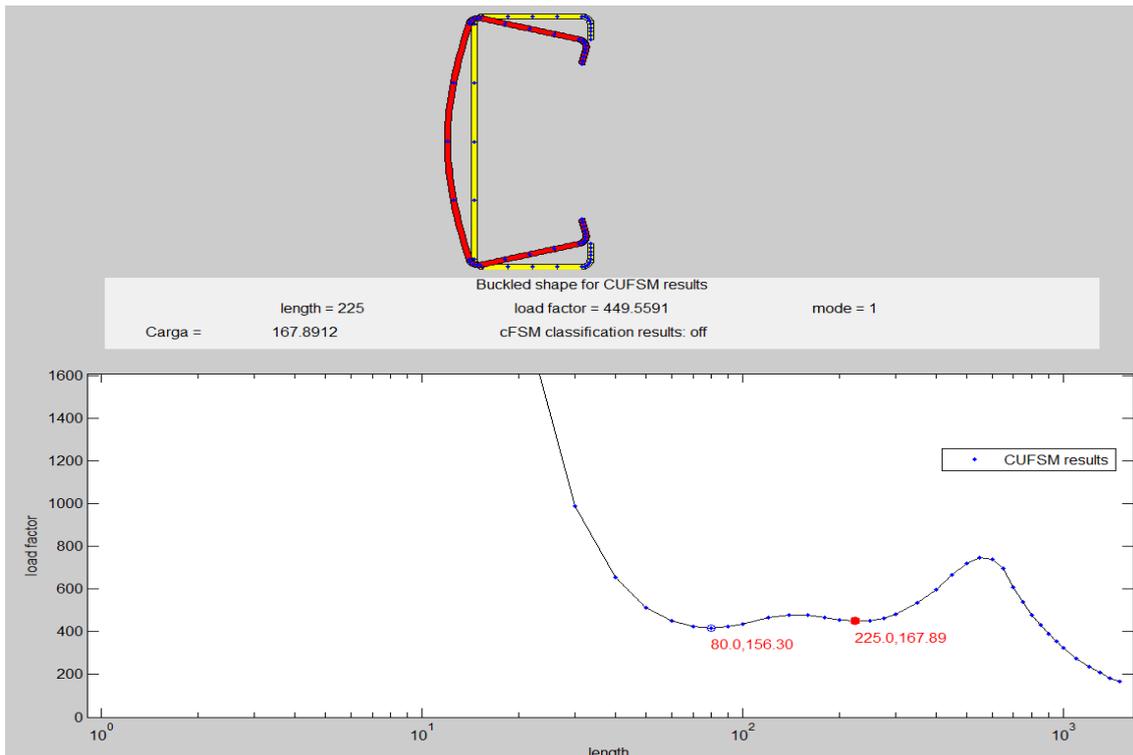
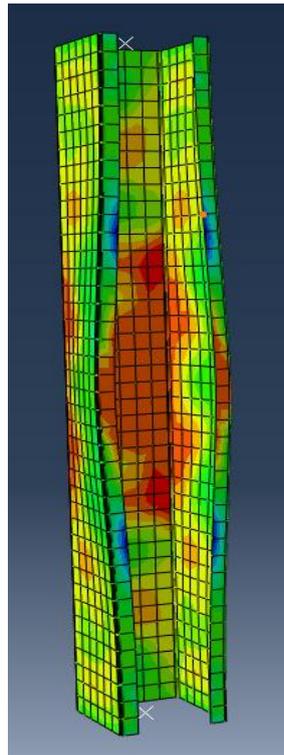


Figura 4.1: Curva da força axial de flambagem elástica por comprimento de meia-onda obtida com o software CUFSM.

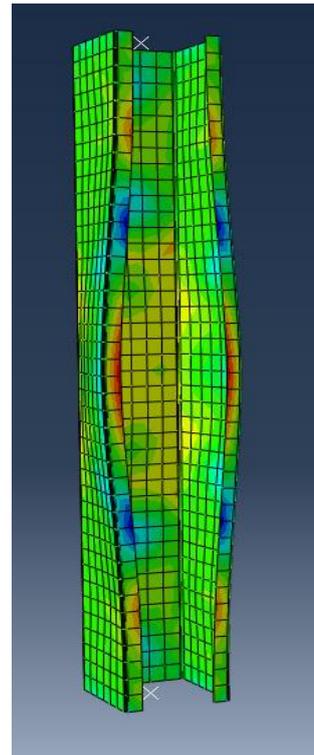
As simulações com o programa ABAQUS foram divididas em dois grupos: um grupo nomeado CD, constituído pelos 126 perfis simulados com o comprimento para flambagem distorcional; e, outro grupo CL, constituído pelos mesmos 126 perfis simulados com comprimento para flambagem local.

A falha observada em cada simulação à temperatura ambiente foi analisada visualmente no momento em que a força era máxima. Somente foi considerado como falha por instabilidade distorcional (chamado neste trabalho de falha distorcional) o perfil que apresentava a abertura das mesas de forma semelhante à mostrada na Figura 4.2. Os demais casos foram considerados como falha por instabilidade local ou plastificação da seção transversal (chamados neste trabalho de falha local). Para as demais temperaturas, 400, 550 e 700°C, considerou-se que o modo de falha observado à temperatura ambiente se mantinha. Assim, as simulações do grupo CD (comprimento para flambagem distorcional) que apresentavam falha distorcional foram agrupadas e denominadas CDFD-1. Os demais perfis do grupo CD que apresentaram falha local foram agrupados sob a denominação CDFL-2. A utilização dos números 1 e 2 na nomenclatura será explicada adiante. Diferentemente do grupo CD, as simulações do grupo CL

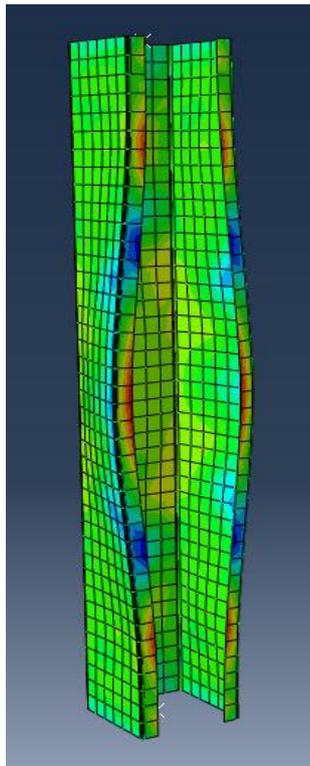
(comprimento para flambagem local) apresentaram somente falha local, no entanto, o grupo foi dividido em: CLFL-1 que contém os mesmos perfis do grupo CDFD-1; e, no grupo CLFL-2 que contém os mesmos perfis do grupo CDFL-2. O que explica a utilização dos números 1 e 2 na nomenclatura, fazendo menção a dois grupos de perfis, sendo o grupo de final 1 composto por 50 perfis que apresentam falha distorcional ao serem simulados com comprimento para distorcional e falha local ao serem simulados com comprimento de local. Já o grupo de final 2 é composto pelos demais perfis (num total de 76) que apresentam falha local independente do comprimento utilizado na simulação.



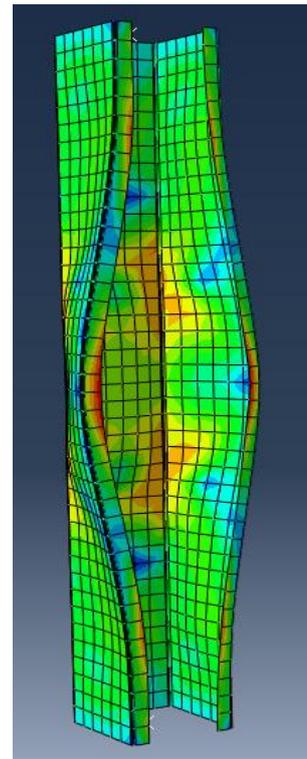
20°C



400°C



550°C



700°C

Figura 4.2: Perfil 30x30x5x0,55 com falha distorcional para as temperaturas de 20°C, 400°C, 550°C e 700°C (com deslocamentos aumentados em 2 vezes)

4.2 Análise dos resultados

A partir dos resultados do grupo CD, foram obtidos os valores numéricos do fator de redução da resistência:

$$k_{\sigma,\theta}^{CD} = \frac{N_{u,\theta}^{CD}}{N_{u,20}^{CD}} \quad (4.1)$$

onde:

$N_{u,\theta}^{CD}$ é a força máxima obtida na simulação à temperatura θ , para o perfil pertencente ao grupo CD;

$N_{u,20}^{CD}$ é a força máxima obtida na simulação à temperatura de 20°C, para o perfil pertencente ao grupo CD;

Como no grupo CD há perfis com falha tanto por instabilidade distorcional (CDFD-1) quanto por falha instabilidade local (CDFL-2), a equação expandida de $N_{u,\theta}^{CD}$ e $N_{u,20}^{CD}$ será diferente para cada um desses novos grupos.

Para o grupo CDFD-1, observa-se que $N_{u,\theta}^{CDFD-1}$ pode ser aproximado por $\chi_{dist} A_g f_{y,20} k_{\sigma,\theta}$ e $N_{u,20}^{CDFD-1}$ pode ser aproximado por $\chi_{dist} A_g f_{y,20}$ (ABNT NBR 14323:2013), onde A_g é a área bruta do perfil e $f_{y,20}$ é a resistência ao escoamento do aço à temperatura ambiente. Assim, a equação 4.1 representa o fator de redução $k_{\sigma,\theta}$ obtido numericamente.

Para o grupo CDFL-2, $N_{u,\theta}^{CDFL-2}$ pode ser aproximado por $A_{ef} f_{y,20} k_{\sigma,\theta}$ e $N_{u,20}^{CDFL-2}$ pode ser aproximado por $A_{ef} f_{y,20}$ (ABNT NBR 14323:2013), onde A_{ef} é a área efetiva do perfil calculado segundo a ABTN NBR 14762:2010.

A Figura 4.3 apresenta os resultados da aplicação da equação 4.1 para os perfis do grupo CDFD-1 (50 perfis) na temperatura de 400°C. Interessa notar que, como observado por Costa (2012), os resultados mostram que não existe uma variação brusca entre $k_{y,\theta}$ e $k_{\sigma,\theta}$, como determina a ABNT NBR 14323:2013.

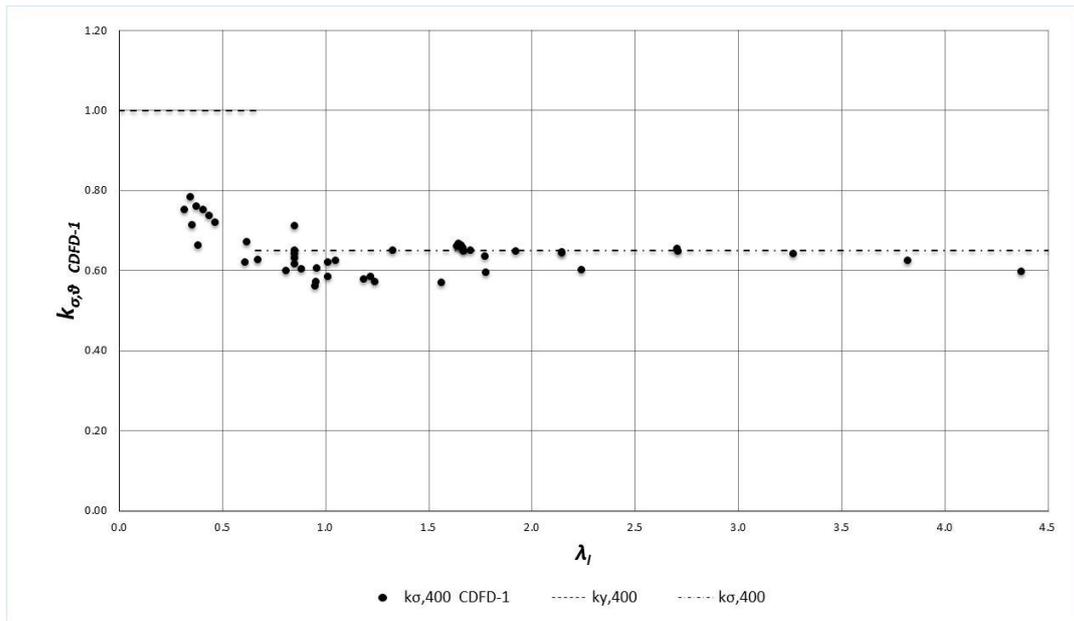


Figura 4.3: Valores de $k_{\sigma,\theta}^{CFD-1}$ em função de λ_l na temperatura de 400°C.

A Figura 4.4 apresenta os resultados da equação 4.1 para o agrupamento CFD-1, mas agora dispostos em função de λ_{dist} . Apesar de, numa análise visual, os resultados parecerem mais coesos em relação a λ_{dist} , a sua utilização para a construção de uma equação não é melhor do que em função de λ_l ou λ_p , como será explicitado mais adiante.

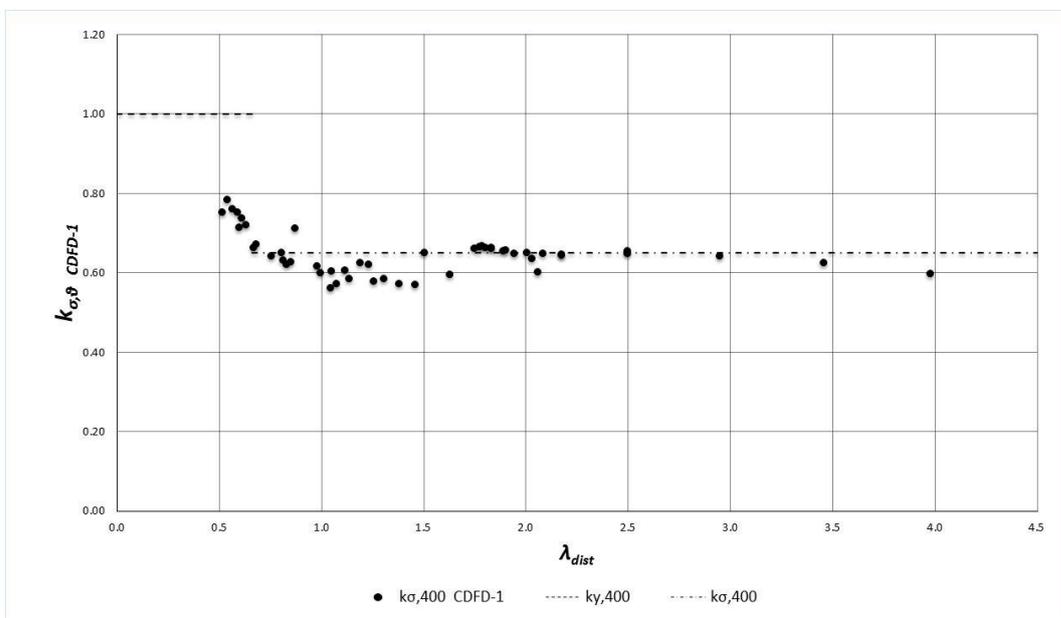


Figura 4.4: Valores de $k_{\sigma,\theta}^{CFD-1}$ em função de λ_{dist} na temperatura de 400°C.

De forma análoga, a partir dos resultados do grupo CL, foram obtidos os valores numéricos do fator de redução da resistência:

$$k_{\sigma,\theta}^{CL} = \frac{N_{u,\theta}^{CL}}{N_{u,20}^{CL}} \quad (4.2)$$

onde:

$N_{u,\theta}^{CL}$ é a força máxima obtida na simulação à temperatura θ , para o perfil pertencente ao grupo CL;

$N_{u,20}^{CL}$ é a força máxima obtida na simulação à temperatura de 20°C, para o perfil pertencente ao grupo CL.

Observa-se que $N_{u,\theta}^{CL}$ pode ser aproximado por $A_{eff,y,20}k_{\sigma,\theta}$ e $N_{u,20}^{CL}$ pode ser aproximado por $A_{eff,y,20}$ (ABNT NBR 14323:2013). Assim, a equação 4.2 representa o fator de redução $k_{\sigma,\theta}$ obtido numericamente.

A Figura 4.5 apresenta os resultados da equação 4.2 apenas com os perfis do grupo CLFL-1 (50 perfis) para a temperatura de 400°C. É possível observar, na Figura 4.5, uma melhor relação dos dados com o índice de esbelteza reduzido, em comparação com a Figura 4.3.

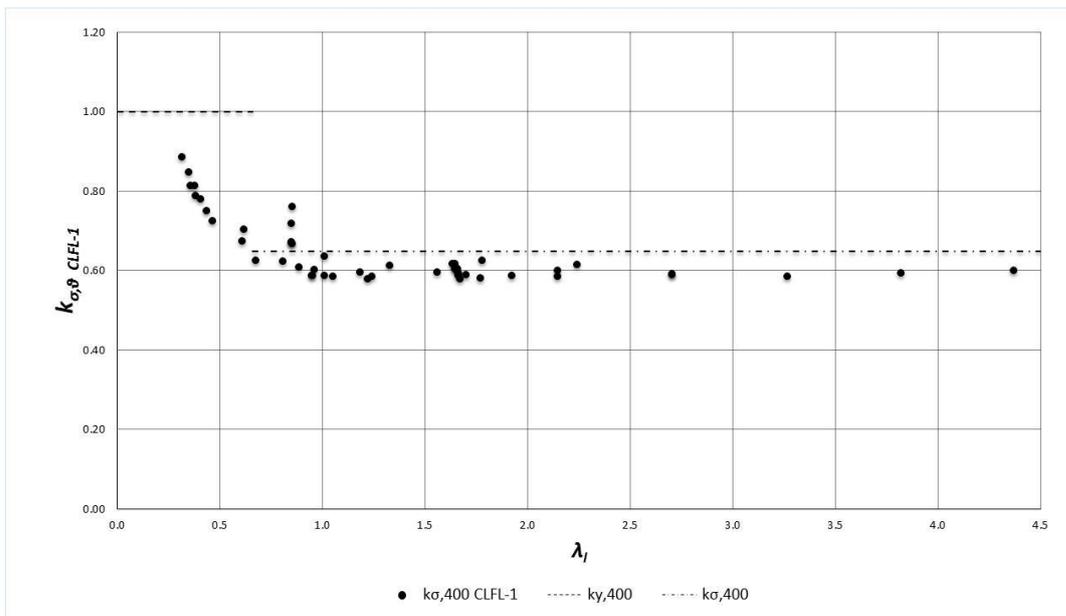


Figura 4.5: Valores de $k_{\sigma,\theta}^{CLFL-1}$ em função de λ_l na temperatura de 400°C.

Uma análise da razão entre os fatores de redução $k_{\sigma,\theta}^{CDFD-1}$ e $k_{\sigma,\theta}^{CLFL-1}$ é mostrada na Tabela 4.1. Foram calculados os valores máximo, mínimo, a média e o coeficiente de variação das razões. A média ficou próxima de 1,0, com uma maior variação para a temperatura de 700 °C.

Tabela 4.1: Valores de mínimo, máximo, média e coeficiente de variação da razão entre os valores de $k_{\sigma,\theta}^{CDFD-1}$ e $k_{\sigma,\theta}^{CLFL-1}$.

	<i>Temperatura</i>	<i>Máximo</i>	<i>Mínimo</i>	<i>Média</i>	<i>C.O.V. (%)</i>
$\frac{k_{\sigma,\theta}^{CDFD-1}}{k_{\sigma,\theta}^{CLFL-1}}$	400 °C	1,12	0,84	1,01	7,8
	550 °C	1,13	0,85	1,02	8,1
	700 °C	1,13	0,71	0,96	8,7

Se essa mesma razão for feita para os fatores de redução dos grupos CDFL-2 e CLFL-2, essa diferença torna-se menor ainda, como observado na Tabela 4.2. Nesse caso, o mesmo grupo de perfis simulados com comprimento para distorcional e comprimento para local falham por instabilidade local. A média dessa razão é próxima de 1,0 e o coeficiente de variação ficou ainda menor quando comparado com os resultados da Tabela 4.1.

Tabela 4.2: Valores de mínimo, máximo, média e coeficiente de variação da razão entre os valores de $k_{\sigma,\theta}^{CDFL-2}$ e $k_{\sigma,\theta}^{CLFL-2}$.

	<i>Temperatura</i>	<i>Máximo</i>	<i>Mínimo</i>	<i>Média</i>	<i>C.O.V. (%)</i>
$\frac{k_{\sigma,\theta}^{CDFL-2}}{k_{\sigma,\theta}^{CLFL-2}}$	400 °C	1,03	0,92	0,97	2,5
	550 °C	1,04	0,93	0,97	2,3
	700 °C	1,03	0,89	0,95	2,9

Finalmente na Tabela 4.3 tem-se a análise da razão entre os fatores de redução dos grupos CD e CL, onde observa-se um coeficiente de variação com valor intermediário entre os apresentados na Tabela 4.1 e na Tabela 4.2 e, mais uma vez, uma média próxima de 1,0.

Tabela 4.3: Valores de mínimo, máximo, média e coeficiente de variação da razão entre os valores de $k_{\sigma,\theta}^{CD}$ e $k_{\sigma,\theta}^{CL}$.

	<i>Temperatura</i>	<i>Máximo</i>	<i>Mínimo</i>	<i>Média</i>	<i>C.O.V. (%)</i>
$\frac{k_{\sigma,\theta}^{CD}}{k_{\sigma,\theta}^{CL}}$	400 °C	1,12	0,84	0,99	5,6
	550 °C	1,13	0,85	0,99	5,9
	700 °C	1,13	0,71	0,96	5,9

Apesar da pouca variação verificado na Tabela 4.2 e na Tabela 4.3, é mais relevante o comportamento dos perfis dos grupos de final 1, ou seja, grupos CDFD-1 e CLFL-1, da Tabela 4.1. Relembrando os resultados, observa-se que a média da razão é próxima de 1,0, com um coeficiente de variação razoavelmente baixo e com a maior parte dos valores de máximo e mínimo dentro de um intervalo de 15%, exceto em casos pontuais.

Com base nos resultados apresentados na Tabela 4.1, na Tabela 4.2 e na Tabela 4.3, pode-se considerar que os valores do fator de redução calculados considerando apenas a falha por instabilidade distorcional, $k_{\sigma,\theta}^{CD}$, aproximam-se de maneira adequada aos valores do fator de redução calculados considerando apenas a falha por instabilidade local. Essa constatação está de acordo com os procedimentos adotados pela ABNT NBR 14323:2013, que prescreve a utilização do fator de redução $k_{\sigma,\theta}$ em função da flambagem local. Assim, os resultados numéricos do grupo CL ($k_{\sigma,\theta}^{CL}$) serão utilizados para desenvolver um modelo de cálculo do fator de redução da resistência ao escoamento do aço em temperatura elevada.

4.3 Modelo de cálculo

O modelo foi baseado nos resultados obtidos na simulação dos perfis do grupo CL ($k_{\sigma,\theta}^{CL}$), uma vez que os perfis do grupo CD, para a variável de interesse, têm comportamento semelhante. A função utilizada para o modelo é descrita na equação 4.3:

$$k'_{\sigma,\theta} = a * (\eta)^b * \exp^{-c*\lambda*(\eta)^d} + k \leq k_{y,\theta} \quad (4.3)$$

sendo:

$k'_{\sigma,\theta}$ é coeficiente de minoração da resistência ao escoamento do aço, para perfis sujeitos à flambagem local, em temperatura elevada, obtido pela análise dos resultados numéricos; η igual a razão b_f/b_w , como se encontra na ABNT NBR 14762:2010.

É importante notar que, na equação 4.3, $k'_{\sigma,\theta}$ tende para k quando λ tende para infinito. Isso ocorre devido à porção exponencial da equação, que tende para zero.

$$\lim_{\lambda \rightarrow \infty} \left(a * (\eta)^b * \exp^{-c*\lambda*(\eta)^d} + k \right) = k \quad (4.4)$$

A regressão da equação 4.3 foi realizada com o software Matlab, tanto em função de λ_p quanto em função de λ_l , para as temperaturas de 400°C, 550°C e 700°C. Não é possível utilizar o índice de esbeltez λ_{dist} para a equação 4.3, pois este não encontra uma boa relação com o parâmetro η . Para utilizar λ_{dist} , seria necessário uma outra equação, o que aumentaria a complexidade do dimensionamento dos perfis.

A Figura 4.6 contém um exemplo para a regressão realizada em função de λ_p para a temperatura de 400°C.

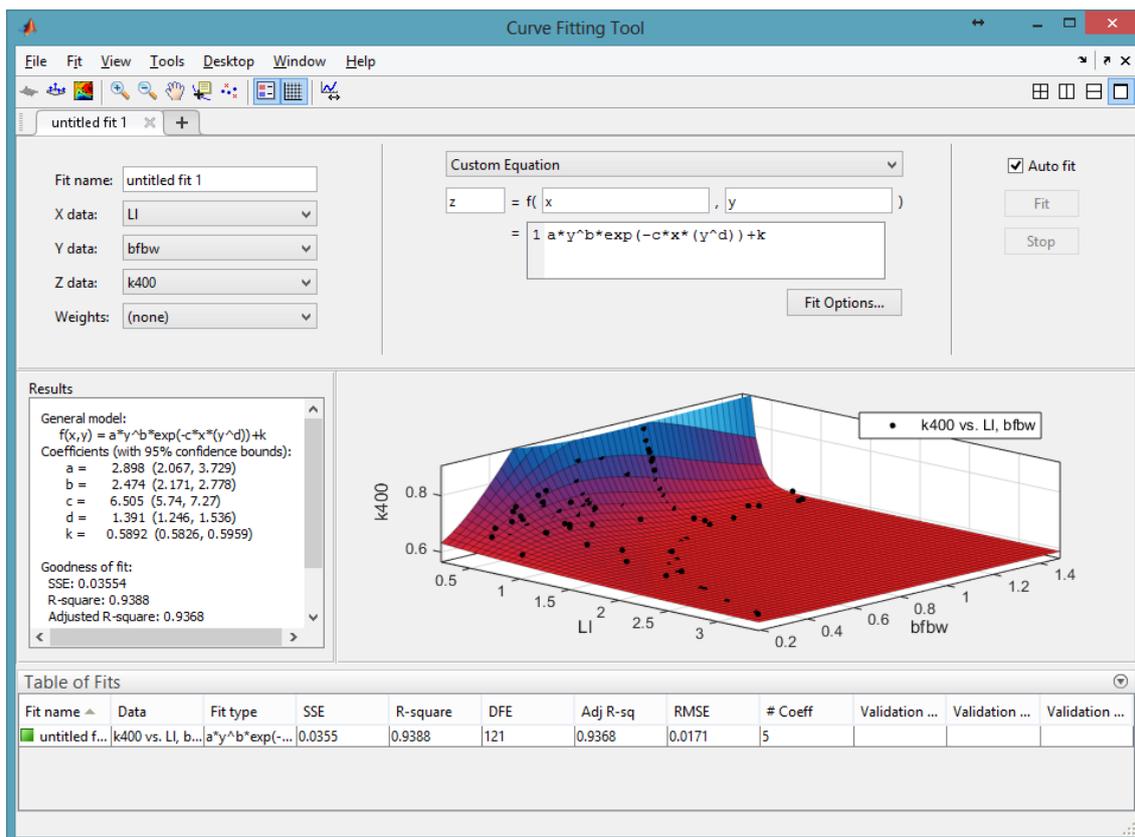


Figura 4.6: Regressão da equação 4.3 realizada com auxílio do software Matlab, neste caso, para a temperatura de 400°C e utilizando λ_l .

Na Tabela 4.4 e na Tabela 4.5 estão os valores encontrados para os coeficientes da equação 4.3, assim como o R^2 da regressão em cada temperatura.

Tabela 4.4: Coeficientes encontrados para a regressão em função de λ_l nas temperaturas de 400°C, 550°C e 700°C, assim como o R^2 de cada regressão.

Temperatura (°C)	400°C	550°C	700°C
Coeficiente a	2,898	1,929	0,5659
Coeficiente b	2,474	2,555	2,062
Coeficiente c	6,505	6,746	5,794
Coeficiente d	1,391	1,377	1,417
Coeficiente k	0,5892	0,3744	0,1225
R^2	0,94	0,93	0,92

Tabela 4.5: Coeficientes encontrados para a regressão em função de λ_p nas temperaturas de 400°C, 550°C e 700°C, assim como o R^2 de cada regressão.

Temperatura (°C)	400°C	550°C	700°C
Coeficiente a	2,209	1,444	0,4753
Coeficiente b	2,446	2,525	2,078
Coeficiente c	6,367	6,582	5,874
Coeficiente d	1,717	1,71	1,717
Coeficiente k	0,5913	0,3754	0,1236
R^2	0,94	0,93	0,92

Observa-se que os valores do coeficiente k da regressão aproximam-se de $k_{\sigma,\theta}$, mas não são exatamente iguais. Para torna-los iguais, foi feito um ajuste a partir dos resultados obtidos da equação 4.2, multiplicando-os pela razão entre o valor de $k_{\sigma,\theta}$ da ABNT NBR 14323:2013 e o coeficiente k encontrado em cada temperatura e para cada índice de esbeltez, sendo então feita uma nova regressão. Isso alterou o coeficiente a e o coeficiente k encontrados e, de forma mínima, os demais coeficientes, como mostrados na Tabela 4.6 e na Tabela 4.7. Por exemplo, para a temperatura de 400 °C e índice de esbeltez reduzido λ_l , os dados foram multiplicados pela razão 0,65/0,5892 (1,1031) e então realizado a regressão. Para a mesma temperatura e índice de esbeltez reduzido λ_p , os dados foram multiplicados pela razão 0,65/0,5913 (1,0993) e então realizado a regressão. Esses novos dados ajustados serão chamados de $k_{\sigma,\theta}^{CL-mod}$.

Tabela 4.6: Coeficientes encontrados para a regressão em função de λ_l nas temperaturas de 400°C, 550°C e 700°C, com os resultados da equação 4.2 ajustados, $k_{\sigma,\theta}^{CL-mod}$.

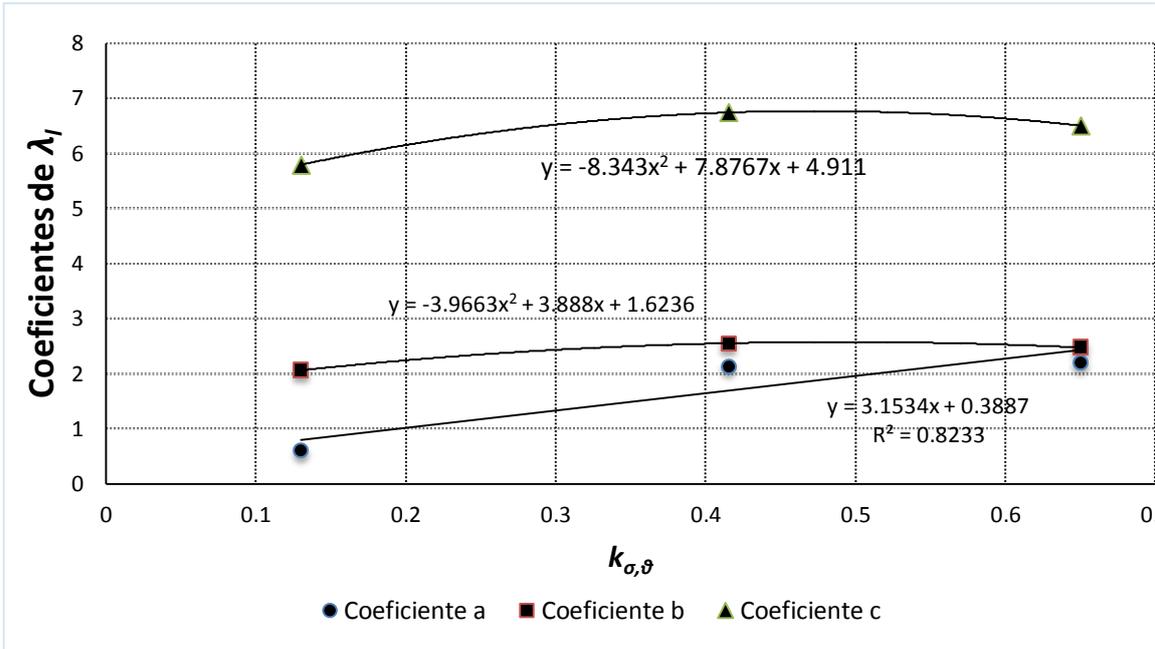
Temperatura (°C)	400°C	550°C	700°C
Coeficiente a	2,198	2,136	0,6004
Coeficiente b	2,475	2,554	2,062
Coeficiente c	6,506	6,743	5,794
Coeficiente d	1,391	1,377	1,417

Temperatura (°C)	400°C	550°C	700°C
Coefficiente k	0,65	0,415	0,13
R^2	0,94	0,93	0,93

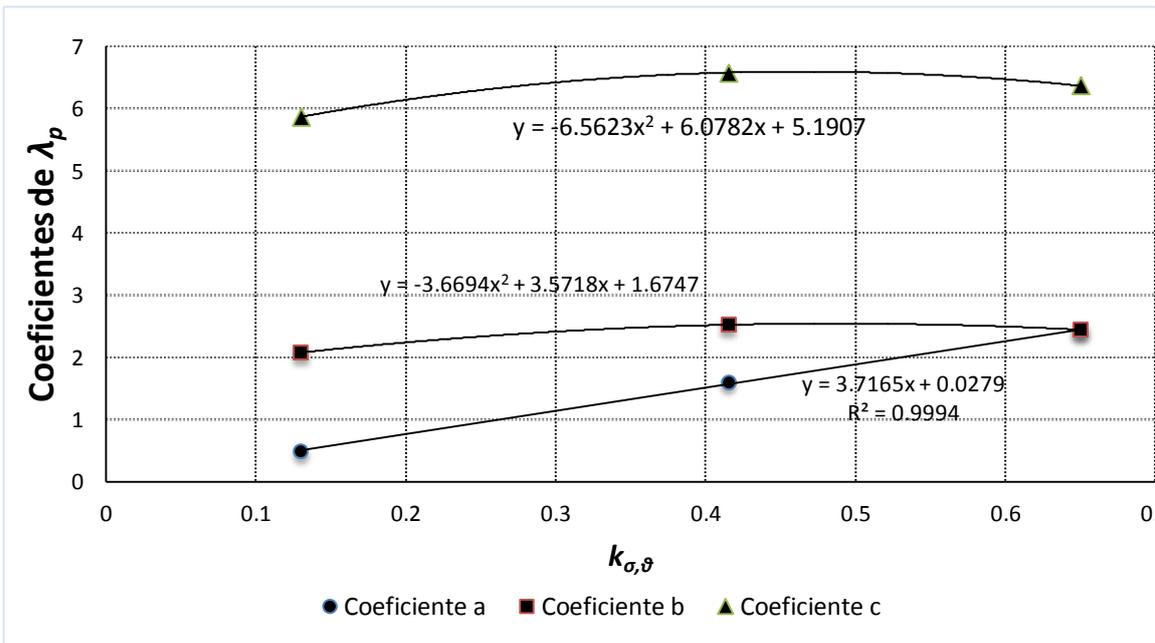
Tabela 4.7: Coeficientes encontrados para a regressão em função de λ_p nas temperaturas de 400°C, 550°C e 700°C, com os resultados da equação 4.2 ajustados, $k_{\sigma,\theta}^{CL-mod}$.

Temperatura (°C)	400°C	550°C	700°C
Coefficiente a	2,429	1,597	0,499
Coefficiente b	2,446	2,525	2,077
Coefficiente c	6,369	6,583	5,87
Coefficiente d	1,717	1,711	1,717
Coefficiente k	0,65	0,415	0,13
R^2	0,94	0,93	0,92

Observou-se também uma certa relação dos coeficientes encontrados com o próprio fator $k_{\sigma,\theta}$ da norma (o que também pode ser associado à temperatura), de forma tal que foi possível a regressão desses coeficiente em função de $k_{\sigma,\theta}$. Foi feito uma regressão linear para o coeficiente a e uma regressão com polinomial de segunda ordem para o coeficiente b e c , como pode ser visto na Figura 4.7 (a) para os coeficientes de λ_l e na Figura 4.7 (b) para os coeficientes de λ_p . O coeficiente d foi considerado uma constante, e foi utilizado apenas a sua média.



(a)



(b)

Figura 4.7: Relação entre os coeficiente da equação 4.3 e $k_{\sigma,\theta}$, para λ_l (a) e para λ_p (b).

A equação final em função de λ_l pode ser escrita como:

$$k'_{\sigma,\theta} = a * (\eta)^b * \exp^{-c * \lambda_l * (\eta)^{1,395}} + k_{\sigma,\theta} \leq k_{y,\theta} \quad (4.5)$$

sendo:

$$a = 3,1534 * k_{\sigma,\theta} + 0,3887$$

$$b = -3,9663 * k_{\sigma,\theta}^2 + 3,888 * k_{\sigma,\theta} + 1,6236$$

$$c = -8,343 * k_{\sigma,\theta}^2 + 7,8767 * k_{\sigma,\theta} + 4,911$$

$$\eta = \frac{b_f}{b_w}$$

E a equação final em função de λ_p pode ser escrita como:

$$k'_{\sigma,\theta} = a * (\eta)^b * \exp^{-c*\lambda_p*(\eta)^{1,715}} + k_{\sigma,\theta} \leq k_{y,\theta}$$

sendo:

$$a = 3,7165 * k_{\sigma,\theta} + 0,0279$$

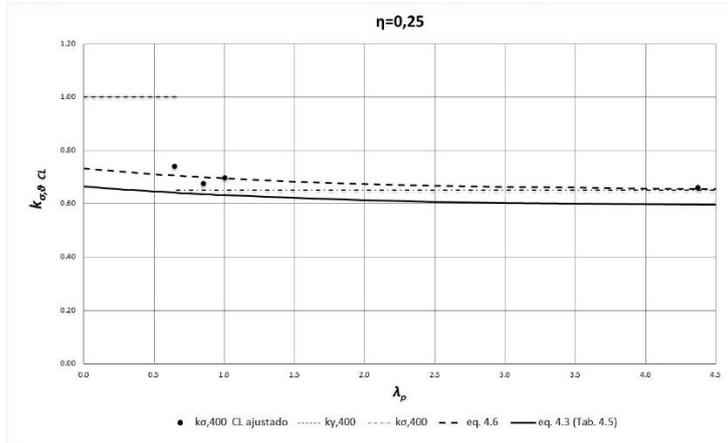
(4.6)

$$b = -3,6694 * k_{\sigma,\theta}^2 + 3,5718 * k_{\sigma,\theta} + 1,6747$$

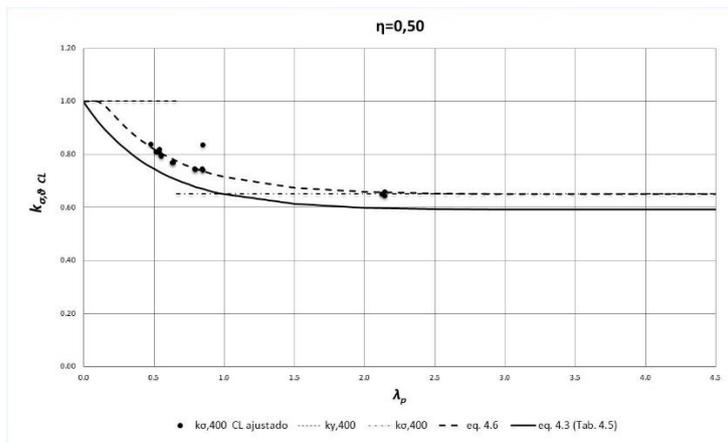
$$c = -6,5623 * k_{\sigma,\theta}^2 + 6,0782 * k_{\sigma,\theta} + 5,1907$$

$$\eta = \frac{b_f}{b_w}$$

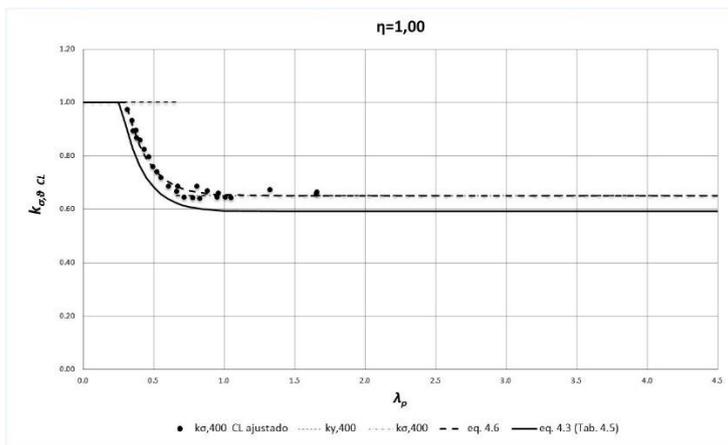
Na Figura 4.8 foram comparadas a equação 4.6, os resultados de $k_{\sigma,\theta}^{CL-mod}$, e os resultados da equação 4.3 utilizando os coeficientes da Tabela 4.5 na temperatura de 400°C. Os valores de η foram fixados em 0,25 (Figura 4.8a), 0,5 (Figura 4.8b) e 1,0 (Figura 4.8c). Essa mesma comparação para as demais temperaturas podem ser encontradas na Figura 4.9 para a temperatura de 550°C e na Figura 4.10 para a temperatura de 700°C.



(a)

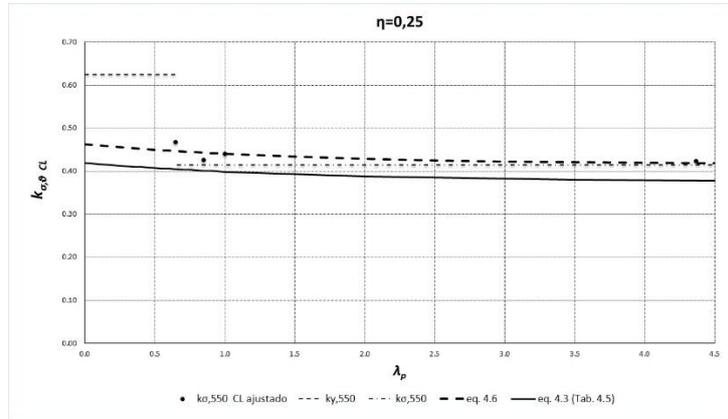


(b)

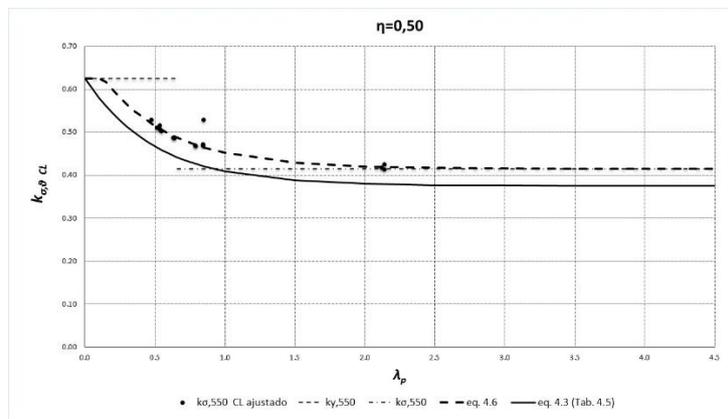


(c)

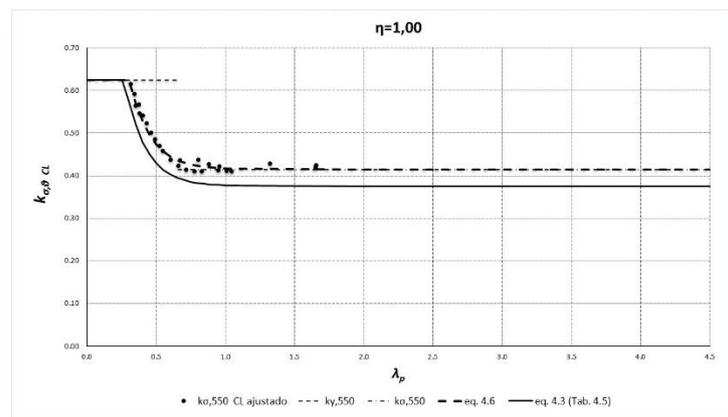
Figura 4.8: Comparação entre a equação 4.6, os resultados de $k_{\sigma,\theta}^{CL-mod}$ e a equação 4.3 com os coeficientes da Tabela 4.5 na temperatura de 400 °C, com η fixo no valor de 0,25 (a), 0,5 (b) e 1,0 (c).



(a)

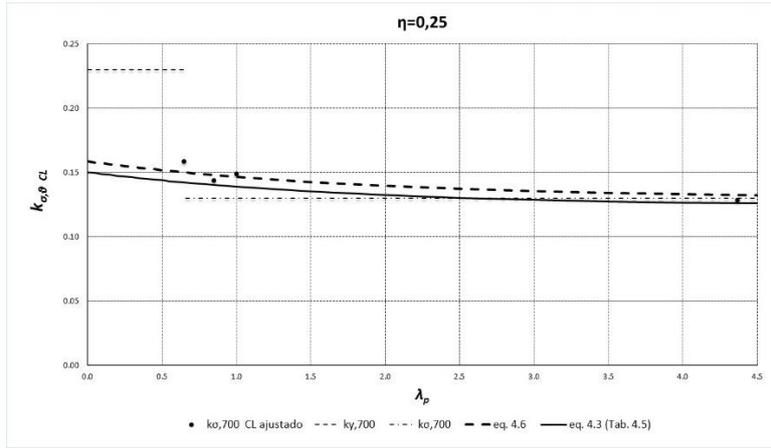


(b)

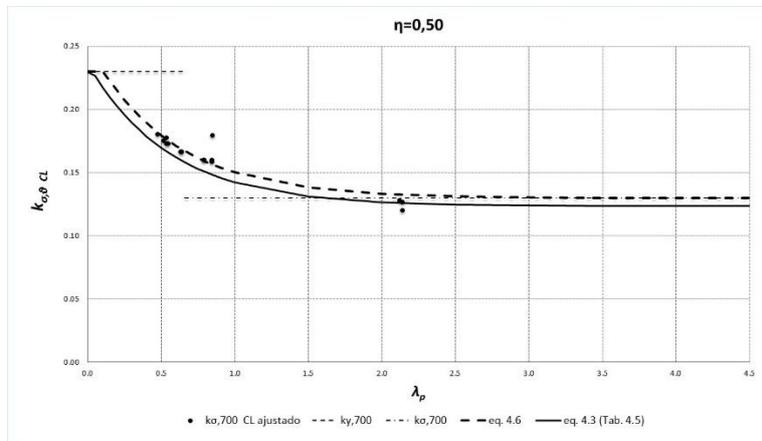


(c)

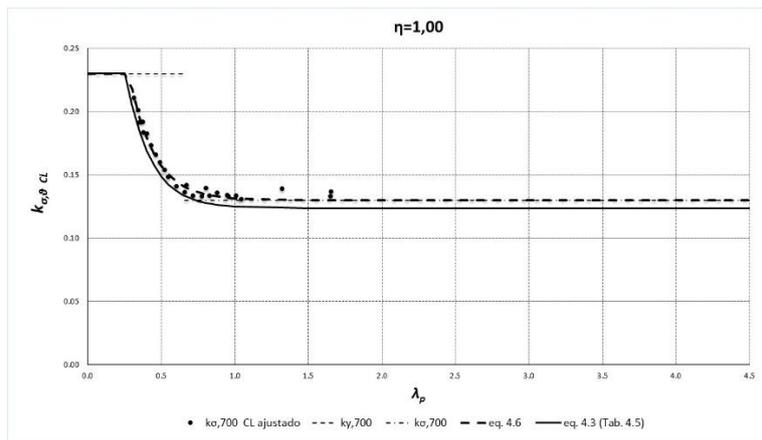
Figura 4.9: Comparação entre a equação 4.6, os resultados de $k_{\sigma,\theta}^{CL-mod}$ e a equação 4.3 com os coeficientes da Tabela 4.5 na temperatura de 550 °C, com η fixo no valor de 0,25 (a), 0,5 (b) e 1,0 (c).



(a)



(b)



(c)

Figura 4.10: Comparação entre a equação 4.6, os resultados de $k_{\sigma,\theta}^{CL-mod}$ e a equação 4.3 com os coeficientes da Tabela 4.5 na temperatura de 700 °C, com η fixo no valor de 0,25 (a), 0,5 (b) e 1,0 (c).

A Figura 4.11, Figura 4.12 e Figura 4.13 mostram vários gráficos dos valores calculados pela equação 4.6, variando com a temperatura e com λ_p , com valores fixos para η de 0,25, 0,50 e 1,00, respectivamente.

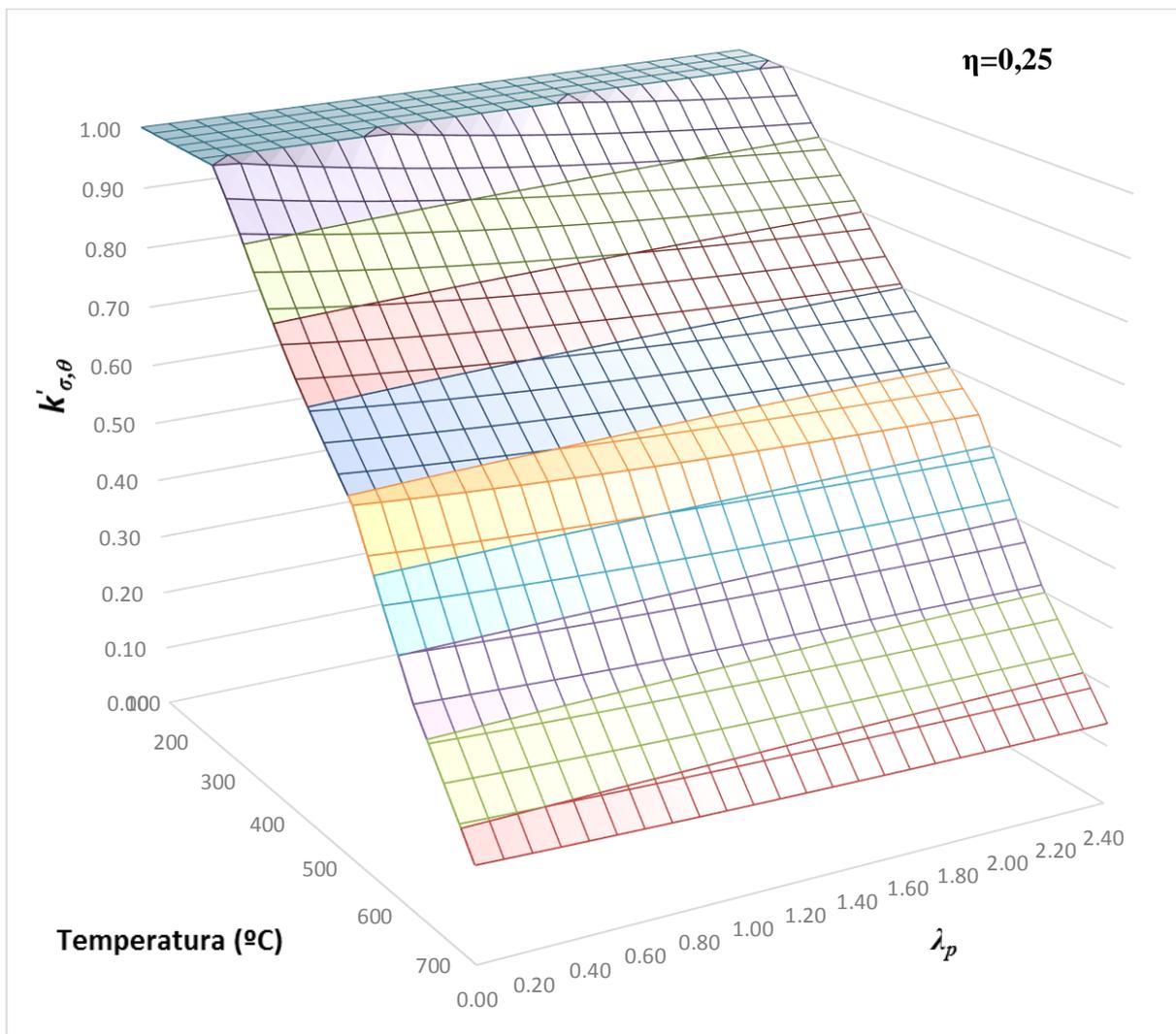


Figura 4.11: Gráfico com os valores da equação 4.6 ($k'_{\sigma,\theta}$) em função da Temperatura (°C) e de λ_p , para η fixo em 0,25.

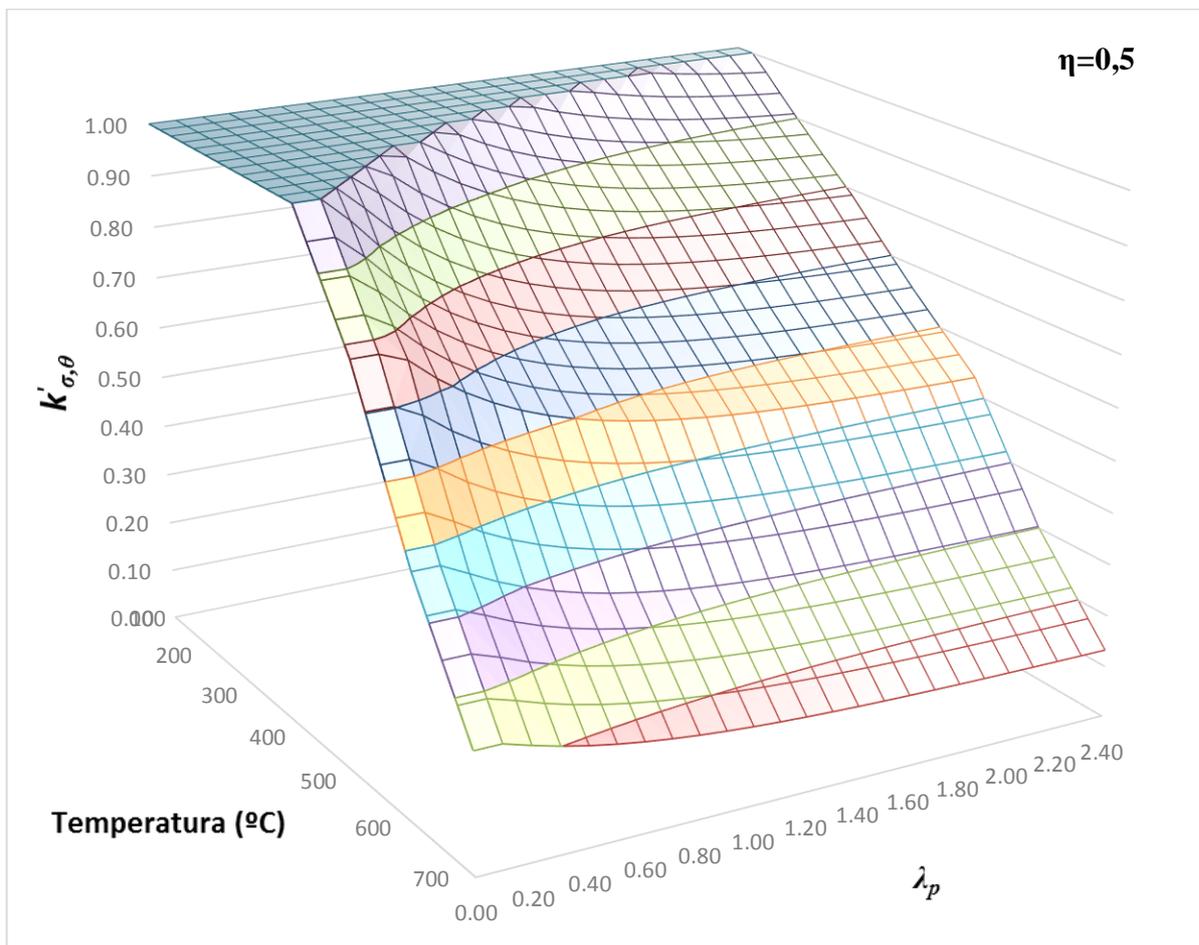


Figura 4.12: Gráfico com os valores da equação 4.6 ($k'_{\sigma,\theta}$) em função da Temperatura (°C) e de λ_p , para η fixo em 0,5.

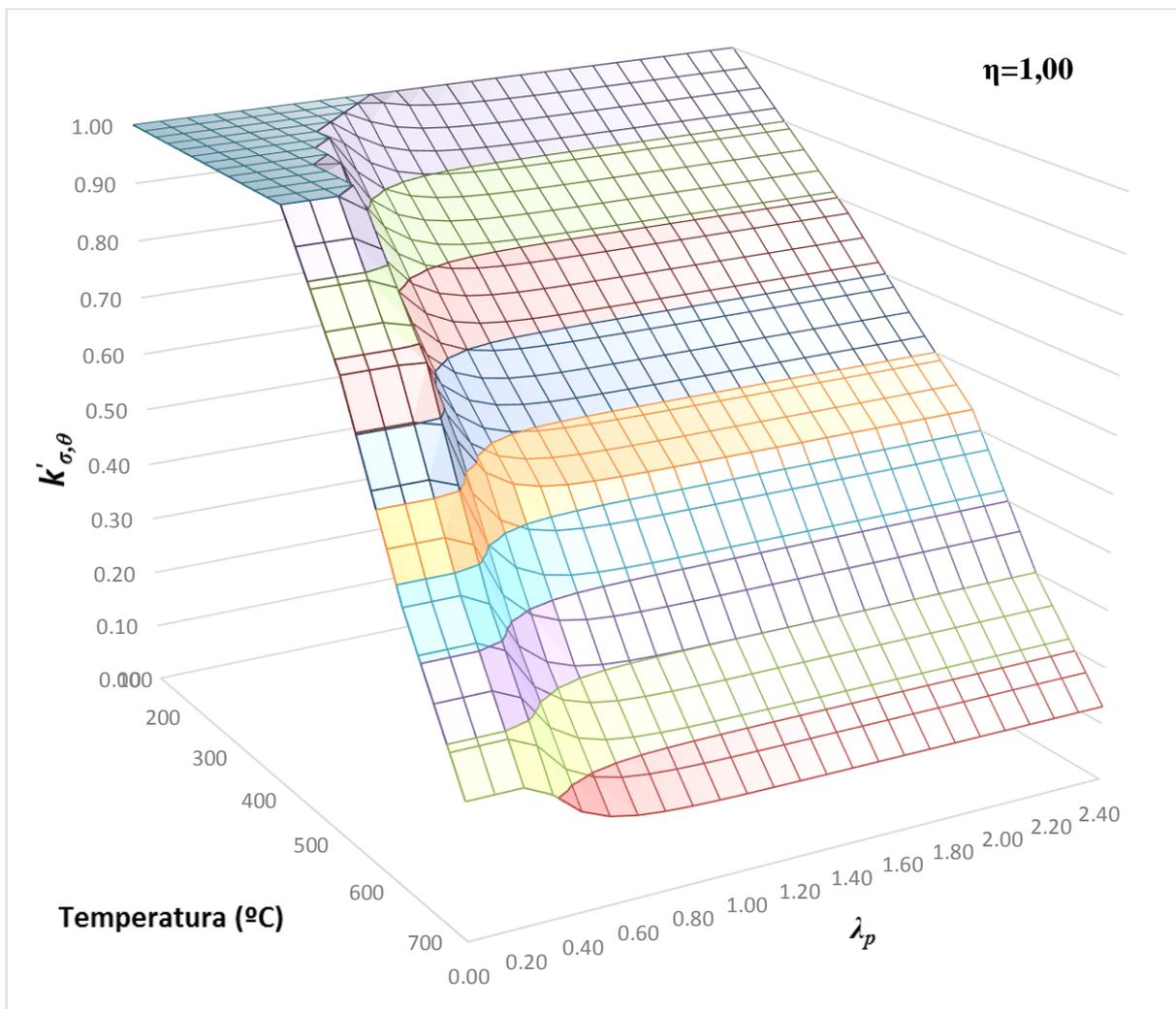


Figura 4.13: Gráfico com os valores da equação 4.6 ($k'_{\sigma,\theta}$) em função da Temperatura (°C) e de λ_p , para η fixo em 1,00.

Na Tabela 4.8 e na Tabela 4.9 são comparados a razão entre os valores da equação 4.6 e os resultados numéricos de $k_{\sigma,\theta}^{CD}$ e $k_{\sigma,\theta}^{CL}$. Como era esperado, os resultados da equação 4.6 são, aproximadamente, 10% maiores, visto que essa é a ordem de grandeza do ajuste realizado em $k_{\sigma,\theta}^{CL-mod}$.

Tabela 4.8: Valores de mínimo, máximo, média e coeficiente de variação da razão entre os valores calculados pela equação 4.6 e os resultados numéricos de $k_{\sigma,\theta}^{CD}$.

	<i>Temperatura</i>	<i>Máximo</i>	<i>Mínimo</i>	<i>Média</i>	<i>C.O.V. (%)</i>
$\frac{k_{\sigma,\theta}^{eq.4.6}}{k_{\sigma,\theta}^{CD}}$	400 °C	1,31	0,97	1,12	5,7
	550 °C	1,22	0,95	1,10	6,5
	700 °C	1,44	0,93	1,19	6,5

Tabela 4.9: Valores de mínimo, máximo, média e coeficiente de variação da razão entre os valores calculados pela equação 4.6 e os resultados numéricos de $k_{\sigma,\theta}^{CL}$.

	<i>Temperatura</i>	<i>Máximo</i>	<i>Mínimo</i>	<i>Média</i>	<i>C.O.V. (%)</i>
$\frac{k_{\sigma,\theta}^{eq.4.6}}{k_{\sigma,\theta}^{CL}}$	400 °C	1,15	0,97	1,1	2,4
	550 °C	1,22	0,85	1,09	6,3
	700 °C	1,29	0,94	1,13	6,6

4.4 Comparação com Costa (2012)

Na Figura 4.14 encontram-se os valores calculados pela equação 4.5, $k'_{\sigma,\theta}$, e pela equação 2.23 proposta por Costa (2012), ambas em função de λ_i . Pode-se observar que a equação 2.23 obteve resultados numericamente maiores na região da transição. Uma das possíveis explicações é a metodologia de cálculo utilizado por Costa (2012). Como a equação 4.2 utiliza apenas os resultados numéricos, não há a inclusão de erros devido às equações analíticas para o cálculo da área efetiva ou para qualquer outro cálculo disposto em norma, como ocorre para as equações propostas por Costa (2012). Além disso, apesar da equação 2.23 levar em consideração o parâmetro η , ele o faz de forma simplificada, diferentemente da equação 4.5.

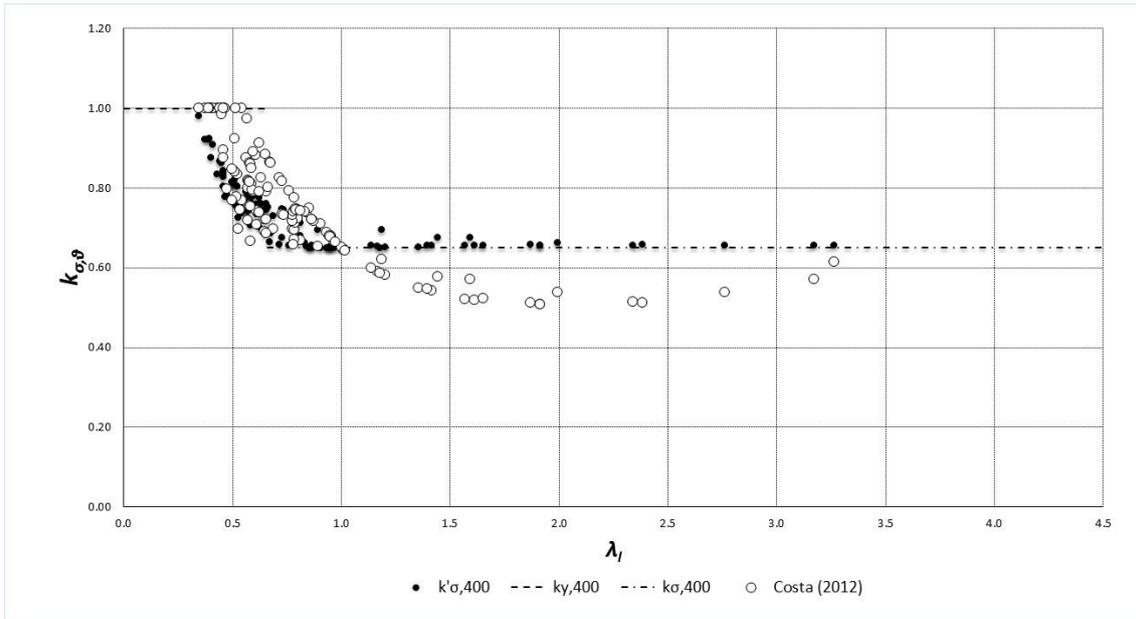
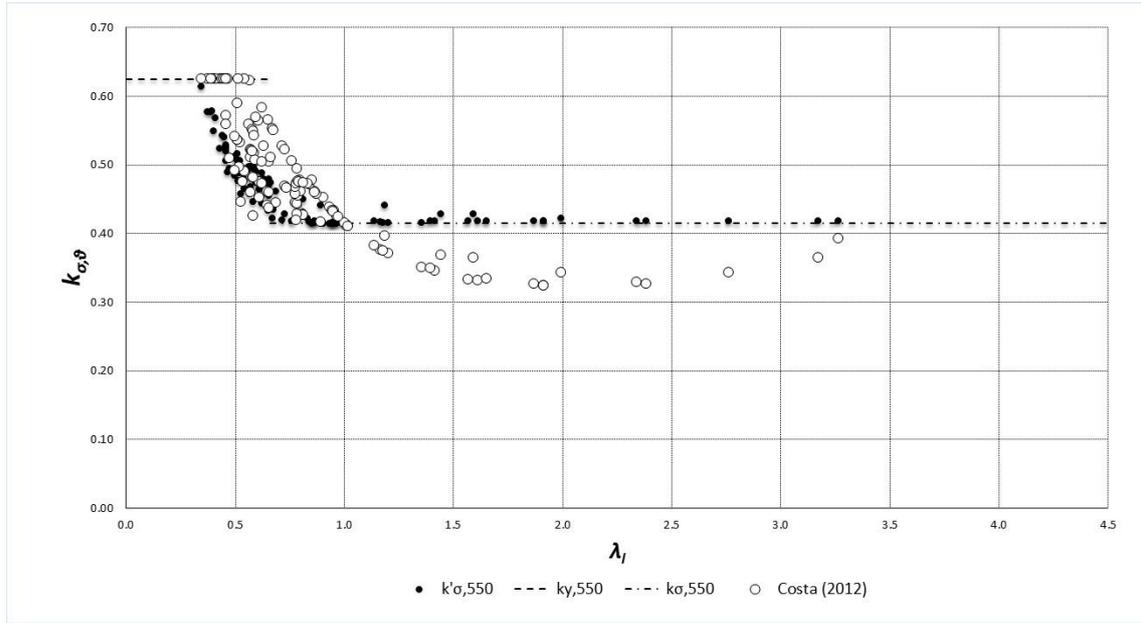
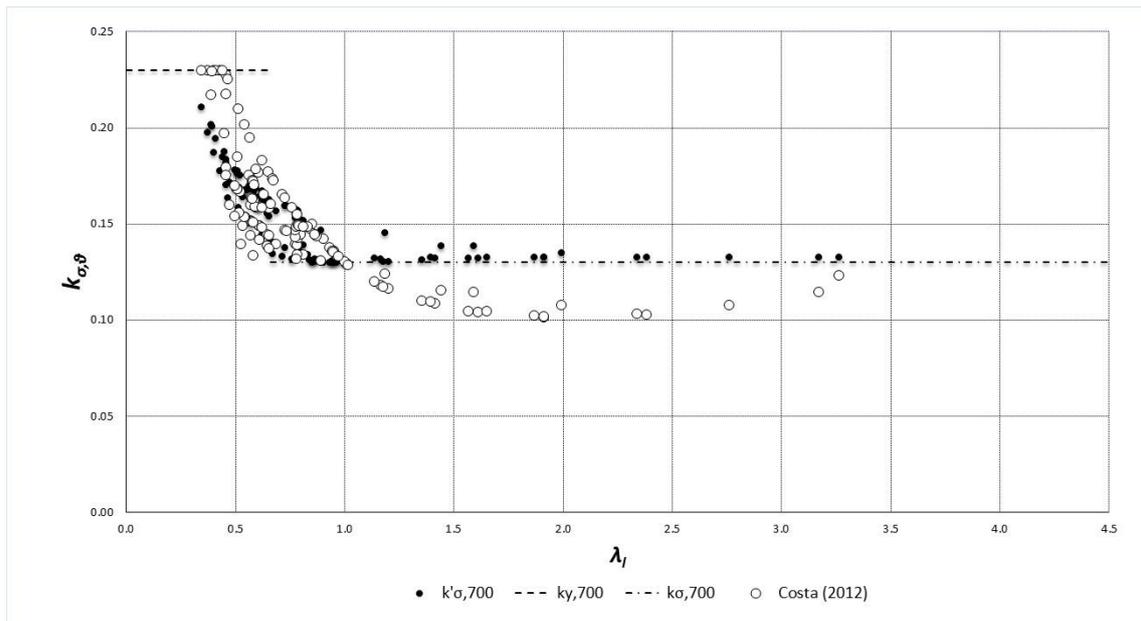


Figura 4.14: Comparação entre os valores teóricos de $k'_{\sigma,\theta}$ calculados pela equação 4.5 ($k'_{\sigma,400}$) e com a equação 2.23 proposta por Costa (2012), para a temperatura de 400°C.

Na Figura 4.15 encontram-se essa mesma comparação para as temperaturas de 550°C e 700°C.



(a)



(b)

Figura 4.15: Comparação entre os valores teóricos de $k'_{\sigma,\theta}$ calculados pela equação 4.5 ($k'_{\sigma,400}$) e com a equação 2.23 proposta por Costa (2012), para as temperaturas de 550°C (a) e 700°C (b).

Na Tabela 4.10 está disposta a razão entre os resultados da equação 2.23 proposto por Costa (2012), $k_{\sigma,\theta}^{\text{Costa}}$, e os resultados numéricos ajustados, $k_{\sigma,\theta}^{\text{CL-mod}}$. Apesar de, na média, o resultado ser próximo de 1,0, observa-se uma grande dispersão nos resultados.

Tabela 4.10: Valores de mínimo, máximo, média e coeficiente de variação da razão entre os valores calculados pela equação 2.23 proposto por Costa (2012), $k_{\sigma,\theta}^{Costa}$, e os resultados numéricos de $k_{\sigma,\theta}^{CL-mod}$.

	<i>Temperatura</i>	<i>Máximo</i>	<i>Mínimo</i>	<i>Média</i>	<i>C.O.V. (%)</i>
$\frac{k_{\sigma,\theta}^{Costa}}{k_{\sigma,\theta}^{CL-mod}}$	400 °C	1,35	0,77	1,03	12,6
	550 °C	1,36	0,76	1,03	12,5
	700 °C	1,36	0,78	1,00	13,6

Da mesma forma, a Tabela 4.11 apresenta a comparação entre os valores calculados pela equação 4.5, $k'_{\sigma,\theta}$, e os resultados numéricos de $k_{\sigma,\theta}^{CL-mod}$.

Tabela 4.11: Valores de mínimo, máximo, média e coeficiente de variação da razão entre os valores calculados pela equação 4.5, $k'_{\sigma,\theta}$, e os resultados numéricos de $k_{\sigma,\theta}^{CL-mod}$.

	<i>Temperatura</i>	<i>Máximo</i>	<i>Mínimo</i>	<i>Média</i>	<i>C.O.V. (%)</i>
$\frac{k'_{\sigma,\theta}}{k_{\sigma,\theta}^{CL-mod}}$	400 °C	1,04	0,88	1,00	2,4
	550 °C	1,04	0,88	1,00	2,4
	700 °C	1,10	0,87	1,01	3,2

4.5 Força Axial de Compressão Resistente de Cálculo

Nesta seção foi comparado a força axial de compressão resistente de cálculo, $N_{fi,Rd}$, utilizando os fatores de redução da resistência ao escoamento do aço em temperatura elevada calculados conforme a ABNT NBR 14323:2013, os fatores de redução calculados pela equação proposta por Costa (2012), e os fatores de redução calculados com a equação 4.5, tendo sempre como referência as forças máximas calculadas numericamente para o grupo CD, $N_{u,20}^{CD}$. Observe que $N_{fi,Rd}$ é calculado tanto para flambagem local quanto flambagem distorcional, sendo utilizado o menor valor entre ambos.

Na Tabela 4.12, estão listados os valores de mínimo, máximo, média e o coeficiente de variação da razão entre a força axial de compressão resistente de cálculo conforme a ABNT NBR 14323:2013, $N_{fi,\theta,NBR}^{CD}$, e os resultados numéricos $N_{u,\theta}^{CD}$, para as temperaturas de 20°C, 400°C, 550°C e 700°C. Observa-se uma variação grande nos resultados, independente da temperatura.

Tabela 4.12: Valores de mínimo, máximo, média e coeficiente de variação da razão entre a força axial de compressão resistente de cálculo calculado segundo a norma ABNT NBR 14323:2013 e os resultados numéricos $N_{u,\theta}^{CD}$.

	<i>Temperatura</i>	<i>Máximo</i>	<i>Mínimo</i>	<i>Média</i>	<i>C.O.V. (%)</i>
$\frac{N_{fi,\theta,NBR}^{CD}}{N_{u,\theta}^{CD}}$	20 °C	1,42	0,6	0,92	19,1
	400 °C	1,39	0,65	1,00	17,5
	550 °C	1,38	0,63	0,99	19,2
	700 °C	1,46	0,68	1,02	22,6

Nesta segunda comparação, estão apresentados na Tabela 4.13 os valores de mínimo, máximo, média e coeficiente de variação da razão entre a força axial de compressão resistente de cálculo utilizando os fatores de redução calculados pela equação 2.23 desenvolvida por Costa (2012), $N_{fi,\theta,Costa}^{CD}$, e os resultados numéricos $N_{u,\theta}^{CD}$, para as temperaturas de 400°C, 550°C e 700°C.

Tabela 4.13: Valores de mínimo, máximo, média e coeficiente de variação da razão entre a força axial de compressão resistente de cálculo, utilizando o fator de redução da equação 2.23, $N_{fi,\theta,Costa}^{CD}$, e os resultados numéricos $N_{u,\theta}^{CD}$.

	<i>Temperatura</i>	<i>Máximo</i>	<i>Mínimo</i>	<i>Média</i>	<i>C.O.V. (%)</i>
$\frac{N_{fi,\theta,Costa}^{CD}}{N_{u,\theta}^{CD}}$	20 °C	1,42	0,6	0,92	19,1
	400 °C	1,60	0,62	1,04	16,2
	550 °C	1,59	0,61	1,04	15,95
	700 °C	1,66	0,64	1,00	19,12

Em relação à metodologia utilizada pela ABNT NBR 14323:2013, houve uma melhora na dispersão dos resultados, mas esta ainda continua elevada, com valores de máximos 60% maiores do que os resultados numéricos.

Por fim, na Tabela 4.14 estão apresentados os valores de mínimo, máximo, média e coeficiente de variação da razão entre a força axial de compressão resistente de cálculo utilizando os fatores de redução calculados pela equação 4.5, $N_{fi,\theta}^{CD}$, e os resultados numéricos $N_{u,\theta}^{CD}$, para as temperaturas de 400°C, 550°C e 700°C. Neste caso, também houve uma melhora na dispersão dos resultados, além de uma melhora nos valores máximos em relação ao que foi obtido com a equação de Costa (2012).

Tabela 4.14: Valores de mínimo, máximo, média e coeficiente de variação da razão entre a força axial de compressão resistente de cálculo, utilizando o fator de redução da equação 4.5, $N_{fi,\theta}^{CD}$, e os resultados numéricos $N_{u,\theta}^{CD}$.

	<i>Temperatura</i>	<i>Máximo</i>	<i>Mínimo</i>	<i>Média</i>	<i>C.O.V. (%)</i>
$\frac{N_{fi,\theta}^{CD}}{N_{u,\theta}^{CD}}$	400 °C	1,39	0,66	1,02	14,9
	550 °C	1,38	0,65	1,02	14,65
	700 °C	1,44	0,66	1,01	17,14

CAPÍTULO 5 - CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Este trabalho apresenta um estudo sobre o fator de redução da resistência ao escoamento do aço para perfis formados a frio, com seção transversal do tipo U enrijecido, em situação de incêndio.

Para alcançar tal objetivo, foram analisados 126 perfis, com dois comprimentos de barra distintos. Os perfis foram simulados utilizando o software ABAQUS, identificando-se os modos de falha (local ou distorcional) e a força máxima suportada pelos perfis. Com esses resultados, foram calculados os valores numéricos do fator de redução da resistência ao escoamento do aço de seções sujeitas à flambagem local em temperatura elevada, $k_{\sigma,\theta}$, e verificado a sua variação em função do índice de esbeltez reduzido tanto para flambagem local (λ_l) quanto para flambagem distorcional (λ_{dist}). Não foi observada diferença significativa entre os dois modos, referente ao efeito que o modo de falha possa causar na variação do fator de redução calculado numericamente.

Dessa forma, foi desenvolvida uma equação para representar o comportamento do fator de redução obtido numericamente, em função do índice de esbeltez reduzido associado à flambagem local (λ_l ou λ_p) e da razão entre os valores nominais da mesa e da alma do perfil (η).

Quando foram comparados os valores da força axial de compressão resistente calculados com o fator de redução dado em norma, com os resultados de força axial de compressão resistente obtidos numericamente, observou-se uma grande diferença entre os resultados. Ao substituir os valores do fator de redução dado em norma pelos valores calculados pela equação proposta neste trabalho, há uma diminuição significativa dessa diferença.

Concluindo, este estudo propõem a utilização das equações encontradas, de forma a ajustar a metodologia de cálculo, visto que, no entorno da esbeltez limite ($\lambda_{p,lim}$) a utilização de $k_{y,\theta}$ leva a forças resistentes muito elevadas e a utilização de $k_{\sigma,\theta}$ acarreta em

perda exagerada da força resistente de alguns perfis, quando comparados com os resultados numéricos obtidos neste trabalho.

No entanto, como a flambagem global esteve fora do escopo deste trabalho, é importante um estudo futuro sobre o efeito da flambagem global no fator de redução da resistência do aço em temperatura elevada. Além disso, é interessante que os resultados e conclusões deste trabalho sejam confirmados por resultados experimentais.

CAPÍTULO 6 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABNT NBR 14323:2013. Associação Brasileira de Normas Técnicas. Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios em Situação de Incêndio, 2013.

ABNT NBR 14762:2010. Associação Brasileira de Normas Técnicas. Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio, 2010.

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

ABNT NBR 8800:2008. Associação Brasileira de Normas Técnicas. Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios.

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

Australian/New Zealand Standard AS/NZS 4600:2005, Cold-formed Steel Structures, Sydney, Australia

Callister Jr., W. D. Propriedades Mecânicas dos Metais. In: Callister Jr., W. D. *Ciência e Engenharia de Materiais: Uma Introdução*. 7. ed. Rio de Janeiro: LTC S.A., p. 98-128, 2008

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

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

Dolamune Kankanamge (2009), Flexural Behavior of Cold-Formed Steel Beams at Elevated Temperatures, 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 1993-1-3:2001. 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.

EN 1993-1-5:2004. Eurocode 3: Design of Steel Structures, Part 1.5: Plated Structural Elements. 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.

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

MathWorks (2013). *Software MATLAB R2013b*. *The MathWorks, Inc.*, USA. Disponível em <http://www.mathworks.com>

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

Outinen, J. (2001), High-Temperature Testing of Structural Steel and Modelling of structures at fire temperatures. Research Report, Helsinki University of Technology, Laboratory of Steel Structures, Espoo, 2001.

Ranawaka, T.; Mahedran. M. (2009), Distorcional Buckling tests of cold-formed steel compression members at elevated temperatures; *Journal of Constructional Steel Research* 65: pp. 249-259.

Ranawaka, T.; Mahedran. M. (2010), Numerical modelling of light gauge cold-formed steel compression members subjected to distortional buckling at elevated temperatures; *Thin Walled Structures* 48: pp. 334-344.

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

Sarawit, A. (2006); CUTWP: Cornell University Thin-Walled Section Properties, Disponível em <http://www.ce.jhu.edu/bschafer/cutwp>

Schafer, B.W. (1998), Computational modeling of cold-formed steel: characterizing geometric imperfections and residual stresses; *Journal of Constructional Steel Research* 47: pp. 193-210.

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.

Schafer, B.W. (2010), Computational modeling of cold-formed of cold-formed steel; *Thin Walled Structures* 48: pp. 752-762.

Simulia Corp. (2013). *Software ABAQUS/CAE, versão 6.13*. Dessault Systemes Simulia Corp., USA. Disponível em <http://www.simulia.com>

CAPÍTULO 7 - ANEXO A

Os perfis analisados em temperatura ambiente e em temperatura elevada, simulado com o comprimento da barra para flambagem distorcional (grupo CD) estão na Tabela 7.1. Estão apresentados os valores da força máxima do perfil para as temperaturas de 20°C, 400°C, 550°C e 700°C ($N_{u,\theta}$), além dos valores calculados para o fator de redução teórico da resistência ao escoamento do perfil para o grupo CD ($k_{\sigma,\theta}^{CD}$). Os valores nominais do perfil estão em milímetros, assim como o comprimento L . O campo *Falha* é o tipo de falha visualizado no ABAQUS no momento em que o perfil alcançou a sua força máxima.

Os perfis analisados em temperatura ambiente e em temperatura elevada, simulado com o comprimento da barra para flambagem local (grupo CL) estão na Tabela 7.2. Estão apresentados os valores da força máxima do perfil para as temperaturas de 20°C, 400°C, 550°C e 700°C ($N_{u,\theta}$), além dos valores calculados para o fator de redução teórico da resistência ao escoamento do perfil para o grupo CL ($k_{\sigma,\theta}^{CL}$). Os valores nominais do perfil estão em milímetros, assim como o comprimento L . O campo *Falha* é o tipo de falha visualizado no ABAQUS no momento em que o perfil alcançou a sua força máxima.

Tabela 7.1: Comparação dos resultados da norma com os numéricos em temperatura ambiente, para os perfis de comprimento distorcional

Perfil (bw x bf x D x t)	L (mm)	Falha	$N_{u,20}$	$N_{u,400}$	$K'_{\sigma,400}$	$N_{u,550}$	$K'_{\sigma,550}$	$N_{u,700}$	$k'_{\sigma,700}$
45 x 23 x 3.6 x 0.90	100	Local-Dist	15.3	10.9	0.71	6.9	0.45	2.36	0.15
48 x 29 x 3.8 x 0.95	120	Dist	18.8	11.6	0.62	7.36	0.39	2.39	0.13
50 x 25 x 10.0 x 1.50	180	Local	39.7	27.5	0.69	17.3	0.44	6.13	0.15
50 x 35 x 10.0 x 2.00	200	Local	64.9	52.6	0.81	32.9	0.51	11.7	0.18
50 x 40 x 15.0 x 2.00	300	Local	75.2	59.7	0.79	37.4	0.50	13.5	0.18
50 x 50 x 10.0 x 2.00	250	Dist	68.7	45.6	0.66	28.9	0.42	9.72	0.14
57 x 50 x 17.0 x 2.00	400	Local	89.9	67.3	0.75	42.3	0.47	14.9	0.17
60 x 48 x 4.8 x 1.20	200	Dist	25.9	16.1	0.62	10.4	0.40	3.11	0.12
70 x 25 x 10.0 x 2.00	160	Local	62.5	42.3	0.68	26.6	0.43	9.28	0.15
70 x 70 x 5.6 x 1.40	275	Dist	30.5	19.9	0.65	12.8	0.42	3.82	0.13
70 x 84 x 5.6 x 1.40	300	Dist	26.5	17.7	0.67	11.4	0.43	3.39	0.13
75 x 37 x 15.0 x 2.00	300	Local	79.7	53.2	0.67	33.6	0.42	11.6	0.15
75 x 40 x 8.0 x 2.00	200	Dist	77.1	51.8	0.67	32.6	0.42	11.4	0.15
75 x 40 x 12.0 x 2.00	250	Local	81.1	55.1	0.68	34.6	0.43	12.2	0.15
75 x 40 x 15.0 x 2.00	300	Local	83	55.9	0.67	35.2	0.42	12.3	0.15
75 x 40 x 15.0 x 2.50	275	Local	106	77.2	0.73	48.5	0.46	17.2	0.16
75 x 40 x 16.4 x 2.00	350	Local	85.2	55.9	0.66	35.3	0.41	12.2	0.14
75 x 50 x 15.0 x 2.00	350	Local	92.9	62.6	0.67	39.4	0.42	13.8	0.15
75 x 50 x 17.0 x 2.00	400	Local	94.7	63.3	0.67	39.9	0.42	13.8	0.15
75 x 60 x 15.0 x 2.00	400	Local	103	69.3	0.67	43.7	0.42	15.1	0.15
75 x 75 x 15.0 x 2.00	450	Dist	111	69.7	0.63	44	0.40	14.9	0.13
81 x 90 x 24.0 x 1.50	900	Local	82.9	47.9	0.58	30.3	0.37	9.95	0.12
81 x 90 x 25.5 x 1.50	950	Local	83.2	47.8	0.57	30.4	0.37	9.9	0.12
84 x 84 x 5.6 x 1.40	300	Dist	27.4	18.2	0.66	11.7	0.43	3.5	0.13
84 x 120 x 8.0 x 2.00	400	Dist	52.3	34.6	0.66	22.2	0.42	6.67	0.13
84 x 120 x 16.0 x 2.00	700	Dist	121	70.2	0.58	44.9	0.37	13.9	0.11
85 x 25 x 10.0 x 2.00	160	Local	67.4	43.2	0.64	27.2	0.40	9.43	0.14

Perfil (bw x bf x D x t)	L (mm)	Falha	$N_{u,20}$	$N_{u,400}$	$K'_{\sigma,400}$	$N_{u,550}$	$K'_{\sigma,550}$	$N_{u,700}$	$K'_{\sigma,700}$
85 x 50 x 17.0 x 2.00	400	Local	97	62	0.64	39.1	0.40	13.6	0.14
90 x 40 x 12.0 x 0.95	400	Local	27.9	17.3	0.62	10.9	0.39	3.65	0.13
90 x 54 x 3.6 x 0.90	225	Dist	13.7	8.73	0.64	5.63	0.41	1.66	0.12
90 x 72 x 4.8 x 1.20	275	Dist	21.6	14.2	0.66	9.12	0.42	2.71	0.13
96 x 120 x 8.0 x 2.00	400	Dist	53.2	35.4	0.67	22.8	0.43	6.82	0.13
100 x 25 x 10.0 x 2.00	140	Local	65.8	41.8	0.64	26.3	0.40	9.23	0.14
100 x 25 x 10.3 x 1.71	180	Local	53.2	33.7	0.63	21.2	0.40	7.31	0.14
100 x 25 x 10.3 x 2.56	140	Local	91.6	59.8	0.65	37.7	0.41	13.2	0.14
100 x 29 x 11.7 x 2.93	160	Local	117	79.7	0.68	50.2	0.43	17.6	0.15
100 x 40 x 8.0 x 2.00	200	Local-Dist	78	50.8	0.65	31.9	0.41	11.3	0.14
100 x 40 x 10.0 x 2.00	225	Local-Dist	81	52.1	0.64	32.8	0.40	11.6	0.14
100 x 40 x 15.0 x 2.50	275	Local	113	74.1	0.66	46.6	0.41	16.4	0.15
100 x 40 x 15.0 x 2.80	275	Local	130	87.3	0.67	54.9	0.42	19.3	0.15
100 x 40 x 15.0 x 3.25	250	Local	155	112	0.72	70.2	0.45	24.8	0.16
100 x 50 x 10.0 x 2.00	275	Local-Dist	92.8	58.6	0.63	36.9	0.40	12.8	0.14
100 x 50 x 12.0 x 2.00	300	Local	91.9	59.5	0.65	37.5	0.41	13.2	0.14
100 x 50 x 17.0 x 2.60	350	Local	138	92.5	0.67	58.2	0.42	20.4	0.15
100 x 50 x 17.0 x 3.00	350	Local	162	114	0.70	71.7	0.44	25.2	0.16
100 x 50 x 17.0 x 3.35	300	Local	179	132	0.74	82.7	0.46	29.4	0.16
100 x 50 x 20.5 x 2.56	400	Local	139	90.7	0.65	57.2	0.41	19.8	0.14
100 x 50 x 20.5 x 2.93	400	Local	162	111	0.69	69.7	0.43	24.3	0.15
100 x 60 x 15.0 x 2.00	450	Local	104	65.3	0.63	41.1	0.40	14.3	0.14
100 x 67 x 27.3 x 2.73	600	Local	182	122	0.67	77.3	0.42	26.6	0.15
100 x 67 x 27.3 x 3.04	550	Local	203	142	0.70	89.3	0.44	31.2	0.15
100 x 67 x 27.3 x 3.42	550	Local	230	168	0.73	106	0.46	37.3	0.16
100 x 68 x 17.0 x 2.00	500	Local	113	70.8	0.63	44.7	0.40	15.3	0.14
100 x 75 x 15.0 x 2.00	500	Local	117	71.8	0.61	45.4	0.39	15.3	0.13
100 x 75 x 17.0 x 2.00	550	Local	119	72.7	0.61	46	0.39	15.5	0.13

Perfil (bw x bf x D x t)	L (mm)	Falha	$N_{u,20}$	$N_{u,400}$	$K'_{\sigma,400}$	$N_{u,550}$	$K'_{\sigma,550}$	$N_{u,700}$	$K'_{\sigma,700}$
100 x 85 x 15.0 x 2.00	550	Local	124	73.1	0.59	46	0.37	15.3	0.12
100 x 100 x 15.0 x 2.00	600	Dist	121	70.8	0.59	44.9	0.37	14.6	0.12
100 x 100 x 17.0 x 2.00	650	Dist	126	72.2	0.57	45.9	0.36	14.8	0.12
100 x 100 x 25.0 x 4.25	550	Dist	319	228	0.71	143	0.45	49.7	0.16
100 x 100 x 30.0 x 2.00	1000	Local	140	81	0.58	51.5	0.37	17.1	0.12
100 x 100 x 30.0 x 2.14	950	Local	153	91.1	0.60	57.4	0.38	19.3	0.13
100 x 100 x 30.0 x 2.31	950	Local	174	104	0.60	65.1	0.37	22	0.13
100 x 100 x 30.0 x 2.50	900	Local	197	120	0.61	75.9	0.39	25.4	0.13
100 x 100 x 30.0 x 2.73	850	Local	220	139	0.63	87.6	0.40	29.6	0.13
100 x 100 x 30.0 x 3.00	800	Local	248	163	0.66	103	0.42	35.4	0.14
100 x 100 x 30.0 x 3.16	750	Local	263	177	0.67	112	0.43	38.4	0.15
100 x 100 x 30.0 x 3.33	750	Local	279	191	0.68	121	0.43	41.7	0.15
100 x 100 x 30.0 x 3.53	700	Local-Dist	297	214	0.72	135	0.45	51.3	0.17
100 x 100 x 30.0 x 3.75	700	Local-Dist	316	233	0.74	147	0.47	56.3	0.18
100 x 100 x 30.0 x 4.00	650	Local-Dist	337	254	0.75	160	0.47	66.3	0.20
100 x 100 x 30.0 x 4.29	650	Local-Dist	362	276	0.76	173	0.48	46.9	0.13
100 x 100 x 30.0 x 4.62	600	Dist	390	306	0.78	192	0.49	61.4	0.16
100 x 100 x 30.0 x 5.00	600	Dist	397	299	0.75	188	0.47	68.4	0.17
105 x 150 x 30.0 x 2.50	1200	Local-Dist	222	125	0.56	79.4	0.36	25.7	0.12
108 x 54 x 3.6 x 0.90	225	Dist	16.3	10.5	0.64	6.76	0.41	1.98	0.12
108 x 120 x 8.0 x 2.00	450	Dist	55	36.5	0.66	23.5	0.43	6.99	0.13
108 x 120 x 16.0 x 2.00	700	Dist	122	71.6	0.59	45.8	0.38	14.3	0.12
113 x 45 x 6.0 x 1.50	200	Local	55.4	35.3	0.64	22.3	0.40	7.55	0.14
120 x 120 x 8.0 x 2.00	450	Dist	56.1	37.2	0.66	24	0.43	7.13	0.13
125 x 41 x 17.0 x 3.35	275	Local	177	116	0.66	73.3	0.41	25.5	0.14
125 x 50 x 13.4 x 3.35	250	Local	183	124	0.68	77.7	0.42	27.6	0.15
125 x 50 x 17.0 x 3.35	300	Local	193	129	0.67	81.1	0.42	28.5	0.15
125 x 50 x 17.0 x 3.70	300	Local	216	149	0.69	93.9	0.43	33	0.15

Perfil (bw x bf x D x t)	L (mm)	Falha	$N_{u,20}$	$N_{u,400}$	$K'_{\sigma,400}$	$N_{u,550}$	$K'_{\sigma,550}$	$N_{u,700}$	$K'_{\sigma,700}$
125 x 50 x 20.5 x 3.35	350	Local	196	130	0.66	81.9	0.42	28.7	0.15
125 x 80 x 17.0 x 3.35	450	Local	245	166	0.68	105	0.43	36.7	0.15
125 x 100 x 17.0 x 3.35	500	Dist	227	141	0.62	89.2	0.39	29.4	0.13
125 x 125 x 17.0 x 3.35	600	Dist	233	140	0.60	88.9	0.38	28.2	0.12
135 x 54 x 3.6 x 0.90	225	Dist	19.2	12.6	0.66	8.09	0.42	2.38	0.12
135 x 150 x 30.0 x 2.50	1200	Local	223	128	0.57	81.1	0.36	26.8	0.12
144 x 120 x 8.0 x 2.00	450	Dist	58.8	38.6	0.66	24.9	0.42	7.4	0.13
144 x 120 x 16.0 x 2.00	750	Local-Dist	133	76.2	0.57	48.6	0.37	15.4	0.12
150 x 49 x 20.0 x 3.75	350	Local	233	149	0.64	94.2	0.40	32.6	0.14
150 x 50 x 17.0 x 3.35	300	Local	195	125	0.64	78.7	0.40	27.7	0.14
150 x 60 x 6.0 x 1.50	250	Dist	62.9	37.5	0.60	23.8	0.38	7.61	0.12
150 x 60 x 15.0 x 3.75	300	Local	240	160	0.67	100	0.42	35.6	0.15
150 x 60 x 20.0 x 3.75	400	Local	259	168	0.65	106	0.41	36.9	0.14
150 x 60 x 20.0 x 4.25	350	Local	295	200	0.68	126	0.43	44.3	0.15
150 x 60 x 24.6 x 3.75	450	Local	262	169	0.65	107	0.41	37.2	0.14
150 x 80 x 20.0 x 3.75	450	Local	290	193	0.67	121	0.42	43.1	0.15
150 x 100 x 20.0 x 3.75	550	Local	332	219	0.66	138	0.42	47.7	0.14
150 x 150 x 20.0 x 3.75	750	Dist	306	185	0.60	118	0.39	36.9	0.12
168 x 120 x 8.0 x 2.00	450	Dist	61.7	40.1	0.65	25.8	0.42	7.69	0.12
170 x 50 x 17.0 x 3.35	300	Local	207	129	0.62	81.2	0.39	28.4	0.14
180 x 120 x 16.0 x 2.00	800	Dist	138	78.7	0.57	50.3	0.36	15.7	0.11
180 x 150 x 30.0 x 2.50	1300	Local	215	128	0.60	81.4	0.38	26.5	0.12
192 x 120 x 8.0 x 2.00	450	Dist	66.2	43.2	0.65	27.8	0.42	8.25	0.12
200 x 61 x 25.0 x 4.75	400	Local	367	235	0.64	148	0.40	51.7	0.14
200 x 75 x 20.0 x 4.75	400	Local	388	254	0.65	160	0.41	56.6	0.15
200 x 75 x 25.0 x 4.75	450	Local	406	263	0.65	165	0.41	58.1	0.14
200 x 75 x 25.0 x 6.25	400	Local	555	391	0.70	246	0.44	86.8	0.16
200 x 100 x 20.0 x 4.25	550	Local	406	254	0.63	160	0.39	55.5	0.14

Perfil (bw x bf x D x t)	L (mm)	Falha	$N_{u,20}$	$N_{u,400}$	$K'_{\sigma,400}$	$N_{u,550}$	$K'_{\sigma,550}$	$N_{u,700}$	$k'_{\sigma,700}$
200 x 100 x 25.0 x 4.25	650	Local	406	260	0.64	164	0.40	57.7	0.14
200 x 100 x 25.0 x 6.25	500	Local	642	462	0.72	290	0.45	103	0.16
200 x 130 x 25.0 x 4.75	700	Local	540	351	0.65	221	0.41	76.9	0.14
200 x 200 x 25.0 x 4.25	1000	Dist	411	257	0.63	165	0.40	49.9	0.12
200 x 200 x 25.0 x 4.75	950	Dist	503	305	0.61	195	0.39	60.4	0.12
216 x 120 x 8.0 x 2.00	500	Dist	71.4	46.4	0.65	29.9	0.42	8.82	0.12
225 x 150 x 30.0 x 2.50	1300	Local	223	130	0.58	82.7	0.37	26.6	0.12
240 x 120 x 8.0 x 2.00	500	Dist	82.1	53.2	0.65	34.3	0.42	10	0.12
240 x 120 x 16.0 x 2.00	800	Local	139	81.3	0.58	51.8	0.37	16.2	0.12
250 x 75 x 25.0 x 4.75	450	Local	430	267	0.62	168	0.39	58.9	0.14
250 x 100 x 8.0 x 2.00	400	Dist	109	65.6	0.60	41.9	0.38	12.7	0.12
300 x 120 x 8.0 x 2.00	450	Dist	100	65	0.65	41.1	0.41	12.3	0.12
360 x 120 x 8.0 x 2.00	400	Dist	96.3	62	0.64	40	0.42	11.9	0.12
420 x 120 x 8.0 x 2.00	450	Dist	103	64.4	0.63	41.3	0.40	12.3	0.12
480 x 120 x 8.0 x 2.00	500	Dist	110	65.8	0.60	42.8	0.39	12.7	0.12

Tabela 7.2: Comparação dos resultados da norma com os numéricos em temperatura ambiente, para os perfis de comprimento local

Perfil (bw x bf x D x t)	L (mm)	Falha	$N_{u,20}$	$N_{u,400}$	$K_{\sigma,400}^*$	$N_{u,550}$	$K_{\sigma,550}^*$	$N_{u,700}$	$k_{\sigma,700}^*$
45 x 23 x 3.6 x 0.90	40	Local	15.9	12.1	0.76	7.59	0.48	2.71	0.17
48 x 29 x 3.8 x 0.95	40	Local	19.6	14.1	0.72	8.87	0.45	3.12	0.16
50 x 25 x 10.0 x 1.50	40	Local	40.3	30.0	0.74	18.8	0.47	6.81	0.17
50 x 35 x 10.0 x 2.00	40	Local	65.4	55.2	0.84	34.6	0.53	12.50	0.19
50 x 40 x 15.0 x 2.00	40	Local	75.4	62.7	0.83	39.4	0.52	14.20	0.19
50 x 50 x 10.0 x 2.00	50	Local	79.7	62.9	0.79	39.4	0.49	13.90	0.17
57 x 50 x 17.0 x 2.00	50	Local	89.9	68.6	0.76	43.1	0.48	15.10	0.17
60 x 48 x 4.8 x 1.20	40	Local	36.4	23.2	0.64	14.7	0.40	5.06	0.14
70 x 25 x 10.0 x 2.00	60	Local	63.5	44.2	0.70	27.8	0.44	9.88	0.16
70 x 70 x 5.6 x 1.40	50	Local	53.2	32.6	0.61	20.6	0.39	7.04	0.13
70 x 84 x 5.6 x 1.40	50	Local	56.3	34.8	0.62	22	0.39	7.38	0.13
75 x 37 x 15.0 x 2.00	60	Local	80.9	57.0	0.70	35.7	0.44	12.90	0.16
75 x 40 x 8.0 x 2.00	60	Local	77	54.3	0.71	34.1	0.44	12.30	0.16
75 x 40 x 12.0 x 2.00	60	Local	81.2	57.5	0.71	36	0.44	13.00	0.16
75 x 40 x 15.0 x 2.00	60	Local	84.1	59.8	0.71	37.4	0.44	13.50	0.16
75 x 40 x 15.0 x 2.50	60	Local	107	82.3	0.77	51.6	0.48	18.60	0.17
75 x 40 x 16.4 x 2.00	60	Local	85.5	60.8	0.71	38.1	0.45	13.80	0.16
75 x 50 x 15.0 x 2.00	60	Local	93.4	65.8	0.70	41.5	0.44	14.80	0.16
75 x 50 x 17.0 x 2.00	60	Local	95.3	67.3	0.71	42.3	0.44	15.00	0.16
75 x 60 x 15.0 x 2.00	60	Local	102	69.0	0.68	43.5	0.43	15.00	0.15
75 x 75 x 15.0 x 2.00	70	Local	112	70.1	0.63	44.2	0.39	15.10	0.13
81 x 90 x 24.0 x 1.50	90	Local	83	47.9	0.58	30.4	0.37	10.40	0.13
81 x 90 x 25.5 x 1.50	90	Local	83.8	48.2	0.58	30.5	0.36	10.50	0.13
84 x 84 x 5.6 x 1.40	50	Local	58.1	35.2	0.61	22.3	0.38	7.54	0.13
84 x 120 x 8.0 x 2.00	60	Local	120	74.1	0.62	47	0.39	15.60	0.13
84 x 120 x 16.0 x 2.00	120	Local	134	79.9	0.60	50.6	0.38	17.00	0.13
85 x 25 x 10.0 x 2.00	70	Local	66.4	43.0	0.65	27	0.41	9.61	0.14

Perfil (bw x bf x D x t)	L (mm)	Falha	$N_{u,20}$	$N_{u,400}$	$K_{\sigma,400}^*$	$N_{u,550}$	$K_{\sigma,550}^*$	$N_{u,700}$	$K_{\sigma,700}^*$
85 x 50 x 17.0 x 2.00	70	Local	97.6	67.1	0.69	42.1	0.43	15.00	0.15
90 x 40 x 12.0 x 0.95	70	Local	28.3	18.5	0.65	11.7	0.41	3.98	0.14
90 x 54 x 3.6 x 0.90	70	Local	24.9	14.5	0.58	9.3	0.37	2.96	0.12
90 x 72 x 4.8 x 1.20	60	Local	43.8	26.0	0.59	16.5	0.38	5.46	0.12
96 x 120 x 8.0 x 2.00	70	Local	118	71.9	0.61	45.5	0.39	15.10	0.13
100 x 25 x 10.0 x 2.00	90	Local	69.3	42.6	0.61	26.7	0.39	9.46	0.14
100 x 25 x 10.3 x 1.71	80	Local	54.1	34.3	0.63	21.5	0.40	7.64	0.14
100 x 25 x 10.3 x 2.56	60	Local	90.3	60.8	0.67	38.1	0.42	13.60	0.15
100 x 29 x 11.7 x 2.93	70	Local	116	79.7	0.69	50	0.43	17.80	0.15
100 x 40 x 8.0 x 2.00	80	Local	79.9	53.4	0.67	33.5	0.42	12.00	0.15
100 x 40 x 10.0 x 2.00	80	Local	81.8	54.8	0.67	34.4	0.42	12.30	0.15
100 x 40 x 15.0 x 2.50	80	Local	116	79.0	0.68	49.5	0.43	17.80	0.15
100 x 40 x 15.0 x 2.80	80	Local	133	92.4	0.69	58	0.44	20.80	0.16
100 x 40 x 15.0 x 3.25	80	Local	156	115.0	0.74	72.2	0.46	25.80	0.17
100 x 50 x 10.0 x 2.00	80	Local	91	61.3	0.67	38.6	0.42	13.70	0.15
100 x 50 x 12.0 x 2.00	80	Local	92.8	63.0	0.68	39.5	0.43	14.10	0.15
100 x 50 x 17.0 x 2.60	80	Local	137	96.0	0.70	60.3	0.44	21.70	0.16
100 x 50 x 17.0 x 3.00	80	Local	161	118.0	0.73	73.7	0.46	26.50	0.16
100 x 50 x 17.0 x 3.35	80	Local	181	138.0	0.76	86.5	0.48	31.00	0.17
100 x 50 x 20.5 x 2.56	80	Local	139	97.4	0.70	61.1	0.44	22.00	0.16
100 x 50 x 20.5 x 2.93	80	Local	162	117.0	0.72	73.7	0.45	26.60	0.16
100 x 60 x 15.0 x 2.00	80	Local	105	69.3	0.66	43.7	0.42	15.30	0.15
100 x 67 x 27.3 x 2.73	80	Local	180	129.0	0.72	80.8	0.45	28.70	0.16
100 x 67 x 27.3 x 3.04	80	Local	203	151.0	0.74	94.8	0.47	33.90	0.17
100 x 67 x 27.3 x 3.42	80	Local	230	180.0	0.78	113	0.49	40.50	0.18
100 x 68 x 17.0 x 2.00	80	Local	114	72.5	0.64	45.7	0.40	15.80	0.14
100 x 75 x 15.0 x 2.00	80	Local	117	72.2	0.62	45.7	0.39	15.50	0.13
100 x 75 x 17.0 x 2.00	80	Local	119	73.4	0.62	46.4	0.39	15.80	0.13

Perfil (bw x bf x D x t)	L (mm)	Falha	$N_{u,20}$	$N_{u,400}$	$K_{\sigma,400}^*$	$N_{u,550}$	$K_{\sigma,550}^*$	$N_{u,700}$	$K_{\sigma,700}^*$
100 x 85 x 15.0 x 2.00	90	Local	124	73.8	0.60	46.8	0.38	15.70	0.13
100 x 100 x 15.0 x 2.00	100	Local	126	74.1	0.59	46.9	0.37	16.00	0.13
100 x 100 x 17.0 x 2.00	100	Local	128	75.3	0.59	47.7	0.37	16.30	0.13
100 x 100 x 25.0 x 4.25	100	Local	349	284.0	0.81	178	0.51	63.50	0.18
100 x 100 x 30.0 x 2.00	100	Local	138	80.7	0.58	51.2	0.37	17.50	0.13
100 x 100 x 30.0 x 2.14	100	Local	155	90.8	0.59	57.5	0.37	19.60	0.13
100 x 100 x 30.0 x 2.31	100	Local	175	103.0	0.59	65.4	0.37	22.20	0.13
100 x 100 x 30.0 x 2.50	100	Local	196	119.0	0.61	75	0.38	25.40	0.13
100 x 100 x 30.0 x 2.73	100	Local	221	138.0	0.62	87.3	0.40	29.60	0.13
100 x 100 x 30.0 x 3.00	100	Local	249	163.0	0.65	103	0.41	35.10	0.14
100 x 100 x 30.0 x 3.16	100	Local	264	178.0	0.67	112	0.42	38.60	0.15
100 x 100 x 30.0 x 3.33	100	Local	280	194.0	0.69	123	0.44	42.50	0.15
100 x 100 x 30.0 x 3.53	100	Local	298	216.0	0.72	135	0.45	47.00	0.16
100 x 100 x 30.0 x 3.75	100	Local	317	238.0	0.75	150	0.47	52.20	0.16
100 x 100 x 30.0 x 4.00	100	Local	339	265.0	0.78	166	0.49	58.80	0.17
100 x 100 x 30.0 x 4.29	100	Local	363	296.0	0.82	186	0.51	66.20	0.18
100 x 100 x 30.0 x 4.62	100	Local	391	332.0	0.85	209	0.53	74.70	0.19
100 x 100 x 30.0 x 5.00	100	Local	423	375.0	0.89	235	0.56	84.70	0.20
105 x 150 x 30.0 x 2.50	140	Local	223	131.0	0.59	82.9	0.37	27.80	0.12
108 x 54 x 3.6 x 0.90	80	Local	25	15.0	0.60	9.6	0.38	3.01	0.12
108 x 120 x 8.0 x 2.00	80	Local	116	70.1	0.60	44.4	0.38	14.60	0.13
108 x 120 x 16.0 x 2.00	120	Local	135	78.2	0.58	49.6	0.37	16.80	0.12
113 x 45 x 6.0 x 1.50	100	Local	55.4	36.6	0.66	23	0.42	8.08	0.15
120 x 120 x 8.0 x 2.00	80	Local	117	70.2	0.60	44.4	0.38	14.80	0.13
125 x 41 x 17.0 x 3.35	100	Local	180	121.0	0.67	76	0.42	27.20	0.15
125 x 50 x 13.4 x 3.35	100	Local	188	129.0	0.69	80.9	0.43	29.10	0.15
125 x 50 x 17.0 x 3.35	100	Local	194	133.0	0.69	83.6	0.43	30.10	0.16
125 x 50 x 17.0 x 3.70	100	Local	217	154.0	0.71	96.5	0.44	34.60	0.16

Perfil (bw x bf x D x t)	L (mm)	Falha	$N_{u,20}$	$N_{u,400}$	$K^*_{\sigma,400}$	$N_{u,550}$	$K^*_{\sigma,550}$	$N_{u,700}$	$K^*_{\sigma,700}$
125 x 50 x 20.5 x 3.35	100	Local	200	138.0	0.69	86.3	0.43	31.00	0.16
125 x 80 x 17.0 x 3.35	100	Local	242	171.0	0.71	107	0.44	38.10	0.16
125 x 100 x 17.0 x 3.35	120	Local	279	188.0	0.67	119	0.43	41.00	0.15
125 x 125 x 17.0 x 3.35	140	Local	306	191.0	0.62	121	0.40	40.60	0.13
135 x 54 x 3.6 x 0.90	100	Local	25.6	15.1	0.59	9.63	0.38	3.00	0.12
135 x 150 x 30.0 x 2.50	140	Local	220	127.0	0.58	80.6	0.37	27.40	0.12
144 x 120 x 8.0 x 2.00	100	Local	122	71.8	0.59	45.6	0.37	14.80	0.12
144 x 120 x 16.0 x 2.00	120	Local	134	78.4	0.59	49.7	0.37	16.90	0.13
150 x 49 x 20.0 x 3.75	120	Local	235	155.0	0.66	97.7	0.42	34.90	0.15
150 x 50 x 17.0 x 3.35	120	Local	201	131.0	0.65	82.3	0.41	29.50	0.15
150 x 60 x 6.0 x 1.50	140	Local	64.5	40.4	0.63	25.6	0.40	8.32	0.13
150 x 60 x 15.0 x 3.75	120	Local	247	167.0	0.68	105	0.43	37.50	0.15
150 x 60 x 20.0 x 3.75	120	Local	256	174.0	0.68	109	0.43	39.10	0.15
150 x 60 x 20.0 x 4.25	120	Local	297	207.0	0.70	130	0.44	46.50	0.16
150 x 60 x 24.6 x 3.75	120	Local	265	180.0	0.68	113	0.43	40.50	0.15
150 x 80 x 20.0 x 3.75	120	Local	293	203.0	0.69	128	0.44	45.80	0.16
150 x 100 x 20.0 x 3.75	120	Local	327	224.0	0.69	140	0.43	49.50	0.15
150 x 150 x 20.0 x 3.75	160	Local	397	242.0	0.61	153	0.39	51.20	0.13
168 x 120 x 8.0 x 2.00	120	Local	125	72.4	0.58	46.3	0.37	14.90	0.12
170 x 50 x 17.0 x 3.35	140	Local	203	130.0	0.64	81.8	0.40	29.10	0.14
180 x 120 x 16.0 x 2.00	140	Local	134	80.0	0.60	51	0.38	16.90	0.13
180 x 150 x 30.0 x 2.50	160	Local	221	129.0	0.58	81.7	0.37	27.50	0.12
192 x 120 x 8.0 x 2.00	160	Local	123	72.5	0.59	46.2	0.38	14.40	0.12
200 x 61 x 25.0 x 4.75	160	Local	378	246.0	0.65	154	0.41	55.00	0.15
200 x 75 x 20.0 x 4.75	160	Local	399	266.0	0.67	167	0.42	60.00	0.15
200 x 75 x 25.0 x 4.75	160	Local	411	275.0	0.67	172	0.42	61.90	0.15
200 x 75 x 25.0 x 6.25	180	Local	569	415.0	0.73	261	0.46	92.30	0.16
200 x 100 x 20.0 x 4.25	160	Local	395	267.0	0.68	167	0.42	60.10	0.15

Perfil (bw x bf x D x t)	L (mm)	Falha	$N_{u,20}$	$N_{u,400}$	$K_{\sigma,400}^*$	$N_{u,550}$	$K_{\sigma,550}^*$	$N_{u,700}$	$K_{\sigma,700}^*$
200 x 100 x 25.0 x 4.25	160	Local	406	275.0	0.68	172	0.42	61.80	0.15
200 x 100 x 25.0 x 6.25	160	Local	643	474.0	0.74	297	0.46	107.00	0.17
200 x 130 x 25.0 x 4.75	160	Local	535	361.0	0.67	227	0.42	80.00	0.15
200 x 200 x 25.0 x 4.25	225	Local	553	324.0	0.59	205	0.37	68.60	0.12
200 x 200 x 25.0 x 4.75	225	Local	653	393.0	0.60	249	0.38	82.40	0.13
216 x 120 x 8.0 x 2.00	160	Local	126	74.0	0.59	47.2	0.37	14.80	0.12
225 x 150 x 30.0 x 2.50	180	Local	221	131.0	0.59	83.1	0.38	27.50	0.12
240 x 120 x 8.0 x 2.00	180	Local	127	74.4	0.59	47.4	0.37	14.50	0.11
240 x 120 x 16.0 x 2.00	200	Local	142	84.0	0.59	53.5	0.38	17.30	0.12
250 x 75 x 25.0 x 4.75	200	Local	419	270.0	0.64	170	0.41	60.70	0.14
250 x 100 x 8.0 x 2.00	160	Local	121	74.4	0.61	47.2	0.39	15.30	0.13
300 x 120 x 8.0 x 2.00	200	Local	127	75.1	0.59	47.8	0.38	15.00	0.12
360 x 120 x 8.0 x 2.00	225	Local	129	75.5	0.59	48.1	0.37	15.00	0.12
420 x 120 x 8.0 x 2.00	250	Local	127	75.5	0.59	48.1	0.38	15.00	0.12
480 x 120 x 8.0 x 2.00	225	Local	126	75.8	0.60	48.2	0.38	15.40	0.12