

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE MARINGÁ
CENTRO DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL

ALEXANDRE ROSSI

**FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO E DISTORÇÃO DA ALMA
EM VIGAS DE PERFIS I METÁLICOS DUPLAMENTE SIMÉTRICOS**

Maringá - PR
2018

ALEXANDRE ROSSI

**FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO E DISTORÇÃO DA ALMA EM VIGAS
DE PERFIS I METÁLICOS DUPLAMENTE SIMÉTRICOS**

Dissertação apresentada à Universidade Estadual de Maringá, como parte das exigências do Programa de Pós Graduação em Engenharia Civil, na área de concentração Estruturas, para obtenção do título de Mestre.

Orientador: Carlos Humberto Martins

Maringá - PR
2018

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)
(Biblioteca Central - UEM, Maringá, PR, Brasil)

R831f Rossi, Alexandre
Flambagem lateral com torção e distorção da alma em vigas de perfis I metálicos duplamente simétricos / Alexandre Rossi. -- Maringá, 2018.
235 f. : il. color., figs., tabs.

Orientador: Prof. Dr. Carlos Humberto Martins.
Dissertação (mestrado) - Universidade Estadual de Maringá, Centro de Tecnologia, Departamento de Engenharia Civil, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, 2018.

1. Vigas de aço - Flambagem lateral. 2. Distorção da alma. 3. Momento crítico. 4. ABAQUS. 5. GBTUL. I. Martins, Carlos Humberto, orient. II. Universidade Estadual de Maringá. Centro de Tecnologia. Departamento de Engenharia Civil. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil. III. Título.

CDD 21.ed. 624.1821

Mariza Nogami - CRB 9/1569

ALEXANDRE ROSSI

**FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO E DISTORÇÃO DA ALMA EM VIGAS DE
PERFIS I METÁLICOS DUPLAMENTE SIMÉTRICOS**

Dissertação apresentada à Universidade Estadual de Maringá, como requisito para a obtenção do título de mestre em Engenharia Civil (Estruturas).

Aprovado em: ____/____/____

BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Carlos Humberto Martins
Universidade Estadual de Maringá

Prof. Dr. Ênio Carlos Mesacasa Júnior
Universidade Estadual de Maringá

Prof. Dr. Alex Sander Clemente de Souza
Universidade Federal de São Carlos – Campus São Carlos

Aos meus pais, Gilbete e Dirce, a minha namorada, Patrícia, e aos meus irmãos, Fernanda, Igacy e Alberto, sem vocês nada seria possível.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente, agradeço a Deus pelo dom da vida e por todas as coisas que foram agraciadas a mim, as quais me proporcionaram seguir este caminho.

Muitos dizem não acreditar em anjos, porém esses não notam os “anjos de carne e osso” que Deus coloca todos os dias em nossas vidas. A seguir, agradeço a cada um desses “anjos de carne e osso” que sempre me deram suporte e apoio para o meu desenvolvimento profissional e pessoal.

Aos meus pais, Gilbete e Dirce, que nunca mediram esforços para que eu pudesse alcançar meus sonhos, não existem palavras que possam representar o amor e gratidão que sinto por vocês. A minha namorada, Patrícia, que sempre esteve ao meu lado me dando apoio para seguir meus objetivos. Aos meus irmãos, Fernanda, Igacy e Alberto, que sempre me ajudaram e sempre fizeram minha vida mais feliz. A todos os familiares que sempre se fizeram presentes.

Ao meu Professor, amigo e orientador Dr. Carlos Humberto Martins que sempre dedicou seu tempo, conhecimento e esforço ao meu desenvolvimento no meio científico e acadêmico, sempre o terei como exemplo para meu crescimento profissional.

Ao amigo Felipe Piana Vendramell Ferreira, pelas horas e horas de estudos compartilhados, de ajudas, de dúvidas sanadas e de companheirismo, sempre recordarei dessa etapa de minha vida tendo você como uma das pessoas fundamentais.

Ao Prof. Ênio Carlos Mesacasa Júnior, que sempre se mostrou disposto a me ajudar e a compartilhar horas de conhecimento, os quais foram de grande valia.

Ao Prof. Generoso de Angelis Neto, pelo apoio inicial à estruturação desse trabalho.

Aos “amigos de UEM” que serão amigos para a vida. Em especial ao Ewerton, Rafael, Petiano, Leonardo, Bernardo e Willian que tornaram minha caminhada mais feliz.

A todos os professores e técnicos do Programa de Pós Graduação em Engenharia Civil e do Departamento de Engenharia Civil da Universidade Estadual de Maringá que forneceram dentro do possível as melhores condições para o desenvolvimento deste trabalho.

À CAPES, pela bolsa de mestrado concedida.

Por fim, a todos que de alguma forma contribuíram para o meu desenvolvimento e para o desenvolvimento deste trabalho, peço perdão caso eu tenha cometido a falha de não citar alguém.

“Talvez não tenha conseguido fazer o melhor, mas lutei para que o melhor fosse feito. Não sou o que deveria ser, mas Graças a Deus, não sou o que era antes”

Marthin Luther King

RESUMO

A flambagem lateral com torção e distorção da alma (FLTD) é caracterizada por meio da combinação de modos de flambagem globais, flambagem lateral com torção (FLT), com modos de flambagem locais da alma (FLA). Os procedimentos analíticos, para vigas de alma não esbelta, que são adotados em normas internacionais e na norma nacional, NBR 8800:2008, não consideram o efeito da distorção da alma durante a flambagem lateral com torção. Esses procedimentos consideram que as vigas metálicas sofrem colapso através da FLT pura, ou seja, não há distorção da seção transversal durante a FLT. Esse fato se difere das situações reais principalmente para seções transversais com parâmetro de esbeltez de alma próximo ao limite do anexo G da norma brasileira. Com o objetivo de se avaliar o efeito da distorção da alma na redução da resistência de vigas de aço com seção transversal I duplamente simétrica, realizou-se um estudo paramétrico por meio de análises numéricas nos Softwares ABAQUS 6.12 e GBTUL 2.06. Para o desenvolvimento das análises efetuou-se a calibração da modelagem numérica por intermédio da utilização de modelos experimentais disponíveis na literatura. Através da comparação entre os resultados obtidos nas análises numéricas com os resultados experimentais foi possível concluir que a modelagem numérica, por meio do Software ABAQUS - que se utiliza do Método dos Elementos Finitos (MEF) -, se trata de uma ferramenta útil no estudo de estabilidade de vigas metálicas. Após a calibração, se realizaram análises em diversos perfis, laminados e soldados, para avaliação do efeito da distorção da alma. A influência dessa distorção foi examinada por meio da comparação entre os momentos críticos das análises numéricas de estabilidade elástica com os momentos críticos dos procedimentos normativos. As análises de estabilidade elástica também foram validadas através da comparação dos resultados do Software ABAQUS 6.12 com os resultados do Software GBTUL 2.06, que se utiliza das formulações da Teoria Generalizada das Vigas (*Generalised Beams Theory* - GBT). Com a utilização do GBTUL também foi possível analisar a interação dos modos de deformação na configuração deformada final das vigas. Investigaram-se também os efeitos da imperfeição geométrica inicial e das tensões residuais. Por intermédio de comparação entre o momento resistente característico da análise não linear física e geométrica, com o momento resistente característico do procedimento normativo, NBR 8800:2008, foi possível avaliar o efeito dessas imperfeições na resistência a FLTD das vigas metálicas. Com a realização das simulações numéricas em diversas vigas I com esbeltez de alma variável, concluiu-se que o efeito dessa distorção sobre a redução do momento crítico é mais significativo para vigas que apresentam comprimento destravado menor e elevada esbeltez de alma. Ademais, observou-se que o efeito da distorção da alma foi mais pronunciado para vigas que apresentam mesas com menor esbeltez. Portanto, observou-se que a redução do momento crítico devido ao efeito da distorção da alma foi significativa. Por fim, foram propostas adequações para o procedimento de cálculo do momento resistente de vigas de almas não esbelta, anexo G, da norma brasileira, NBR 8800:2008. Foram considerados nas adequações os efeitos da distorção da alma, da imperfeição geométrica inicial e da tensão residual.

Palavras-chave: Vigas de aço. Distorção da alma. Momento crítico. ABAQUS. GBTUL.

ABSTRACT

The lateral torsional buckling with web distortions is characterized by the combination of global buckling modes, lateral torsional buckling (LTB), with local buckling modes (LB) of the web. The analytical procedures, for beams with non-slender web, that are adopted in international standards and in the national standard NBR 8800:2008 don't consider the effect of web distortion during the lateral torsional buckling. These procedures consider that the metal beams collapse occur through the pure FLT, that is, there isn't distortion of the cross section during the LTB. This fact differs from real situations mainly for cross sections with a web slenderness parameter close to Annex G's limit of the Brazilian Standard. In order to evaluate the effect of the web distortion on the reduction of the strength of steel I-beams with double cross section, a parametric study was carried out through numerical analysis in ABAQUS 6.12 and GBTUL 2.06 Software. For the development of the analysis, the numerical modeling was calibrated with experimental models available in the literature. By comparing the results obtained in the numerical analysis with the experimental results, it was possible to conclude that numerical modeling, through the ABAQUS Software - that uses Finite Element Method (FEM) - is a useful tool in the stability study of metal beams. After the calibration, analyzes were performed on several profiles, rolled and welded, to evaluate the effect of the web distortion. The influence of this distortion was examined by comparing the critical moments of the numerical analyzes of elastic stability with the critical moments of the normative procedures. Elastic stability analyzes were also validated by comparing the results of the ABAQUS Software 6.12 with the results of the GBTUL 2.06 Software, which uses the Generalised Beam Theory (GBT) formulations. The effects of initial geometric imperfection and residual stresses were also investigated. Through the comparison of the resistant moment characteristic of the geometric physical nonlinear analysis, with the resistant moment characteristic of the normative procedure, NBR 8800: 2008, it was possible to evaluate the effect of these imperfections on the resistance to FLTD of the metal beams. By performing numerical simulations in several I-beams with variable web slenderness, it was concluded that the effect of this distortion on the reduction of the critical moment is more significant for beams that have shorter unlocked length and high web slenderness. In addition, it was observed that the effect of the web distortion was more pronounced for beams that present stocky flanges, that is, with less slenderness. Therefore, it was observed that the reduction of the critical moment due to the web distortion effect was significant. Lastly, adjustments were proposed for the procedure of calculation of resistant moment of I-beams with web non-slender, Annex G, of the Brazilian standard, NBR 8800: 2008. The effects of web distortion, initial geometric imperfection and residual stress were considered in the adjustments.

Keywords: Steel beams. Web Distortion. Critical moment. ABAQUS. GBTUL.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1.1	- Modos de instabilidade local.....	33
Figura 1.2	- Flambagem lateral com torção.....	34
Figura 1.3	- Diferentes modos de flambagem.....	35
Figura 1.4	- Fluxograma das ações metodológicas.....	38
Figura 2.1	- Flambagem local.....	42
Figura 2.2	- Flambagem local da alma.....	43
Figura 2.3	- Flambagem lateral com torção.....	44
Figura 2.4	- Curvas de momento resistente.....	45
Figura 3.1	- Modos de flambagem.....	52
Figura 3.2	- Propriedades geométricas dos perfis estudados por Bradford (1985).	56
Figura 3.3	- Vigas analisadas por Bradford (1986).....	57
Figura 3.4	- Comparação entre as curvas de resistência da FLT e FLTD.....	58
Figura 3.5	- Condições de contorno estudadas por Wang et al. (1991).....	59
Figura 3.6	- Condições de contorno estudadas por Bradford (1992a).....	60
Figura 3.7	- Vigas estudadas por Bradford (1992b).....	60
Figura 3.8	- Vigas analisadas por Bradford e Wee (1994).....	61
Figura 4.1	- Processo de resfriamento e surgimento de tensões residuais em perfis laminados a quente.....	66
Figura 4.2	- Distribuição de tensões residuais em perfis soldados.....	67
Figura 4.3	- Diagrama tensão <i>versus</i> deformação com e sem tensão residual.....	68
Figura 4.4	- Distribuição de tensões residuais em perfis laminados.....	69
Figura 4.5	- Padrão de distribuição de tensões residuais em perfis laminados.....	70
Figura 4.6	- Distribuição de tensões residuais assumidas por Galambos (1963)....	72
Figura 4.7	- Principais padrões de tensão residual utilizadas pelo mundo.....	73
Figura 4.8	- Comparação entre os padrões de tensão residual.....	74
Figura 4.9	- Distribuição das tensões residuais em diferentes perfis soldados.....	75
Figura 4.10	- Distribuição de tensões residuais de perfis soldados ECCS (1984)....	75
Figura 4.11	- Curvas de resistência para valores de curvaturas iniciais.....	77
Figura 4.12	- Distribuição de tensões residuais utilizada por Vila Real et al. (2004).....	79
Figura 5.1	- Caso básico de carregamento e restrição.....	82
Figura 5.2	- Seção transversal antes e após a FLT.....	83
Figura 5.3	- Posicionamento dos momentos para cálculo de C_b	87
Figura 5.4	- Curvas de resistência no regime elástico, inelástico e plástico.....	90
Figura 6.1	- Trajetória de equilíbrio bifurcacional.....	100
Figura 6.2	- Trajetória de equilíbrio de instabilidade por <i>snap-through</i>	101
Figura 6.3	- Trajetórias de equilíbrio aproximadas.....	103
Figura 7.1	- Representação da geometria por meio da superfície média.....	110
Figura 7.2	- Modelos de comportamento elastoplástico do aço.....	111
Figura 7.3	- Comparação entre os resultados de momento resistente para modelos de comportamento do aço.....	112
Figura 7.4	- Representação do modelo S4R.....	113

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 7.5	- Viga discretizada com elementos S4R.....	114
Figura 7.6	- Deformada da análise de estabilidade elástica.....	115
Figura 7.7	- Curva carga deslocamento fornecida pelo método Ricks modificado (instabilidade por ponto limite).....	116
Figura 7.8	- Algoritmo de <i>Ricks</i> modificado.....	117
Figura 7.9	- Comparação entre os resultados de momento resistente para modelos de curvatura inicial.....	118
Figura 7.10	- Comparação entre os resultados de momento resistente para modelos de distribuição de tensão residual em perfis laminados.....	119
Figura 7.11	- Comparação entre os resultados de momento resistente para modelos de distribuição de tensão residual em perfis soldados.....	119
Figura 7.12	- Modelo adotado para distribuição de tensão residual em perfis laminados.....	120
Figura 7.13	- Modelo adotado para a distribuição de tensão residual em perfis soldados.....	120
Figura 7.14	- Comparação entre as configurações deformadas.....	121
Figura 7.15	- Análise da seção transversal no GBTUL com os possíveis modos de deformação.....	122
Figura 7.16	- Esquematização das vigas ensaiadas por Kubo e Fukumoto (1988)...	124
Figura 7.17	- Esquematização das vigas ensaiadas por Bradford e Wee (1994).....	128
Figura 7.18	- Posição do carregamento na viga BW-B46 175-2.770.....	130
Figura 7.19	- Vigas analisadas por Zirakian e Showkati (2007).....	131
Figura 7.20	- Comparação entre os resultados numéricos e experimentais.....	134
Figura 7.21	- Esquema de restrições das vigas simplesmente apoiadas.....	136
Figura 7.22	- Esquema de aplicação dos carregamentos.....	137
Figura 8.1	- Análise da influência do parâmetro de esbeltez da alma λ_w	140
Figura 8.2	- Análise da influência do parâmetro de esbeltez da mesa λ_f	141
Figura 8.3	- Comportamento das curvas de assinatura de perfis laminados.....	143
Figura 8.4	- Comportamento das curvas de assinatura de perfis soldados.....	145
Figura 8.5	- Modos de deformação do GBTUL.....	146
Figura 8.6	- Curva de assinatura e participação modal: Perfis laminados.....	147
Figura 8.7	- Curva de assinatura e participação modal: Perfis soldados.....	148
Figura 8.8	- Influência do tipo e posição do carregamento na FLTD: Perfis laminados.....	150
Figura 8.9	- Influência do tipo e posição do carregamento na FLTD: Perfis soldados.....	151
Figura 8.10	- Curvas de assinatura para o perfil W150x24.....	151
Figura 8.11	- Curvas de assinatura para o perfil W410x38,8.....	152
Figura 8.12	- Curvas de assinatura para o perfil VS600x81.....	153
Figura 8.13	- Curvas de assinatura para o perfil VS800x111.....	153
Figura 8.14	- Curvas de assinatura para o perfil VS1000x161.....	154
Figura 8.15	- Comparação da configuração deformada para o perfil VS1000x140..	156
Figura 9.1	- Curva de momento resistente: perfil W150x18.....	158
Figura 9.2	- Curva de momento resistente: perfil W410x53.....	158
Figura 9.3	- Curva de momento resistente: perfil VS600x95.....	160
Figura 9.4	- Curva de momento resistente: perfil VS800x129.....	160
Figura 9.5	- Curva de momento resistente: perfil VS1000x161.....	161
Figura 10.1	- Coeficiente de imperfeição para perfis laminados: Momento constante.....	166

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 10.2	- Coeficientes de adequação para perfis laminados: Carga uniformemente distribuída desestabilizante.....	167
Figura 10.3	- Coeficientes de adequação para perfis laminados: Carga uniformemente distribuída neutra.....	168
Figura 10.4	- Coeficientes de adequação para perfis laminados: Carga concentrada desestabilizante.....	169
Figura 10.5	- Coeficientes de adequação para perfis laminados: Carga concentrada neutra.....	171
Figura 10.6	- Coeficiente de imperfeição para perfis soldados: Momento constante.....	173
Figura 10.7	- Coeficientes de adequação para perfis soldados: Carga uniformemente distribuída desestabilizante.....	174
Figura 10.8	- Coeficientes de adequação para perfis soldados: Carga uniformemente distribuída neutra.....	176
Figura 10.9	- Coeficientes de adequação para perfis soldados: Carga concentrada desestabilizante.....	178
Figura 10.10	- Coeficientes de adequação para perfis soldados: Carga concentrada neutra.....	179
Figura A.1	- Curva de assinatura perfil W150x13.....	197
Figura A.2	- Curva de assinatura perfil W150x18.....	198
Figura A.3	- Curva de assinatura perfil W150x24.....	199
Figura A.4	- Curva de assinatura perfil W360x32,9.....	199
Figura A.5	- Curva de assinatura perfil W360x39.....	200
Figura A.6	- Curva de assinatura perfil W360x44,6.....	201
Figura A.7	- Curva de assinatura perfil W410x38,8.....	202
Figura A.8	- Curva de assinatura perfil W410x46,1.....	202
Figura A.9	- Curva de assinatura perfil W410x53.....	203
Figura A.10	- Curva de assinatura perfil VS600x81.....	204
Figura A.11	- Curva de assinatura perfil VS600x95.....	205
Figura A.12	- Curva de assinatura perfil VS600x111.....	205
Figura A.13	- Curva de assinatura perfil VS700x105.....	206
Figura A.14	- Curva de assinatura perfil VS700x122.....	207
Figura A.15	- Curva de assinatura perfil VS700x137.....	208
Figura A.16	- Curva de assinatura perfil VS800x111.....	208
Figura A.17	- Curva de assinatura perfil VS800x129.....	209
Figura A.18	- Curva de assinatura perfil VS800x143.....	210
Figura A.19	- Curva de assinatura perfil VS900x124.....	211
Figura A.20	- Curva de assinatura perfil VS900x142.....	211
Figura A.21	- Curva de assinatura perfil VS900x159.....	212
Figura A.22	- Curva de assinatura perfil VS1000x140.....	213
Figura A.23	- Curva de assinatura perfil VS1000x161.....	214
Figura A.24	- Curva de assinatura perfil VS1000x180.....	214
Figura B.1	- Curvas de momento resistente característico perfil W150x13.....	217
Figura B.2	- Curvas de momento resistente característico perfil W150x18.....	218
Figura B.3	- Curvas de momento resistente característico perfil W150x24.....	219
Figura B.4	- Curvas de momento resistente característico perfil W360x32,9.....	220
Figura B.5	- Curvas de momento resistente característico perfil W360x39.....	220
Figura B.6	- Curvas de momento resistente característico perfil W360x44,6.....	221
Figura B.7	- Curvas de momento resistente característico perfil W410x38,8.....	222
Figura B.8	- Curvas de momento resistente característico perfil W410x46,1.....	223

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura B.9	- Curvas de momento resistente característico perfil W410x53.....	223
Figura B.10	- Curvas de momento resistente característico perfil VS600x81.....	224
Figura B.11	- Curvas de momento resistente característico perfil VS600x95.....	225
Figura B.12	- Curvas de momento resistente característico perfil VS600x111.....	226
Figura B.13	- Curvas de momento resistente característico perfil VS700x105.....	226
Figura B.14	- Curvas de momento resistente característico perfil VS700x122.....	227
Figura B.15	- Curvas de momento resistente característico perfil VS700x137.....	228
Figura B.16	- Curvas de momento resistente característico perfil VS800x111.....	229
Figura B.17	- Curvas de momento resistente característico perfil VS800x129.....	229
Figura B.18	- Curvas de momento resistente característico perfil VS800x143.....	230
Figura B.19	- Curvas de momento resistente característico perfil VS900x124.....	231
Figura B.20	- Curvas de momento resistente característico perfil VS900x142.....	232
Figura B.21	- Curvas de momento resistente característico perfil VS900x159.....	232
Figura B.22	- Curvas de momento resistente característico perfil VS1000x140.....	233
Figura B.23	- Curvas de momento resistente característico perfil VS1000x161.....	234
Figura B.24	- Curvas de momento resistente característico perfil VS1000x180.....	235

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1	- Fatores que influenciam a FLT.....	46
Tabela 4.1	- Padrão de distribuição de tensão residual de perfis laminados ECCS (1984).....	72
Tabela 5.1	- Coeficientes C_1 , C_2 e C_3	94
Tabela 7.1	- Relações constitutivas do diagrama de Earls (1999).....	111
Tabela 7.2	- Classes dos elementos de casca (<i>Shell</i>).....	113
Tabela 7.3	- Análises para determinação da dimensão dos elementos.....	114
Tabela 7.4	- Vigas utilizadas na validação do modelo numérico.....	123
Tabela 7.5	- Informações sobre a viga KF 250-2.850.....	125
Tabela 7.6	- Informações sobre a viga KF 300-3.350.....	126
Tabela 7.7	- Informações sobre a viga KF 200-2.400.....	127
Tabela 7.8	- Informações sobre a viga KF 250-2.400.....	128
Tabela 7.9	- Informações sobre a viga BW-B13 175-2.770.....	129
Tabela 7.10	- Informações sobre a viga BW-B46 175-2.770.....	130
Tabela 7.11	- Informações sobre a viga BW-B78 175-1.500.....	131
Tabela 7.12	- Informações sobre a viga ZS 180-4.400.....	132
Tabela 7.13	- Informações sobre a viga ZS 210-4.400.....	133
Tabela 7.14	- Resumo dos resultados da validação.....	133
Tabela 7.15	- Perfis analisados.....	135
Tabela 10.1	- Coeficientes C_1 e C_2	164
Tabela 10.2	- Parâmetro (α) para perfis soldados: Carga uniformemente distribuída desestabilizante.....	176
Tabela 10.3	- Parâmetro (α) para perfis soldados: Carga uniformemente distribuída neutra.....	177
Tabela 10.4	- Parâmetro (α) para perfis soldados: Carga concentrada desestabilizante.....	179
Tabela 10.5	- Parâmetro (α) para perfis soldados: Carga concentrada neutra.....	180

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	- Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISC	- <i>American Institute of Steel Construction</i>
ANLFG	- Análise não linear física geométrica
ANSI	- <i>American National Standards Institute</i>
ANN	- <i>Artificial Neural Network</i>
EC3	- Eurocode 3
ECCS	- <i>European Convention for Constructional Steelwork</i>
EN	- <i>European Standard</i>
FD	- Flambagem Distorcional
FL	- Flambagem Local
FLA	- Flambagem Local da Alma
FLM	- Flambagem Local da Mesa
FLT	- Flambagem Lateral com Torção
FLTD	- Flambagem Lateral com Torção e Distorção da Alma
JCSS	- <i>Joint Committee of Structural Safety</i>
MEF	- Método dos Elementos Finitos
NBR	- Norma Brasileira

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras Romanas Maiúsculas

C_b	Fator de modificação da distribuição do momento fletor não uniforme
C_d	Coefficiente de distorção
C_{imp}	Coefficiente de imperfeição
C_w	Constante de empenamento
C_1	Coefficiente de distribuição do momento fletor não uniforme
C_2	Coefficiente para consideração da altura de aplicação da carga na seção transversal
C_3	Coefficiente de assimetria
D_w	Parâmetro auxiliar para a determinação da rigidez torcional efetiva
E	Módulo de elasticidade longitudinal / Módulo de Young
G	Módulo de elasticidade transversal
GJ_e	Rigidez torcional efetiva
I_t	Momento de inércia a torção
I_y	Momento de inércia entorno do eixo y
J	Momento de inércia a torção
J_f	Momento de inercia a torção das mesas
L	Comprimento da viga
L_b	Comprimento de flambagem/destravado
L_p	Comprimento de flambagem limite para seções compactas
L_r	Comprimento de flambagem limite para seções semicompactas
M_A	Momento fletor solicitante de cálculo na seção situada a um quarto do comprimento destravado
M_B	Momento fletor solicitante de cálculo na seção central do comprimento destravado
M_C	Momento fletor solicitante de cálculo na seção situada a três quartos do comprimento destravado
M_{cr}	Momento crítico elástico
$M_{cr,analítico}$	Momento crítico de procedimentos analíticos
M_{crd}	Momento crítico distorcional
$M_{cr,numérico}$	Momento crítico da análise numérica
$M_{cr.0}$	Momento crítico de comparação

LISTA DE SÍMBOLOS

M_d	Momento crítico elástico distorcional
$M_{FLT/FLTD}$	Momento crítico na FLT ou na FLTD
M_{max}	Momento fletor máximo solicitante de cálculo
M_n	Momento nominal
M_{oa}	Momento referente de flambagem
M_{ocr}	Momento crítico básico
M_{pl}	Momento de plastificação da seção transversal
M_r	Momento resistente limite para seções esbeltas
M_{Rk}	Momento resistente característico
M_0	Maior momento fletor solicitante de cálculo nas extremidades do comprimento destravado que comprime a mesa livre
M_1	Momento fletor solicitante de cálculo na outra extremidade referente a M_0
M_2	Momento fletor solicitante de cálculo na seção situada a um quarto do comprimento destravado
M_3	Momento fletor solicitante de cálculo na seção central do comprimento destravado
M_4	Momento fletor solicitante de cálculo na seção situada a três quartos do comprimento destravado
P	Carga genérica
P_{abaqus}	Carga máxima da análise numérica no Software Abaqus
P_{exp}	Carga máxima experimental
P_{num}	Carga máxima da análise numérica
T	Temperatura genérica
U	Energia de deformação devido a flexão
V	Energia de deformação devido a força cortante
W_x	Módulo resistente elástico da seção em relação ao eixo x
X_d	Parâmetro de distorção
X_{imp}	Parâmetro de imperfeição
Z_x	Módulo resistente plástico da seção em relação ao eixo x

Letras Romanas Minúsculas

b_f	Largura das mesas
b_{fi}	Largura da mesa inferior
b_{fs}	Largura da mesa superior
d	Altura total da seção transversal
f_y	Tensão de escoamento do aço
f_u	Tensão última do aço

LISTA DE SÍMBOLOS

h	Altura entre as fases internas das mesas da seção transversal
k_w	Fator de restrição ao empenamento
k_{wd}	Fator de comprimento efetivo de distorção
k_y	Fator de restrição a flexão lateral
l	Comprimento destravado
l_e	Comprimento efetivo de flambagem
t_w	Espessura da alma
t_f	Espessura das mesas
r_{fw}	Parâmetro auxiliar para a determinação do fator de comprimento efetivo de distorção
r_y	Raio de giração da seção em relação ao eixo y
v	Deflexão entorno de um eixo
x	Eixo das abscissas
y	Eixo das ordenadas
z	Eixo cartesiano
z_g	Distância entre o ponto de aplicação da carga e o centro de torção
z_j	Parâmetro auxiliar
z_s	Distância do centro geométrico ao centro de torção

Letras Gregas

α	Parâmetro de limitação do momento resistente característico
α_s	Fator de redução de esbeltez
β_1	Coefficiente de correção para a esbeltez crítica
ϵ_b	Deformação no ponto onde a tensão é a média da tensão última e de escoamento
ϵ_{el}	Deformação elástica
ϵ_{nom}	Deformação nominal
ϵ_{pl}	Deformação plástica
ϵ_{real}	Deformação real
ϵ_{st}	Deformação em um ponto do diagrama tensão/deformação
ϵ_t	Deformação nominal total
ϵ_u	Deformação nominal última
ϵ_y	Deformação nominal elástica
η	Eixo das ordenadas na seção transversal deformada
κ	Rigidez torcional
λ	Índice de esbeltez
λ_p	Índice de esbeltez limite para seções compactas
λ_r	Índice de esbeltez limite para seções semcompactas

LISTA DE SÍMBOLOS

μ	Deslocamento lateral
μ'	Rotação
ν	Coefficiente de Poisson do aço
ξ	Eixo das abscissas da seção transversal deformada
Π	Energia total armazenada na estrutura
σ_{FLT}	Tensão na flambagem lateral com torção
σ_{FLTD}	Tensão na flambagem lateral com torção e distorção da alma
σ_{cl}	Tensão residual de compressão nas bordas livres das mesas
σ_{c2}	Tensão residual de compressão no centro da alma
σ_{nom}	Tensão nominal
σ_p	Tensão real de escoamento
σ_r	Tensão residual
σ_{real}	Tensão real
σ_t	Tensão residual de tração
φ / ϕ	Ângulo de torção
ω	Empenamento

SUMÁRIO

1.	INTRODUÇÃO	31
1.1	GENERALIDADES	31
1.2	JUSTIFICATIVA	36
1.3	OBJETIVOS	36
1.4	METODOLOGIA	37
1.5	ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO.....	39
2.	MODOS DE FLAMBAGEM	41
2.1	FLAMBAGEM LOCAL (FL)	42
2.2	FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO (FLT)	43
2.3	ESTUDOS SOBRE INSTABILIDADE EM PERFIS METÁLICOS	47
3.	FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO E DISTORÇÃO DA ALMA (FLTD)	51
3.1	FATORES QUE INFLUENCIAM A FLTD	53
3.2	ESTUDOS SOBRE O EFEITO DA DISTORÇÃO DA ALMA	55
4.	IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS	65
4.1	TENSÕES RESIDUAIS	65
4.1.1	Tensões residuais em Perfis I Laminados	68
4.1.2	Tensões residuais em Perfis I Soldados	73
4.2	IMPERFEIÇÕES GEOMÉTRICAS INICIAIS	76
4.3	ESTUDOS SOBRE IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS	78
5.	MÉTODOS NORMATIVOS E ANALÍTICOS	81
5.1	MOMENTO CRÍTICO BÁSICO NO REGIME ELÁSTICO.....	81
5.2	PROCEDIMENTO DA NBR 8800:2008.....	86
5.2.1	Flambagem Lateral com Torção.....	86
5.2.2	Flambagem Local da Alma.....	90
5.2.3	Flambagem Local da Mesa Comprimida.....	91
5.3	EN 1993-1-1:2002	93
5.4	PROCEDIMENTO DE PI E TRAHAIR (2000)	95
5.5	EQUAÇÃO DE BRADFORD (1985)	96
6.	FUNDAMENTOS DA ANÁLISE.....	99
6.1	ESTABILIDADE ESTRUTURAL.....	99
6.2	INSTABILIDADE BIFURCACIONAL.....	100
6.3	INSTABILIDADE POR “SNAP-THROUGH”	101
6.4	ANÁLISE LINEAR DE ESTABILIDADE.....	102
6.5	ANÁLISE NÃO LINEAR DE ESTABILIDADE.....	102
6.6	ABORDAGEM DO SOFTWARE ABAQUS.....	103
6.6.1	Estudos de Estabilidade com o Software ABAQUS.....	106
6.7	ABORDAGEM DO SOFTWARE GBTUL.....	106
7.	PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS	109
7.1	O MODELO NUMÉRICO	109
7.1.1	O Modelo Numérico: Software Abaqus	110
7.1.1.1	Análise de Estabilidade Elástica.....	115
7.1.1.2	Análise Não Linear Material e Geométrica.....	116

7.1.1.3	Imperfeições Geométricas Iniciais.....	117
7.1.1.4	Modelos de Tensão Residual.....	118
7.1.2	O Modelo Numérico: Software Gbtul.....	121
7.2	VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO (ABAQUS).....	123
7.2.1	Validação com o Experimento de Kubo e Fukumoto (1988)	123
7.2.1.1	Viga KF 250-2.850	124
7.2.1.2	Viga KF 300-3.350	125
7.2.1.3	Viga KF 200-2.400	126
7.2.1.4	Viga KF 250-2.400	127
7.2.2	Validação com o Experimento de Bradford e Wee (1994)	128
7.2.2.1	Viga BW-B13 175-2.770	129
7.2.2.2	Viga BW-B46 175-2.770	129
7.2.2.3	Viga BW-B78 175-1.500	130
7.2.3	Validação com o Experimento de Zirakian e Showkati (2007)	131
7.2.3.1	Viga ZS 180-4.400	132
7.2.3.2	Viga ZS 210-4.400	132
7.2.4	Resumo da Validação do Modelo Numérico	133
7.3	CARACTERÍSTICA GERAIS DOS MODELOS DE ANÁLISE	134
8.	RESULTADOS: ANÁLISE DE ESTABILIDADE ELÁSTICA	139
8.1	AVALIAÇÃO DOS FATORES DE INFLUÊNCIA NA DISTORÇÃO DA ALMA.....	139
8.2	INFLUÊNCIA DO PARÂMETRO DE ESBELTEZ DE ALMA.....	140
8.3	INFLUÊNCIA DO PARÂMETRO DE ESBELTEZ DE MESA.....	141
8.4	CURVAS DE ASSINATURA: INFLUÊNCIA DO PARÂMETRO DE ESBELTEZ GLOBAL.....	142
8.4.1	Curvas de Assinatura: Perfis Laminados.....	142
8.4.2	Curvas de Assinatura: Perfis Soldados.....	144
8.4.3	Influência dos Modos de Deformação na Curva de Assinatura.....	146
8.5	INFLUÊNCIA DO TIPO E POSIÇÃO DO CARREGAMENTO.....	149
9.	RESULTADOS: ANÁLISE NÃO LINEAR FÍSICA GEOMÉTRICA... 157	157
9.1	PERFIS LAMINADOS.....	157
9.2	PERFIS SOLDADOS.....	159
10.	PROPOSTA DE ADEQUAÇÃO..... 163	163
10.1	CONSIDERAÇÕES INICIAIS.....	163
10.2	PROPOSTA DE ADEQUAÇÃO PARA VIGAS EM PERFIS LAMINADOS.....	164
10.2.1	Momento Constante..... 165	165
10.2.2	Carga Uniformemente Distribuída: Desestabilizante..... 166	166
10.2.3	Carga Uniformemente Distribuída: Neutra..... 168	168
10.2.4	Carga Concentrada: Desestabilizante..... 169	169
10.2.5	Carga Concentrada: Neutra..... 170	170
10.3	PROPOSTA DE ADEQUAÇÃO PARA VIGAS EM PERFIS SOLDADOS.....	172
10.3.1	Momento Constante..... 173	173
10.3.2	Carga Uniformemente Distribuída: Desestabilizante..... 174	174
10.3.3	Carga Uniformemente Distribuída: Neutra..... 176	176
10.3.4	Carga Concentrada: Desestabilizante..... 178	178
10.3.5	Carga Concentrada: Neutra..... 179	179
11.	CONCLUSÕES..... 183	183
11.1	CONCLUSÕES GERAIS.....	183

SUMÁRIO

11.2	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	185
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	187
A.	CURVAS DE ASSINATURA.....	197
A.1	PERFIS LAMINADOS.....	197
A.2	PERFIS SOLDADOS.....	204
B.	CURVAS DE DIMENSIONAMENTO.....	217
B.1	PERFIS LAMINADOS.....	217
B.2	PERFIS SOLDADOS.....	224

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

Neste capítulo são apresentados de forma resumida os conceitos que delimitam o tema de pesquisa do presente trabalho. Apresenta-se o fenômeno da distorção na flambagem lateral com torção e distorção da alma (FLTD) de vigas metálicas em perfis I duplamente simétricos com alma não esbelta, objeto de estudo deste trabalho. Além disso, são apresentados na justificativa, os principais motivos que levaram ao desenvolvimento desta pesquisa, bem como objetivos e a metodologia utilizada.

1.1 GENERALIDADES

A flambagem lateral com torção e distorção da alma (FLTD) é caracterizada pela combinação dos modos de flambagem globais, flambagem lateral com torção (FLT), e modos de flambagem locais, flambagem local da alma (FLA), em vigas metálicas de perfis I duplamente simétricos. Estes modos de flambagem, combinados, FLT e FLA, são responsáveis pela distorção da alma em vigas com perfis I. Este fato difere da teoria clássica de estabilidade estrutural, que considera a hipótese de que durante o fenômeno da FLT, a seção transversal da viga se mantém plana, ou seja, indeformada. Por intermédio de análises numéricas realizadas com o Software ABAQUS 6.12 e GBTUL 2.06 foi possível analisar o efeito da distorção da alma sobre os valores de resistência das vigas, assim, se avaliou a influência deste fenômeno sobre o momento crítico elástico, bem como sua influência no momento resistente característico. Além do mais, foram atribuídas às análises não lineares (ABAQUS) imperfeições intrínsecas ao material e à seção, chamadas de imperfeições físicas do material (tensões residuais) e imperfeições geométricas iniciais, as quais influenciam a resistência na FLTD.

Segundo Ahnlén e Westlund (2013), o momento crítico elástico, M_{cr} , é um parâmetro

CAPÍTULO 1. INTRODUÇÃO

importante de projeto nos casos em que a FLT é responsável pelo colapso da estrutura. Em normas de especificação de projetos de estruturas metálicas são apresentadas expressões analíticas para o cálculo do momento crítico. No entanto, devido ao complexo fenômeno da FLT não são considerados todos os parâmetros e premissas que as afetam. Dentre esses parâmetros, a distorção da alma, na chamada FLTD não é levada em consideração. Contudo, essa distorção pode ser observada em softwares de análise numérica que se utilizam do Método dos Elementos Finitos (MEF) ou, no caso do GBTUL, da Teoria Geral de Vigas.

Para a análise do efeito da distorção sobre a FLT foi utilizado o Software ABAQUS 6.12, um programa comercial do grupo *Dassault Systemes*. Neste programa é possível realizar análises pelo Método dos Elementos Finitos (MEF), que consiste na divisão de uma estrutura contínua em elementos discretos. Com esta divisão é possível se obter respostas aproximadas de fenômenos reais, como a FLTD no estado limite último de vigas de perfis metálicos. Além do mais, as análises de estabilidade elástica também foram realizadas no Software GBTUL 2.06, o qual se utiliza da formulação da Teoria Geral de Vigas (*Generalised Beam Theory – GBT*). A principal característica dessa formulação é o fato dela expressar os deslocamentos como uma combinação linear dos modos de deformação, ferramenta útil para a análise da interação entre os modos de flambagem globais e locais na FLTD (C. BASAGLIA, D. CAMOTIM, N. SILVESTRE, 2011)

A distorção da alma que está presente na FLTD não é considerada pelo procedimento de cálculo apresentado pela norma brasileira, NBR 8800:2008. Essa norma, em seu anexo G, momento fletor resistente de cálculo de vigas de alma não esbelta – objeto de estudo deste trabalho, traz um procedimento de cálculo parecido com o da norma americana, ANSI/AISC 360:2016. Nesse procedimento não é considerado uma possível distorção da alma e nem mesmo a posição de aplicação da carga. Para o procedimento de cálculo da norma brasileira adota-se uma viga biapoiada com restrições aos deslocamentos laterais nos apoios, vínculo de garfo, e com carregamentos aplicados no centro de torção da seção, situação não usual em projetos. Portanto, para o desenvolvimento das análises foram consideradas as mesmas condições de restrições dessa norma, porém os carregamentos foram aplicados tanto no centro de torção (carga neutra) quanto na mesa superior (carga desestabilizante).

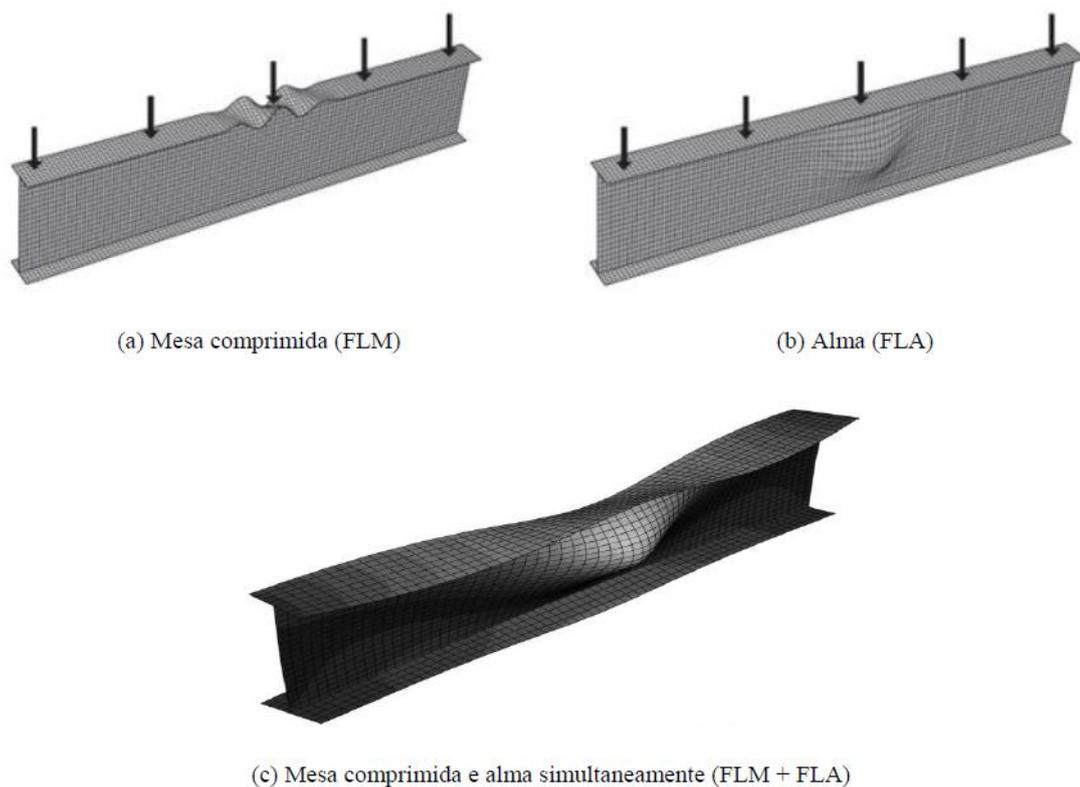
No caso de vigas metálicas de perfis I com dois eixos de simetria e alma cheia, o estado limite último, ocasionado pela atuação de momento fletor, pode ocorrer por plastificação da seção transversal ou algum fenômeno de instabilidade. A norma NBR 8800:2008, traz dois fenômenos de instabilidade para essas vigas. O primeiro trata de uma instabilidade global,

CAPÍTULO 1. INTRODUÇÃO

flambagem lateral com torção (FLT), e o outro de fenômenos de instabilidades locais, flambagem local da mesa (FLM) e flambagem local da alma (FLA).

A flambagem local da alma (FLA) e a flambagem local da mesa (FLM) ocorrem quando estas estão sob ação de forças de compressão. No caso de vigas de perfis I fletidas, a mesa superior se encontra totalmente comprimida, enquanto a alma se encontra parcialmente comprimida. Quando estes elementos do perfil apresentam índice de esbeltez superiores a valores apresentados em normas técnicas de especificação de projetos em estruturas metálicas, estes sofrem o fenômeno da flambagem local (FL). Este fenômeno pode ocorrer de maneira simultânea nas duas regiões do perfil, ou seja, tanto na alma quanto na mesa, como apresentado na Figura 1.1.

Figura 1.1 – Modos de instabilidade local



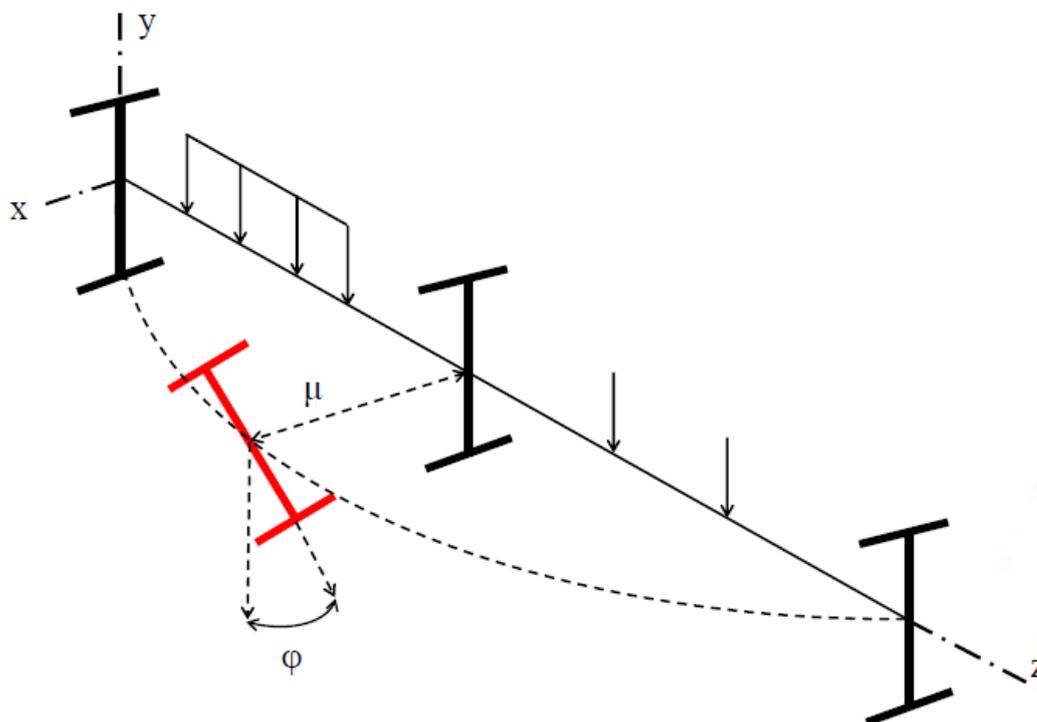
Fonte: Fakury et al. (2016)

Contudo, a resistência a flexão de vigas metálicas de perfis I, de seções semicompactas ou esbeltas, é governada pela flambagem lateral com torção (FLT). A ANSI/AISC 360:2010 (*American Institute of Steel Construction*), define flambagem lateral com torção como sendo um modo de flambagem de membros fletidos, no eixo de maior inércia da seção transversal, que envolve uma translação fora do plano de carregamento, juntamente com uma torção sobre

CAPÍTULO 1. INTRODUÇÃO

o centro de cisalhamento da seção transversal. Resumidamente, pode-se afirmar que a FLT é caracterizada por um deslocamento lateral (μ), e uma torção (φ), combinados, como apresentado na Figura 1.2.

Figura 1.2 – Flambagem lateral com torção

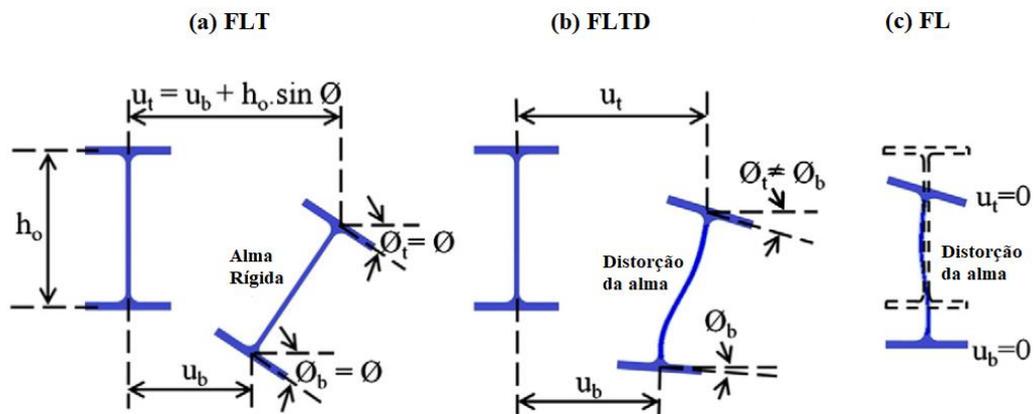


Fonte: Silva (2017)

Segundo Sonck e Belis (2015), neste modo de flambagem global os deslocamentos laterais da mesa comprimida, efeito desestabilizante, são contidos pela região tracionada da viga, efeito estabilizante, o que resulta em uma combinação de deslocamentos laterais acompanhados por uma torção da seção transversal. Ou seja, a região comprimida tende a se desestabilizar, porém é contida pelo efeito estabilizante da região tracionada.

De acordo com Kalkan e Buyukkaragoz (2012), a flambagem lateral com torção (FLT) muitas vezes é acompanhada pelo fenômeno da distorção da alma. Este modo de flambagem é chamado FLTD, o qual também é chamado no meio científico de flambagem distorcional (FD). A FLTD é caracterizada como sendo uma combinação da FLT e da FL, como mostra a Figura 1.3. Esse modo de flambagem é objeto de investigação deste trabalho, nesta investigação também serão adicionados alguns fatores que influenciam a resistência nominal (M_n) das vigas na FLTD, como as imperfeições e a posição de aplicação do carregamento.

Figura 1.3 – Diferentes modos de flambagem.



Fonte: Kalkan e Buyukkarogoz (2012)

Segundo Bradford (1985), a FLTD pode ser definida como um deslocamento lateral em conjunto com uma torção, onde, também ocorre, a mudança na geometria da seção transversal através da distorção da alma. Este efeito é mais significativo em vigas de perfis soldados com alma medianamente esbelta do que em perfis laminados onde a alma é mais compacta.

De acordo Reis (1996), alguns fatores influenciam a resistência nominal (M_n) das vigas metálicas na flambagem lateral com torção (FLT). Como a flambagem lateral com torção e distorção da alma (FLTD) é uma combinação entre a FLT e a flambagem local (FL), esses fatores também influenciam a resistência das vigas na FLTD. Então, pode-se destacar os seguintes fatores:

- Comprimento sem contenção lateral à flambagem
- Condições de contorno nos apoios das vigas
- Seção transversal
- Variação no diagrama de momento fletor
- Posição de aplicação da carga
- Imperfeições físicas do material – tensão residual
- Imperfeições geométricas – curvatura inicial

Assim, visto a desconsideração da possível deformação da seção transversal na FLT, existe a necessidade de uma maior investigação do comportamento da flambagem lateral com torção e distorção da alma (FLTD) em vigas metálicas com seção transversal em perfis I duplamente simétricos. Além da conveniência de se investigar o comportamento destas vigas sob ação de carregamentos em posições diferente daquela considerada pela norma brasileira.

1.2 JUSTIFICATIVA

O efeito da distorção da alma na determinação do momento crítico de vigas metálicas em perfis I duplamente simétricos pode ser significativo. A influência da distorção da alma é mais expressiva quando a esbeltez desta é maior e o comprimento destravado da viga é menor.

Os processos analíticos, que são os mesmos adotados em normas como a brasileira NBR 8800:2008 e a norte-americana ANSI/AISC 360:2016, apresentam procedimentos de cálculo apenas para a flambagem lateral com torção (FLT), sem levar em consideração o efeito da distorção da alma na FLTD para vigas de alma não esbelta. Ainda vale destacar que para ambas as normas o carregamento é considerado como sendo aplicado no centro de torção. Portanto, pode-se afirmar que não são previstos nos procedimentos de cálculo destas normas os efeitos da distorção da alma e o efeito das cargas desestabilizantes (cargas aplicadas na mesa superior).

Além disso, as imperfeições físicas do material (tensões residuais) e a imperfeição geométrica inicial também geram discussões com relação aos valores adotados na norma brasileira. Assim a consideração da influência dessas imperfeições se torna um ponto relevante.

Ainda, o fato de se optar por uma análise numérica, em um software que trabalha com o Método dos Elementos Finitos (MEF), é que esse tipo de experimentação é mais barata e rápida se comparada com experimentos laboratoriais. Além de que, os resultados em uma análise numérica, desde que devidamente calibrados, são tão precisos quanto os resultados de um estudo experimental, pois na primeira é muito mais fácil o controle das condições de contorno e de carregamentos. Ademais, também elegeu-se a utilização do software GBTUL devido esse fornecer em suas análises a interação entre os modos puros de deformação, que esclarece a definição do fenômeno de distorção.

Por último, deve-se dizer que a delimitação do estudo apenas para vigas que se enquadram nos anexos G da norma brasileira, NBR 8800:2008 - que será apresentado em capítulo posterior -, deve-se ao fato dessas serem as mais utilizadas na construção civil.

1.3 OBJETIVOS

O objetivo geral do presente trabalho é avaliar o efeito da distorção da alma em vigas de alma medianamente esbelta com seção transversal em perfis I duplamente simétricos na flambagem lateral com torção e distorção da alma (FLTD). Para isso, os seguintes objetivos específicos devem ser atingidos:

CAPÍTULO 1. INTRODUÇÃO

- Avaliação da influência da distorção da alma no momento crítico nas análises de estabilidade elástica;
- Observação dos efeitos das imperfeições física material (tensões residuais) e geométrica inicial (curvatura inicial) no momento resistente característico das vigas analisadas;
- Proposição de coeficientes de adequação para a norma brasileira NBR 8800:2008 para consideração do efeito da distorção da alma e das imperfeições.

1.4 METODOLOGIA

Para se atingir os objetivos apresentados no item 1.3, serão desenvolvidas várias ações metodológicas, as quais serão apresentadas de forma geral nesta seção. A utilização do Software ABAQUS 6.12 trata-se do principal objeto metodológico desta pesquisa. Devido à complexidade de alguns procedimentos mais detalhes sobre o Software ABAQUS serão apresentados nos capítulos 6 e 7. A seguir são expostas as metodologias utilizadas, além de um fluxograma, Figura 1.4, que resume os principais procedimentos desenvolvidos.

a) Calibração do modelo numérico desenvolvido no Software ABAQUS 6.12;

Para a calibração do modelo numérico desenvolvido com o Software ABAQUS buscou-se na literatura modelos experimentais onde foi determinado a carga resistente característica de vigas metálicas em perfis I duplamente simétricos. Foram utilizados os experimentos desenvolvidos por Kubo e Fukumoto (1988), Bradford e Wee (1994) e Zirakian e Showkati (2007). Para cada modelo numérico foram atribuídas as mesmas propriedades presentes nos modelos experimentais como: propriedades geométricas, propriedades do material, vinculações, aplicação de carregamento e os modelos de imperfeição quando fornecidos. Nas situações em que a imperfeição geométrica inicial não foi apresentada adotou-se o valor de $L/1.000$ e as imperfeições físicas, tensões residuais, são apresentadas no capítulo 7. Após o desenvolvimento do modelo e das análises realizou-se a comparação entre os resultados numéricos e experimentais, os quais são apresentados no capítulo 7. Também para validação das análises, realizou-se a comparação entre os resultados das análises de estabilidade elástica obtidas pelo Software ABAQUS 6.12 com os resultados das análises no Software GBTUL 2.06.

CAPÍTULO 1. INTRODUÇÃO

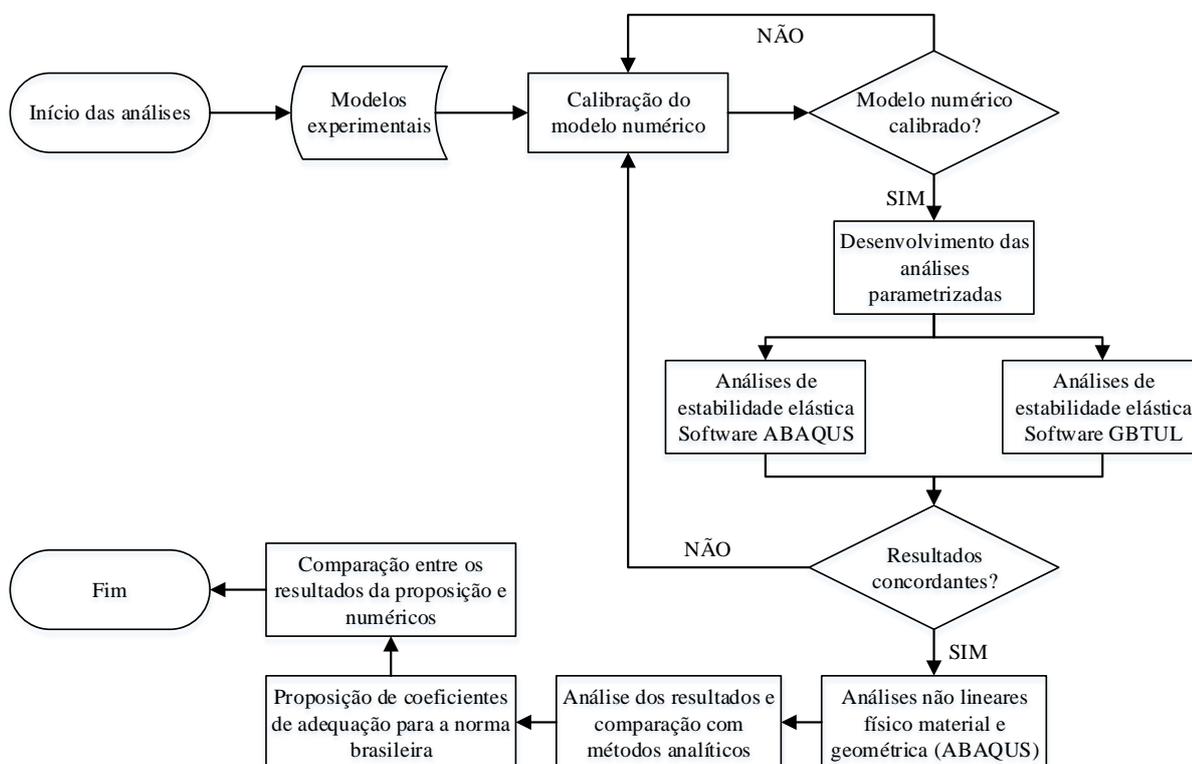
b) Avaliação do efeito da distorção da alma na FLTD;

Por meio do desenvolvimento de análises numéricas no Software ABAQUS 6.12 e GBTUL 2.06 foi possível avaliar o efeito da distorção da alma na FLTD sobre a redução do momento crítico elástico das vigas analisadas. Observou-se também a influência das imperfeições física material, tensões residuais, e geométrica inicial sobre o momento resistente característico na FLTD. Para cada modelo desenvolvido foram considerados: perfis com esbeltez da alma diferente e variação na posição de aplicação do carregamento. Os resultados das análises numéricas foram comparados com os procedimentos analíticos e normativos.

c) Proposição de coeficientes de adequação para a norma brasileira NBR 8800:2008 para consideração do efeito da distorção da alma e imperfeições;

Com as comparações realizadas entre os resultados numéricos e os resultados do procedimento fornecido pela NBR 8800:2008 e através da utilização de métodos estatísticos foi possível propor coeficiente de alterações no procedimento da norma brasileira.

Figura 1.4 – Fluxograma das ações metodológicas



Fonte: O autor (2018)

1.5 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

O trabalho foi organizado em onze capítulos e dois apêndices. No Capítulo 2 são apresentados os possíveis modos de flambagem que ocorrem nas vigas metálicas quando solicitadas por carregamentos externos. São apresentados os modos de flambagem locais e o modo de flambagem global, flambagem lateral com torção (FLT).

No Capítulo 3 apresenta-se a chamada flambagem lateral com torção e distorção da alma (FLTD), onde é exposto os principais fatores de influência bem como uma revisão bibliográfica dos trabalhos realizados sobre o assunto.

No Capítulo 4 são exibidas informações sobre as imperfeições física material, tensões residuais, e geométricas inicial, onde são apresentados os principais modelos de distribuição utilizados para perfis laminados e soldados.

Após a apresentação dos modos de flambagem e das imperfeições são expostos no Capítulo 5 procedimentos analíticos e normativos utilizados na determinação da resistência das vigas a FLT. Também são expostos dois procedimentos analíticos desenvolvidos por pesquisadores que estudaram o efeito da distorção da alma na resistência de vigas metálicas.

No Capítulo 6, apresentam-se brevemente os fundamentos do desenvolvimento da análise linear de estabilidade elástica (análise bifurcacional), da análise de estabilidade por *Snap-through* e também é comentado sobre o desenvolvimento dessas análises no ABAQUS e GBTUL.

No Capítulo 7 são trazidos os procedimentos metodológicos para o desenvolvimento das análises numéricas no ABAQUS e GBTUL. Além disso é apresentada a calibração do modelo numérico desenvolvido.

No Capítulo 8 são apresentados os resultados obtidos na análise de estabilidade elástica, além da discussão sobre os fatores que influenciam esses resultados na FLTD.

Os resultados da análise não linear física geométrica são expostos e comentados no Capítulo 9, além de comparados com os valores de momento resistente característico obtidos pela NBR 8800:2008.

No Capítulo 10 é apresentada a proposta de adequação dos procedimentos analíticos, considerando o efeito distorcional e o efeito das imperfeições sobre os momentos resistentes. Por fim, no Capítulo 11 são exibidas as conclusões e trabalhos futuros.

No Apêndice A e B encontram-se os resultados de todos os perfis analisados em comparação com procedimentos normativos e com a proposta de adequação.

CAPÍTULO 1. INTRODUÇÃO

CAPÍTULO 2

MODOS DE FLAMBAGEM

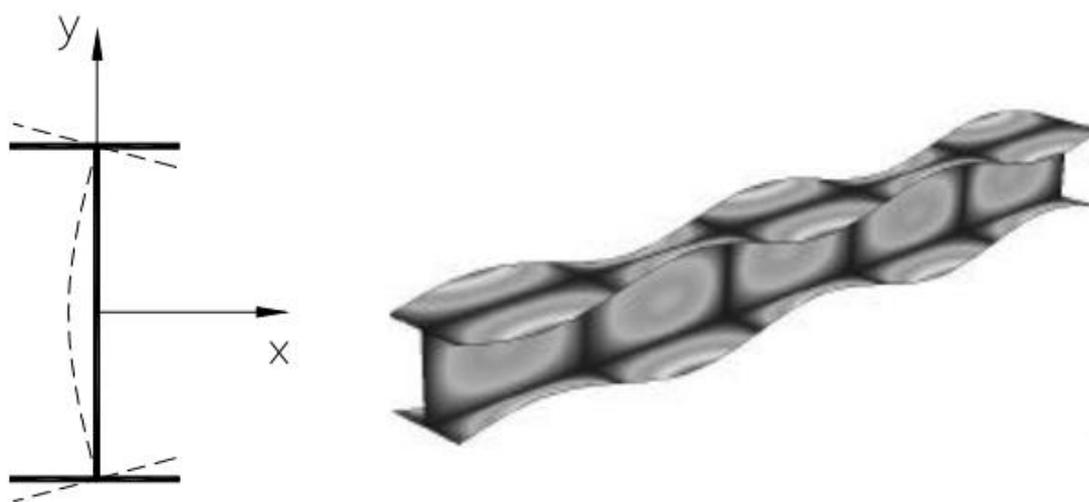
Elementos estruturais de aço submetidos a ações de flexão podem chegar ao colapso por meio da perda da estabilidade das peças fletidas ou pela plastificação do material. Quando o colapso destes elementos, no caso, as vigas de aço, se dá pela perda da estabilidade se diz que estas sofreram flambagem. A perda de estabilidade nesse tipo de viga é governada por dois modos: modos de instabilidade globais e modos de instabilidade locais. Essa instabilidade ou flambagem é função principalmente das características geométricas dos perfis, como relações de largura e espessura, das condições de vinculação e do carregamento.

A instabilidade global ocorre através da flambagem lateral com torção (FLT), a qual é caracterizada pela combinação de deslocamentos laterais e rotações em torno do centro de torção da seção. Já as instabilidades locais ou flambagem local (FL) podem ocorrer tanto na mesa comprimida (FLM) quanto na alma (FLA), simultaneamente ou não (GOMES, 1993).

Em situações em que a flambagem lateral com torção (FLT) e a flambagem local (FL) ocorrem ao mesmo tempo surge a chamada flambagem lateral com torção e distorção da alma (FLTD) (BRADFORD, 1985). Este último modo de flambagem se difere das considerações realizadas pelos procedimentos clássicos na determinação da resistência das vigas que sofrem a FLT. Nestes procedimentos é considerado que a seção transversal permanece plana após a flambagem lateral com torção, não apresentando nenhuma distorção em seu plano, situação que em muitos casos não é real.

2.1 FLAMBAGEM LOCAL (FL)

A flambagem local é característica de elementos constituídos de chapas, como é o caso dos perfis I. Neste modo de flambagem o eixo reto do elemento estrutural, no caso as vigas de aço, permanece reto e as deformações e translações ocorrem na direção perpendicular ao plano médio dos elementos da peça, mesas e alma, como pode-se observar na Figura 2.1.

Figura 2.1 – Flambagem local

Fonte: Adaptado de Castro e Silva (2006)

Ademais, de acordo com Fruchtengarten (2005), a flambagem local ocorre em situações em que as relações largura/espessura das chapas que constituem a seção são elevadas. As deformações se dão pela distorção da seção transversal em seu próprio plano, resultando na flambagem das chapas constituintes do perfil. De acordo com Rhodes e Harvey (1977) a ocorrência da flambagem local é responsável pela redução da rigidez global da barra à flexão, o que ocasiona a redução na resistência final do elemento estrutural.

Quando os perfis são solicitados a flexão e/ou compressão os valores de carga crítica podem indicar que a estrutura se instabilizou localmente, sofreu flambagem local, antes da ocorrência da flambagem global ou antes do material atingir a tensão de escoamento. Assim, a compressão uniforme nas mesas e na alma podem levar o perfil a perda da estabilidade por flambagem local da mesa comprimida (FLM) e flambagem local da alma (FLA) (GOMES, 1993).

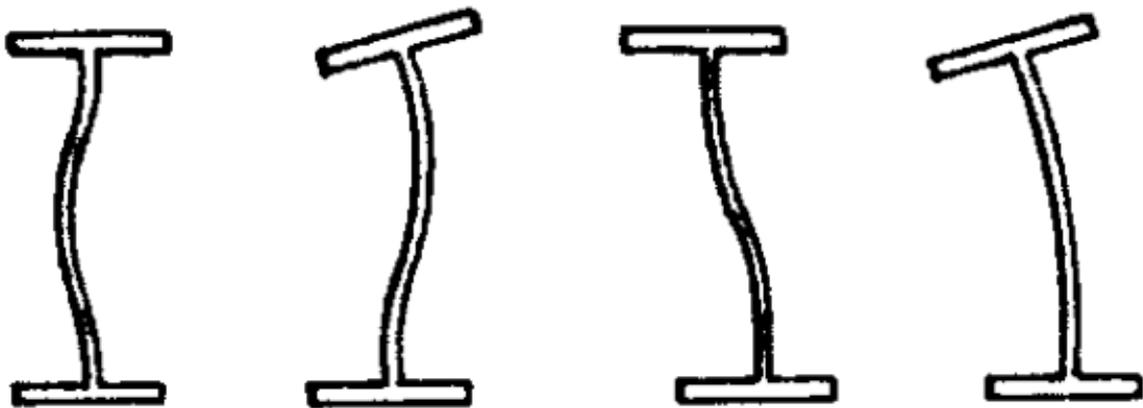
Segundo Gomes (1993), a flambagem local da mesa comprimida (FLM) ocorre na chapa das seções que apresentam uma mesa comprimida pelo momento fletor paralela ao eixo de

CAPÍTULO 2. MODOS DE FLAMBAGEM

flexão. Nesta mesa as tensões normais de compressão são praticamente constantes, e a teoria de abordagem deste fenômeno é a teoria de instabilidade de chapas que não será tratada no presente trabalho.

Já a flambagem local da alma (FLA) é caracterizada pela distorção da alma, em situação de elementos fletidos ou com cargas externas que agem perpendicularmente ao eixo axial do elemento, no plano normal ao de flexão. Na Figura 2.2 pode-se observar os tipos usuais de flambagem da alma.

Figura 2.2 – Flambagem local da alma



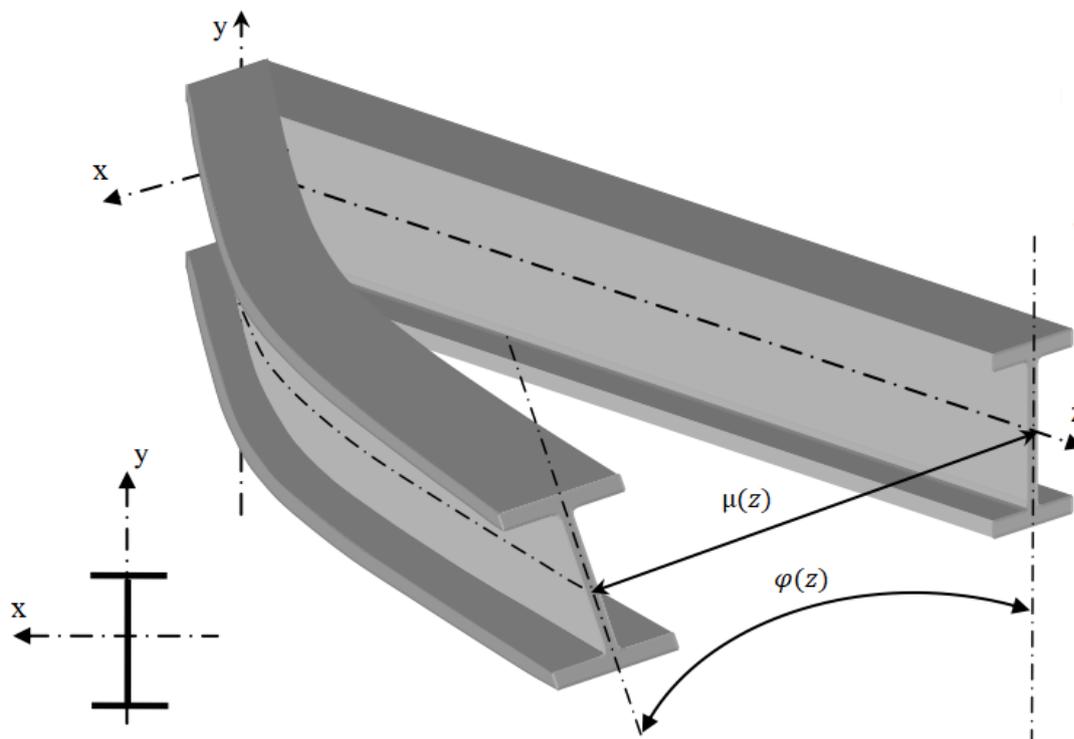
Fonte: Gomes (1993)

2.2 FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO (FLT)

O modo de flambagem no qual o estado limite último se dá pela perda de estabilidade, em vigas de estruturas metálicas, por meio de deformações geradas pela combinação de deslocamentos e rotações é chamado de flambagem lateral com torção (FLT), (GOMES, 1993).

Quando estas vigas metálicas esbeltas são submetidas a carregamentos que geram flexão em torno do eixo de maior rigidez flexural com restrições laterais insuficientes, ocorrem deslocamentos laterais ortogonais a este eixo, acompanhada da torção da seção transversal. Essas deformações caracterizam a flambagem lateral com torção (FLT) (YOSHIDA E MAEGAWA, 1984; AHMED, 2004), como pode-se observar na Figura 2.3.

Figura 2.3 – Flambagem lateral com torção



Fonte: Ahmed (2004)

Os deslocamentos observados na Figura 2.3 ocorrem simultaneamente. Estes se manifestam com o aumento do carregamento aplicado até o ponto em que o valor da carga crítica ou do momento crítico é atingido. De acordo com Abreu (2010), esses movimentos ocorrem devido a presença de regiões comprimidas e regiões tracionadas da seção transversal. A parte comprimida da seção tende a se deslocar lateralmente, contudo, esta região está ligada de forma contínua a região tracionada, pela conexão realizada com a alma, que tende a conter parcialmente o deslocamento lateral, resultando na FLT.

A flambagem lateral com torção (FLT) se trata de um modo de flambagem global. Assim como todo modo de flambagem global, como a flambagem lateral em colunas, a FLT pode ocorrer em dois intervalos distintos de comportamento, que são: as instabilidades no regime elástico e no regime inelástico. Além disso, em situações em que a viga não se instabiliza, seções compactas, a plastificação é o regime de colapso que governa a resistência nominal.

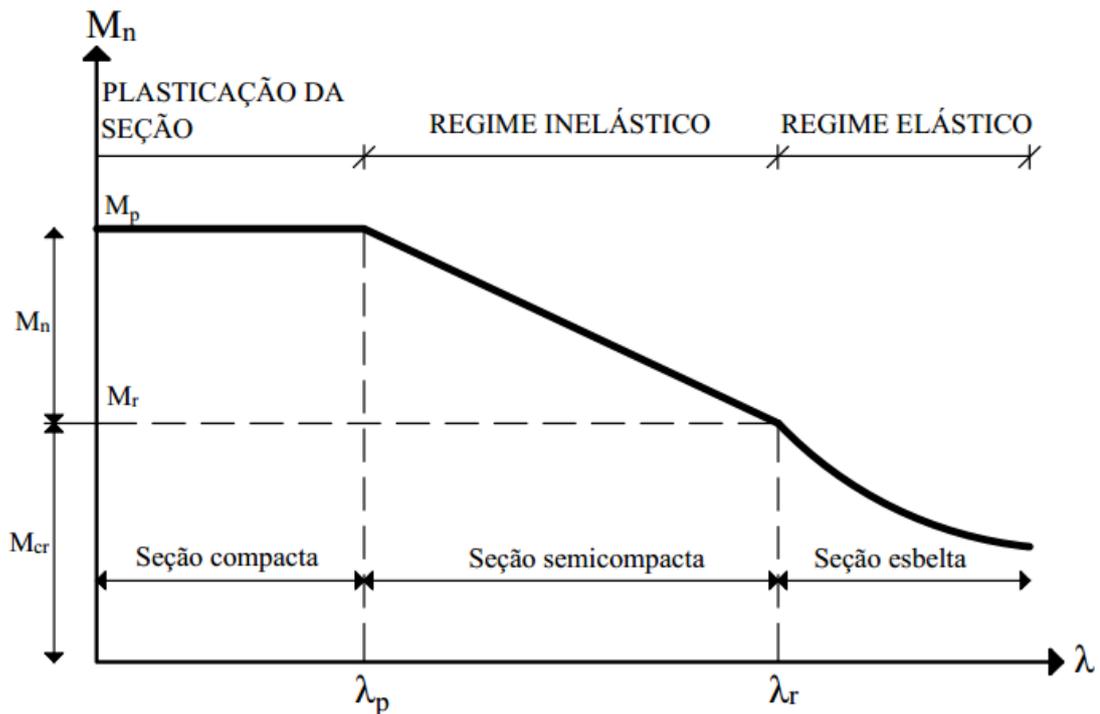
A FLT no regime elástico é característica de vigas com grande comprimento destravado, ou seja, vigas com índice de esbeltez global elevado (λ) (GALAMBOS, 1988; GOMES, 1993; GALAMBOS E SUROVEK, 2008). A flambagem elástica ocorre para vigas cujo índice de esbeltez global é superior ao índice de esbeltez limite para seções semcompactas (λ_r). Na

CAPÍTULO 2. MODOS DE FLAMBAGEM

flambagem lateral com torção (FLT) a resistência nominal (M_n) no regime elástico é determinada pelo valor do momento crítico elástico (M_{cr}) como pode-se observar na Figura 2.4.

Já o regime de flambagem inelástica é característico de seções semicompactas e de comprimentos de vigas intermediários (GALAMBOS, 1988; GOMES, 1993). Nesta fase a instabilidade ocorre após a plastificação de algumas regiões da seção transversal com a formação de rótulas plásticas. A flambagem inelástica ocorre em situações intermediárias de esbeltez, nesta situação o índice de esbeltez global da viga se encontra entre o índice de esbeltez limite para seções compactas (λ_p) e o índice de esbeltez limite para seções semicompactas (λ_r). O momento resistente nominal (M_n) para estas vigas é inferior ao momento crítico elástico.

Figura 2.4 – Curvas de momento resistente



Fonte: O autor (2018).

Por último tem-se a plastificação, a qual é característica de seções compactas com comprimento destravado pequeno. Nesse regime de colapso a plastificação total da seção transversal ocorre antes que qualquer instabilidade se pronuncie. O momento resistente nominal

CAPÍTULO 2. MODOS DE FLAMBAGEM

(M_n) para seções compactas é determinado pelo momento de plastificação (M_{pl}) da seção transversal. Esta situação ocorre para vigas com índice de esbeltez inferior o índice de esbeltez limite para seções compactas (λ_p) como pôde ser visto anteriormente na Figura 2.4.

A FLT pode ser influenciada por diversos fatores. Os principais fatores que afetam a resistência na FLT são: propriedades do material, da seção transversal, das condições de restrição, do carregamento e as imperfeições física material e geométrica iniciais, como pode-se observar na Tabela 2.1. Essas últimas afetam a transição entre o regime de flambagem elástica e inelástica, sendo que a presença destas antecipam o início do escoamento do aço.

Tabela 2.1 – Fatores que influenciam a FLT

Fatores que afetam a flambagem lateral com torção (FLT)	
Propriedades do material	Módulo de elasticidade longitudinal (E)
	Módulo de elasticidade transversal (G)
Propriedades da seção transversal	Momento de inércia a torção (J)
	Constante de empenamento (C_w)
	Momento de inércia a flexão (I)
Propriedades geométricas	Comprimento destravado (L)
Imperfeições físicas e geométricas	Tensão residual e Curvatura inicial
Condições de restrição	Restrições de deslocamento, rotação e empenamento
Carregamento	Tipo de carregamento (concentrado, uniformemente distribuído ou momento constante), o qual afeta a distribuição do momento fletor
	Ponto de aplicação da carga (desestabilizante, estabilizante ou neutra)

Fonte: Ahnlén e Westlund, 2013, adaptado.

Autores como Wang, El-Khenfas e Nethercot (1987), Helwig, Frank e Yura (1997), Earls (1999), Andrade, Camotim e Costa (2007), Nguyen et al. (2012), entre outros, estudaram a influência sobre a FLT de alguns fatores como posição de aplicação da carga, propriedades do material e imperfeições físicas e geométricas. Ahnlén e Westlund (2013), apresentam em seu trabalho um resumo dos principais fatores que influenciam a FLT, os quais foram apresentados na Tabela 2.1.

Além dos fatores apresentados anteriormente, a distorção da alma é outro fator de grande influência na resistência à FLT. Essa distorção da alma é responsável por originar um outro

CAPÍTULO 2. MODOS DE FLAMBAGEM

modo de flambagem chamado de flambagem distorcional (FD) ou flambagem lateral com torção e distorção da alma (FLTD), objeto de estudo do presente trabalho. Este modo de flambagem consiste na combinação de modos de flambagem locais (FL) com a flambagem lateral com torção (FLT) (BRADFORD, 1985). De acordo Bradford (1985) e Kalkan e Buyukkaragoz (2012) a FLTD se difere da teoria clássica da FLT, onde considera-se que durante a FLT a seção transversal da viga se mantém plana e indeformada, fato que se difere da situação real para seções com alma medianamente esbelta, o que será melhor apresentado no capítulo 3.

2.3 ESTUDOS SOBRE INSTABILIDADE EM PERFIS METÁLICOS

A seguir apresentam-se brevemente estudos sobre instabilidade em vigas de aço desenvolvidos a partir de meados da década de 1980.

Por meio da utilização de métodos analíticos, Yoshida e Maegawa (1984) apresentam um estudo sobre a flambagem lateral com torção (FLT) em vigas de aço com seção transversal I. Em suas análises foram consideradas as imperfeições geométricas iniciais, tensões residuais e a aplicação excêntrica de carregamentos, situação que se aproxima das condições reais. Concluíram que o efeito das tensões residuais na FLT é menor quando se tem a presença de imperfeições geométricas iniciais, além de que observaram que a força crítica de vigas com deslocamentos iniciais é menor do que vigas com eixo reto.

Kitipornchai, Wang e Trahair (1986) apresentam uma investigação sobre a FLT no regime elástico em vigas de seção transversal I monossimétricas. Com a utilização do método de energia de Rayleigh-Ritz e de um método de integração finita concluíram que o fator de modificação da distribuição do momento não era satisfatório nos equacionamentos existentes, e propuseram uma alteração para a determinação do momento crítico de vigas monossimétricas. Tal insatisfação com o fator de modificação da distribuição do momento fletor pode se dar pela presença da distorção da seção transversal na FLT, situação que foi investigada no presente trabalho.

Wang, El-Khenfas e Nethercot (1987) realizaram um estudo sobre o efeito das restrições sobre a flambagem lateral com torção (FLT) por meio do desenvolvimento de um modelo de elementos finitos. Também investigaram a influência de fatores como a imperfeição geométrica e as tensões residual sobre a FLT. Concluíram que as imperfeições geométricas e a tensão residual tendem a reduzir a resistência de vigas com comprimento intermediário, situação

CAPÍTULO 2. MODOS DE FLAMBAGEM

observada no presente trabalho, e também que as resistências das vigas aumentam e as deformações diminuem com o aumento da rigidez das restrições.

Em estudo experimental em vigas metálicas de perfis I soldados duplamente simétricos, Kubo e Fukumoto (1988) estudaram a interação entre modos de flambagem local e a flambagem lateral com torção. Em seus estudos concluíram que para comprimentos intermediários, para os perfis analisados, o colapso se dá pela combinação de modos de flambagem local com a flambagem lateral com torção (FLT) e que para vigas longas a falha se dá apenas por FLT. Essa combinação entre os modos de flambagem local e a FLT foi analisada neste trabalho, observando a redução no momento resistente nominal das vigas analisadas com perfis de padrão brasileiro.

Por intermédio de estudos analíticos e por meio de comparações entre procedimentos normativos Gomes (1993), apresentou um estudo do comportamento de elementos fletidos em estruturas de aço. Em seus estudos procurou-se dar ênfase para o entendimento do fenômeno de flambagem global, no caso de vigas metálicas a FLT, e a flambagem local, flambagem local da alma (FLA) e flambagem local da mesa (FLM).

Por meio da utilização do Método dos Elementos Finitos (MEF), Helwing, Frank e Yura (1997) apresentaram um estudo comparativo do momento crítico de vigas metálicas em perfis I monossimétricos que sofrem a flambagem lateral com torção (FLT). Em seus estudos compararam o fator de modificação da distribuição do momento obtido pela razão entre o momento crítico nas situações de carregamento concentrado ou distribuído, com a situação de momento constante, ambos obtidos pelo MEF. Concluíram que existem diferenças entre o valor desse fator obtido nas análises numéricas com aqueles dos procedimentos analíticos.

Mediante um estudo numérico, Ahmed (2004) investigou a variação do fator de modificação da distribuição do momento em vigas metálicas de perfis I duplamente simétricas que sofrem a flambagem lateral com torção. Foi investigado o comportamento desse fator nas situações de carga aplicada no centro de torção e na mesa superior. Observou-se que para a situação de carga aplicada na mesa superior os resultados foram inseguros quando comparados com os procedimentos correntes. No presente trabalho são apresentados fatores de modificação dos momentos resistente com relação ao efeito da distorção da alma considerando a posição de aplicação dos carregamentos e também devido a presença das imperfeições física material e geométrica inicial.

Fruchtengarten (2005) apresentou um estudo sobre a flambagem lateral com torção de vigas metálicas com seção transversal em perfis I duplamente simétricos. Em seus estudos

CAPÍTULO 2. MODOS DE FLAMBAGEM

realizou-se uma investigação paramétrica sobre a variação do fator de modificação de distribuição do momento fletor solicitante para determinação do momento crítico resistente.

Silva et al. (2009) e Rebelo et al. (2009) realizaram um estudo em conjunto avaliando o efeito da variação das propriedades do aço na flambagem lateral com torção (FLT) e comparando as curvas de flambagem obtidas em análises numéricas com os procedimentos fornecidos pelo EN 1993-1-1:2005, respectivamente. Observaram situações em que os valores de resistência ficaram abaixo das curvas apresentadas pelo Eurocode, e assim apresentaram coeficientes de segurança para correção dessa situação.

Ahnlén e Westlund (2013) realizaram uma investigação sobre a limitação de diversos softwares de análises numéricas na determinação do momento crítico elástico de vigas metálicas na flambagem lateral com torção (FLT). Após essa investigação também apresentaram um estudo paramétrico dos principais fatores de influência na FLT.

Piotrowski e Szychowski (2015) apresentaram um estudo sobre a flambagem lateral com torção (FLT) de vigas metálicas de perfis I bissimétricos. Por meio da utilização do método de energia, de análises numéricas e da comparação com métodos analíticos estudaram a influência da forma de carregamento, analisando carregamentos utilizados na prática, e da variação da rigidez dos apoios no valor do momento crítico.

Como pode-se observar nos trabalhos apresentados muitos investigaram os fatores de modificação de distribuição de momento fletor considerando as imperfeições geométricas iniciais e as tensões residuais, situação que se aproxima da situação real. Contudo esses trabalhos não deram ênfase ao efeito da distorção da alma, fator que influencia o momento resistente, também não enfatizaram a influência dessas imperfeições, fatores que serão analisados neste trabalho e quantificados por meio de coeficientes de redução dos momentos resistentes.

CAPÍTULO 3

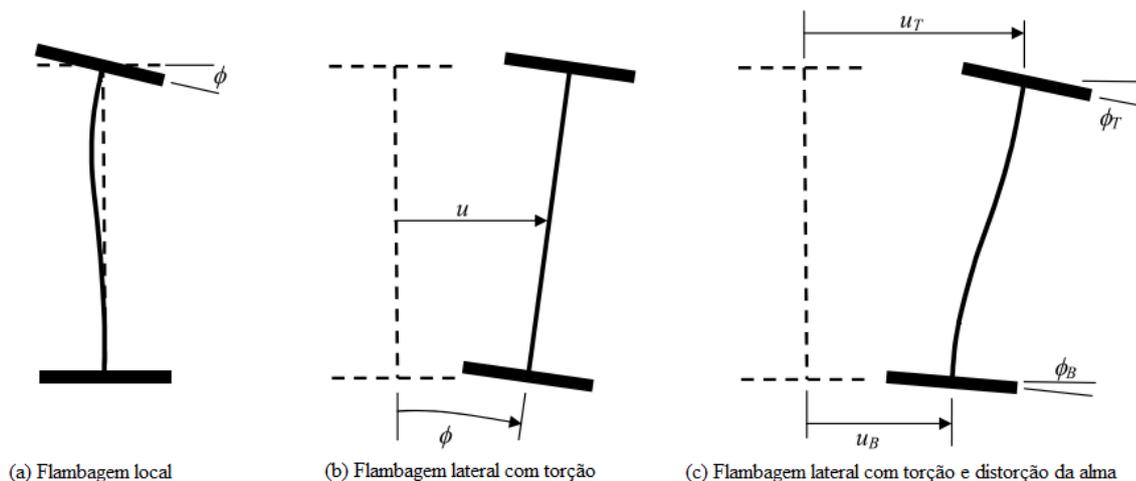
FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO E DISTORÇÃO DA ALMA (FLTD)

A combinação entre modo de flambagem global (FLT) e modos de flambagem locais (FLA e FLM) caracteriza a flambagem lateral com torção e distorção da alma (FLTD). Esse modo de flambagem também é conhecido como flambagem distorcional (FD). Segundo Kalkan e Buyukkaragoz (2012), a FLTD é característica de vigas de comprimento intermediário que apresentam mesas compactas e almas esbeltas, assim a flambagem torcional da viga é acompanhada por uma mudança da geometria da seção transversal por meio da distorção da alma como mostra a Figura 3.1.

Essa distorção da alma é responsável pela redução da rigidez torcional da seção transversal, o que ocasiona uma redução no momento crítico destas vigas. Segundo Pi e Trahair (2000), a distorção da alma introduz efeitos que não são encontrados na flambagem lateral com torção (FLT). O primeiro desses efeitos é a redução da rigidez torcional efetiva da seção transversal, o segundo é a rotação das mesas e o terceiro efeito é a perda da dupla simetria da seção transversal. Devido à combinação destes efeitos, a rigidez efetiva de empenamento da seção transversal é reduzida. Por todas essas razões a resistência da viga à FLTD torna-se menor que a resistência à FLT. Essa redução na resistência é significativa (ROBERTS E JHITA, 1983; BRAFORD, 1985, 1986, 1988 e 1990; WANG, 1991; PI E TRAHAIR, 1997, 1998) e precisa ser considerada em projeto.

CAPÍTULO 3. FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO E DISTORÇÃO DA ALMA

Figura 3.1 – Modos de flambagem



Fonte: Trahair (2009)

A influência da distorção da alma sobre o momento resistente de vigas metálicas, com diversas formas de seção transversal, aumenta à medida que a esbeltez da alma se eleva e seu comprimento destravado diminui. Além disso, observa-se que a redução do parâmetro de esbeltez das mesas também influencia o aumento da distorção da alma (GOODIER E BARTON, 1944; ROBERTS E JHITA, 1983; BRADFORD 1992a, 1992b; PI E TRAHAIR, 2000; POON E RONAGH, 2004; NG E RONAGH, 2004; ZIRAKIAN E SHOWKATI, 2007; KALKAN E BUYUKKARAGOZ, 2012; SILVA, 2017). Portanto, a desconsideração do efeito da distorção pode levar a determinação de momentos críticos superestimados, o que se torna uma situação contra a segurança.

Os procedimentos de cálculo utilizados em normas como NBR 8800:2008, ANSI/AISC 360:2016, EN 1993-1-1:2005 e AS 4100:1998 (R2016) utilizam os equacionamentos apresentados por Timoshenko e Gere (1961) para a determinação do momento crítico elástico na FLT. Contudo, estes equacionamentos foram desenvolvidos considerando algumas hipóteses, dentre as quais, a consideração da Teoria de Bernoulli-Euler, a qual considera que a seção transversal permanece plana e ortogonal a um determinado eixo da barra após a flambagem. Portanto, a adoção desta hipótese impede a consideração da distorção da alma durante a FLT. Esta desconsideração resulta em momentos críticos que não representam o real comportamento das vigas durante a flambagem destas.

Além da distorção da alma, alguns fatores influenciam o valor do momento crítico das vigas metálicas. Estes fatores, devem ser levados em consideração durante o desenvolvimento de análises para a determinação do momento crítico das vigas submetidas à flambagem lateral

CAPÍTULO 3. FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO E DISTORÇÃO DA ALMA

com torção acompanhada da distorção da alma na chamada FLTD, os quais são apresentados no item a seguir.

3.1 FATORES QUE INFLUENCIAM A FLTD

Alguns fatores influenciam a estabilidade das vigas metálicas. Esses fatores são responsáveis por alterar os momentos resistentes nominais destas vigas, o que as tornam mais suscetíveis ou não ao colapso. Neste caso o principal objetivo é observar como esses fatores influenciam o fenômeno da distorção da alma na FLTD. Entre os quais merecem destaque:

a) Comprimento sem contenção lateral a flambagem

O momento crítico é inversamente proporcional ao comprimento destravado sem contenção lateral. Por meio deste comprimento pode-se determinar se a flambagem ocorrerá no regime elástico ou inelástico. A distorção da alma é diretamente influenciada pelo comprimento de flambagem. De acordo com autores como Bradford (1988), Naderian et al. (2014), Hassan e Mohareb (2015) e Silva (2017), o efeito da distorção da alma é mais evidente em vigas de comprimento intermediário a curto. Portanto o comprimento sem contenção é um fator importante no estudo da influência da distorção da alma.

b) Condições de contorno nos apoios das vigas

Os deslocamentos que ocorrem na flambagem lateral com torção e distorção da alma (FLTD) são os mesmos observados na FLT acompanhados da distorção da alma, os quais são: deslocamento do centro de torção no plano perpendicular ao de flexão (μ), torção em torno do eixo longitudinal da barra (φ) e o empenamento (ω); os quais são determinados em função dos vínculos atribuídos as vigas. Pesquisadores como Bradford e Wee (1994), Zirakian e Showkati (2007), Hassan e Mohareb (2015), entre outros, estudaram vínculos distintos e observaram que a distorção da alma apresenta comportamento variável com relação ao vínculo atribuído. Portanto, as condições de contorno nos apoios das vigas influenciam o fenômeno da distorção da alma.

c) Seção transversal

As propriedades geométricas das seções transversais são fundamentais na determinação do comportamento de vigas metálicas durante a flambagem. Propriedades como

CAPÍTULO 3. FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO E DISTORÇÃO DA ALMA

momento de inércia, momento de inércia à torção e a constante de empenamento determinam se uma viga será mais ou menos resistente à FLTD. Muitas pesquisas sobre a FLTD foram realizadas com a utilização de vigas com seções transversais de perfis I com alma cheia, porém pesquisadores como Zirakian e Showkati (2006), Ellobody (2011), El-Sawy et al. (2014) estudaram o efeito da distorção da alma em vigas alveolares, onde a seção transversal é obtida por meio da expansão de um perfil de alma cheia. Outros pesquisadores estudaram demais tipos de seções transversais, como Andrade et al. (2007) que analisaram seções monossimétricas e Hassanein e Silvestre (2013) os quais analisaram seções tubulares. Logo a seção transversal é determinante no estudo da FLTD.

d) Variação do diagrama de momento fletor

A forma de distribuição do momento fletor é outro fator que influencia o momento crítico das vigas metálicas. O fator de modificação para diagrama de momento fletor não uniforme (C_b) é uma forma de correção da distribuição do momento fletor. Quando o momento fletor é constante esse fator tem valor unitário. Essa situação se caracteriza como a mais crítica. A variação deste coeficiente já foi estudada em diversas situações de carregamento, observando-se o seu comportamento com relação a esbeltez da viga (FRUCHTENGARTEN, 2005; AHNLEN E WESTLUND, 2013; EL SAWY ET AL., 2014).

e) Posição de aplicação da carga

A posição de aplicação da carga com relação ao centro de torção é outro fator que influencia a distorção da alma na FLTD. As cargas estabilizantes são aquelas aplicadas abaixo do centro de torção da viga. De acordo com Reis (1996) essas cargas tendem a diminuir a torção após a ocorrência da flambagem lateral, aumentando a resistência da viga à instabilidade. As cargas desestabilizantes são aquelas em que o carregamento é aplicado acima do centro de torção. Essas cargas tendem a aumentar o efeito da torção durante a flambagem, facilitando à instabilidade das vigas.

CAPÍTULO 3. FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO E DISTORÇÃO DA ALMA

3.2 ESTUDOS SOBRE O EFEITO DA DISTORÇÃO DA ALMA

Em um dos primeiros estudos sobre o efeito da distorção da alma na resistência de vigas metálicas com seção em perfis I, Goodier e Barton (1944, *apud* Naderian et al. 2014), observaram que a distribuição de tensões e deslocamentos é significativamente modificada quando a alma apresenta uma esbeltez considerável. Além disso, concluíram, que para situações de elevado índice de esbeltez da alma, as tensões de flexão desta são superiores às tensões presentes nas mesas.

Hancock (1978) realizou estudo sobre o comportamento de vigas metálicas em perfis I. Em suas análises foi observado o efeito da distorção da alma na flambagem lateral com torção (FLT). Por meio da utilização do método dos elementos finitos mostrou que a flambagem lateral com torção e distorção da alma (FLTD) ocorre principalmente para comprimentos intermediários de vigas com almas medianamente esbeltas. Porém, seu estudo analisou apenas vigas simplesmente apoiadas submetidas a momento constante, ou seja, não se considerou o efeito de outras formas carregamento. Nas análises realizadas no presente trabalho observou-se que a distorção da alma também ocorre para vigas no regime elástico de flambagem, ou seja, vigas de grandes vãos.

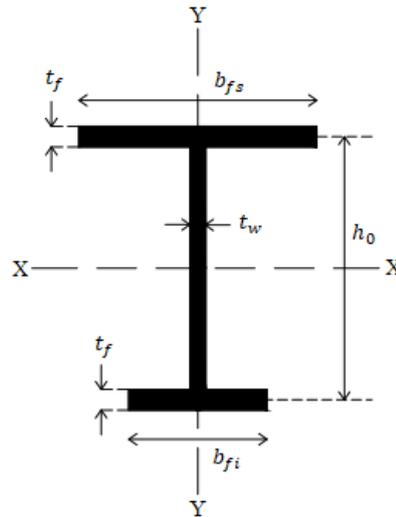
Bradford (1985) investigou o comportamento de vigas metálicas em perfis I monossimétricos, como apresentado na Figura 3.2, analisando seu comportamento na chamada flambagem distorcional. Através da modificação de seu próprio programa de métodos de elementos finitos, utilizado anteriormente em análises de perfis duplamente simétricos, Bradford (1985) realizou um estudo paramétrico para a investigação da distorção da alma em vigas com perfis I monossimétricos. Assumiu-se em seu método numérico que a alma do perfil sofre distorção através de uma curva cúbica, e que as mesas sofrem deflexão lateral e torção como corpos rígidos. A análise foi realizada em três vigas que possuíam diferentes valores de parâmetro de esbeltez de alma. Em suas análises as vigas apresentavam mesas de espessuras iguais e larguras diferentes. Além disso, as vigas foram estudadas com a aplicação de momento constante e momento linearmente variável, sendo que estas não apresentavam nenhum tipo de contenção lateral entre as extremidades. A partir dos resultados dessas análises foi possível demonstrar o efeito da distorção da alma na tensão de flambagem elástica. Contudo, em suas análises Bradford não considerou o efeito da posição de aplicação do carregamento, fator que influencia o momento crítico na FLTD e que será analisado no presente trabalho.

Bradford (1985) concluiu que a redução da resistência em vigas com distorção da alma é significativa. Foi possível demonstrar que esse efeito aumenta quando se tem o aumento da

CAPÍTULO 3. FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO E DISTORÇÃO DA ALMA

esbeltez da alma e um aumento do grau de dissimetria entre as mesas. Além disso, observou-se que quando a mesa menor se encontra em compressão a distorção da alma e a redução do momento crítico elástico se tornam ainda maior com o aumento do grau de assimetria da seção.

Figura 3.2 – Propriedades geométricas dos perfis estudados por Bradford (1985)



Fonte: Adaptado de Bradford (1985).

Através da aplicação de uma análise de regressão em seus resultados, Bradford (1985) propôs uma equação (Equação 3.1) para a redução da tensão crítica na FLTD para vigas de perfis I monossimétricos. Partindo de resultados analíticos que fornecem a tensão crítica na FLT é possível obter uma redução dessa tensão para FLTD, que leva em consideração a distorção da alma.

$$\frac{\sigma_{FLTD}}{\sigma_{FLT}} = 1 - \frac{490 \left(\frac{t_f}{b_{fi}} \right) \left(\frac{t_f}{t_w} \right) \left(1 - 0,560 \frac{b_{fs}}{b_{fi}} \right)}{E} \quad (3.1)$$

onde: σ_{FLTD} é a tensão crítica na flambagem lateral com torção e distorção da alma (FLTD), σ_{FLT} é a tensão crítica na flambagem lateral com torção (FLT) sem distorção da alma, E o módulo de elasticidade longitudinal do aço, t_f é a espessura das mesas, t_w a espessura da alma, b_{fs} é a largura da mesa superior e b_{fi} a largura da mesa inferior.

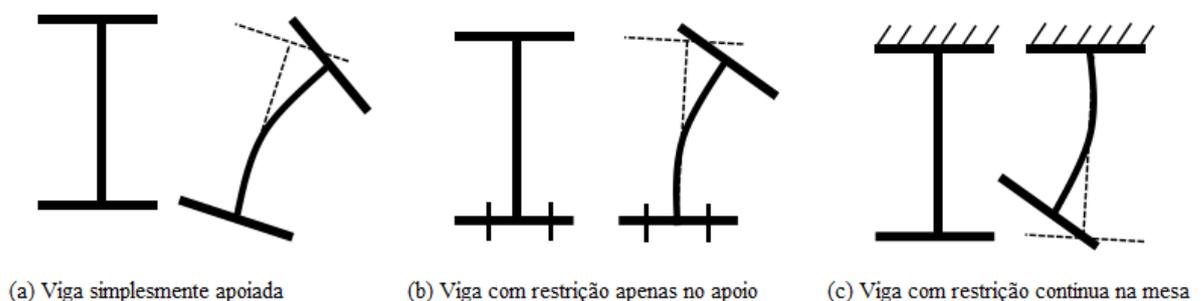
CAPÍTULO 3. FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO E DISTORÇÃO DA ALMA

Para a equação proposta por Bradford (1985), as propriedades geométricas da seção transversal devem estar dentro dos seguintes domínios:

- $1 \leq \frac{t_f}{t_w} \leq 4$;
- $1 \leq \frac{b_{fs}}{b_{fi}} \leq 4$;
- $10 \leq \frac{b_{fi}}{t_f} \leq 20$.

Para conhecer o comportamento do efeito da distorção da alma na fase inelástica da FLTD, Bradford (1986) desenvolveu um programa através do Método dos Elementos Finitos (MEF). Em suas análises foram estudadas vigas metálicas em perfis laminados a quente com seção duplamente simétrica. Essas vigas foram submetidas a dois tipos de carregamentos: momento constante e carga concentrada, aplicada no meio do vão da mesa superior. Os valores obtidos pelo seu método foram comparados com valores obtidos pelo método de Hancock (1978) e Bradford e Trahair (1981), apresentando boa convergência. Além de vigas simplesmente apoiadas, que foram utilizadas para a comprovação da acurácia de seu método, também foram analisados dois outros tipos de restrições: vigas restringidas por grampos nas extremidades e vigas com a mesa superior inteiramente restrita como apresentado na Figura 3.3. Esta última é característica de estruturas mista de concreto e aço que não é objeto de estudo do presente trabalho.

Figura 3.3 – Vigas analisadas por Bradford (1986)



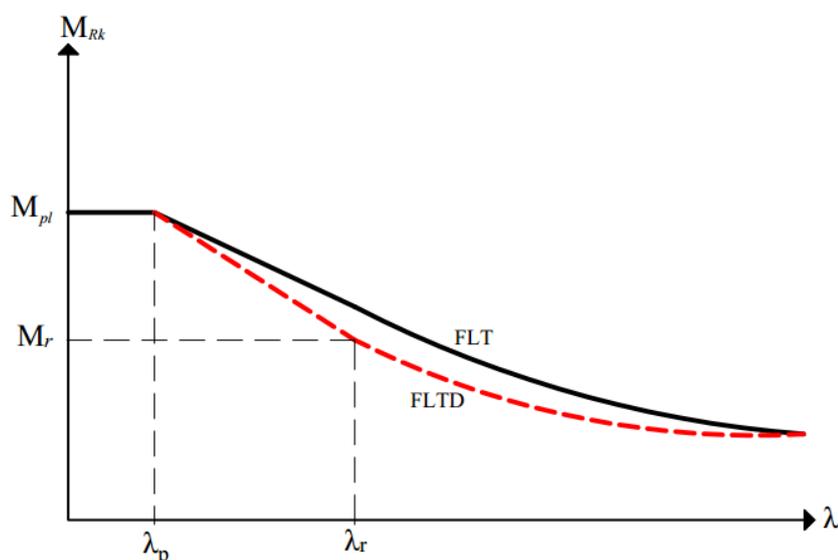
Fonte: Bradford (1986)

Bradford (1986) realizou comparações entre os resultados obtidos nas análises elástica e inelástica com distorção da alma com os resultados das análises elástica e inelástica sem levar em consideração a distorção da alma. Através dessas comparações conclui que na fase elástica

CAPÍTULO 3. FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO E DISTORÇÃO DA ALMA

a diferença entre o momento crítico na FLTD e na FLT aumenta com a diminuição da esbelteza da viga. Já na fase inelástica esta diferença diminui com a diminuição da esbelteza da viga, esse fato foi explicado pelo efeito de escoamento do aço ser dominante na fase inelástica, como pode-se observar na Figura 3.4. Por fim, foi observado que a influência da distorção da alma aumenta de maneira proporcional ao aumento das restrições, sendo observado que vigas com mesas restringidas em toda sua extensão apresentam maior distorção da alma.

Figura 3.4 – Comparação entre as curvas de resistência da FLT e FLTD



Fonte: O autor (2018)

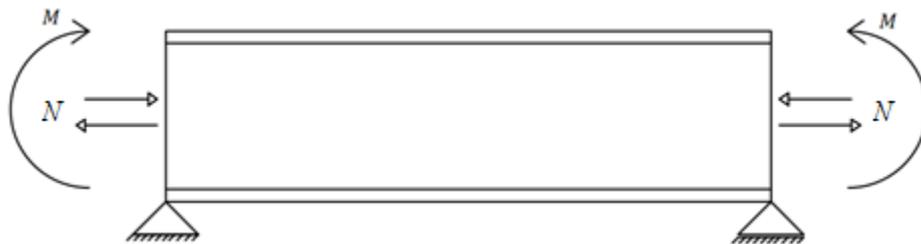
Em seus estudos subsequentes, Bradford (1990) continuou realizando análises da flambagem lateral com torção e distorção da alma (FLTD) em vigas de perfis I monossimétricas com restrições elásticas contínuas. Esse tipo de restrição é característica de vigas mistas aço-concreto que não serão objeto de estudo deste trabalho. Por meio de restrições elásticas de translação, rotação e torção foram feitas comparações entre os resultados de momento crítico encontrados pelas análises na FLTD com os resultados encontrados por métodos clássicos de análise de FLT. Os resultados obtidos mostraram que para vigas com índice de esbelteza global próximo ao índice de esbelteza de plastificação (λ_p) os resultados de resistência da FLTD e da FLT se apresentaram próximos, isto se deu devido à resistência de plastificação ser dominante para essas vigas.

Em um estudo numérico através do método de energia de Rayleigh-Ritz, Wang et al. (1991) realizaram análises em vigas-colunas com seções em perfis I

CAPÍTULO 3. FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO E DISTORÇÃO DA ALMA

monossimétricos e bissimétricos. Essas vigas-colunas, simplesmente apoiadas, foram submetidas a flexão composta como observa-se na Figura 3.5. Concluíram-se que vigas-colunas com as seguintes propriedades: vigas-colunas curtas, índice de esbeltez próximo ao de plastificação; almas esbeltas; menor razão entre área da alma e área total da seção e no caso de vigas monossimétricas, mesa menor sob compressão são mais suscetíveis ao efeito da distorção da alma, reduzindo em maior intensidade o momento crítico à FLTD. Além disso, observaram que forças axiais de compressão tendem a diminuir o efeito da distorção, enquanto as de tração aumentam o efeito.

Figura 3.5 – Condições de contorno estudadas por Wang et al. (1991)

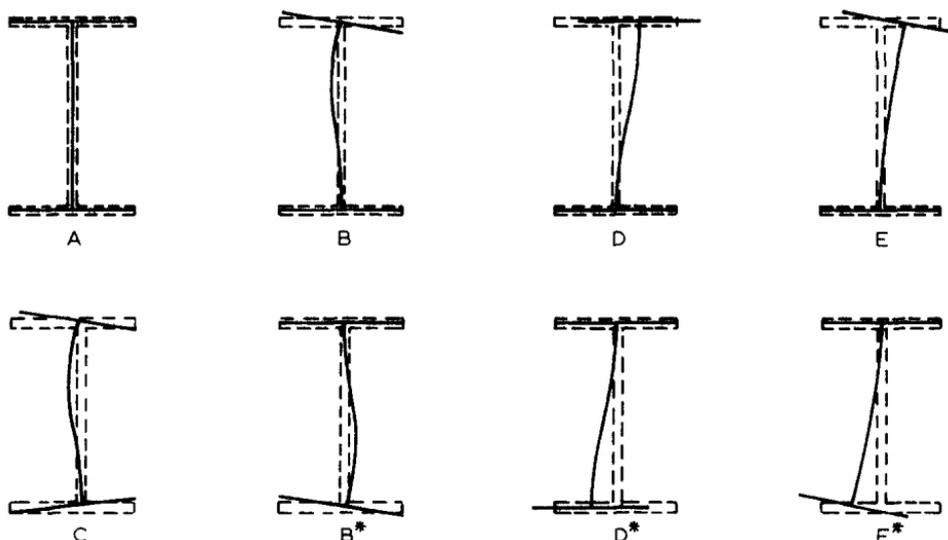


Fonte: Adaptado de Wang et al. (1991)

Em estudo comparativo entre todas as análises realizadas em trabalhos precedentes, Bradford (1992a) observou o comportamento da distorção da alma em vigas metálicas em perfis I monossimétricos e duplamente simétricos. Analisou-se o efeito da distorção da alma na fase elástica e inelástica da FLTD para várias condições de restrições, as quais são apresentadas na Figura 3.6. Observa-se na Figura 3.6 que foram analisadas situações em que as extremidades estavam totalmente restringidas (figura 3.6 A), situações intermediárias onde eram restringidas a torção e translação em regiões do perfil e situações onde apenas a mesa superior ou inferior apresentavam algum tipo de restrição. No geral, concluiu-se que a distorção da alma, e conseqüentemente, a redução do momento resistente quando comparado com o momento resistente à FLT, aumenta à medida que a esbeltez global da viga diminui e a esbeltez da alma aumenta. Também se observou o mesmo comportamento quando existe uma redução do grau de liberdade nas extremidades das vigas, ou seja, quanto maior a restrição maior o efeito distorcional. Por fim, Bradford (1992a) observou que no caso de flambagem inelástica a diferença entre as resistências na FLT e na FLTD diminui pelo fato de o escoamento do aço anular parcialmente os efeitos da distorção da alma das vigas.

CAPÍTULO 3. FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO E DISTORÇÃO DA ALMA

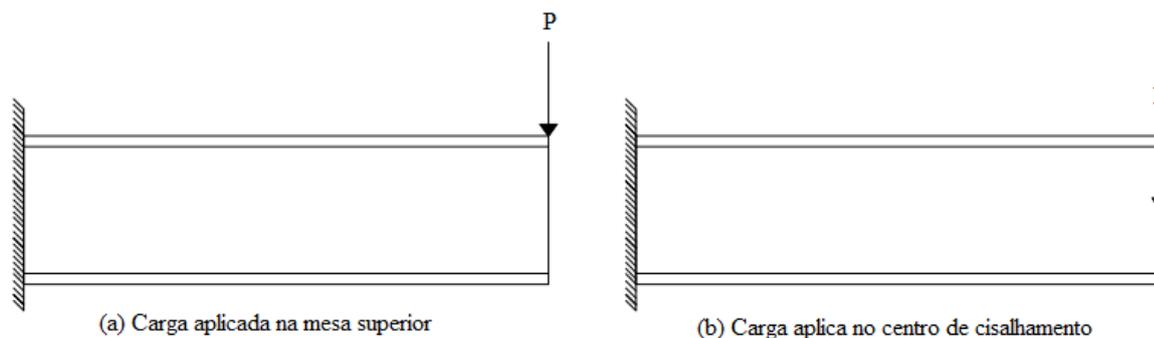
Figura 3.6 – Condições de contorno estudadas por Bradford (1992a)



Fonte: Bradford (1992a).

Em uma análise numérica através do desenvolvimento de um programa com método dos elementos finitos (MEF), Bradford (1992b) observou o efeito da distorção da alma em vigas metálicas em balanço. Estas vigas apresentavam seções transversais duplamente simétricas, e o carregamento foi aplicado na extremidade livre da viga, em duas posições; no centro de torção e na mesa superior, como mostra a Figura 3.7. Concluiu, assim como em trabalhos anteriores, que a redução do momento crítico, devido a distorção da alma, na FLTD é tanto maior quanto mais esbelta for a alma e mais curta for a viga. Além disso, pode-se concluir que a aplicação do carregamento na mesa superior causa uma maior redução do momento crítico, devido a distorção da alma, se comparado com a situação em que a carga é aplicada no centro de torção. Portanto, afirmou-se que a utilização de métodos de cálculo que determinam o momento crítico resistente sem levar em consideração a distorção da alma são métodos contra a segurança.

Figura 3.7 – Vigas estudadas por Bradford (1992b)

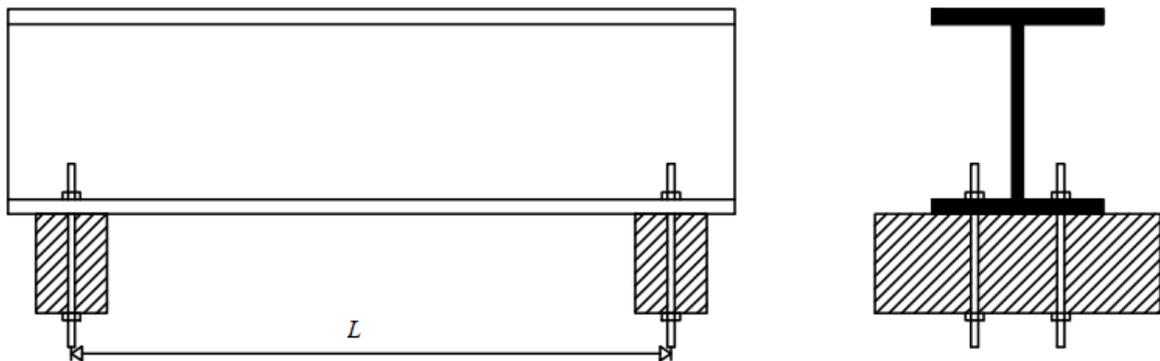


Fonte: Bradford (1992b), adaptado.

CAPÍTULO 3. FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO E DISTORÇÃO DA ALMA

Em uma análise experimental e numérica, Bradford e Wee (1994) estudaram o comportamento de oito vigas metálicas em perfis I laminados. As vigas estudadas eram restringidas nas extremidades por dois pinos e carregadas na mesa superior como mostra a Figura 3.8. As análises mostraram que para este tipo de restrição a distorção da alma é bem evidente na flambagem lateral com torção e distorção da alma (FLTD). Para a comparação dos resultados também se desenvolveu uma análise numérica em um programa de método de elementos finitos (MEF). Na análise numérica foram atribuídas propriedades como a tensão residual para o desenvolvimento de uma análise não linear física geométrica. Além disso, os resultados das duas análises foram comparados com resultados analíticos da norma australiana e britânica. Concluíram que existe uma boa concordância entres os resultados experimentais e numéricos, e por fim, observaram que para as situações estudadas as normas apresentaram resultados conservadores.

Figura 3.8 – Vigas analisadas por Bradford e Wee (1994)



Fonte: Bradford (1994), adaptado.

Pi e Trahair (1997) estudaram o efeito da distorção da alma em vigas metálicas com perfis I formados a frio. Utilizando um método de análise não linear, foi possível aplicar imperfeições como as tensões residuais e a curvatura inicial. Em suas análises, realizadas apenas com a aplicação de momento constante, concluíram que o efeito da distorção da alma é significativo na redução da carga crítica resistente. Em estudos seguintes, Pi e Trahair (1998) também analisaram o mesmo efeito da distorção da alma em perfis metálicos formados a frio com seção transversal em C, chegando a mesma conclusão do trabalho anterior.

Por meio de estudos analíticos e numéricos, Pi e Trahair (2000) estudaram o comportamento da distorção da alma em vigas metálicas em perfis I duplamente simétricos. Com a observação de vigas simplesmente apoiadas e submetidas a momento constante

CAPÍTULO 3. FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO E DISTORÇÃO DA ALMA

concluíram que a distorção da alma reduz a rigidez efetiva de torção e de empenamento e como consequência a resistência da viga. Mediante aos resultados obtidos foi proposto um equacionamento para obter valor aproximado da resistência de vigas sob efeito da distorção da alma, o qual apresentou boas aproximações. Contudo, essa proposta foi apresentada apenas para a análise de estabilidade elástica. No presente trabalho realizou-se adequações para a determinação do momento crítico elástico e também para o momento resistente considerando os efeitos da distorção e das imperfeições, que são apresentadas no Capítulo 10.

Com o desenvolvimento de um programa de análise numérica pelo método dos elementos finitos (MEF), Poon e Ronagh (2004) estudaram o comportamento da distorção da alma por meio da utilização de um polinômio do quinto grau para a consideração da distorção dessa região. Por meio da comparação entre seus resultados e da literatura concluíram que a distorção da alma tem efeito significativo na redução do momento crítico das vigas. Além disso, a consideração de um polinômio do quinto grau, para descrever a distorção da alma, apresenta resultados mais precisos.

Através de experimentos laboratoriais, Zirakian e Showkati (2007) estudaram o fenômeno da distorção da alma em seis vigas metálicas de perfis I duplamente simétricos de alma cheia. Em seus experimentos, observaram que a distorção da alma ocorreu em todas as vigas estudadas. Por fim, concluíram que os resultados para vigas de comprimento intermediário são inferiores aos obtidos pela norma australiana, o que se torna uma situação contra a segurança.

Trahair (2009) analisou numericamente o efeito da distorção da alma em vigas metálicas que apresentavam alma esbelta e mesas robustas. Em seus estudos conclui que a redução no momento crítico em vigas que sofrem a FLTD é potencializada com o aumento da esbeltez da alma e robustez das mesas, fato também observado nas análises deste trabalho.

Trahair (2010) estudou o efeito da distorção da alma em vigas metálicas com seção transversal em perfil I duplamente simétrico. Essas vigas foram analisadas em uma situação de ponte rolante, em que uma carga de içamento se deslocava ao longo do comprimento da viga. Assim como os demais autores, conclui que o efeito da distorção da alma reduz o momento crítico das vigas principalmente com o aumento do índice de esbeltez da alma.

Mediante a um estudo numérico e analítico, Kalkan e Buyukkaragoz (2012) estudaram o efeito da distorção da alma em vigas metálicas com seção transversal em perfis I duplamente simétricos. Por meio dos resultados obtidos foi proposta a alteração de métodos analíticos para a determinação do momento crítico das vigas na FLTD. Os resultados dos equacionamentos propostos e os resultados numéricos apresentaram boa aproximação.

CAPÍTULO 3. FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO E DISTORÇÃO DA ALMA

Com a utilização de um programa de método de elementos finitos, Hassanein e Silvestre (2013) estudaram a distorção da alma na FLTD. Analisaram vigas metálicas com perfis I que apresentam mesas tubulares e almas esbeltas. Em suas análises observaram que a distorção da alma é responsável pela redução do momento crítico destas vigas. Por fim, foi realizada uma comparação entre os resultados da análise numérica e os resultados dos procedimentos de cálculo do Eurocode 3, EN 1993-1-1:2005. Observaram que os resultados deste são contra a segurança e foi proposto um equacionamento para a determinação do momento crítico na FLTD.

Por meio de um estudo numérico em vigas celulares, El-Sawy et al. (2014) analisaram a interação entre a FLT e a FLTD. Com a utilização de um fator adimensional observaram a variação do fator de modificação para diagrama de momento fletor não uniforme (C_b) com relação ao índice de esbeltez da alma. Assim, concluíram que o fator (C_b) reduz a medida que a esbeltez da alma aumenta, reduzindo, portanto, o momento crítico.

Em estudo numérico realizado com o software ABAQUS, Hassan e Mohareb (2015) apresentaram um estudo sobre o efeito da distorção da alma na redução do momento crítico de vigas metálicas. Por meio da utilização de um tipo de restrição usual em estruturas metálicas, ligação parafusada entre chapas, propuseram um coeficiente que leva em consideração o tipo de restrição e o efeito da distorção da alma para redução do momento crítico destas vigas.

Tohidi e Sharifi (2015) apresentaram um estudo numérico sobre o efeito da distorção da alma no momento crítico de vigas metálicas com seção transversal em perfis I duplamente simétricos. Por meio dos resultados obtidos na análise de vigas simplesmente apoiadas e com a utilização do procedimento conhecido como Artificial Neural Network (ANN) foi proposto um equacionamento para a determinação do momento crítico das vigas na FLTD.

Em estudo recente, Silva et al. (2017) apresentaram uma análise numérica com o software ABAQUS sobre o efeito da distorção da alma na flambagem elástica de vigas metálicas. Nas simulações não foram consideradas não linearidades como as tensões residuais e a curvatura inicial que estão presentes em todo tipo de estrutura. Por meio da comparação entre os resultados obtidos pelo software, no qual se observou a distorção da alma, com os resultados analíticos normativos da FLT foi possível observar que a distorção da alma é responsável pela redução do momento crítico principalmente de vigas curtas e com almas esbeltas.

CAPÍTULO 3. FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO E DISTORÇÃO DA ALMA

CAPÍTULO 4

IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS

A flambagem lateral com torção e distorção da alma (FLTD) é afetada por diversos fatores como apresentados no Capítulo 3. Dentre esses fatores as imperfeições físicas, tensões residuais, e a imperfeição geométrica inicial influenciam significativamente o comportamento das vigas metálicas à flambagem no regime inelástico. As imperfeições são as principais responsáveis pelo comportamento não linear de qualquer estrutura metálica. Portanto a seguir são apresentados importantes conceitos sobre essas imperfeições.

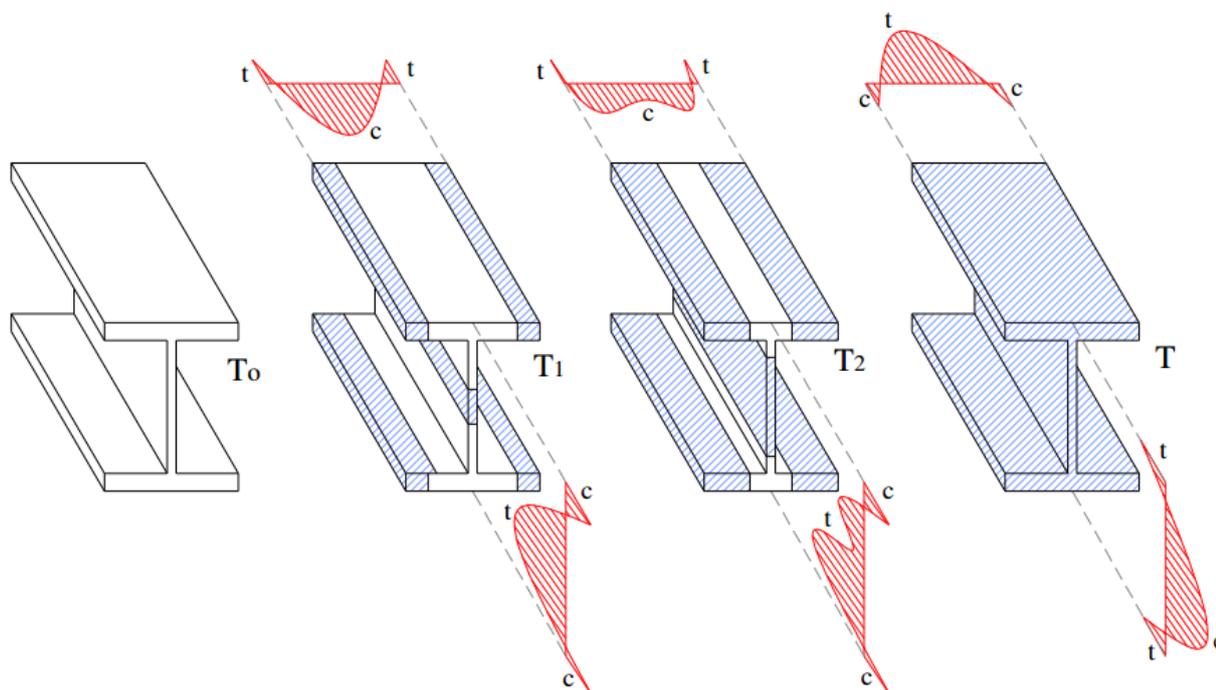
4.1 TENSÕES RESIDUAIS

As tensões residuais são tensões internas, intrínsecas a elementos metálicos, presentes, ainda que nenhum carregamento externo esteja aplicado. Essas tensões internas surgem de maneira auto-equilibrada devido ao processo de produção dos perfis laminados ou soldados. Como as tensões residuais são internas e auto-equilibradas as resultantes de força e momento são nulas (ALPSTEN E TALL, 1970; TEBEDGE, ALPSTEN E TALL, 1973; YOUNG, 1972).

O surgimento das tensões residuais ocorre devido ao resfriamento não uniforme das seções transversais após o processo de fabricação, e podem ter um significativo efeito na estabilidade e na resistência de elementos estruturais (SZALAI E PAPP, 2005). Em perfis laminados a quente, o surgimento das tensões residuais ocorre em três etapas. Na primeira etapa as regiões com menor concentração de material e mais externas a seção, como é caso das extremidades das mesas e da região central da alma, resfriam-se de maneira mais rápida, assim essas regiões diminuem seu volume primeiramente que as demais, passando, em momento posterior, a resistir a redução de volume das outras regiões, surgindo neste primeiro momento tensões de tração como observa-se na Figura 4.1 (YOUNG, 1972; GOMES, 2006).

CAPÍTULO 4. IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS

Figura 4.1 – Processo de resfriamento e surgimento de tensões residuais em perfis laminados a quente



Fonte: Balio e Mazzolani (1983, adaptado por Gomes, 2006)

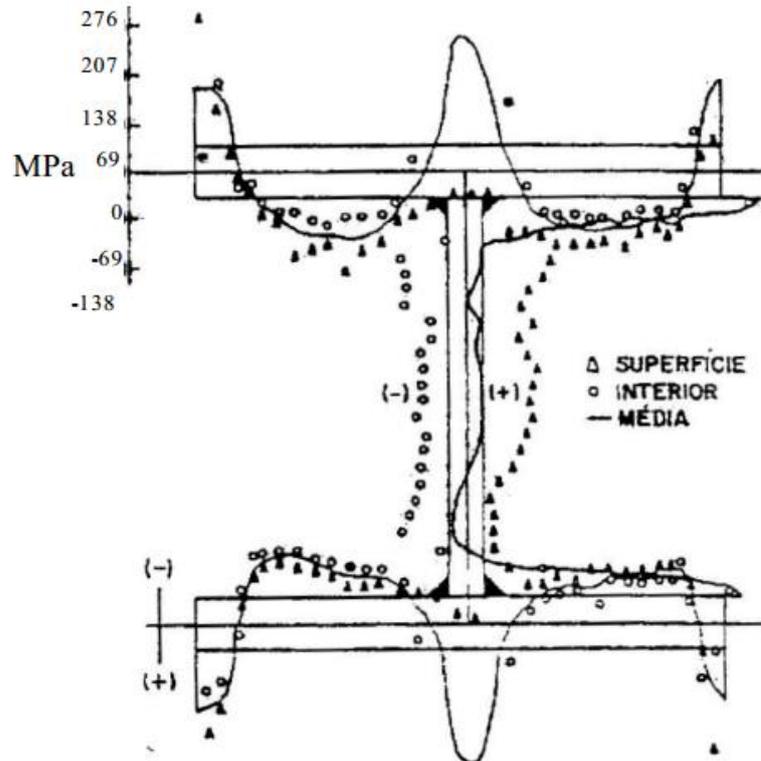
Na segunda etapa, em uma temperatura intermediária T_2 , as regiões que ainda se encontram mornas sofrem deformação plástica devido à tensão de compressão imposta pelas regiões que sofreram um resfriamento mais rápido, que reduz a tensão induzida da etapa um, como observou-se na temperatura T_2 da Figura 4.1. Na etapa final, o resfriamento total das áreas mais expostas previne a contração das fibras ainda mornas, que sofrem, portanto, deformação plástica. Com o resfriamento por completo, tem-se como resultado, as extremidades das mesas e a região central da alma com tensão residual de compressão, e a região de interseção entre mesas e almas com tensão residual de tração como observa-se na Figura 4.1. (YOUNG, 1972; GOMES, 2006).

Nos perfis soldados os processos de corte e solda das placas são responsáveis pela alteração da forma de distribuição das tensões residuais (ALPSTEN E TALL, 1970). Os processos que se utilizam de corte a maçarico e posterior soldagem passam por duas etapas de surgimento das tensões residuais. Em uma primeira etapa o processo de corte é responsável pelo aquecimento das extremidades das placas, surgindo então nessa região tensões residuais de tração. Porém, durante o processo de solda a região de interseção entre as mesas e a alma

CAPÍTULO 4. IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS

passa por um elevado aquecimento, assim, nesta região também surgem tensões residuais de tração como pode ser observado nas medições realizadas por Mc Falls e Tall (1969), Figura 4.2.

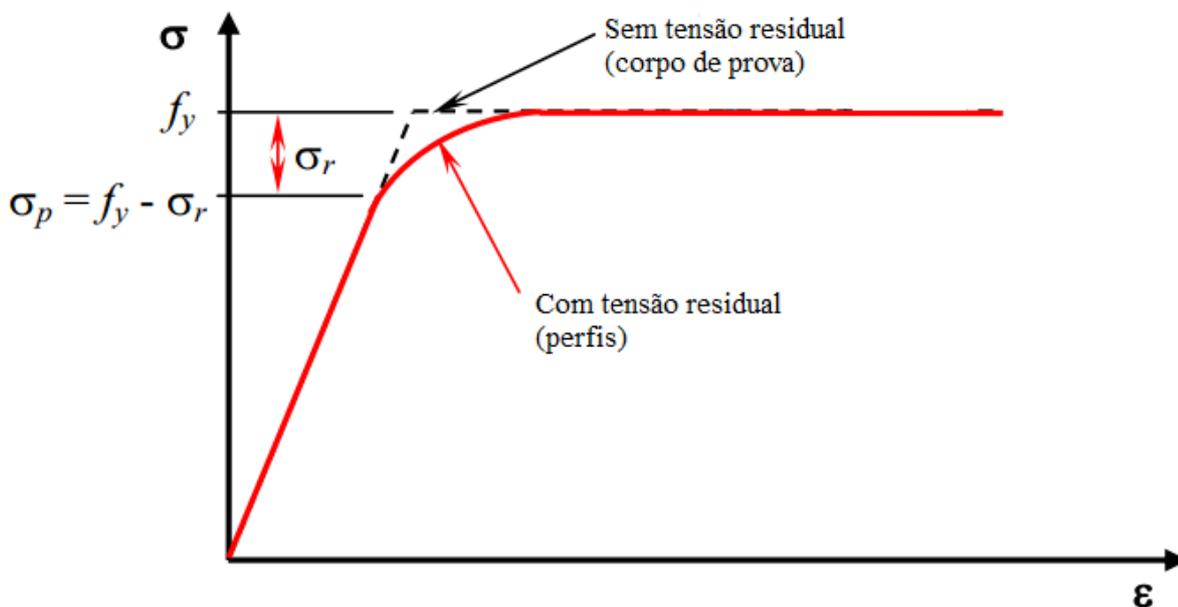
Figura 4.2 – Distribuição de tensões residuais em perfis soldados



Fonte: Mc Falls e Tall (1969)

As tensões residuais presentes tanto em perfis laminados quanto em perfis soldados podem causar em materiais elasto-plásticos, que é o caso do aço, um escoamento prematuro ou flambagem prematura, dependendo da sua esbelteza, reduzindo sua resistência última.

De acordo com Bezerra (2011), elementos que apresentam tensões residuais atingem o escoamento com tensão inferior à tensão de escoamento determinada em ensaios de tração em barras sem tensões residuais. O escoamento nesses elementos se inicia com valor de tensão, chamada de tensão de proporcionalidade (σ_p), obtido pela subtração do valor da tensão residual (σ_r) no valor da tensão de escoamento (f_y) obtida no ensaio de tração, como pode se observar na Figura 4.3. Com o aumento das tensões externas o escoamento aumenta de forma não-linear com as tensões normais e se completa quando estas se tornam iguais a resistência de escoamento do aço (f_y).

Figura 4.3 – Diagrama tensão *versus* deformação com e sem tensão residual

Fonte: Bezerra (2011).

Huber e Beedle (1954) em estudos sobre os efeitos das tensões residuais em colunas metálicas observaram que estas são as principais responsáveis pela não linearidade do diagrama tensão *versus* deformação. Essa não linearidade é responsável por modificar o comportamento das estruturas na fase de flambagem inelástica.

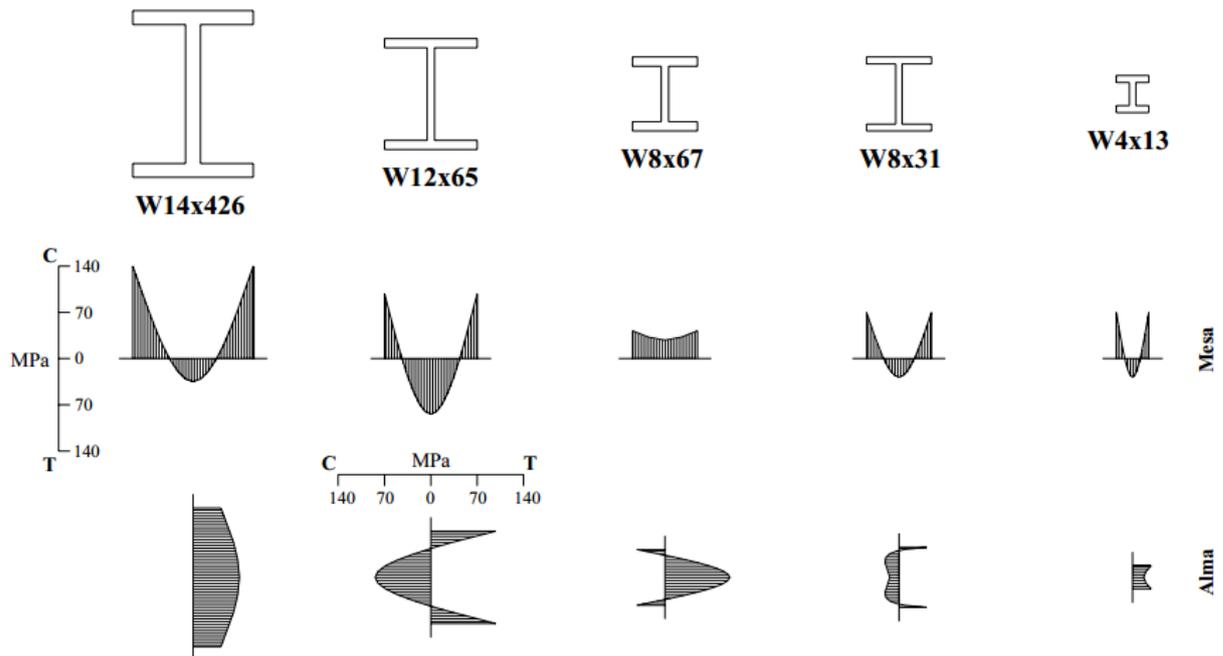
Szalai e Papp (2005) também observaram que as tensões residuais são responsáveis pela redução da resistência de elementos estruturais no regime inelástico de flambagem, essa redução ocorre devido a escoamento prematuro do aço devido à presença de tensões residuais.

4.1.1 Tensões Residuais em Perfis I Laminados

As tensões residuais em perfis laminados variam de acordo com a forma e o tamanho da seção transversal. Em perfis que apresentam seções maiores e mais pesadas, os valores de tensão residual são mais elevados como pode-se observar na Figura 4.4 (ALPSTEN, 1968; ALPSTEN, 1972b; GALAMBOS, 1988; ALMEIDA, 2006). Em medições realizadas por Alpsten (1972a), encontraram-se, para perfis laminados com grandes seções, valores de tensões residuais iguais aos valores de tensão de escoamento do aço, fato que altera de forma significativa o comportamento desses elementos em situações de carregamentos solicitantes.

CAPÍTULO 4. IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS

Figura 4.4 – Distribuição de tensões residuais em perfis laminados



Fonte: Adaptado de Galambos (1988)

Em suas pesquisas, Young (1972) realizou estudos sobre a distribuição das tensões residuais em perfis laminados. Em suas medições detectou distribuição parabólica para perfis com seções médias e a dependência da magnitude das tensões residuais com relação às propriedades geométricas da seção. Essa dependência da intensidade das tensões residuais em função das características geométricas das seções transversais também foi observada por autores como: Mas e Massonnet (1966), Schulz (1968), Beer e Schulz (1970) apud Sonck (2014) e Tebedge, Alpsten e Tall (1973).

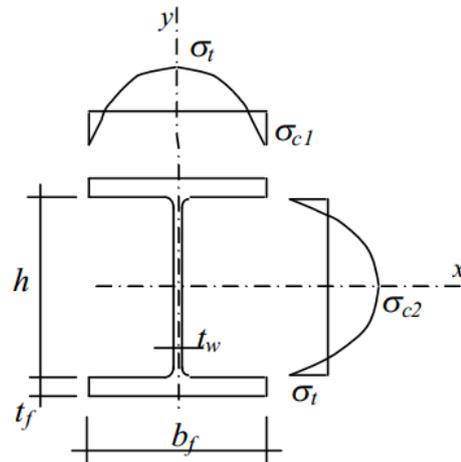
De acordo com Castro e Silva (2006), apesar de muitas pesquisas apresentarem distribuições de tensão residual com certas variações, para simplificações em projetos, considera-se uma distribuição padrão para os perfis laminados. Nesse padrão é considerado que as tensões residuais apresentam distribuição parabólica. Nas extremidades das mesas considera-se a presença de tensões residuais de compressão, assim como na região central da alma. Já na interseção entre as mesas e a alma são consideradas tensões residuais de tração, como pode-se observar na Figura 4.5.

Por meio da utilização do padrão parabólico de distribuição de tensão residual, para perfis laminados, apresentado na Figura 4.5, pesquisadores como Lee et al. (1967), Szalai e Papp (2005) apresentaram equacionamentos para a determinação da magnitude das tensões residuais. Lee et al. (1967) apresentaram uma distribuição parabólica por meio da utilização de

CAPÍTULO 4. IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS

equacionamento que parte de um polinômio do quarto grau. Já Szalai e Papp (2005) sugerem um equacionamento a partir de um polinômio do segundo grau.

Figura 4.5 – Padrão de distribuição de tensões residuais em perfis laminados



Fonte: Castro e Silva (2006)

Por meio de medições realizadas em perfis laminados, Young (1972) propôs um modelo de distribuição parabólica das tensões residuais como apresentado na Figura 4.5. Em seu modelo foi proposto, por meio de equacionamentos, que os valores máximos de tensão residual são dependentes das características geométricas da seção transversal, como pode-se observar nos equacionamentos a seguir:

$$\sigma_{c1} = 165 \left[1 - \frac{ht_w}{2,4b_f t_f} \right] N / mm^2 \quad (4.1)$$

$$\sigma_t = 100 \left[0,7 + \frac{ht_w}{2b_f t_f} \right] N / mm^2 \quad (4.2)$$

$$\sigma_{c2} = 100 \left[1,5 + \frac{ht_w}{2,4b_f t_f} \right] N / mm^2 \quad (4.3)$$

onde: σ_t é a tensão residual de tração, σ_{c1} é a tensão residual de compressão nas bordas livres das mesas, σ_{c2} é a tensão residual de compressão no centro da alma, h é a altura da alma, t_w e t_f são as espessuras da alma e da mesa respectivamente, e b_f a largura da mesa.

CAPÍTULO 4. IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS

Em trabalho posterior, Young (1975) propõe uma readequação do equacionamento para as tensões residuais em perfis laminados, conforme apresentado nas equações 4.4, 4.5 e 4.6, contudo, a distribuição das tensões residuais continua de forma parabólica.

$$\sigma_{c1} = 137,5 \left[2,2 - \frac{A}{2b_f t_f} \right] N / mm^2 \quad (4.4)$$

$$\sigma_t = 100 \left[-0,3 + \frac{A}{2b_f t_f} \right] N / mm^2 \quad (4.5)$$

$$\sigma_{c2} = 83,3 \left[0,8 + \frac{A}{2b_f t_f} \right] N / mm^2 \quad (4.6)$$

onde: σ_t é a tensão residual de tração, σ_{c1} é a tensão residual de compressão nas bordas livres das mesas, σ_{c2} é a tensão residual de compressão no centro da alma, A é a área da seção transversal em mm^2 , b_f e t_f são as dimensões da seção transversal em mm (Figura 4.5).

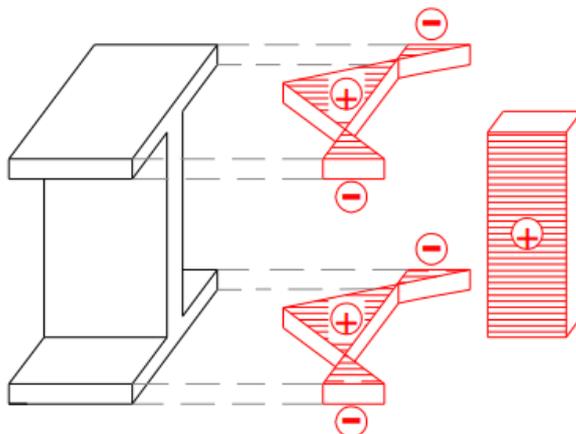
Estudando o comportamento de perfis laminados no regime inelástico da FLT, Galambos (1963) observou o escoamento prematuro do aço causado pela presença das tensões residuais. Em seu estudo, considerou-se nas mesas uma distribuição linear de tensão residual, para alma adotou-se tensões residuais de tração distribuída de forma constante como pode-se observar na Figura 4.6. Para esse modelo tem-se que as tensões residuais de tração das mesas e alma são dependentes das características geométricas da seção transversal como pode-se observar na Equação 4.7, e o valor da tensão residual de compressão das extremidades da mesa é dada pela Equação 4.8.

$$\sigma_t = \left[\frac{b_f t_f}{b_f + t_w (d - 2t_f)} \right] \quad (4.7)$$

$$\sigma_{rc} = 0,3f_y \quad (4.8)$$

CAPÍTULO 4. IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS

Figura 4.6 – Distribuição de tensões residuais assumidas por Galambos (1963)



Fonte: Balio e Mazzolani (1983, adaptado por Gomes, 2006)

Para efeitos de análises práticas, numéricas e de projeto a *European Convention for Constructional Steelwork* (ECCS) em seu manual para estabilidade de estruturas metálicas ECCS (1984, *apud* Sonck, 2014), apresenta um padrão linear de distribuição de tensão residual. A distinção entre os valores máximos de tensão residual foi feita com relação às propriedades geométricas da seção transversal como pode se observar na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Padrão de distribuição de tensão residual de perfis laminados ECCS (1984)

Distribuição padrão	Valores máximos de tensão residual	
	$\frac{h}{b_f} \leq 1,2$	$\frac{h}{b_f} > 1,2$
	$ \sigma_r _{\max} = 0,5f_y$	$ \sigma_r _{\max} = 0,3f_y$
Obs. $\sigma_r < 0$ Compressão e $\sigma_r > 0$ tração		

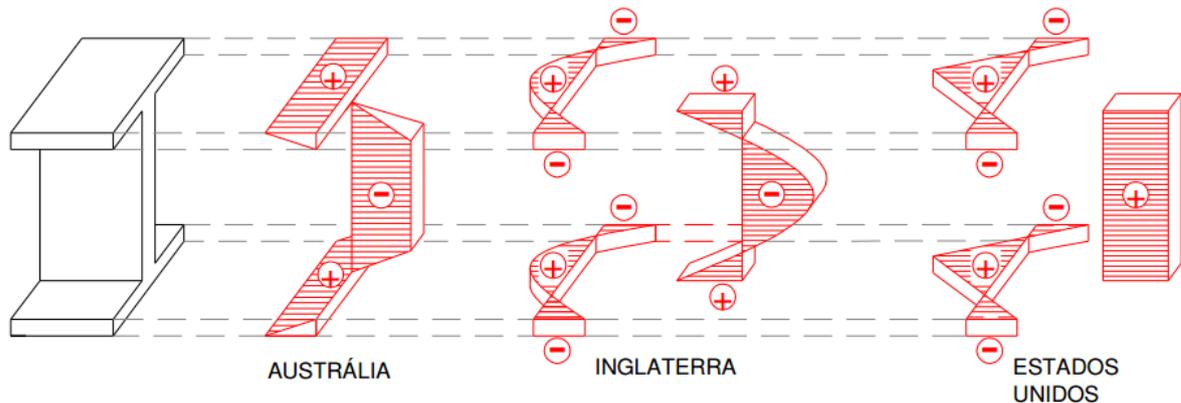
Fonte: ECCS (1984, *apud* Sonck, 2014)

Como observado nos diversos estudos apresentados anteriormente existem diversos padrões de distribuição de tensão residual que são utilizados em perfis laminados. Gomes (2006) em estudo sobre o efeito das tensões residuais sobre a resistência a compressão de perfis H laminados apresentou uma vasta pesquisa sobre os padrões de distribuição de tensões residuais. Em suas pesquisas observou que existem diferenças entre os principais

CAPÍTULO 4. IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS

padrões de distribuição utilizados nos Estados Unidos da América, Europa e Austrália, como como se observa na Figura 4.7.

Figura 4.7 – Principais padrões de tensão residual utilizadas pelo mundo



Fonte: Balio e Mazzolani (1983, adaptado por Gomes, 2006)

Para simplificação dos procedimentos de cálculo a norma brasileira NBR 8800:2008, apresenta uma distribuição constante de tensão residual nas mesas das vigas, dada em função da tensão de escoamento do aço. Esse valor de tensão residual é dependente da tensão de escoamento e é tomada como um valor de 30% da tensão de escoamento. Portanto, trata-se de uma forma simplificada de adoção das tensões residuais.

4.1.2 Tensões Residuais em Perfis I Soldados

Os perfis soldados passam por processo de fabricação diferente daquele que os perfis laminados são submetidos. Grande parte dos perfis I soldados passam por duas etapas de produção nas quais ocorrem surgimento das tensões residuais. Na primeira etapa é realizado o corte das chapas metálicas, normalmente realizado por maçarico, que submete a chapa a um aquecimento em suas extremidades, atribuindo-a tensões residuais de tração. Por fim, a soldagem das chapas promove um elevado aquecimento na região, gerando tensões residuais de tração. Contudo, as chapas utilizadas para a fabricação dos perfis soldados também podem ser laminadas, apresentando distribuição de tensão residual diferente, como pode-se observar na Figura 4.8.

Nagarajo Rao et al. (1964), Alpsten e Tall (1970) e Dwight e White (1977) estudaram a forma de distribuição e os fatores que influenciam nos valores da tensão residual de perfis I soldados. Em seus estudos Dwight e White (1977), sugerem que o valor máximo da tensão

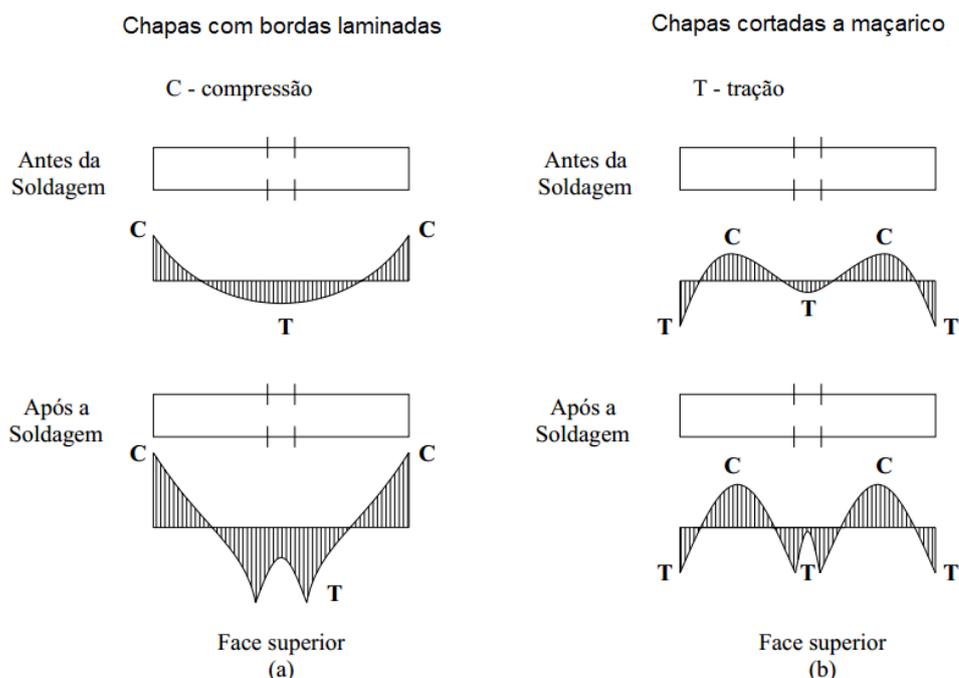
CAPÍTULO 4. IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS

residual, devido ao processo de soldagem, pode ser considerado igual ao valor da tensão de escoamento do aço. Já Nagarajo Rao et. al. (1964) e Alpsten e Tall (1970) desenvolveram estudos sobre a influência do tipo de solda utilizada nos perfis soldados. Em suas análises concluíram que o tipo de solda utilizado não influencia os valores de tensão residual, a não ser que a temperatura utilizada nos diferentes processos de solda apresente grandes variações.

De maneira diferente dos perfis laminados, nos quais se observou que quanto maior a seção maior é a intensidades das tensões residuais, o processo de solda tem maior influência na distribuição e na magnitude das tensões residuais de perfis leves como pode-se observar na Figura 4.9 (MC FALLS E TALL, 1969; ALPSTEN E TALL, 1970; BJORHVDE et al., 1972; BJORHVDE, 1988).

As elevadas tensões residuais de tração na região da solda podem ser explicadas por três motivos. O primeiro é o aumento da resistência devido a mistura do eletrodo com o material base, explicado pelo fato daquele ser mais resistente que o material base. O segundo é o aumento da resistência devido ao rápido resfriamento, por motivo da alteração das propriedades mecânicas durante o corte. E o terceiro é o surgimento do estado triplo de tensões, que geram tensões principais de tração responsáveis por suportar tensões superiores a tensão de escoamento no estado uniaxial (TALL, 1966; GALAMBOS, 1988).

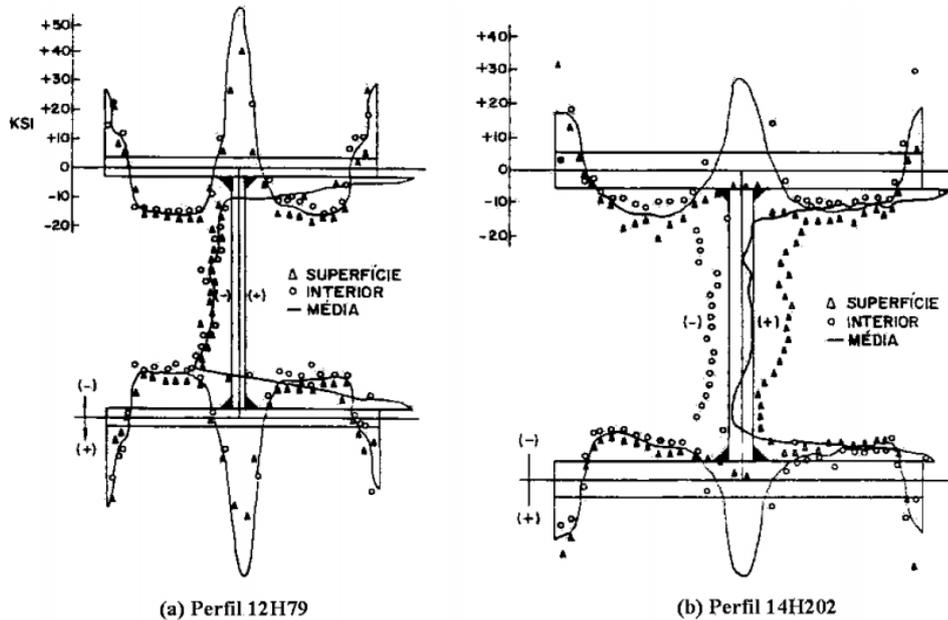
Figura 4.8 – Comparação entre os padrões de tensão residual



Fonte: Pimenta (1997)

CAPÍTULO 4. IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS

Figura 4.9 – Distribuição das tensões residuais em diferentes perfis soldados

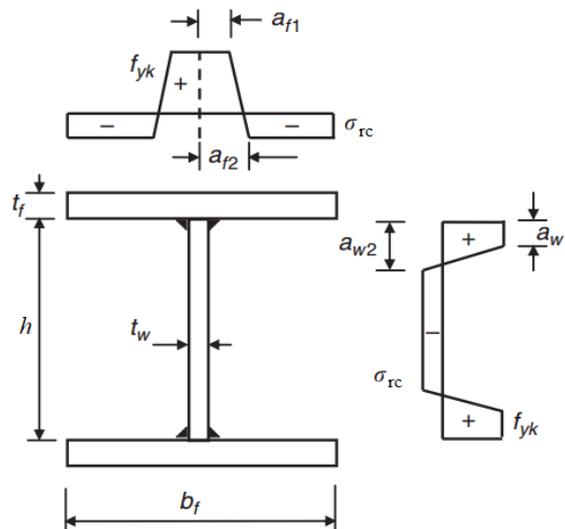


Fonte: Mc Falls e Tall (1969)

No manual técnico da ECCS (1976, *apud* Castro e Silva 2006), para efeito de projetos, análises numéricas e práticas, é recomendado que as tensões residuais para perfis I soldados sejam adotadas com o valor de 50% da tensão de escoamento do aço nas extremidades das mesas, consideradas como tensões de compressão. Para a tensão de tração, na região da solda, é recomendado que o valor considerado seja o mesmo da tensão de escoamento do aço.

Em edição seguinte, a ECCS (1984), apresentou um modelo de distribuição das tensões residuais para perfis I soldados, o qual é mostrado na Figura 4.10.

Figura 4.10 – Distribuição de tensões residuais de perfis soldados ECCS (1984)



Fonte: ECCS (1984)

CAPÍTULO 4. IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS

Na Figura 4.10 tem-se que: $a_{f1} = 0,075b_f$; $a_{f2} = 0,125b_f$; $a_{w1} = 0,075h$; $a_{w2} = 0,125h$; $\sigma_{rc} = 0,25f_{yk}$ e f_{yk} é a tensão de escoamento característica do aço.

A norma brasileira NBR 8800:2008, em seu procedimento de cálculo para momento fletor resistente de vigas metálicas de alma não-esbelta, anexo G, não faz distinção entre os valores de tensão residual adotados em perfis laminados ou soldados. Portanto, o valor considerado é o mesmo que o adotado para os perfis laminados, o que é tido como uma adoção simplificada da real distribuição das tensões residuais em perfis soldados.

4.2 IMPERFEIÇÕES GEOMÉTRICAS INICIAIS

Assim como as tensões residuais, que estão presentes em todos os elementos estruturais metálicos devido ao processo de fabricação, as imperfeições geométricas iniciais ou curvaturas iniciais também se fazem presente. Essa curvatura inicial representa um pequeno desvio na retilidade dos elementos estruturais. Esse desvio do eixo reto do elemento é responsável por ampliar o deslocamento transversal no elemento estrutural.

A imperfeição geométrica (curvatura inicial) é responsável por transformar o problema da flambagem em um problema do tipo carga-deslocamento. Neste último, tem-se como característica um deslocamento inicial desde a aplicação do primeiro carregamento, o que torna necessária a utilização de análises numéricas não lineares incrementais (BEER E SCHULZ, 1970; BJORHOVDE E TALL, 1971; BJORHOVDE, 1972; DJALALY, 1977; GALAMBOS, 1988; PIMENTA, 1997).

O valor da curvatura inicial normalmente é limitado pelas especificações de fabricação dos perfis estruturais. Essa limitação é uma relação máxima entre o deslocamento e o comprimento do vão (L). A norma técnica, NBR 5884:2013, apresenta limitações dimensionais para perfis soldados, sendo para curvatura longitudinal de $L/1.000$.

Como visto, a máxima curvatura inicial tolerada para fabricação é de $L/1.000$. Porém, de acordo com Bjorhovde (1972) as medições realizadas mostram que o valor da imperfeição geométrica inicial é inferior ao valor tolerado. Nas avaliações realizadas em pesquisas esse valor é da ordem de $L/1.500$.

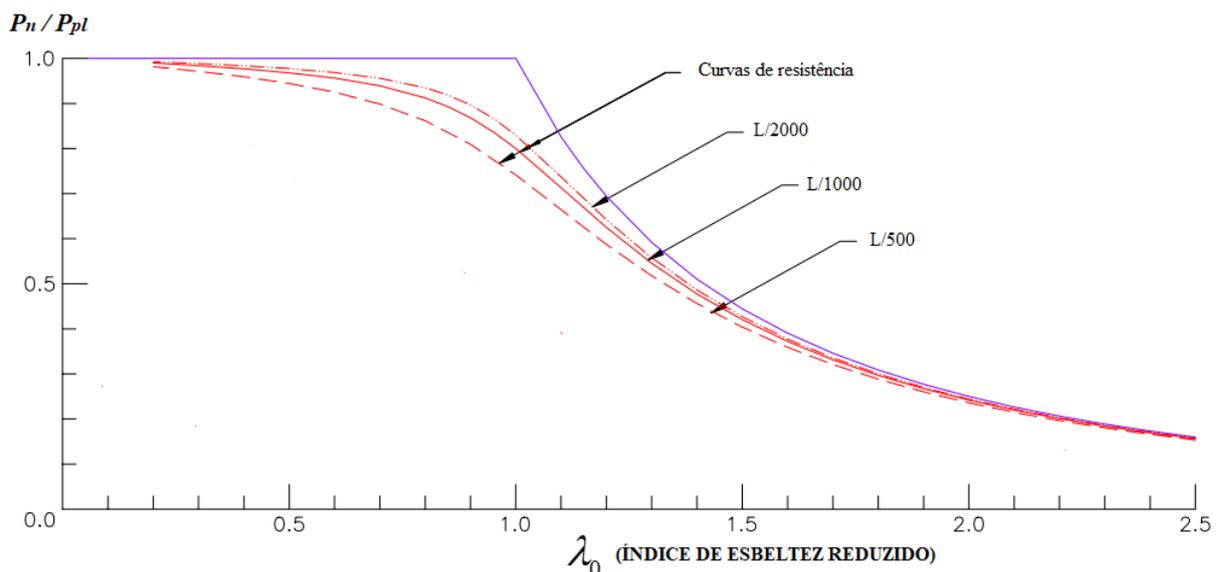
Em trabalho recente, Kala e Valeš (2017) apresentam um estudo sobre o efeito das imperfeições físicas e geométricas na flambagem lateral com torção (FLT). Para a determinação do valor de imperfeição geométrica inicial a ser atribuída ao modelo numérico utilizaram-se dados estatístico fornecido pelo JCSS (2001) (*Joint Committee of Structural Safety*). Estes

CAPÍTULO 4. IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS

dados são apresentados em uma curva de distribuição de Gauss onde observaram-se que a maior frequência de curvatura inicial é para valores inferiores a $L/1.000$. Em suas análises concluíram que a imperfeição geométrica inicial apresenta grande influência sobre a FLT.

Estudos foram realizados para se avaliar a influência da forma e amplitude da curvatura inicial na resistência de colunas de aço (BEER E SCHULZ, 1970; BJORHOVDE E TALL, 1971). Na Figura 4.11 são mostradas as envoltórias de curvas de flambagem de vários perfis, usando-se curvaturas iniciais de $L/2.000$, $L/1.000$ e $L/500$, cujos estudos serviram de base para a determinação das curvas de flambagem do SSRC (*Structural Stability Research Council*) (GALAMBOS, 1988).

Figura 4.11 – Curvas de resistência para valores de curvaturas iniciais



Fonte: Adaptado de Galambos (1988)

A norma brasileira NBR 8800:2008, no procedimento de cálculo fornecido para a determinação do momento crítico de vigas de alma não esbelta, não realiza nenhum comentário com relação a adoção de fatores de imperfeição que levem em consideração a imperfeição geométrica. Já o Eurocode, EN 1993-1-1:2005, apresenta coeficientes de redução do momento crítico, no qual é considerado a influência da imperfeição geométrica inicial. Portanto, a consideração da imperfeição geométrica inicial em análises numéricas é fundamental para obtenção de respostas que representem o comportamento real das estruturas.

CAPÍTULO 4. IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS

4.3 ESTUDOS SOBRE IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS

A seguir são apresentados alguns estudos sobre as imperfeições física material (tensões residuais) e geométrica inicial. Os trabalhos sobre tensões residuais e imperfeições geométricas tratam de estudos sobre o efeito dessas na flambagem global de elementos estruturais de aço e alguns trabalhos sobre medições de tensões residuais e imperfeições geométricas iniciais.

Em um dos primeiros trabalhos sobre tensões residuais, Huber e Beedle (1954) realizaram medições de tensões residuais em perfis I estruturais pelo método da secção ou do corte. Investigaram também o comportamento de colunas metálicas considerando-se os efeitos das tensões residuais. Em seus estudos concluíram que a tensão residual é a principal responsável pela não linearidade do diagrama tensão/deformação, além de antecipar o início do escoamento do aço.

Galambos (1963) propôs um método para a solução do problema de flambagem lateral elástica em vigas de perfis I laminados submetidas a momento constante. O método é baseado na determinação da redução da rigidez flexural e torcional durante o escoamento. Como a tensão residual influencia na tensão de escoamento do aço está foi considerada nos cálculos.

Devido a forma e a intensidade de distribuição das tensões residuais variarem de acordo com as propriedades geométricas de cada perfil torna-se difícil a determinação destas para todas as seções. Com o objetivo de solucionar essa questão, Alpsten (1968) desenvolveu um método analítico para determinação das tensões residuais por meio da mensuração das temperaturas após o processo de fabricação em todas as regiões da seção geométrica. E por meio destas, estimou-se a intensidade e a forma de distribuição das tensões residuais.

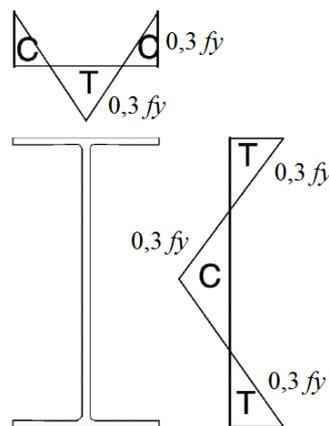
Alpsten e Tall (1970) desenvolveram um estudo por meio da mensuração das tensões residuais em perfis soldados formados por chapas espessas. Observaram em seus estudos que a intensidade da tensão residual, devido ao processo de solda, diminui à medida que a seção geométrica aumenta, concluindo que a geometria trata-se de uma importante variável de influência das tensões residuais. Além disso, observaram que o tipo de solda não apresenta influência na formação das tensões residuais.

Com a utilização do método da seção, Young (1972) realizou medidas de tensão residual em perfis I laminados. Em seu trabalho observou-se que a intensidade e a forma de distribuição das tensões residuais em perfis laminados aumentam à medida em que a seção transversal aumenta. Após a realização de diversas medições foi proposto um equacionamento para a determinação da intensidade das tensões residuais em uma forma de distribuição parabólica.

CAPÍTULO 4. IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS

Vila Real et al. (2004) realizaram em um programa comercial que se utiliza do MEF estudos sobre o efeito da tensão residual na flambagem lateral com torção. Analisaram vigas metálicas com seção transversal em perfis I em situações de elevada temperatura. Utilizaram um modelo de distribuição linear de tensão residual, apresentado na Figura 4.12. Como já conhecido, concluíram que as tensões residuais apresentam grande influência na redução da resistência de vigas de comprimento intermediários.

Figura 4.12 – Distribuição de tensões residuais utilizada por Vila Real et al. (2004)



Fonte: Vila Real et al. (2004)

Szalai e Papp (2005) apresentam uma nova proposta de distribuição de tensão residual. Para a nova proposta consideraram uma distribuição parabólica de tensões residuais para perfis I laminados. Para a elaboração desta, foi considerado o efeito da torção presente na flambagem lateral com torção para determinação das tensões residuais, pois as tensões residuais podem causar deformação adicional se não satisfizerem algumas equações de equilíbrio adicionais e, portanto, influenciam erroneamente no comportamento estrutural.

Por meio do método da secção, Spoorenberg, Snijder e Hoenderkamp (2010) realizaram a mensuração das tensões residuais em perfis I laminados considerando vigas deformadas. Em seus resultados concluíram que os valores e os padrões de distribuição das tensões residuais apresentam diferenças significativas entre os modelos de tensões residuais de vigas não dobradas e de vigas que sofreram o dobramento.

Wang, Li e Chen (2012) realizaram medições das tensões residuais em três perfis soldados da série H. Ao compararem os valores medidos para os perfis analisados, verificaram que o aumento da relação largura espessura das mesas resultou na diminuição de tensões residuais de compressão na região de conexão entre as mesas e a alma e no aumento de tensões

CAPÍTULO 4. IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS

residuais de tração nas extremidades das mesas. Com os resultados das medições, propuseram um modelo de distribuição de tensões residuais para este tipo de perfil.

CAPÍTULO 5

MÉTODOS NORMATIVOS E ANALÍTICOS

Neste capítulo são apresentados equacionamentos analíticos utilizados para a determinação do momento resistente nominal de vigas metálicas de perfis I duplamente simétricos. É apresentada a equação básica do momento crítico no regime elástico. Também é exposto o procedimento de cálculo da NBR 8800:2008, anexo G, para determinação do momento resistente característico de vigas de alma não esbelta. Por fim, são exibidos procedimentos analíticos que consideram a distorção da alma na FLTD.

5.1 MOMENTO CRÍTICO BÁSICO NO REGIME ELÁSTICO

A flambagem lateral com torção (FLT) trata-se do modo de flambagem global de vigas metálicas submetidas a carregamentos que produzem flexão em torno do eixo de maior rigidez à flexão. A FLT é caracterizada por movimentos de translação lateral, na direção do eixo de menor inércia, e torção sobre o centro de torção, que ocorrem simultaneamente.

A definição da resistência de vigas metálicas que sofrem a FLT se dá, no regime elástico, pela determinação do momento crítico elástico. A determinação deste momento crítico é realizada com a utilização de algumas hipóteses de simplificação, que tornam a descrição de um problema bastante complexo em equações consideravelmente simples. Contudo, estas simplificações desprezam situações que muitas vezes são comuns ao meio real, como por exemplo: diferentes condições de vinculações, a posição de aplicação dos carregamentos e a possível ocorrência da distorção da alma para vigas com qualquer parâmetro de esbeltez de alma.

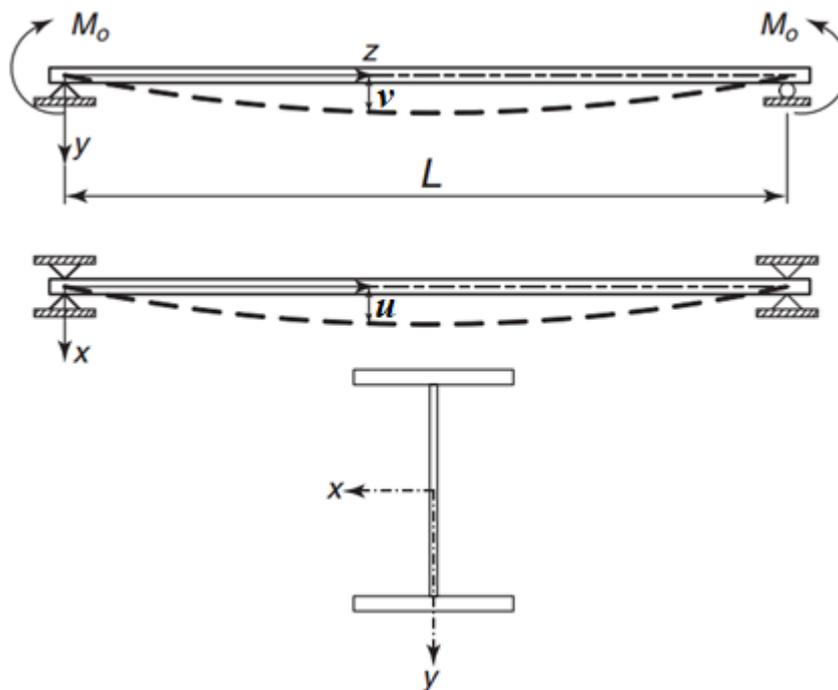
CAPÍTULO 5. MÉTODOS NORMATIVOS E ANALÍTICOS

As hipóteses que são atribuídas para a simplificação do problema são apresentadas a seguir (GALAMBOS E SUROVEK, 2008):

- a viga se comporta de forma elástica;
- a viga é simplesmente apoiada com presença de restrições laterais em suas extremidades (vínculo de garfo);
- é submetida a momento constante em torno do eixo de maior inércia;
- a seção transversal é bissimétrica, portanto o centro de gravidade e o centro de torção são coincidentes e;
- a flexão ocorre na direção do eixo principal;

O momento crítico elástico para as condições apresentadas anteriormente é denominado de momento crítico básico (M_{ocr}), que é determinado na fase elástica da FLT. Para a representação do caso básico de carregamento e vinculação apresenta-se a Figura 5.1, que mostra uma viga submetida a momento constante e com restrições por meio do vínculo de garfo.

Figura 5.1 – Caso básico de carregamento e restrição



Fonte: Galambos e Surovek (2008)

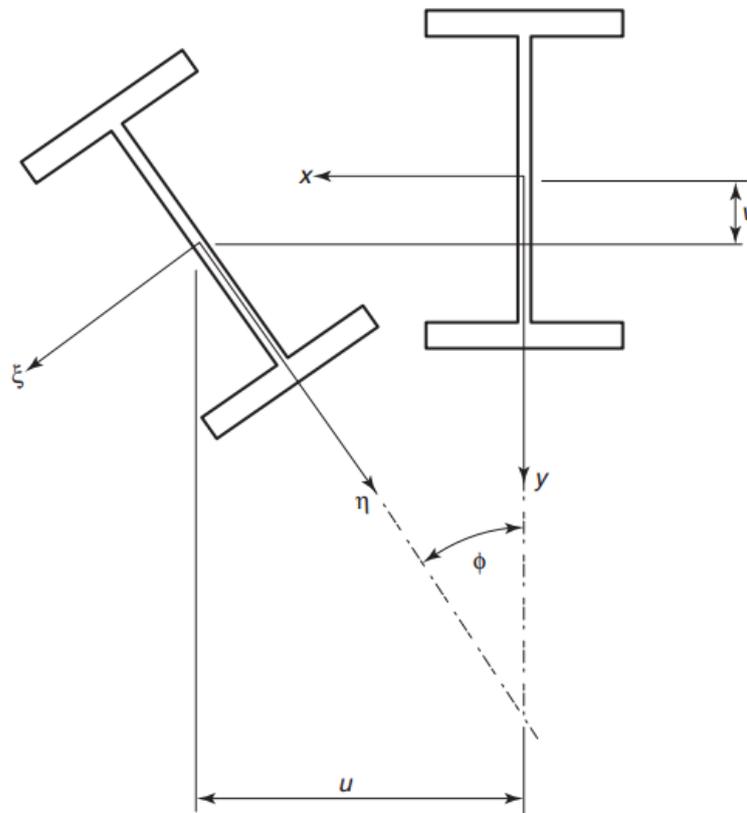
CAPÍTULO 5. MÉTODOS NORMATIVOS E ANALÍTICOS

Na Figura 5.1 tem-se que v representa um deslocamento na direção do eixo x , ou seja, na direção do eixo de maior inércia, eixo principal, e que u representa um deslocamento lateral na direção do eixo y , de menor inércia.

A Figura 5.1 apresenta a situação idealizada de vinculação, utilizada para determinação do momento crítico básico. Para essa vinculação, vínculo de garfo, o deslocamento lateral e a torção são restringidos nas extremidades, essa é livre para rotacionar lateralmente e a seção transversal é liberada para o empenamento.

A transição de uma seção transversal indeformada para uma situação deformada devido a FLT é apresentada na Figura 5.2, para o caso básico. Na situação deformada é possível observar que a seção transversal sofre um deslocamento lateral (u) acompanhada de uma torção da seção transversal representada pelo ângulo de torção (ϕ). Tem-se que as coordenadas do centroide para situação indeformada (x e y), são representadas na situação deformada pelas coordenadas (ξ e η)

Figura 5.2 – Seção transversal antes e após a FLT



Fonte: Galambos e Surovek (2008)

CAPÍTULO 5. MÉTODOS NORMATIVOS E ANALÍTICOS

Para a apresentação dos equacionamentos as seguintes hipóteses são assumidas:

- os deslocamentos e os ângulos de torção são pequenos;
- o material é elástico, homogêneo e isotrópico;
- não há flambagem local das mesas e da alma;
- não ocorre a distorção da seção transversal durante a flambagem.

Como apresentado na última hipótese, para o desenvolvimento do equacionamento para determinação do momento crítico básico é considerado que a seção transversal não apresenta distorção durante a flambagem. Com isto, pode-se afirmar que a equação do momento crítico básico considera a hipótese Bernoulli-Euler, ou seja, seções planas permanecem planas após a deformação e perpendiculares a linha neutra. Este fato confirma que a distorção da alma é desconsiderada nos equacionamentos de momento crítico elástico, fato que instiga o desenvolvimento da pesquisa deste trabalho.

De acordo com Yoo e Lee (2011), por meio da utilização do Método da Energia se pode representar a energia total presente na situação deformada da FLT da seguinte maneira:

$$\begin{aligned} \Pi &= U + V \\ &= \frac{1}{2} \int_0^L EI_y (v'')^2 dz + \frac{1}{2} \int_0^L GJ (\phi')^2 dz + \frac{1}{2} \int_0^L EC_w (\phi'')^2 dz - M_x \int_0^L (v') (\phi') dz \end{aligned} \quad (5.1)$$

onde: U é a energia de deformação total; V é a energia potencial externa; E é o módulo de elasticidade longitudinal; I_y é momento de inércia em torno do eixo y ; G é o módulo de elasticidade transversal; J é o momento de inércia a torção e C_w é a constante de empenamento.

Também tem-se que:

$$v = A \operatorname{sen} \left(\frac{\pi z}{L} \right) \quad (5.2)$$

$$\phi = B \operatorname{sen} \left(\frac{\pi z}{L} \right) \quad (5.3)$$

onde: A e B são constante de integração.

CAPÍTULO 5. MÉTODOS NORMATIVOS E ANALÍTICOS

Substituindo as condições de contorno dadas pelas equações (5.2) e (5.3), na equação (5.1), tem-se que a equação (5.1) será dependente de apenas duas variáveis, que são as constantes A e B . Além disso, as equações (5.2) e (5.3) satisfazem as condições de contorno geométricas e naturais. Portanto:

$$\begin{aligned} \Pi &= U + V \\ &= \frac{1}{2} \int_0^L EI_y \left[-\frac{\pi^2}{L^2} A \operatorname{sen} \left(\frac{\pi z}{L} \right) \right]^2 dz + \frac{1}{2} \int_0^L GJ \left[\frac{\pi}{L} B \cos \left(\frac{\pi z}{L} \right) \right]^2 dz + \\ &+ \frac{1}{2} \int_0^L EC_w \left[-\frac{\pi^2}{L^2} B \operatorname{sen} \left(\frac{\pi z}{L} \right) \right]^2 dz - M_x \int_0^L \left[\left(\frac{\pi}{L} A \cos \left(\frac{\pi z}{L} \right) \right) \left(\frac{\pi}{L} B \cos \left(\frac{\pi z}{L} \right) \right) \right] dz \end{aligned} \quad (5.4)$$

Por meio do princípio da mínima energia potencial total, tem-se:

$$\frac{d\Pi}{dA} = \frac{d\Pi}{dB} = 0 \quad (5.5)$$

Como a flambagem lateral com torção (FLT) se trata de um problema de instabilidade, a determinação do momento crítico básico pode ser obtida pela resolução do determinante da matriz (2x2) originária de um sistema de equações. Cujas soluções são dadas por:

$$GJ \frac{\pi^2}{L} + EC_w \frac{\pi^4}{L^3} - \frac{M_x^2 L}{EI_y} = 0 \quad (5.6)$$

Isolando o momento (M_x) e realizando as operações necessárias tem-se que:

$$M_x = M_{ocr} = \frac{\pi}{L} \sqrt{EI_y GJ} \sqrt{1 + \left(\frac{\pi}{L} \right)^2 \frac{EC_w}{GJ}} \quad (5.7)$$

A equação (5.7) é a equação que fornece o valor do momento crítico básico no regime elástico de flambagem, caso fundamental. Esta equação foi obtida considerando as hipóteses apresentadas anteriormente, e foi inicialmente proposta por Timoshenko e Gere (1961). Como apresentado nas hipóteses, essa equação não leva em consideração diferentes condições de

CAPÍTULO 5. MÉTODOS NORMATIVOS E ANALÍTICOS

contorno de vinculação e carregamento. Ademais são desprezadas as possíveis distorções presentes na seção transversal, como a distorção da alma.

5.2 PROCEDIMENTO DA NBR 8800:2008

A norma brasileira NBR 8800:2008 fornece em seu anexo G procedimentos para a determinação do momento fletor resistente de cálculo de vigas de alma não esbelta. As vigas que são classificadas como tendo alma não esbelta devem obedecer a relação da equação 5.8.

$$\lambda_w = \frac{h}{t_w} \leq 5,70 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (5.8)$$

onde: λ_w é o parâmetro de esbeltez da alma; h é a altura da alma; t_w é a espessura da alma; E é o módulo de elasticidade longitudinal e f_y é tensão de escoamento do aço.

O procedimento da norma brasileira é aplicado em vigas que estão submetidas às seguintes condições:

- as restrições são do tipo vínculo de garfo nas extremidades das vigas, e no caso de balanços a extremidade da viga apresenta todos os deslocamentos livres;
- as forças transversais externas são aplicadas na semialtura da seção transversal, portanto, todos os demais tipos de carregamentos (cargas estabilizantes e desestabilizantes) são desconsiderados e;
- a seção transversal é considerada constante em todo o comprimento destravado.

5.2.1 Flambagem Lateral com Torção

O momento crítico no regime elástico à FLT dado pela NBR 8800:2008 é obtido pela multiplicação do coeficiente de modificação da distribuição do momento fletor pelo momento crítico básico, no caso fundamental, como observa-se na equação 5.9

$$M_{cr} = C_b M_{ocr} \quad (5.9)$$

CAPÍTULO 5. MÉTODOS NORMATIVOS E ANALÍTICOS

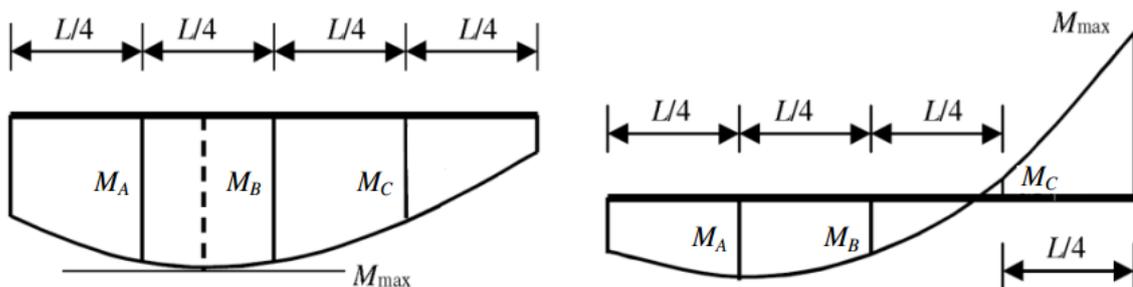
onde: M_{cr} é o momento crítico no regime elástico; C_b é o de fator de modificação para o diagrama de momento fletor não-uniforme e M_{ocr} é o momento crítico básico no caso fundamental dado pela equação 5.7.

O fator de modificação para o diagrama de momento fletor não-uniforme (C_b), é responsável pela uniformização da distribuição do momento fletor ao longo do comprimento destravado da seção. O equacionamento utilizado pela norma brasileira é originário da equação proposta por Kirby e Nethercot (1979), que apresentaram um equacionamento que se aplica às várias formas de diagramas de momento fletor (YOO E LEE, 2011). A equação original de Kirby e Nethercot (1979), presente na norma brasileira, apresenta pequenas modificações e é apresentada na equação 5.10. Esta equação é utilizada quando as duas mesas estão livres para se deslocar lateralmente ao longo do comprimento destravado.

$$C_b = \frac{12,5M_{\max}}{2,5M_{\max} + 3M_A + 4M_B + 3M_C} R_m \leq 3,0 \quad (5.10)$$

Na equação 5.10 tem-se que: M_{\max} é o valor do momento fletor máximo solicitante de cálculo no comprimento destravado; os momentos M_A , M_B e M_C são os momentos fletores solicitantes de cálculo situados nas seções correspondentes a $1/4$, $1/2$ e $3/4$ do comprimento destravado e; R_m é um parâmetro de monossimetria da seção transversal, tendo valor unitário para seções I de dupla simetria. Na Figura 5.3 apresenta-se a esquematização da localização destes momentos fletores.

Figura 5.3 – Posicionamento dos momentos para cálculo de C_b



Fonte: Serna et al. (2005)

CAPÍTULO 5. MÉTODOS NORMATIVOS E ANALÍTICOS

Como apresentado no capítulo 2 (Figura 2.4), a FLT no regime elástico, ocorre em situação em que o índice de esbeltez (λ) é superior ao índice de esbeltez limite para seções semicompactas (λ_r), tendo que:

$$\lambda = \frac{L_b}{r_y} \quad (5.11)$$

$$\lambda_r = \frac{1,38\sqrt{I_y J}}{r_y J \beta_1} \sqrt{1 + \sqrt{1 + \frac{27C_w \beta_1^2}{I_y}}} \quad (5.12)$$

onde: L_b é o comprimento destravado; r_y é o raio de giração da seção em relação ao eixo y e C_w é a constante de empenamento dado pela equação 5.14.

Ainda, tem-se que:

$$\beta_1 = \frac{(f_y - \sigma_r)W_x}{EJ} \quad (5.13)$$

onde: β_1 é o coeficiente de correção para a esbeltez crítica; σ_r é a tensão residual de compressão nas mesas, a qual de acordo com a norma brasileira deve ser adotada como sendo 30% da resistência ao escoamento do aço utilizado e W_x é o módulo resistente elástico.

$$C_w = \frac{I_y (d - t_f)^2}{4} \quad (5.14)$$

onde: d é a altura total da seção transversal e t_f é a espessura das mesas.

Dessa forma na situação em que se tem $\lambda > \lambda_r$, o momento resistente característico à FLT é dado por:

$$M_{Rk} = C_b M_{ocr} \leq M_{pl} \quad (5.15)$$

Em situações onde não se observa a perda de estabilidade da viga, ou seja, não ocorre a flambagem lateral com torção, o colapso da estrutura se dá por meio da plastificação total da

CAPÍTULO 5. MÉTODOS NORMATIVOS E ANALÍTICOS

seção transversal da viga. Esse caso ocorre na situação em que o índice de esbeltez (λ) é menor ou igual ao índice de esbeltez limite para seções compactas (λ_p), que é dado por:

$$\lambda_p = 1,76 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (5.16)$$

Portanto, quando λ é menor ou igual a λ_p , tem-se que o momento resistente característico (M_{Rk}) é dado por:

$$M_{Rk} = M_{pl} = Z_x f_y \quad (5.17)$$

onde: M_{pl} é o momento de plastificação da seção; Z_x é módulo resistente plástico e f_y é a tensão de escoamento do aço.

Para situações intermediárias, ou seja, para vigas de comprimento intermediário, em que o índice de esbeltez (λ) se encontra entre o índice de esbeltez limite para seções semicompactas (λ_r) e índice de esbeltez limite para seções compactas (λ_p), tem-se que o momento resistente característico é dado por:

$$M_{Rk} = C_b \left[M_{pl} - (M_{pl} - M_r) \left(\frac{\lambda - \lambda_p}{\lambda_r - \lambda_p} \right) \right] \leq M_{pl} \quad (5.18)$$

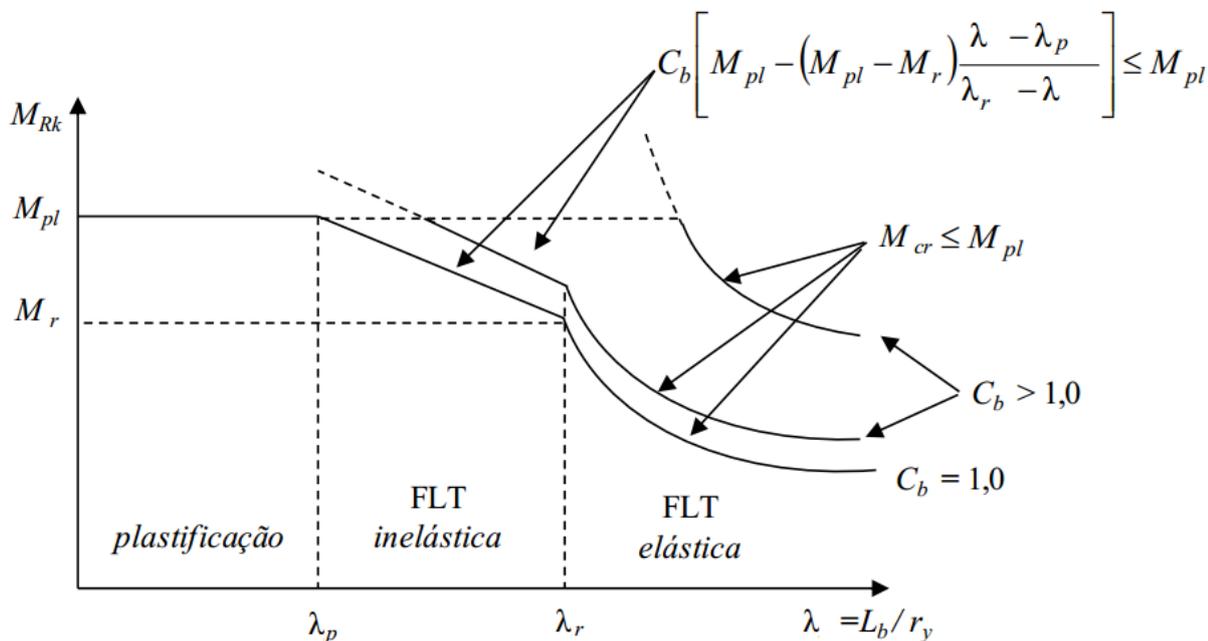
onde: M_r é o momento fletor correspondente ao início do escoamento e é dado pela equação 5.19.

$$M_r = (f_y - \sigma_r) W \quad (5.19)$$

onde: W é módulo de resistência elástico da seção, relativo ao eixo de flexão.

Dessa forma, tem-se que a curvas de resistência à FLT podem ser determinadas, resumidamente, como apresentada na Figura 5.4 a seguir.

Figura 5.4 – Curvas de resistência no regime elástico, inelástico e plástico



Fonte: Fakury, Castro e Silva, Caldas (2016)

5.2.2 Flambagem Local da Alma

Assim como a FLT, a flambagem local da alma (FLA) pode ocorrer em regime elástico ou inelástico quando a perda de estabilidade se manifesta, ou quando essa não se manifesta, ocorre o colapso por plastificação da seção transversal.

A NBR 8800:2008 apresenta procedimentos distintos para determinação do momento resistente à FLT em vigas de alma não-esbelta e em vigas de alma esbelta. As vigas de alma não-esbelta não apresentam FLA no regime elástico, sendo essa situação apenas abordada em vigas de alma esbelta. Vigas de alma não-esbelta, estudadas no presente trabalho, são aquelas que apresentam parâmetro de esbeltez da alma (λ_w) inferior ao parâmetro limite de instabilidade elástica ($\lambda_{w,r}$) dada pela seguinte relação:

$$\lambda_w = \frac{h}{t_w} \leq \lambda_{w,r} = 5,70 \sqrt{\frac{E}{fy}} \quad (5.20)$$

CAPÍTULO 5. MÉTODOS NORMATIVOS E ANALÍTICOS

Em situações em que o parâmetro de esbeltez da alma (λ_w) é inferior ao parâmetro de esbeltez de plastificação da alma ($\lambda_{w,p}$), onde $\lambda_{w,p}$ é dado por:

$$\lambda_{w,p} = 3,76 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (5.21)$$

tem-se que o momento resistente característico é dado por:

$$M_{Rk} = M_{pl} = Z_x f_y \quad (5.22)$$

onde: Z_x é o módulo resistente plástico da seção.

Por fim, para o regime inelástico, ou seja, quando o parâmetro de esbeltez da alma (λ_w) está entre o parâmetro de plastificação da alma ($\lambda_{w,p}$) e parâmetro limite de instabilidade elástica ($\lambda_{w,r}$) tem-se que momento resistente característico é dado por:

$$M_{Rk} = \left[M_{pl} - (M_{pl} - M_{w,r}) \frac{\lambda_w - \lambda_{w,p}}{\lambda_{w,r} - \lambda_{w,p}} \right] \quad (5.23)$$

onde: $M_{w,r}$ é o momento fletor correspondente ao início do escoamento e é dado pela equação 5.24.

$$M_{w,r} = f_y W \quad (5.24)$$

onde: W é módulo de resistência elástico da seção, relativo ao eixo de flexão.

5.2.3 Flambagem Local da Mesa Comprimida

Para mesas comprimidas de perfis I observa-se que a instabilidade local pode ocorrer em regime elástico ou inelástico. Quando o parâmetro de esbeltez da mesa (λ_f), é inferior ao parâmetro de esbeltez de plastificação da mesa ($\lambda_{f,p}$) tem-se que o estado limite último é

CAPÍTULO 5. MÉTODOS NORMATIVOS E ANALÍTICOS

atingido pela plastificação da seção. Nessa situação o momento resistente característico é dado pela Equação 5.26.

$$\lambda_f = \frac{b_f}{2t_f} \leq \lambda_{f,p} = 0,38\sqrt{\frac{E}{fy}} \quad (5.25)$$

$$M_{Rk} = M_{pl} = Z_x f_y \quad (5.26)$$

Na situação intermediária, regime inelástico, que ocorre em situações onde o parâmetro de esbeltez da mesa (λ_f) está entre os valores do parâmetro de esbeltez de plastificação ($\lambda_{f,p}$) e o parâmetro de esbeltez limite de estabilidade elástica ($\lambda_{f,r}$) tem-se que o momento resistente característico é dado pela Equação 5.31.

$$\lambda_{f,p} = 0,38\sqrt{\frac{E}{fy}} < \lambda_f \leq \lambda_{f,r} \quad (5.27)$$

onde $\lambda_{f,r}$ é dado por:

Para perfis laminados:

$$\lambda_{f,r} = 0,83\sqrt{\frac{E}{0,7fy}} \quad (5.28)$$

Para perfis soldados:

$$\lambda_{f,r} = 0,95\sqrt{\frac{E}{0,7fy/k_c}} \quad (5.29)$$

onde k_c é dado por:

$$k_c = \frac{4}{\sqrt{h/t_w}} \quad \text{sendo } 0,35 \leq k_c \leq 0,76 \quad (5.30)$$

$$M_{Rk} = \left[M_{pl} - (M_{pl} - M_{f,r}) \frac{\lambda_f - \lambda_{f,p}}{\lambda_{f,r} - \lambda_{f,p}} \right] \quad (5.31)$$

sendo $M_{f,r}$ igual a:

$$M_{f,r} = 0,7f_y W \quad (5.32)$$

CAPÍTULO 5. MÉTODOS NORMATIVOS E ANALÍTICOS

No regime elástico, ou seja, situações em que o parâmetro de esbeltez da mesa (λ_f) é superior ao parâmetro de esbeltez limite de estabilidade elástica ($\lambda_{f,r}$), tem-se que o momento resistente característico é dado por:

$$M_{Rk} = M_{cr} \quad (5.33)$$

onde M_{cr} é dado por:

Para perfis laminados:

$$M_{cr} = \frac{0,69E}{\lambda^2} W_c \quad (5.34)$$

Para perfis soldados:

$$M_{cr} = \frac{0,90Ek_c}{\lambda^2} W_c \quad (5.35)$$

onde: W_c é módulo de resistência elástico do lado comprimido da seção, relativo ao eixo de flexão.

5.3 EN 1993-1-1:2002

A edição do Eurocode 3, EN 1993-1-1:2002, fornecia uma expressão para a determinação do momento crítico elástico. Essa expressão conhecida como fórmula dos três fatores leva em consideração as características de restrição da viga, além de considerar a posição de aplicação do carregamento e a assimetria ou não do perfil da viga analisada.

A equação apresentada para determinação do momento crítico para vigas metálicas fletidas em torno do seu eixo principal é dada por:

$$M_{cr,0} = \frac{C_1 \pi^2 EI_y}{(k_y L)^2} \sqrt{\left(\frac{k_y}{k_w}\right) \frac{C_w}{I_y} + \frac{(k_z L)^2 GJ}{\pi^2 EI_y} + (C_2 z_g - C_3 z_j)^2} - C_1 \frac{\pi^2 EI_y}{(k_y L)^2} (C_2 z_g - C_3 z_j) \quad (5.36)$$

onde: C_1 é o coeficiente de distribuição do momento fletor para situações de momento não uniforme; C_2 é o coeficiente para consideração da altura de aplicação da carga na seção

CAPÍTULO 5. MÉTODOS NORMATIVOS E ANALÍTICOS

transversal; C_3 é o coeficiente que leva em consideração a assimetria da seção transversal; k_y e k_w são respectivamente fatores de comprimento efetivo correspondente a restrição contra a flexão lateral e restrição contra o empenamento, sendo igual a 1 para situações destravadas e 0,5 para situações de restrição; z_g é a distância do ponto de aplicação da carga ao centro de torção, sendo positivo quando aplicada na mesa superior e negativo quando aplicada na mesa inferior e o parâmetro z_j é dado por:

$$z_j = z_s - 0,5 \int_A \frac{(x^2 + y^2)}{I_x} x dA \quad (5.37)$$

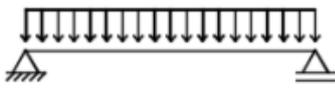
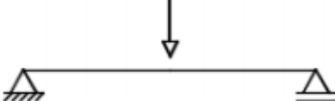
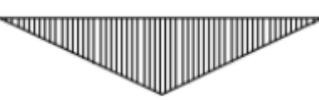
onde: z_s é a distância do centro geométrico da seção transversal ao centro de torção.

Para o caso de vigas com seção transversal duplamente simétricas e com vínculo de garfo, onde k_y e k_w são iguais a um, então, têm-se que:

$$M_{cr.0} = C_1 \frac{\pi^2 EI_y}{L^2} \left[\sqrt{\frac{C_w}{I_y} + \frac{L^2 GJ}{\pi^2 EI_y} + (C_2 z_g)^2} - C_2 z_g \right] \quad (5.38)$$

Para a situação apresentada anteriormente os valores dos coeficientes C_1 , C_2 e C_3 são apresentados na Tabela 5.3.

Tabela 5.1 – Coeficientes C_1 , C_2 e C_3

Condições de contorno	Diagrama de momento fletor	Valores de k^a	Valores dos coeficiente		
			C_1	C_2	C_3
		1,0	1,132	0,459	0,525
		0,5	0,972	0,304	0,980
		1,0	1,365	0,553	1,730
		0,5	1,070	0,432	3,050

^a k refere-se a restrição de rotação no plano dos apoios.

Fonte: EN 1.993-1-1(2002), adaptado

CAPÍTULO 5. MÉTODOS NORMATIVOS E ANALÍTICOS

5.4 PROCEDIMENTO DE PI E TRAHAIR (2000)

Partindo da equação proposta por Pi e Trahair (1995), Pi e Trahair (2000) apresentam nova proposta para a determinação do momento crítico elástico distorcional. A equação proposta é aplicada para vigas metálicas com seção transversal em perfis I duplamente simétricos que sofrem a flambagem lateral com torção e distorção da alma (FLTD).

O equacionamento proposto foi desenvolvido considerando as hipóteses de uma viga simplesmente apoiada, solicitada a momento constante e cuja flambagem ocorre no regime elástico. Pi e Trahair (2000) consideraram em seu equacionamento que a distorção da alma é responsável pela redução da rigidez torcional e da rigidez de empenamento. Levando em consideração essas hipóteses, a equação apresentada para determinação do momento crítico considerando a distorção da alma é dada por:

$$M_{cr,d} = \sqrt{\frac{\pi^2 EI_y}{L_b^2} \left(GJ_e + \frac{\pi^2 EC_w}{k_{wd}^2 L_b^2} \right)} \quad (5.39)$$

onde: $M_{cr,d}$ é o momento crítico elástico distorcional; GJ_e é a rigidez torcional efetiva e é dada pela Equação (5.40) e k_{wd} é o fator do comprimento efetivo de distorção que é dado pela equação (5.43).

$$GJ_e = \frac{(2GJ_f)(12D_w L^2 / \pi^2 d)}{2GJ_f + 12D_w L^2 / \pi d} \quad (5.40)$$

onde: J_f é a rigidez torcional das mesas, dada pela Equação (5.42) e D_w é um fator dado pela equação (5.41).

$$D_w = \frac{Et_w^3}{12(1-\nu^2)} \quad (5.41)$$

$$J_f = \frac{2}{3} b_f t_f^3 \quad (5.42)$$

CAPÍTULO 5. MÉTODOS NORMATIVOS E ANALÍTICOS

Já o fator do comprimento efetivo de distorção é dado por:

$$k_{wd} = \sqrt{1 + r_{fw}^3 \left(\frac{d}{12L_b} \right) \left(1 + \frac{b_f}{d} \right)} \quad (5.43)$$

Onde o valor de r_{fw} é dado por:

$$\begin{aligned} r_{fw} &= \frac{t_f}{t_w} & \text{quando} & \quad \frac{t_f}{t_w} \leq 2 \\ r_{fw} &= 2 & \text{quando} & \quad \frac{t_f}{t_w} > 2 \end{aligned} \quad (5.44)$$

onde: t_f é a espessura das mesas e t_w é a espessura da alma.

De acordo com Pi e Trahair (2000), o equacionamento proposto apresentou boa concordância com os valores do momento crítico elástico obtidos em análise numérica no software ABAQUS, pois o equacionamento leva em consideração o efeito da distorção da alma.

5.5 EQUAÇÃO DE BRADFORD (1985)

Por meio de análises realizadas em vigas monossimétricas pelo método dos elementos finitos, Bradford (1985) estudou o efeito da distorção da alma na redução do momento crítico na flambagem lateral com torção. Com a aplicação de um método de regressão para a análise dos parâmetros foi proposta a seguinte equação para a determinação da tensão na flambagem lateral com torção e distorção da alma (FLTD).

$$\frac{\sigma_{FLTD}}{\sigma_{FLT}} = 1 - \frac{490 \left(\frac{t_f}{b_{fi}} \right) \left(\frac{t_f}{t_w} \right) \left(1 - 0,560 \frac{b_{fs}}{b_{fi}} \right)}{E} \quad (5.45)$$

onde: σ_{FLTD} é a tensão crítica na flambagem lateral com torção e distorção da alma (FLTD), σ_{FLT} é a tensão crítica na flambagem lateral com torção (FLT) sem distorção da alma, E é o módulo de elasticidade longitudinal do aço, t_f é a espessura das mesas, t_w a espessura da alma, b_{fs} é a largura da mesa superior e b_{fi} a largura da mesa inferior.

CAPÍTULO 5. MÉTODOS NORMATIVOS E ANALÍTICOS

O valor da tensão crítica na flambagem lateral com torção (σ_{FLT}) é obtida por meio da consideração de qualquer procedimento normativo ou método analítico que não leve em consideração a distorção da alma. Portanto, a Equação 5.45 funciona como um fator de redução para a tensão na FLTD.

A conversão do valor de tensão crítica para momento crítico e de momento crítico para tensão crítica pode ser obtida pela seguinte equação.

$$\sigma_{FLT/FLTD} = \frac{M_{FLT/FLTD}}{W_x} \quad (5.46)$$

onde: $M_{FLT/FLTD}$ é o momento crítico ou na FLT ou na FLTD e W_x é o módulo de resistência elástico da seção.

A equação de Bradford (1985), pode ser aplicada em situações sobre os seguintes domínios.

- $1 \leq \frac{t_f}{t_w} \leq 4$;
- $1 \leq \frac{b_{fs}}{b_{fi}} \leq 4$;
- $10 \leq \frac{b_{fi}}{t_f} \leq 20$.

Como visto nos domínios apresentados, a equação 5.43, pode ser aplicada para seções transversais em perfis I bissimétricos, apesar de ter sido desenvolvida em um estudo sobre seções monossimétricas.

Portanto, por meio da equação proposta por Bradford, pode-se determinar o valor do momento crítico para a FLTD partindo do valor do momento crítico na FLT fornecido por procedimentos normativos ou analíticos.

CAPÍTULO 5. MÉTODOS NORMATIVOS E ANALÍTICOS

CAPÍTULO 6

FUNDAMENTOS DA ANÁLISE

Neste capítulo são apresentados conceitos fundamentais de estabilidade estrutural. Inicialmente são abordados os tipos de instabilidade estrutural: instabilidade bifurcacional e instabilidade por *Snap-Through*, além dos princípios de análises lineares e não lineares de estabilidade. Por fim, a abordagem dos softwares ABAQUS E GBTUL.

6.1 ESTABILIDADE ESTRUTURAL

Em análises e dimensionamentos de estruturas o conceito de estabilidade sempre está associado ao princípio de configuração de equilíbrio. Esse último está relacionado com a capacidade de uma dada estrutura em estabelecer uma posição de equilíbrio após a aplicação de qualquer perturbação externa, ação exterior. Quando cessada essa ação exterior a estrutura pode ter a tendência ou não de reestabelecer sua posição inicial. Caso a posição inicial seja reestabelecida, diz-se que ela apresenta equilíbrio estável, caso contrário, ou seja, se ela não reestabelecer a posição inicial ou encontrar uma nova posição de equilíbrio se diz que a estrutura encontra-se em equilíbrio instável.

A transição entre as configurações de equilíbrio estável e instável, equilíbrio neutro, representa a instabilidade estrutural que evolui ao longo de uma determinada trajetória de equilíbrio (relação carga-deslocamento). Essa instabilidade estrutural pode surgir de dois modos (REIS e CAMOTIM, 2000):

- ocorrência de uma bifurcação de equilíbrio, ou seja, instabilidade bifurcacional;
- ocorrência de um ponto limite (*limit load buckling*) onde a trajetória de equilíbrio (não linear) tem derivada nula, chamada de instabilidade por ponto limite ou por “*snap through*”.

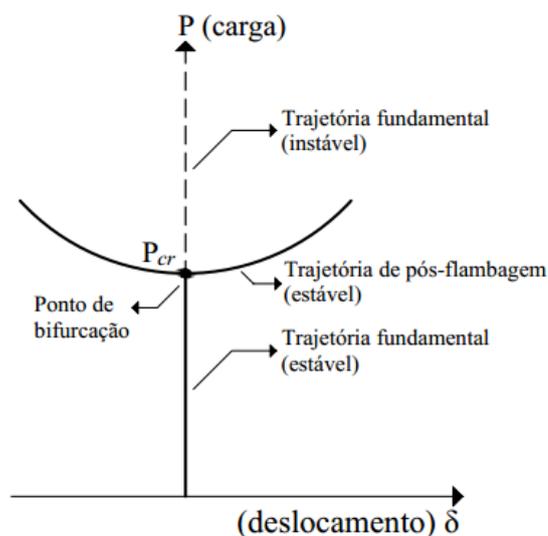
6.2 INSTABILIDADE BIFURCACIONAL

Esse tipo de instabilidade é característico de elementos estruturais perfeitos, ou seja, sem imperfeições geométricas e submetidos a cargas de compressão. Esses elementos perfeitos quando submetidos a esse tipo de carregamento apresentam uma configuração inicial de deformação, o modo de deformação de pré-flambagem. Quando a carga atinge o valor crítico o modo de deformação muda de forma abrupta para um padrão diferente, chamado de modo de flambagem, ocorrendo uma bifurcação na trajetória de equilíbrio.

É nesse ponto de bifurcação que ocorre a transição das configurações de um equilíbrio estável para um equilíbrio instável. A instabilidade bifurcacional pode ser melhor visualizada por um diagrama genérico ($P \times \delta$) como o da Figura 6.1, onde se tem: (REIS e CAMOTIM, 2000):

- Uma trajetória de equilíbrio fundamental (linear ou não linear), que se inicia na origem do diagrama carga-deslocamento;
- Uma trajetória de equilíbrio de pós-flambagem, que não passa pela origem do diagrama carga-deslocamento;
- Um ponto de bifurcação, que corresponde a intersecção das duas trajetórias e no qual as configurações de equilíbrio fundamental passam de estáveis para instáveis

Figura 6.1 – Trajetória de equilíbrio bifurcacional



Fonte: Adaptado de Reis e Camotim (2000)

Em análises de instabilidade bifurcacional são obtidas as cargas críticas de instabilidade (correspondente às coordenadas do ponto de bifurcação), o modo de flambagem predominante

CAPÍTULO 6. FUNDAMENTOS DA ANÁLISE

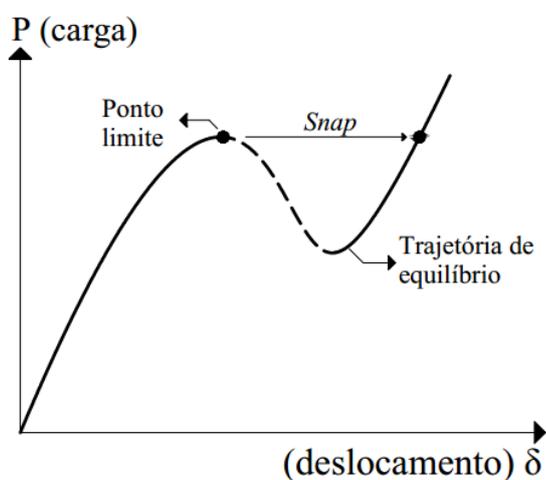
(pela observação da configuração deformada na bifurcação) e as propriedades da trajetória de pós-flambagem, quando obtida de forma exata.

6.3 INSTABILIDADE POR “SNAP-THROUGH”

Esse tipo de instabilidade é característica de estruturas reais que apresentam imperfeições geométricas iniciais. A trajetória de equilíbrio é caracterizada por não apresentar uma mudança repentina do modo de deformação, ou seja, não apresentar uma bifurcação do equilíbrio, mas sim um aumento progressivo dos deslocamentos para cada pequeno incremento de carga como pode-se observar na Figura 6.2. Um problema de instabilidade por *snap-through* é caracterizado pela existência de (CHEN e LUI, 1987; REIS e CAMOTIM, 2000):

- Uma trajetória de equilíbrio não linear, que se inicia na origem do diagrama carga-deslocamento;
- Um ponto limite, que corresponde ao anulamento do declive da trajetória de equilíbrio e no qual as configurações de equilíbrio passam de estáveis a instáveis;
- Um fenômeno de “*snap*”, que ocorre quando a estrutura se encontra no ponto limite e é submetida a um rápido aumento de carga. Esse “*snap*” consiste na passagem da estrutura para uma configuração estável de equilíbrio afastada do ponto limite como observa-se na Figura 6.2.

Figura 6.2 – Trajetória de equilíbrio de instabilidade por *snap-through*



Fonte: Adaptado de Reis e Camotim (2000)

CAPÍTULO 6. FUNDAMENTOS DA ANÁLISE

De acordo com Reis e Camotim (2000), em problemas de instabilidade que envolvem estruturas não perfeitas, ou seja, com imperfeições geométricas, se faz necessário a determinação do andamento da trajetória de equilíbrio e das coordenadas do ponto limite, onde a ordenada fornece a carga limite ou carga de *snap*. Diferente do problema de instabilidade bifurcacional, os deslocamentos que definem o *snap* de uma estrutura estão presentes desde o início da aplicação do carregamento. A medida em que o carregamento é incrementado, os deslocamentos se ampliam causando uma diminuição da rigidez da estrutura o que gera um declive da trajetória de equilíbrio até o ponto limite onde este se anula. Pode-se concluir então, que existe a necessidade da adoção de algum método de análise estrutural que permita a determinação de trajetórias de equilíbrio não-lineares para se verificar este fenômeno

6.4 ANÁLISE LINEAR DE ESTABILIDADE

A determinação da trajetória de equilíbrio exata e do verdadeiro comportamento não linear do sistema é obtida por soluções analíticas apenas para problemas muito simples de estabilidade. No geral, são obtidas apenas aproximações dessas trajetórias através de análises de estabilidade aproximadas. As análises de instabilidade bifurcacional e por *snap-through* são os tipos de análises aproximadas de estabilidade mais utilizadas.

Em muitos problemas de análise bifurcacional tem-se que a trajetória fundamental de equilíbrio é linear, quando essa não é linear pretende-se apenas determinar o valor da carga bifurcacional e o modo de instabilidade associado a menor carga bifurcacional, para isso, as análises lineares de estabilidade são suficientes (REIS e CAMOTIM,2000).

As análises lineares de estabilidade não fornecem indicações de quaisquer características da curva de pós flambagem, fornecem apenas equações de equilíbrio numa configuração deformada que está apenas ligeiramente afastada da trajetória fundamental. Essas equações de equilíbrio são estabelecidas na configuração deformada, mas linearizadas com relação aos deslocamentos definindo apenas os modos de instabilidade como pode-se observar na Figura 6.3.

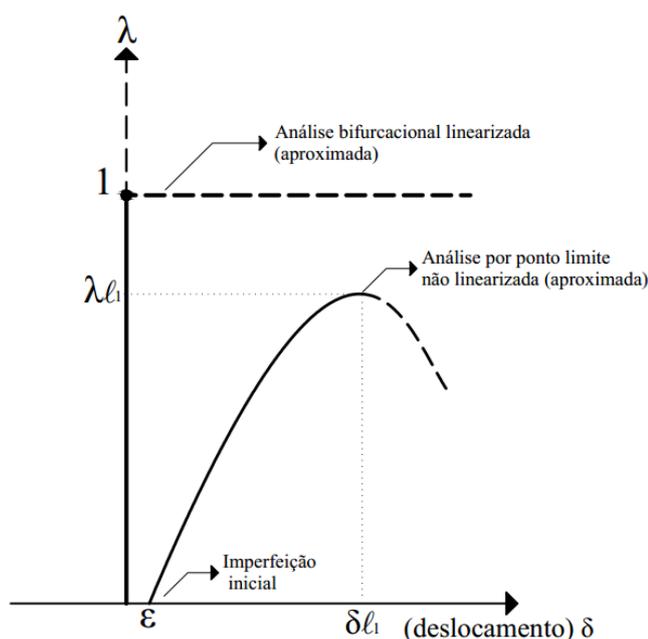
6.5 ANÁLISE NÃO LINEAR DE ESTABILIDADE

Sistemas estruturais reais são aqueles que apresentam imperfeições geométricas iniciais, tais como: curvaturas iniciais e cargas excêntricas. Em sistemas estruturais reais a bifurcação do equilíbrio deixa de ocorrer existindo apenas uma única trajetória e não a ramificação dessa.

CAPÍTULO 6. FUNDAMENTOS DA ANÁLISE

Não faz mais sentido falar em análise linear de estabilidade para sistemas estruturais reais. Nesse caso é indispensável, assim como no caso de análise de pós flambagem, considerar termos não lineares nas equações de equilíbrio efetuando-se uma análise não linear de estabilidade. Para esse tipo de análise o modo de instabilidade por ponto limite ou *snap-through* é o qual determina a trajetória aproximada de equilíbrio como pode-se observar na Figura 6.3.

Figura 6.3 – Trajetórias de equilíbrio aproximadas



6.6 ABORDAGEM DO SOFTWARE ABAQUS

O Software ABAQUS é um programa comercial que se utiliza do Método dos Elementos Finitos (MEF) para a resolução de diversos modelos que descrevem situações reais, dentre estes, os modelos de análise estrutural.

O ABAQUS utiliza o método dos elementos finitos de deslocamentos. A aproximação das condições de equilíbrio do corpo é baseada na consideração de que cada ponto material deste é analisado como função do tempo e de suas coordenadas no espaço, ou seja, sobre o ponto de vista Lagrangiano (DESSAULT SYSTEMES, 2012). A formulação utilizada pelo ABAQUS permite o desenvolvimento de análises lineares ou não lineares, estáticas ou dinâmicas e também oferece recursos para o desenvolvimento de análises de flambagem e pós-

CAPÍTULO 6. FUNDAMENTOS DA ANÁLISE

flambagem, fator importante para o desenvolvimento do presente trabalho que envolve fenômenos de instabilidade (VIEIRA, 2011).

Para análise de instabilidade em vigas metálicas de perfis com seção transversal I, objeto de estudo deste trabalho, é possível utilizar no ABAQUS elementos finitos de casca para a realização da discretização da estrutura. Isto se dá pelo fato de esses perfis serem constituídos por chapas com pequena espessura e apresentarem uma relação espessura/comprimento pequena, ver item 7.1.1.

O desenvolvimento de modelos numéricos que se aproximem com maior fidelidade do fenômeno de instabilidade de estruturas reais envolve a consideração das propriedades não lineares da estrutura. As análises não lineares geralmente são precedidas de análises lineares, nessa última é obtido uma aproximação da carga crítica elástica e dos possíveis modos de flambagem, como apresentado nos itens 6.3 e 6.4. Para o desenvolvimento de uma análise completa, ou seja, não linear, é necessário partir de resultados de uma análise linear e considerar todas as fontes de não linearidades como as imperfeições geométricas iniciais e as tensões residuais, as quais serão utilizadas nas análises do presente trabalho.

Em problemas lineares, a obtenção da solução se dá pela resolução de um único sistema de equações lineares (DESSAULT SYSTEMES, 2012). Em problemas de instabilidade as análises lineares são desenvolvidas quando se deseja apenas conhecer a carga crítica elástica responsável pela instabilidade estrutural e os possíveis modos de flambagem. Para esse objetivo, essas análises são suficientes, apresentando uma estimativa precisa e econômica (CASTRO E SILVA, 2006).

No Software ABAQUS a análise linear de estabilidade é tratada como um procedimento de perturbação linear que permite a obtenção de respostas por meio de autovalores que representam as diversas cargas críticas para seus respectivos modos de flambagem, autovetores.

A estimativa da carga crítica de flambagem elástica de determinada estrutura é realizada pela obtenção dos seus autovalores. Esta estimativa é dada pelo produto do autovalor obtido pelo valor da carga de perturbação externa aplicada na estrutura no estado inicial da análise. Essas cargas são chamadas de cargas críticas de flambagem e correspondem aos autovalores clássicos de flambagem (DESSAULT SYSTEMES, 2012).

Já os problemas estruturais não lineares são aqueles em que a rigidez da estrutura muda à medida que se deforma (DESSAULT SYSTEMES, 2012). Todas as estruturas físicas exibem comportamento não linear, portanto, a análise linear é uma aproximação conveniente que é frequentemente adequada para fins de projeto. Porém é insuficiente para muitas simulações estruturais que representam situações reais.

CAPÍTULO 6. FUNDAMENTOS DA ANÁLISE

De acordo com a *Dessault Systemes* (2012), o ABAQUS se utiliza do método de Newton-Raphson para obter a solução para problemas não-lineares. Numa análise não-linear a solução não pode ser calculada simplesmente pela solução de um único sistema de equações lineares. Em vez disso, a solução é encontrada aplicando-se as cargas especificadas gradualmente, trabalhando-se com incrementos até à solução final. Portanto, o ABAQUS subdivide a simulação num número de incrementos de carga e encontra a configuração de equilíbrio aproximada ao final de cada incremento. Com frequência são necessárias várias iterações para determinar uma solução aceitável para um dado incremento de carga. A soma de todas as respostas incrementais é a solução aproximada para a análise não-linear. Assim, o ABAQUS combina procedimentos incrementais e iterativos para resolver problemas não-lineares.

Análises de estabilidade (bifurcacional) em elementos estruturais são caracterizadas pela transição de um estado estável para um estado instável. Nesta transição a curva carga/deslocamento passa por um ponto de bifurcação, representando uma descontinuidade das respostas, ver item 6.2. A transformação deste problema para uma situação de resposta contínua se dá por meio da inserção de imperfeições geométricas iniciais, problemas reais. Essas imperfeições são aplicadas como perturbações da geometria em determinado modo de flambagem obtido na análise de instabilidade bifurcacional linearizada e determinam a trajetória de pós-flambagem da análise, ver item 6.4. Portanto para a realização de uma análise não linear de estabilidade é necessário considerar a não linearidade geométrica da estrutura e o comportamento elastoplástico do material (CASTRO E SILVA, 2006; VIEIRA, 2011).

Na análise não linear o carregamento é aplicado de forma incremental e o equilíbrio para cada incremento de carga é obtido no ABAQUS pelo método *Ricks* modificado. Esse método é caracterizado por fornecer resposta da curva carga/deslocamento para além do valor da carga máxima alcançada pela estrutura. Para iniciar a análise é necessário fornecer um incremento inicial por meio de uma fração do carregamento, que é equivalente ao comprimento do arco. Após o início da análise, os incrementos seguintes são determinados de forma automática. O método *Ricks* modificado fornece fatores de proporcionalidade da carga inicial, a qual pode ser implementada na análise não linear de estabilidade como sendo o valor da carga crítica da análise linear de estabilidade. Este método não possui critério definido para término da análise, o qual pode ser adotado como a carga do ponto limite de análise de estabilidade por *snap-through* (ver item 6.3).

CAPÍTULO 6. FUNDAMENTOS DA ANÁLISE

6.6.1 Estudos de Estabilidade com o Software ABAQUS

Com o desenvolvimento dos programas comerciais que se utilizam do Método dos Elementos Finitos (MEF), dentre estes, o ABAQUS, a utilização de análises numéricas, no estudo de estabilidade estrutural, teve um grande crescimento nas últimas décadas. Dentre as pesquisas desenvolvidas com o software ABAQUS podem-se citar os seguintes autores: Silva et. al (2017), Tohidi e Sharifi (2015a, 2015b), Hassan e Mohareb (2015), Hassanein e Silvestre (2013), Anapayan e Mahendran (2012), Nguyen et al. (2012), Viera (2011, 2015), entre outros.

Nos trabalhos citados anteriormente a utilização do Software ABAQUS apresentou concordância em seus resultados quando comparados com resultados experimentais e analíticos. Isto mostra que é possível elaborar modelos numéricos que representam a realidade com boa acurácia em problemas de estabilidade estrutural quando deseja-se realizar estudos paramétricos ou obter valores de carga crítica.

Além dos autores já citados outros também desenvolveram estudos com modelos numéricos em diferentes softwares comerciais: Panedpojaman, Sae-Long e Chub-uppakarn (2016), El-Sawy, Sweedan e Martini (2014), Kalkan e Buyukkaragoz (2012), entre outros, os quais também apresentaram bons resultados.

6.7 ABORDAGEM DO SOFTWARE GBTUL

O software GBTUL é uma ferramenta de análise numérica de estabilidade em elementos estruturais de paredes finas que se utiliza da formulação da Teoria Geral das Vigas (*Generalized Beam Theory* – GBT). O GBTUL realiza análises de instabilidade elástica linear (instabilidade bifurcacional), regime linear elástico, e análises de vibração elástica em elementos de paredes finas (BEBIANO, SILVESTRE E CAMOTIM, 2010).

Diferentemente dos softwares que se utilizam do MEF, como o ABAQUS, a GBT aproxima o campo de deslocamentos por meio de funções de forma definidas ao longo de toda a linha média da seção como uma combinação de modos de deformação (globais e locais). Os graus de liberdade são os deslocamentos modais (ao invés de nodais) que permitem avaliar o comportamento estrutural, tendo em vista os fatores de participação de cada modo de deformação na configuração deformada da barra (DÔRES, 2014).

De acordo com Mesacasa Jr. (2016), pode-se afirmar resumidamente que a GBT aproxima o campo de deslocamentos através de uma combinação linear dos “modos de deformação” que são definidos de antemão, sendo assim, têm-se que o grau de liberdade do

CAPÍTULO 6. FUNDAMENTOS DA ANÁLISE

sistema é definido pelos fatores de participação de cada um desses modos de deformação na deformada final do sistema.

Já em análises via MEF tem-se que a estrutura é dividida em elementos finitos e a aproximação do campo de deslocamentos para cada um desses elementos finitos se dá por uma combinação linear de funções locais, aonde os coeficientes são os deslocamentos ou rotações nodais. Os graus de liberdade compreendem os deslocamentos ou rotações nodais dos inúmeros elementos finitos compatibilizados.

Portanto tem-se que o GBTUL, desenvolvido com base na implementação da GBT, é uma ferramenta alternativa e muito útil para o desenvolvimento de análises de estabilidade estrutural. Esse fornece, entre outros resultados, os modos de deformação no plano da seção transversal, curva de assinatura (cargas críticas de instabilidade bifurcacional) e a participação de cada um dos modos de deformação na configuração deformada final. Essa característica modal da GBT permite apresentar com clareza e quantificar o significado da palavra “distorção” na flambagem lateral com torção e distorção da alma (FLTD) em vigas de alma medianamente esbelta.

CAPÍTULO 7

PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

Neste capítulo apresentam-se os procedimentos metodológicos utilizados para o desenvolvimento dos modelos numéricos analisados, bem como, os procedimentos para a calibração da modelagem numérica. Na primeira parte realiza-se a apresentação de todas as características que serão utilizadas na modelagem numérica. Na sequência é exposta a calibração do modelo através da comparação dos resultados numéricos com valores de estudos experimentais de Kubo e Fukumoto (1988), Bradford e Wee (1994) e Zirakian e Showkati (2007).

7.1 O MODELO NUMÉRICO

As principais ferramentas metodológicas utilizadas para a obtenção dos objetivos deste trabalho são a utilização do Software ABAQUS 6.12, um software comercial de análise numérica que utiliza o Método dos Elementos Finitos (MEF), e do Software GBTUL 2.06, que utiliza a implementação da Teoria Geral de Vigas (GBT). No primeiro é possível realizar análises lineares e não-lineares de flambagem e pós-flambagem que o torna uma excelente ferramenta para o estudo dos fenômenos de estabilidade de elementos estruturais. O segundo fornece cargas críticas de flambagem elástica, curva de assinatura, e a participação dos modos de deformação no plano da seção transversal, o que torna possível ilustrar, esclarecer e quantificar o significado da palavra distorcional.

Para o desenvolvimento do modelo numérico é necessária a elaboração de várias etapas: definição da geometria, do material, das condições de contorno, da discretização, do modelo de análise (linear ou não linear) e das imperfeições. A seguir são apresentadas as características de cada etapa da modelagem numérica.

7.1.1 O Modelo Numérico: Software ABAQUS

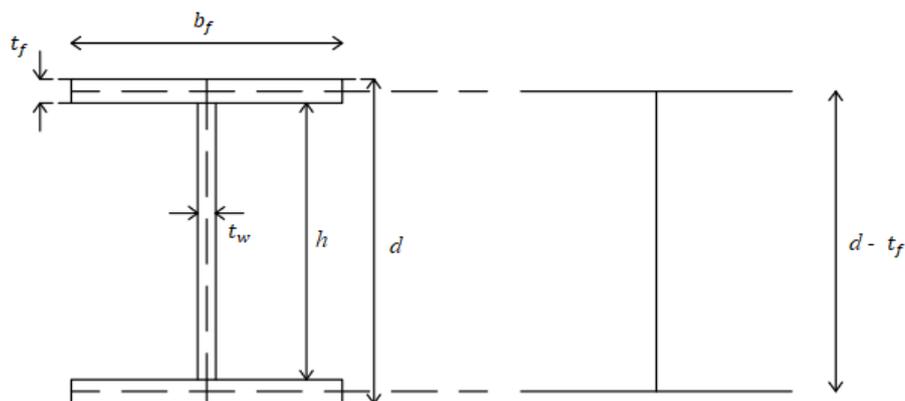
As análises numéricas desenvolvidas no ABAQUS foram realizadas tanto para a obtenção das cargas críticas, na análise de instabilidade elástica, quanto das cargas resistentes características, que foram obtidas em uma análise não linear material geométrica dada pela carga de ponto limite. Para a calibração do modelo numérico realizou-se uma comparação entre os resultados da análise não linear material geométrica com os valores de experimentos laboratoriais que serão apresentados ao final desse capítulo. Para isso realizou a definição das características do modelo numérico que são apresentados na sequência.

a) Definição da Geometria

A primeira etapa para o desenvolvimento das análises numéricas no Software ABAQUS é a definição do modelo geométrico que represente da melhor forma possível o problema físico analisado. Como nas análises serão utilizados perfis estruturais de seção transversal I bissimétricos, que possuem uma das dimensões (a espessura) com valor consideravelmente inferior às demais, optou-se pela utilização de um modelo geométrico tridimensional formado por elementos de casca.

Na biblioteca de elementos disponíveis no ABAQUS, o elemento de casca fina é definido pelo elemento *Shell*. Com a utilização deste elemento, a representação da geometria do perfil se dá por meio da consideração da superfície média das chapas de aço que constituem as vigas estudadas, como pode-se observar na Figura 7.1. Com essa consideração a representação da altura total da seção transversal é dada pelo valor da altura total da seção real menos o valor da espessura da mesa, no caso de mesas de mesma espessura.

Figura 7.1 – Representação da geometria por meio da superfície média



Fonte: O autor (2017)

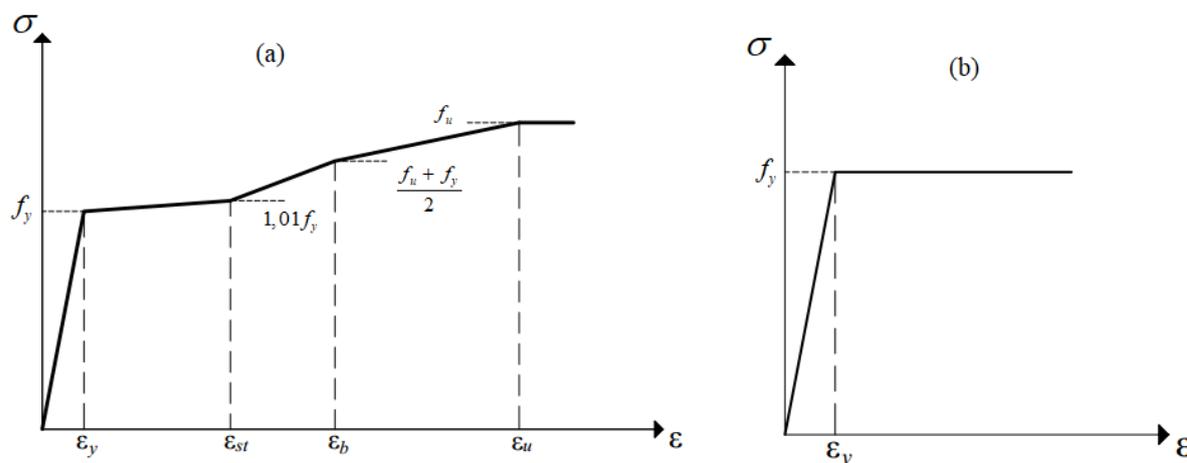
CAPÍTULO 7. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

Para cada região definida na estrutura pelo elemento de casca (mesas e alma) atribui-se um material e uma espessura. O material atribuído (aço) pode apresentar comportamento elástico linear ou elastoplástico que represente o processo de encruamento do aço, as características atribuídas ao material são apresentadas no item a seguir.

b) Material

Para o desenvolvimento das análises numéricas utiliza-se um diagrama tensão/deformação que represente a plasticidade do aço para a realização de análises não lineares. Verificou-se a necessidade ou não da consideração do processo de encruamento do aço através da realização de análises de sensibilidade. Essas análises mostraram a diferença entre os resultados de um modelo elastoplástico perfeito (figura 7.2b) e um modelo que considera o processo de encruamento do aço (proposto por Earls, 1999 – figura 7.2a).

Figura 7.2 – Modelos de comportamento elastoplástico do aço



Fonte: O autor (2018)

As relações constitutivas para o aço considerando o diagrama proposto por Earls (1999) são apresentadas na Tabela 7.1.

Tabela 7.1 – Relações constitutivas do diagrama de Earls (1999)

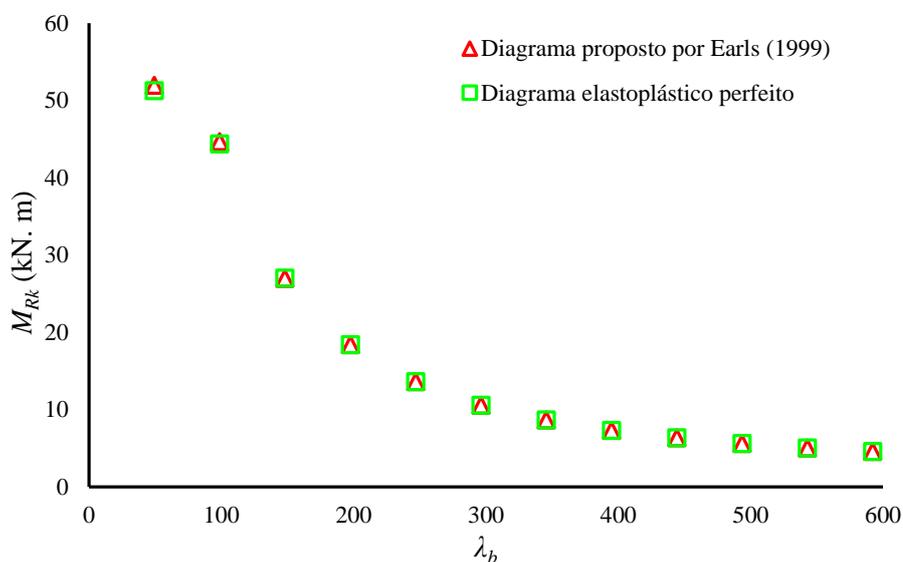
Relações	σ_y	σ_u / σ_y	$\epsilon_{st} / \epsilon_y$	ϵ_b / ϵ_y	ϵ_u / ϵ_y
Valores	f_y	Varia com f_y	5,5	28	45

Fonte: Earls (1999)

CAPÍTULO 7. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

Os resultados da análise numérica com o ABAQUS, perfil W250x17,9, são apresentados na Figura 7.3. As vigas analisadas foram submetidas a carga uniformemente distribuída aplicada sobre a mesa superior e a restrição foi realizada através do vínculo de garfo. Pode-se observar que os resultados praticamente não apresentaram divergências com relação aos dois modelos constitutivos do aço que foram analisados, sendo que a diferença máxima observada foi de apenas 1%.

Figura 7.3 – Comparação entre os resultados de momento resistente para modelos de comportamento do aço



Fonte: O autor (2018)

Portanto, para a aproximação do comportamento real do aço adotou-se o diagrama tensão/deformação com comportamento elasto-plástico perfeito, apresentado na Figura 7.2b, pelo fato de se tratar de uma representação mais simples e que fornece resultados satisfatórios.

c) Discretização

Como apresentado no item (a) optou-se pela utilização de um elemento de casca. Os elementos de casca (*Shell*) são divididos em três grupos: os elementos de casca grossa, elementos de casa fina e os elementos gerais de casca. Este último, diferente dos demais, permite que a espessura do elemento mude conforme a deformação da estrutura (*Dessault Systemes*, 2012). Na Tabela 7.2 são apresentadas as classes dos elementos *Shell* presentes na biblioteca do ABAQUS/Standard.

CAPÍTULO 7. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

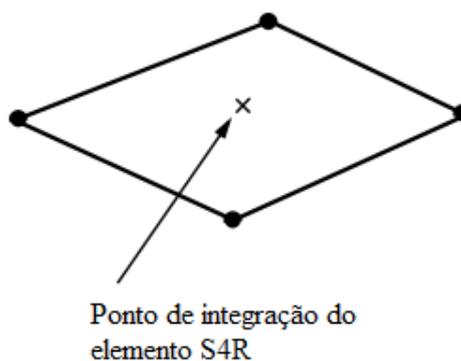
Tabela 7.2 – Classes dos elementos de casca (*Shell*)

Elementos gerais de casca	Elementos de casca fina	Elementos de casca grossa
S4, S4R, S3/S3R, SAX1, SAX2, SAX2T, SC6R, SC8R	STRI3, STRI65, S4R5, S8R5, S9R5, SAXA	S8R, S8RT

Fonte: *Dessault Systemes* (2012)

Para a discretização das vigas escolheu-se a utilização de elementos de casca geral, quadrilaterais, do tipo S4R disponível na biblioteca do ABAQUS/Standard. Esse elemento é fornecido na forma *Default* no caso de análises com elementos *Shell*. Na Figura 7.4 é mostrada a representação do elemento S4R.

Figura 7.4 – Representação do modelo S4R



Fonte: Manual ABAQUS 6.12 *Getting[...]* (2012)

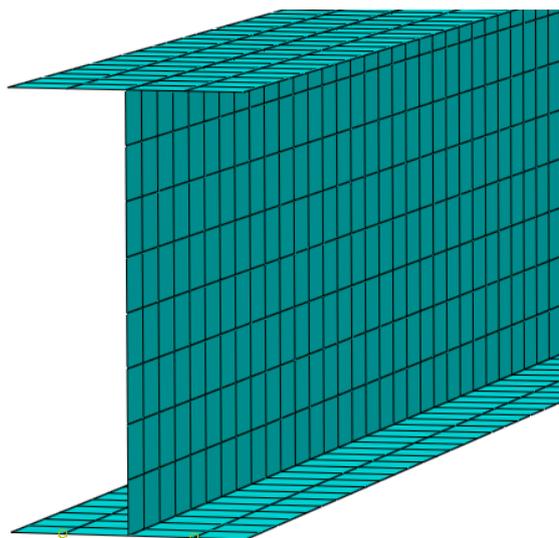
O elemento quadrilateral S4R é caracterizado por apresentar quatro nós, seis graus de liberdade por nó (três translações e três rotações) e integração reduzida. Esta integração reduzida é responsável por um aumento na qualidade dos resultados com relação aos deslocamentos e pela diminuição no tempo de análise. Na Figura 7.5 apresenta-se uma viga discretizada com malha de elementos S4R.

Para determinação da dimensão dos elementos a se utilizar realizou-se a avaliação da objetividade da malha por meio da variação da dimensão dos elementos. Para esta avaliação utilizaram-se três modelos de vigas experimentais (características apresentadas no item 7.2), as quais foram modeladas no ABAQUS. Os resultados das análises numéricas, para cada dimensão dos elementos, foram comparados com os resultados experimentais, como é exposto na Tabela 7.3. A partir desta avaliação determinou-se a utilização de elementos com dimensão de 10 mm,

CAPÍTULO 7. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

visto que, a variação entre os valores experimentais e numéricos dos elementos de 10 mm e 5 mm apresentou-se pequena, porém o tempo para a análise com elementos de 5 mm se mostrou cerca de cinco vezes maior.

Figura 7.5 – Viga discretizada com elementos S4R



Fonte: O autor (2017)

Tabela 7.3 – Análises para determinação da dimensão dos elementos

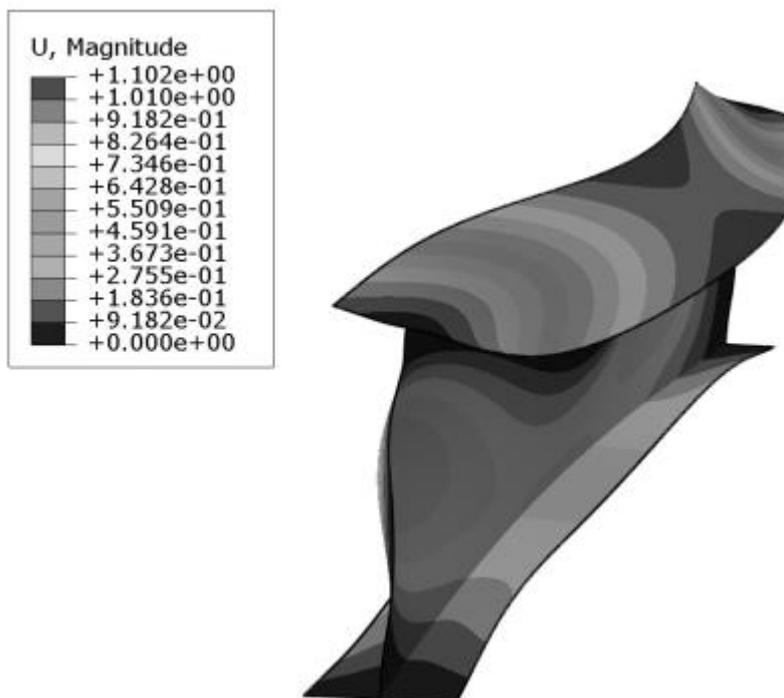
Autores	Viga Ensaçada	P_{exp} (kN)	Dimensão do elemento	Número de elementos	P_{abaqus} (kN)	$\left(\frac{P_{abaqus}}{P_{exp}} - 1 \right) 100$	Tempo de processamento ^a
Kubo e Fukumoto (1988)	KF250-2.850	41,83	30 mm	1.967	41,19	-1,53%	00'42''
			20 mm	4.073	41,63	-0,48%	01'01''
			10 mm	14.042	41,74	-0,22%	02'45''
			5 mm	57.124	41,80	-0,07%	11'10''
Bradford e Wee (1994)	BW-B46 175-2770	24,94	30 mm	2.232	23,52	-5,69%	00'41''
			20 mm	3.336	23,94	-4,00%	00'51''
			10 mm	8.864	24,50	-1,76%	01'27''
			5 mm	35.520	24,85	-0,36%	06'26''
Zirakian e Showkati (2007)	ZS 210-4400	33,90	30 mm	3.784	31,01	-8,53%	00'43''
			20 mm	5.788	31,78	-6,25%	00'55'
			10 mm	17.424	32,76	-3,36%	02'18''
			5 mm	66.937	32,91	-2,92%	09'21''

^aTempo de processamento para a análise não linear material geométrica realizada com computador que possui processador Intel Core I5 2.5 GHz e memória RAM de 4 GB.

Fonte: O autor (2018)

7.1.1.1 Análise de Estabilidade Elástica

Com as análises de estabilidade elástica linearizadas, desenvolvidas no ABAQUS, são obtidas as cargas críticas de flambagem elástica, como apresentado nos itens 6.2 e 6.4. Nesse tipo de análise os carregamentos são aplicados como uma perturbação linear no modo de cálculo *Buckle*. Os resultados obtidos nas análises de estabilidade elástica são expressos na forma de autovalores e autovetores. Os autovalores representam o fator de carga para o qual ocorre a instabilidade (ponto de bifurcação) e o produto entre o fator de carga e o carregamento aplicado como perturbação linear fornecem a carga crítica de flambagem elástica. Já os autovetores representam os modos de flambagem associado a cada autovalor. As deformações e deslocamentos presentes no modo de deformação da análise de estabilidade elástica não representam deslocamentos e deformações reais, e sim a forma dos modos de flambagem elástica possíveis. Na Figura 7.6 apresenta-se a deformada para uma viga na análise de estabilidade elástica, onde pode-se observar a distorção da alma.

Figura 7.6 – Deformada da análise de estabilidade elástica

Fonte: O autor (2018)

CAPÍTULO 7. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

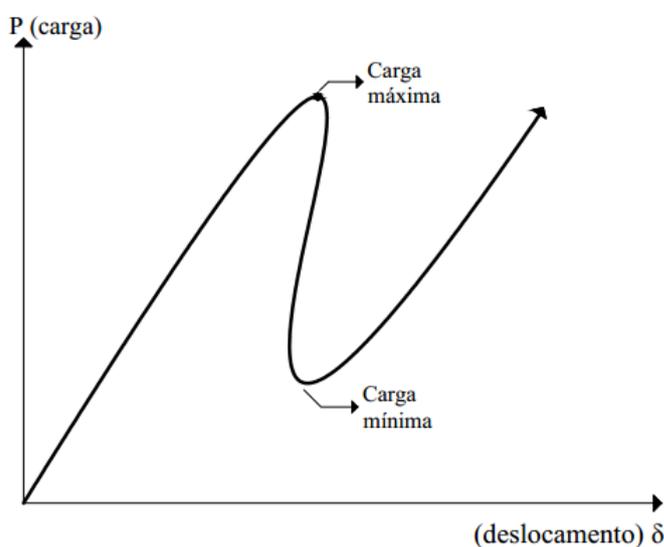
7.1.1.2 Análise Não Linear Material e Geométrica

Como já exposto no item 6.5, o comportamento aproximado da trajetória de equilíbrio de estruturas reais é determinado por meio de análises não lineares que simulam o comportamento da estrutura durante todo o carregamento, inclusive na fase de pós-flambagem. Para a realização desse tipo de análise deve-se considerar a não-linearidade geométrica da estrutura e o comportamento elastoplástico do material (ver item 7.1.1 b)

Na análise não linear material e geométrica o carregamento é aplicado de forma incremental, e o equilíbrio para cada incremento de carga é obtido pelo algoritmo *Ricks* modificado (*Dessault Systemes*, 2012).

Através do método *Ricks* modificado, utilizado pelo ABAQUS, é possível descrever uma trajetória de equilíbrio que possibilita ir além da carga máxima atingida pela estrutura (instabilidade por ponto limite). Esse fato possibilita a determinação do comportamento carga-deslocamento da estrutura por toda a trajetória de equilíbrio, como pode ser visto na Figura 7.7.

Figura 7.7 – Curva carga deslocamento fornecida pelo método *Ricks* modificado (instabilidade por ponto limite)



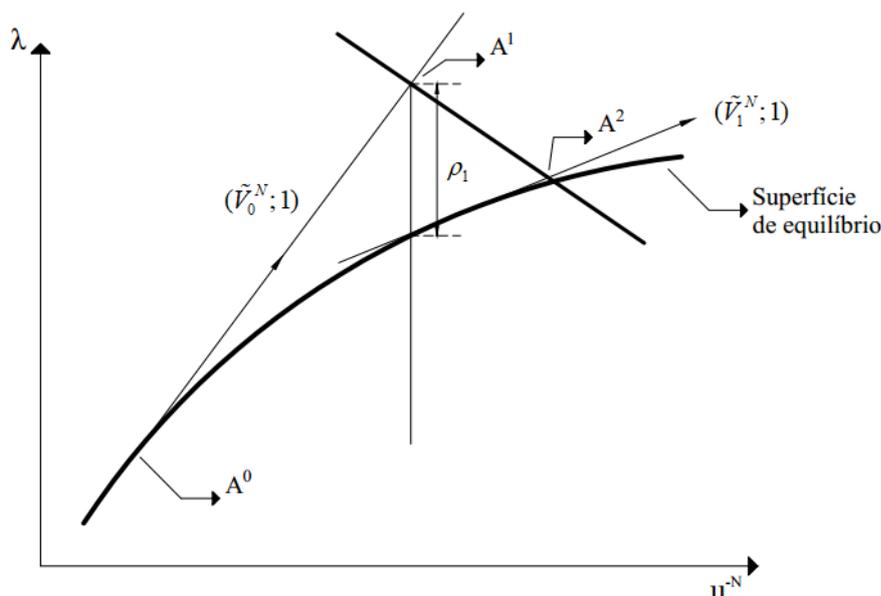
Fonte: Adaptado de *Dessault Systemes* (2012)

Com a utilização do método *Ricks* modificado, implementado no ABAQUS, o valor do incremento de cada passo de carga é limitado movendo-se ao longo da linha tangente à curva no ponto corrente da solução e a procura pelo equilíbrio é realizada em um plano ortogonal a

CAPÍTULO 7. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

linha tangente e que passa pelo ponto obtido (VIEIRA, 2011). Esse procedimento pode ser observado na Figura 7.8, onde λ é o fator de carga e u^{-N} é o vetor deslocamento.

Figura 7.8 – Algoritmo de Ricks modificado



Fonte: Adaptado de Hibbitt et. al. (2009)

Para o início da análise pelo método *Ricks* modificado deve-se determinar o incremento inicial do comprimento de arco, que é equivalente a uma fração do carregamento. A partir daí os próximos incrementos são determinados de forma automática, aumentando ou diminuindo, dependendo do número de iterações realizadas para a convergência do incremento.

7.1.1.3 Imperfeições Geométricas Iniciais

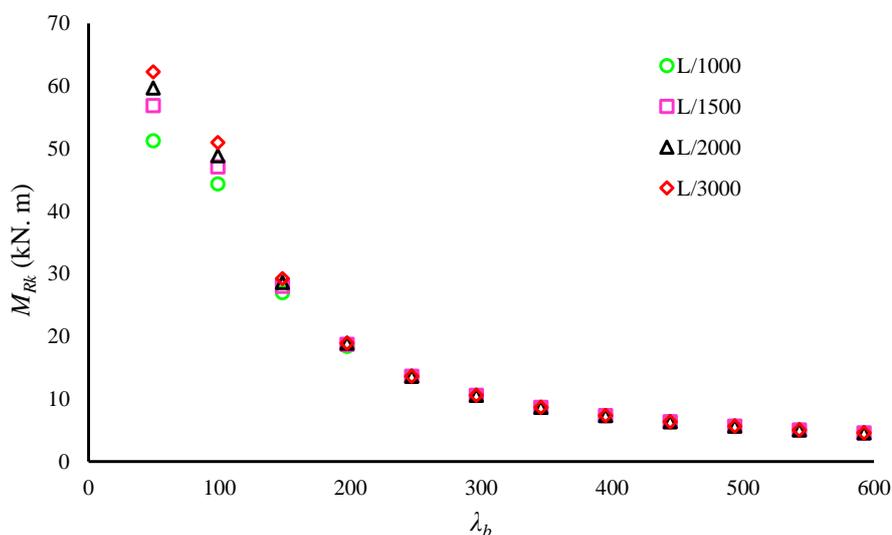
Quando se realiza análise não linear material e geométrica pelo método *Ricks* modificado é necessária a atribuição de imperfeições geométricas iniciais à estrutura considerada perfeita. Essa imperfeição geométrica é atribuída ao modo de flambagem selecionado na análise de estabilidade elástica, isso se dá para que seja possível a determinação da trajetória de equilíbrio da estrutura e o ponto de carga limite (máxima).

A imperfeição geométrica inicial, como já apresentada no item 4.2, se trata de um pequeno desvio na retilineidade do elemento metálico. Para o desenvolvimento das análises optou-se pela utilização do valor limite de tolerância ao deslocamento lateral aceito em perfis de padrão brasileiro, que se trata de uma curvatura lateral com valor máximo de $L/1.000$,

CAPÍTULO 7. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

onde L representa o comprimento destravado da viga. Para efeito de comparação realizou-se análises com o perfil W250x17,9 (carga uniformemente distribuída na mesa superior e vínculo de garfo) com os seguintes valores de curvatura inicial: $L/1.000$, $L/1.500$, $L/2.000$ e $L/3.000$. No gráfico da Figura 7.9, que traz os resultados das análises para o perfil W250x17,9, pode-se observar a situação crítica para o valor de $L/1.000$, que foi adotado para a realização das análises deste trabalho.

Figura 7.9 – Comparação entre os resultados de momento resistente para modelos de curvatura inicial



Fonte: O autor (2018)

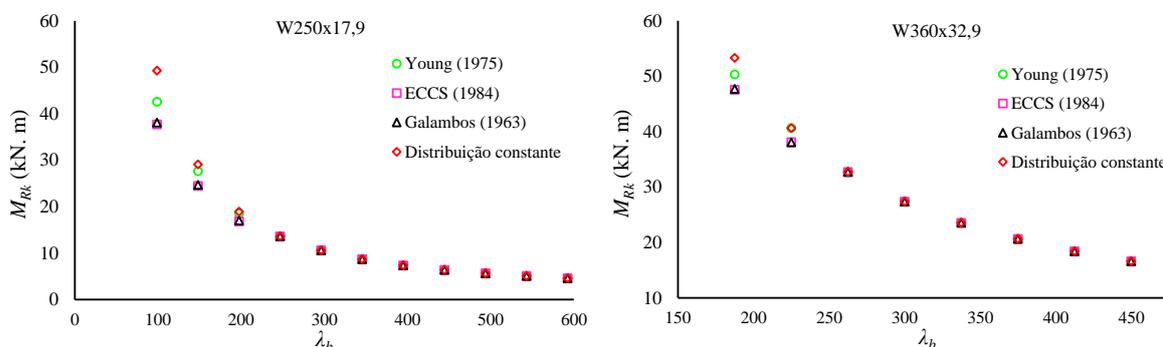
7.1.1.4 Modelos de Tensão Residual

Como já exposto no item 4.1 as tensões residuais são resultantes dos processos de produção dos perfis laminados e soldados, e estas surgem devido ao resfriamento não uniforme desses elementos estruturais após a fabricação.

Para determinação do modelo de distribuição de tensão residual a ser utilizado na análise numérica realizou-se um estudo comparativo entre os valores de momento resistente característico. Para perfis laminados foram analisadas vigas com os perfis W250x17,9 e W360x32,9 (ambas com carga uniformemente distribuída no centro de torção e vínculo de garfo) com os seguintes modelos de distribuição de tensão residual: Galambos (1963), Young (1975), ECCS (1984) e modelo de distribuição constante de tensões residuais ($0,3f_y$) aplicado apenas nas mesas. Os resultados são apresentados nos gráficos da Figura 7.10.

CAPÍTULO 7. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

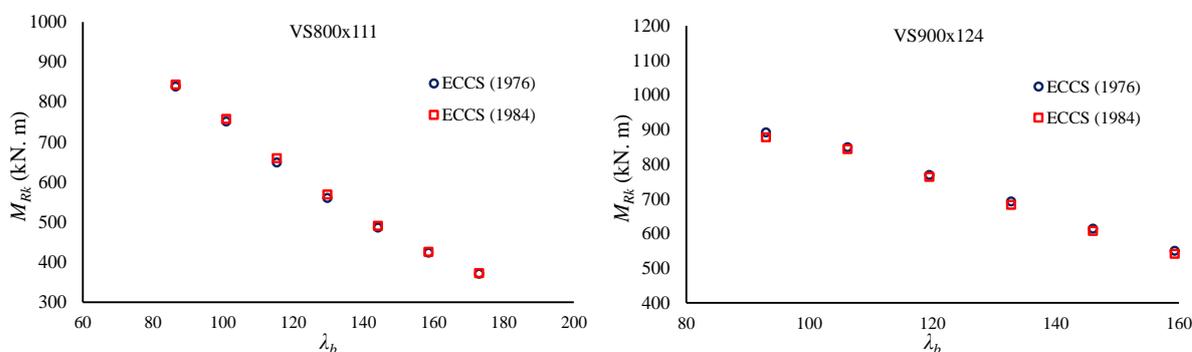
Figura 7.10 – Comparação entre os resultados de momento resistente para modelos de distribuição de tensão residual em perfis laminados



Fonte: O autor (2018)

Para os perfis soldados também realizou-se um estudo comparativo entre dois modelos de distribuição de tensão residual, o modelo da ECCS (1976) e ECCS (1984). Analisaram-se vigas com os perfis VS800x111 e VS900x124 (ambas com carga uniformemente distribuída no centro de torção). Os resultados são apresentados nos gráficos da Figura 7.11.

Figura 7.11 – Comparação entre os resultados de momento resistente para modelos de distribuição de tensão residual em perfis soldados



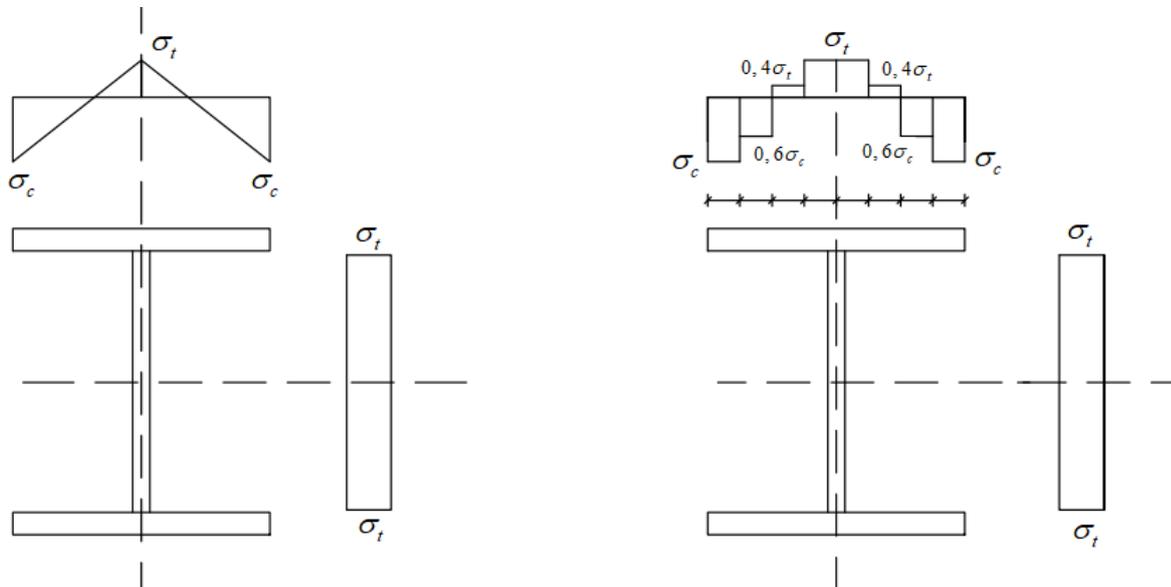
Fonte: O autor (2018)

Após a realização dessas análises comparativas, determinaram-se os modelos de distribuição de tensão residual a serem utilizados nas análises de parametrização. Optou-se pela utilização dos modelos que forneceram as resistências mais críticas, ou seja, os menores valores de momento resistente característico. Portanto, para perfis laminados escolheu-se o modelo de Galambos (1963) e para os perfis soldados o modelo do ECCS (1984).

Nas Figuras 7.12 e 7.13 são apresentados os modelos de Galambos (1963) (perfis laminados) e do ECCS (1984) (perfis soldados), bem como as aproximações realizadas para implementação na modelagem numérica.

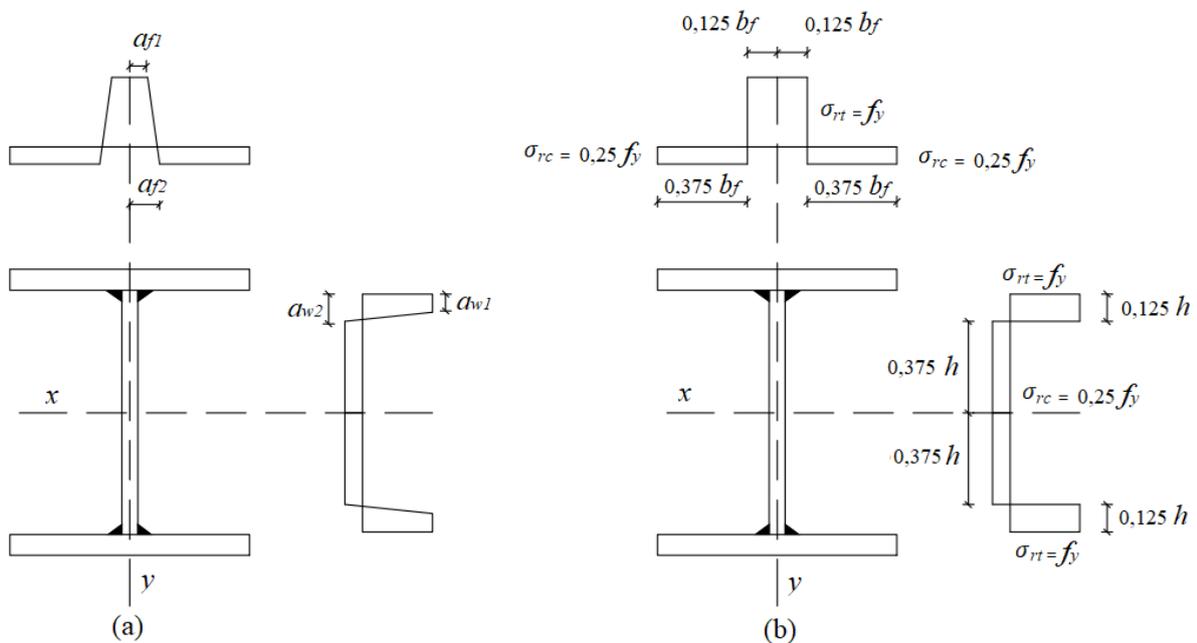
CAPÍTULO 7. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

Figura 7.12 – Modelo adotado para a distribuição de tensão residual em perfis laminados



Fonte: O autor (2018)

Figura 7.13 – Modelo adotado para a distribuição de tensão residual em perfis soldados



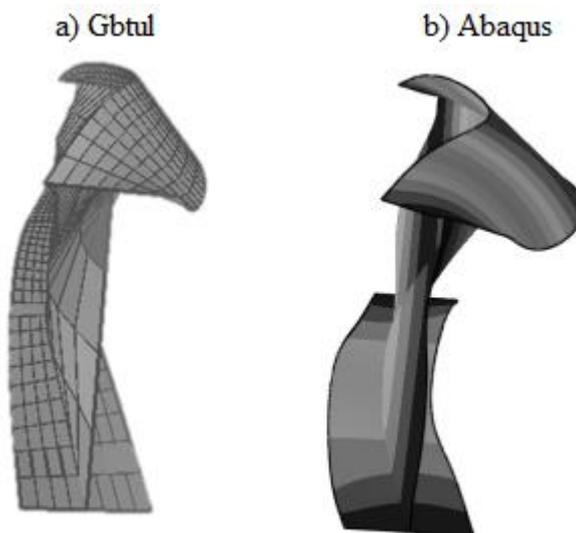
Fonte: O autor (2018)

7.1.2 O Modelo Numérico: Software GBTUL

Como já apresentado no item 6.7, com o GBTUL é possível desenvolver análises de estabilidade elástica considerando o regime elástico linear do aço. Para o desenvolvimento das análises com o GBTUL utilizaram-se os mesmos perfis analisados no ABAQUS, os quais são apresentados no item 7.3.

As análises de estabilidade elástica no GBTUL fornecem as cargas críticas de flambagem (ponto de bifurcação do equilíbrio) e a previsão da configuração deformada do elemento estrutural associada a determinado modo de deformação. Sendo assim, é necessário apenas a consideração do regime elástico linear do aço para o desenvolvimento das análises de estabilidade elástica. No Apêndice A apresenta-se a comparação entre os valores do momento crítico elástico obtidos nas análises com o GBTUL e com o ABAQUS, comparação que também serve como validação das análises de estabilidade elástica desenvolvidas com os dois softwares. Na Figura 7.14 pode-se observar a comparação entre a configuração deformada da análise de estabilidade elástica no ABAQUS e no GBTUL para o perfil VS800x111.

Figura 7.14 – Comparação entre as configurações deformadas



Fonte: O autor (2018)

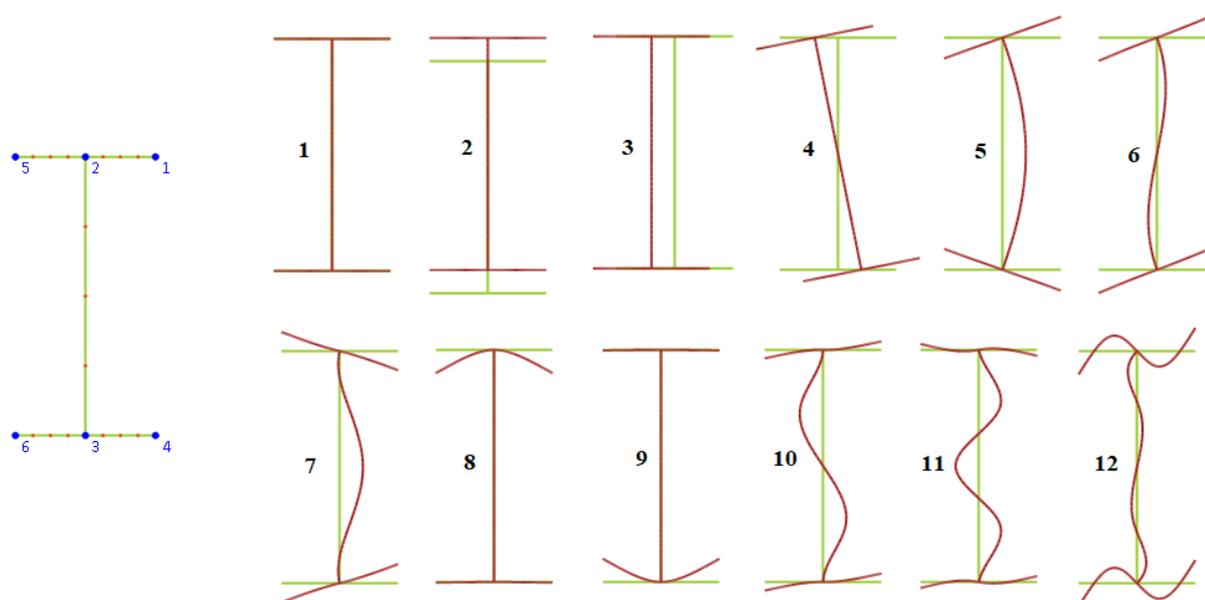
Outro resultado fornecido pela análise de estabilidade elástica com o GBTUL é a interação entre os modos de deformação. A análise de uma seção transversal no GBTUL produz um conjunto de modos de deformação que representam o possível comportamento de deformação dessa seção. De acordo com Batista (2016), o número de modos de deformação

CAPÍTULO 7. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

depende do número de nós naturais, número de lados e nós intermediários presentes na seção transversal. O GBTUL fornece a participação de cada modo de deformação na configuração final de flambagem do elemento analisado.

Para o desenvolvimento das análises com o GBTUL consideraram-se três nós intermediários presentes entre os nós naturais de seções I como pode-se observar na Figura 7.15. Esse arranjo de nós gerou um total de 63 possíveis modos de deformação. A Figura 7.15 mostra os primeiros 12 modos de deformação para seções do tipo I, os quais foram analisados considerando sua participação modal na deformação final de flambagem. O modo 1 representa a deformação axial, modos 2 e 3 representam a flexão no maior e menor eixo, modo 4 deformação por torção, os modos 5,6,7, 10, 11 e 12 representam os modos locais que são responsáveis pela distorção da alma e os modos 8 e 9 deformação apenas nas mesas.

Figura 7.15 – Análise da seção transversal no GBTUL com os possíveis modos de deformação



Fonte: O autor (2018)

Como já definido anteriormente, a FLT é caracterizada por um deslocamento lateral na direção do eixo de menor inércia acompanhado por uma torção em torno do centro de torção da seção, sendo assim, tem-se que a FLT é dada pela combinação entre os modos 3 e 4 de deformação que foram apresentados na Figura 7.15. Portanto, qualquer combinação entre os modos de deformação 3 e 4 e algum modo de deformação local, apresentado na Figura 7.15,

CAPÍTULO 7. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

caracterizam a FLTD. No Capítulo 8 são apresentados os resultados da interação modal para as faixas de esbeltez de alma analisadas.

7.2 VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO (ABAQUS)

Para a validação da modelagem numérica são utilizados experimentos desenvolvidos em laboratórios presentes na literatura científica. Realizou-se a validação por meio dos experimentos de Kubo e Fukumoto (1988), Bradford e Wee (1994) e Zirakian e Showkati (2007). Na Tabela 7.4 apresenta-se a relação das vigas utilizadas para a validação da modelagem numérica. Para identificação dessas vigas neste trabalho se tem que as letras iniciais fazem referência aos nomes dos autores, as quais são acompanhadas da altura total do perfil e do comprimento destravado, por exemplo KF 250-2850, indica uma viga ensaiada por Kubo e Fukumoto (1988) com perfis de 250 mm de altura e comprimento destravado de 2850 mm.

Tabela 7.4 – Vigas utilizadas na validação do modelo numérico

Autor	Nome da viga ensaiada	Identificação neste trabalho
Kubo e Fukumoto (1988)	B1B-C2	KF 250-2850
	B2B-C2	KF 300-3350
	B3B-B1	KF 200-2400
	B4B-B2	KF 250-2400
Bradford e Wee (1994)	B1, B2 e B3	BW-B13 175-2770
	B4, B5 e B6	BW-B46 175-2770
	B7 e B8	BW-B78 175-1500
Zirakian e Showkati (2007)	S180-4400	ZS 180-4400
	S210-5200	ZS 210-5200

Fonte: O autor (2018)

Serão apresentados a seguir as características de cada modelo experimental para posterior validação no Software ABAQUS 6.12.

7.2.1 Validação com o Experimento de Kubo e Fukumoto (1988)

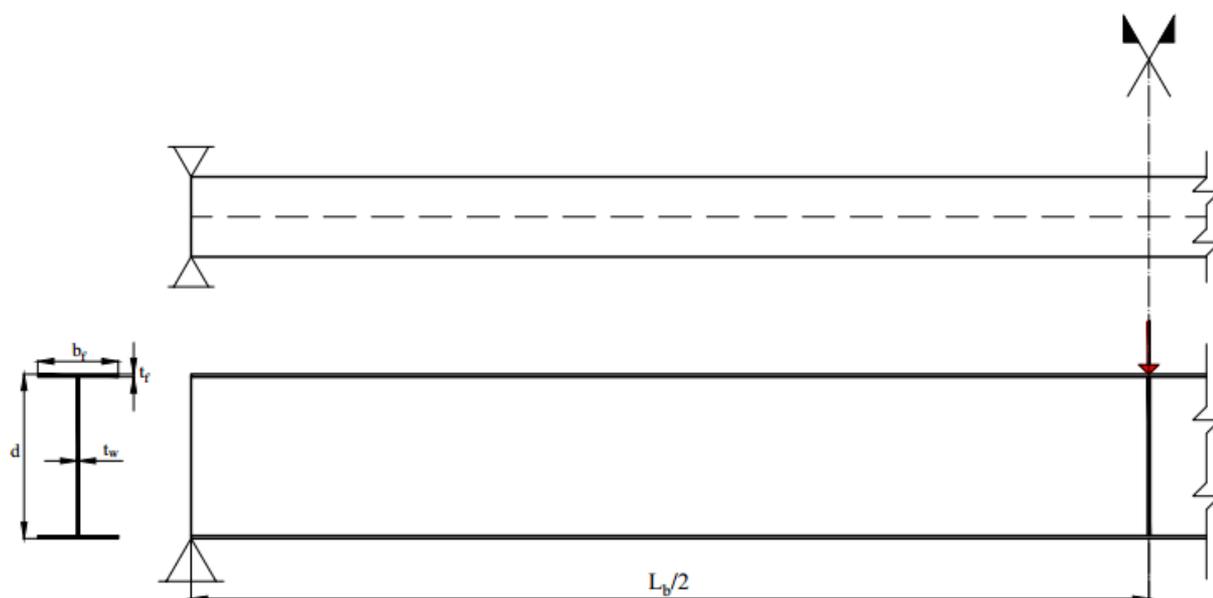
Por meio de experimentos realizados em vigas metálicas com seção transversal em perfis I soldados, Kubo e Fukumoto (1988) estudaram o comportamento dessas vigas com relação a flambagem lateral com torção (FLT) e a flambagem local (FL). Posteriormente realizaram a comparação entre os resultados com os valores obtidos pelo procedimento fornecido pela norma Norte Americana vigente no período do estudo.

CAPÍTULO 7. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

As vigas foram ensaiadas com a aplicação de uma carga centrada desestabilizante (mesa superior) no meio do vão, sendo estas simplesmente apoiadas, como pode-se observar na Figura 7.16.

Para a modelagem numérica considerou-se as características do modelo numérico apresentados no item 7.1. Lembrando-se que os perfis ensaiados por Kubo e Fukumoto (1988) são perfis soldados, portanto, o modelo de distribuição de tensão residual utilizado se trata do modelo para perfil soldado apresentado no item 7.1.1.4.

Figura 7.16 – Esquematização das vigas ensaiadas por Kubo e Fukumoto (1988)



Fonte: O autor (2018)

Nos itens a seguir serão apresentadas as características de cada uma das vigas, de Kubo e Fukumoto (1988), analisadas bem como a comparação entre os resultados da análise numérica e os resultados experimentais dos autores.

7.2.1.1 Viga KF 250-2.850

A viga KF 250-2.850 ensaiada por Kubo e Fukumoto (1988), possui as seguintes características:

- Dimensões da seção transversal (mm): $d = 249,4$; $b_f = 125,6$; $t_f = 4,28$; $t_w = 3,01$
- Distância entre os apoios das extremidades (L_b): 2.850 mm;

CAPÍTULO 7. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

- Viga biapoiada com vínculo de garfo;
- Carga concentrada desestabilizante aplicada no meio do vão;
- Enrijecedores localizados no centro do vão com espessura de 3,2 mm;
- Aço da mesa com: $f_y = 331,80MPa$;
- Aço da alma com: $f_y = 305,3MPa$.
- Tensão última média para alma e mesas: $f_u = 446,0MPa$.

Demais informações e resultado podem ser observados na Tabela 7.5 a seguir.

Tabela 7.5 – Informações sobre a viga KF 250-2.850

Propriedades do aço	Módulo de elasticidade (E) ^a	211,0 GPa
	Coefficiente de Poisson (ν) ^a	0,28
Características da modelagem	Dimensão da malha	10 mm
	Número de elementos	14.042
	Imperfeição inicial ($L / 3.380$) ^a	0,844 mm
	Tensões residuais (perfil soldado)	ECCS(1984)
Resultados	Carga máxima experimental - P_{EXP} . ^a	41,83 kN
	Carga máxima Abaqus - P_{ABAQUS}	41,74 kN
	Erro ($P_{ABAQUS} / P_{EXP} - 1$)	-0,22%

^a Valores utilizados ou obtidos por Kubo e Fukumoto (1988)

Fonte: O autor (2018)

7.2.1.2 Viga KF 300-3.350

A viga KF 300-3.350 ensaiada por Kubo e Fukumoto (1988) possui as seguintes características:

- Dimensões da seção transversal (mm): $d = 298,6$; $b_f = 150,5$; $t_f = 4,22$; $t_w = 2,92$
- Distância entre os apoios das extremidades (L_b): 3.350 mm;
- Viga biapoiada com vínculo de garfo;
- Carga concentrada desestabilizante aplicada no meio do vão;
- Enrijecedores localizados no centro do vão, espessura de 3,2 mm;
- Aço da mesa com: $f_y = 287,80MPa$;
- Aço da alma com: $f_y = 302,3MPa$.

CAPÍTULO 7. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

- Tensão última média para alma e mesas: $f_u = 464,0MPa$.

Demais informações e resultado podem ser observados na Tabela 7.6 a seguir.

Tabela 7.6 – Informações sobre a viga KF 300-3.350

Propriedades do aço	Módulo de elasticidade (E) ^a	211,0 GPa
	Coefficiente de Poisson (ν) ^a	0,278
Características da modelagem	Dimensão da malha	10 mm
	Número de elementos	19.908
	Imperfeição inicial ($L / 3.380$) ^a	0,99 mm
	Tensões residuais	ECCS(1984)
Resultados	Carga máxima experimental - P_{EXP} . ^a	46,61 kN
	Carga máxima Abaqus - P_{ABAQUS}	47,88 kN
	Erro ($P_{ABAQUS} / P_{EXP} - 1$)	2,72%

^a Valores utilizados ou obtidos por Kubo e Fukumoto (1988)

Fonte: O autor (2018)

7.2.1.3 Viga KF 200-2.400

A viga KF 200-2.400 ensaiada por Kubo e Fukumoto (1988) possui as seguintes características:

- Dimensões da seção transversal (mm): $d = 199,6$; $b_f = 150,1$; $t_f = 4,37$; $t_w = 3,09$;
- Distância entre os apoios das extremidades (L_b): 2.400 mm;
- Viga biapoiada com vínculo de garfo;
- Carga concentrada desestabilizante aplicada no meio do vão;
- Enrijecedores localizados no centro do vão, espessura de 3,2 mm;
- Aço da mesa com: $f_y = 239,50MPa$;
- Aço da alma com: $f_y = 320,70MPa$.
- Tensão última média para alma e mesas: $f_u = 438,0MPa$.

Demais informações e resultados podem ser observados na Tabela 7.7 a seguir.

CAPÍTULO 7. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

Tabela 7.7 – Informações sobre a viga KF 200-2.400

Propriedades do aço	Módulo de elasticidade (E) ^a	209,0 GPa
	Coefficiente de Poisson (ν) ^a	0,296
Características da modelagem	Dimensão da malha	10 mm
	Número de elementos	11.800
	Imperfeição inicial ($L / 3.380$) ^a	0,71 mm
	Tensões residuais	ECCS(1984)
Resultados	Carga máxima experimental - $P_{EXP.}$ ^a	52,98 kN
	Carga máxima Abaqus - P_{ABAQUS}	49,00 kN
	Erro ($(P_{ABAQUS} / P_{EXP} - 1)$)	-7,51%

^a Valores utilizados ou obtidos por Kubo e Fukumoto (1988)

Fonte: O autor (2018)

7.2.1.4 Viga KF 250-2.400

A viga KF 250-2.400 ensaiada por Kubo e Fukumoto (1988) possui as seguintes características:

- Dimensões da seção transversal (mm): $d = 250,4$; $b_f = 150,4$; $t_f = 4,4$; $t_w = 3,14$;
- Distância entre os apoios das extremidades (L_b): 2.400 mm;
- Viga biapoiada com vínculo de garfo;
- Carga concentrada desestabilizante aplicada no meio do vão;
- Enrijecedores localizados no centro do vão, espessura de 3,2 mm;
- Aço da mesa com: $f_y = 264,90MPa$;
- Aço da alma com: $f_y = 295,60MPa$.
- Tensão última média para alma e mesas: $f_u = 464,0MPa$.

Demais informações e resultados podem ser observados na Tabela 7.8 a seguir.

CAPÍTULO 7. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

Tabela 7.8 – Informações sobre a viga KF 250-2.400

Propriedades do aço	Módulo de elasticidade (E) ^a	215,0 GPa
	Coefficiente de Poisson (ν) ^a	0,301
Características da modelagem	Dimensão da malha	10 mm
	Número de elementos	12.816
	Imperfeição inicial ($L / 3.380$) ^a	0,71 mm
	Tensões residuais	ECCS(1984)
Resultados	Carga máxima experimental - P_{EXP} . ^a	67,80 kN
	Carga máxima Abaqus - P_{ABAQUS}	67,20 kN
	Erro ($P_{ABAQUS} / P_{EXP} - 1$)	-0,88%

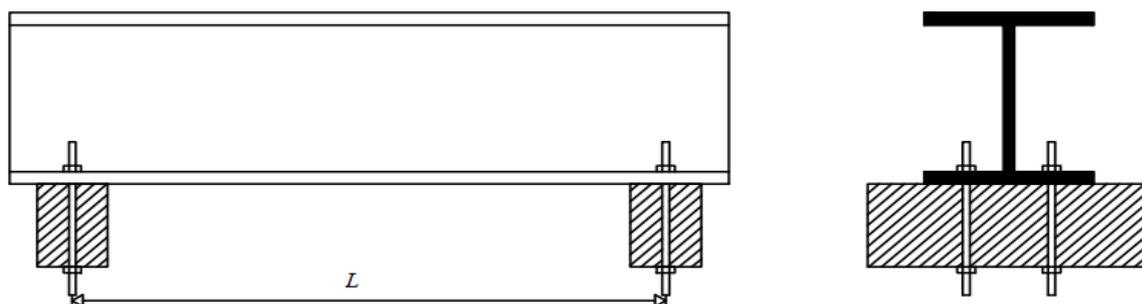
^a Valores utilizados ou obtidos por Kubo e Fukumoto (1988)

Fonte: O autor (2018)

7.2.2 Validação com o Experimento de Bradford e Wee (1994)

Bradford e Wee (1994) ensaiaram oito vigas de perfis laminados restringidos por meio de vínculos parafusados em ambas as extremidades das vigas. Todos os ensaios foram realizados com vigas com seção transversal do mesmo perfil metálico. Variou-se apenas o vão das vigas e a forma de aplicação do carregamento. Na Figura 7.17 pode-se observar a forma de travamento das vigas ensaiadas.

Figura 7.17 – Esquematização das vigas ensaiadas por Bradford e Wee (1994)



Fonte: Adaptado de Bradford e Wee (1994)

Para a modelagem numérica consideram-se as características do modelo numérico apresentados no item 7.1. Lembrando que os perfis experimentados por Bradford e Wee (1994) são perfis laminados, portanto, o modelo de distribuição de tensão residual utilizado se trata do modelo para perfil laminado apresentado no item 7.1.1.4.

CAPÍTULO 7. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

Nos itens a seguir serão apresentadas as características de cada uma das vigas, de Bradford e Wee (1994), analisadas bem como a comparação entre os resultados da análise numérica e os resultados experimentais dos autores.

7.2.2.1 Viga BW-B13 175-2.770

A viga BW-B13 175-2.770 possui as seguintes características:

- Dimensões da seção transversal (mm): $d = 175,0$; $b_f = 90,0$; $t_f = 10,0$; $t_w = 6,0$;
- Distância entre os apoios das extremidades (L_b): 2.700 mm;
- Viga restringida em suas extremidades conforme esquema da Figura 7.14;
- Carga concentrada desestabilizante aplicada no meio do vão;
- Aço das mesas e alma com $f_y = 250,0\text{MPa}$ e $f_u = 450,0\text{MPa}$.

Demais informações e resultados podem ser observados na Tabela 7.9 a seguir.

Tabela 7.9 – Informações sobre a viga BW-B13 175-2.770

Propriedades do aço	Módulo de elasticidade (E) ^a	200,0 GPa
	Coefficiente de Poisson (ν) ^a	0,3
Características da modelagem	Dimensão da malha	10 mm
	Número de elementos	9.081
	Imperfeição inicial ($L/1.000$)	2,77 mm
	Tensões residuais	Galambos (1963)
Resultados	Carga máxima experimental (valor médio) - P_{EXP} . ^a	48,90 kN
	Carga máxima Abaqus - P_{ABAQUS}	44,94 kN
	Erro ($P_{ABAQUS} / P_{EXP} - 1$)	-8,10%

^a Valores utilizados ou obtidos por Bradford e Wee (1994)

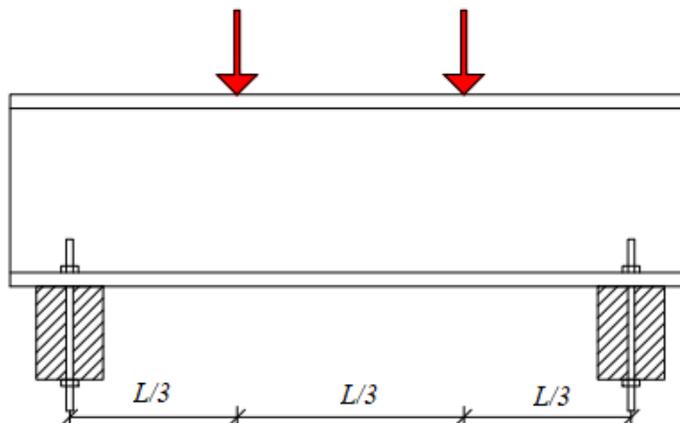
Fonte: O autor (2018)

7.2.2.2 Viga BW-B46 175-2.770

A viga BW-B46 175-2.770 apresenta as mesmas propriedades da viga BW-B13 175-2.770, variando apenas a forma de aplicação do carregamento. Nesta viga a carga concentrada é aplicada em dois pontos distintos localizados a um terço de cada uma das extremidades da viga como mostrado na Figura 7.18.

CAPÍTULO 7. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

Figura 7.18 – Posição do carregamento na viga BW-B46 175-2.770



Fonte: Adaptado de Bradford e Wee (1994)

Demais informações e resultados podem ser observados na Tabela 7.10.

Tabela 7.10 – Informações sobre a viga BW-B46 175-2.770

Propriedades do aço	Módulo de elasticidade (E) ^a	200,0 GPa
	Coefficiente de Poisson (ν) ^a	0,3
Características da modelagem	Dimensão da malha	10 mm
	Número de elementos	8.864
	Imperfeição inicial ($L/1.000$)	2,77 mm
	Tensões residuais	Galambos (1963)
Resultados	Carga máxima experimental (valor médio) - $P_{EXP.}$ ^a	24,94 kN
	Carga máxima Abaqus - P_{ABAQUS}	24,50 kN
	Erro ($P_{ABAQUS} / P_{EXP} - 1$)	-1,76%

^a Valores utilizados ou obtidos por Bradford e Wee (1994)

Fonte: O autor (2018)

7.2.2.3 Viga BW-B78 175-1.500

A viga BW-B78 175-1.500 apresenta as mesmas características da viga BW-B13 175-2.770, inclusive a forma de aplicação do carregamento. A única variação está no comprimento destravado da viga BW-B78 175-1.500 que é de 1,50 m. A Tabela 7.11 apresenta as principais propriedades utilizadas na modelagem numérica, além do resultado experimental e numérico.

CAPÍTULO 7. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

Tabela 7.11 – Informações sobre a viga BW-B78 175-1.500

Propriedades do aço	Módulo de elasticidade (E) ^a	200,0 GPa
	Coefficiente de Poisson (ν) ^a	0,3
Características da modelagem	Dimensão da malha	10 mm
	Número de elementos	4.801
	Imperfeição inicial ($L/1.000$)	1,50 mm
	Tensões residuais	Galambos (1963)
Resultados	Carga máxima experimental (valor médio) - $P_{EXP.}$ ^a	95,80 kN
	Carga máxima Abaqus - P_{ABAQUS}	87,60 kN
	Erro ($P_{ABAQUS} / P_{EXP} - 1$)	-8,56%

^a Valores utilizados ou obtidos por Bradford e Wee (1994)

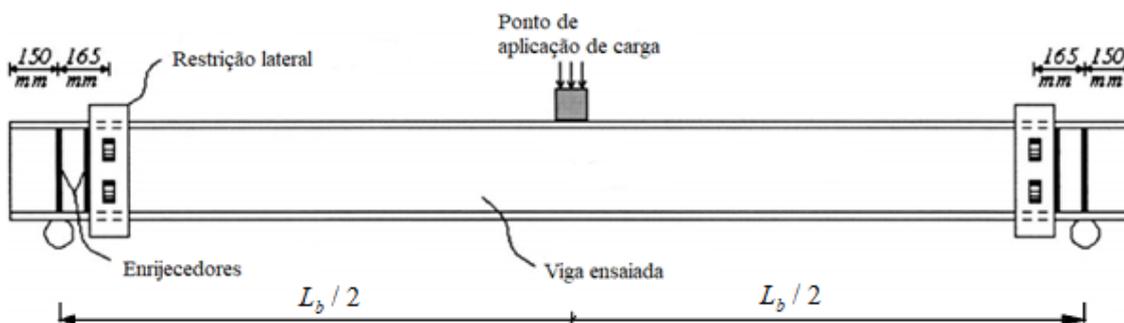
Fonte: O autor (2018)

7.2.3 Validação com o Experimento de Zirakian e Showkati (2007)

Zirakian e Showkati (2007) analisaram o efeito da distorção da alma na resistência de vigas metálicas na flambagem lateral com torção. Foram ensaiadas 6 diferentes vigas sob carga concentrada desestabilizante (mesa superior) no centro do vão e vínculo de garfo, além disso, o mecanismo de aplicação do carregamento gerou restrições laterais na mesa superior. A Figura 7.19 apresenta o modelo de viga ensaiada.

Para a modelagem numérica consideram-se as propriedades do modelo numérico apresentada no item 7.1. As vigas ensaiadas eram originadas de perfis laminados, por este fato considerou-se a distribuição de tensão residual para perfis laminados. No total foram analisadas no ABAQUS apenas duas das vigas ensaiadas por Zirakian e Showkati (2007).

Figura 7.19 – Vigas analisadas por Zirakian e Showkati (2007)



Fonte: Zirakian e Showkati (2007), adaptado.

CAPÍTULO 7. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

7.2.3.1 Viga ZS 180-4.400

A viga ZS 180-4.400 ensaiada por Zirakian e Showkati (2007), possui as seguintes características:

- Dimensões da seção transversal (mm): $d = 180,33$; $b_f = 64,0$; $t_f = 6,3$; $t_w = 4,9$;
- Distância entre os apoios das extremidades (L_b): 4.400 mm;
- Viga biapoiada com restrições laterais a 165 mm de ambas as extremidades e restrição, na mesa superior, no ponto de aplicação do carregamento;
- Carga concentrada desestabilizante aplicada no meio do vão;
- Enrijecedores localizados em ambas as extremidades e também a 165 mm das extremidades com espessura de 4,90 mm;
- Aço da mesa com $f_y = 279,31MPa$ e $f_u = 1.086,35MPa$;
- Aço da alma com $f_y = 239,80MPa$ e $f_u = 894,35MPa$.

Demais informações e resultados podem ser observados na Tabela 7.12.

Tabela 7.12 – Informações sobre a viga ZS 180-4.400

Propriedades do aço	Módulo de elasticidade (E) ^a	206,01 GPa
	Coefficiente de Poisson (ν) ^a	0,3
Características da modelagem	Dimensão da malha	10 mm
	Número de elementos	15.097
	Imperfeição inicial ($L/1.000$)	4,4 mm
	Tensões residuais	Galambos (1963)
Resultados	Carga máxima experimental - P_{EXP} . ^a	22,35 kN
	Carga máxima Abaqus - P_{ABAQUS}	20,88 kN
	Erro ($P_{ABAQUS} / P_{EXP} - 1$)	-6,58%

^a Valores utilizados ou obtidos por Zirakian e Showkati (2007)

Fonte: O autor (2018)

7.2.3.2 Viga ZS 210-4.400

A viga ZS 210-4.400 ensaiada por Zirakian e Showkati (2007) possui as seguintes características:

- Dimensões da seção transversal (mm): $d = 216,17$; $b_f = 73,0$; $t_f = 6,9$; $t_w = 4,9$;
- Distância entre os apoios das extremidades (L_b): 4.400 mm;

CAPÍTULO 7. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

- Viga biapoçada com restrições laterais a 165 mm de ambas as extremidades e restrição, na mesa superior, no ponto de aplicação do carregamento;
- Carga concentrada desestabilizante aplicada no meio do vão;
- Enrijecedores localizados em ambas as extremidades e também a 165 mm das extremidades com espessura de 4,90 mm;
- Aço da mesa com $f_y = 280,29MPa$ e $f_u = 1.002,91MPa$;
- Aço da alma com $f_y = 239,80MPa$ e $f_u = 1.086.35MPa$.

Demais informações e resultados podem ser observados na Tabela 7.13.

Tabela 7.13 – Informações sobre a viga ZS 210-4.400

Propriedades do aço	Módulo de elasticidade (E) ^a	206,01 GPa
	Coefficiente de Poisson (ν) ^a	0,3
Características da modelagem	Dimensão da malha	10 mm
	Número de elementos	17.424
	Imperfeição inicial ($L/1.000$)	4,4 mm
	Tensões residuais	Galambos (1963)
Resultados	Carga máxima experimental - P_{EXP} . ^a	33,90 kN
	Carga máxima Abaqus - P_{ABAQUS}	32,76 kN
	Erro ($P_{ABAQUS} / P_{EXP} - 1$)	-3,36%

^a Valores utilizados ou obtidos por Zirakian e Showkati (2007)

Fonte: O autor (2018)

7.2.4 Resumo da Validação do Modelo Numérico

A seguir são apresentados em síntese, na Tabela 7.14 e na Figura 7.20, os resultados dos modelos numéricos comparados com os resultados dos modelos experimentais.

Tabela 7.14 – Resumo dos resultados da validação

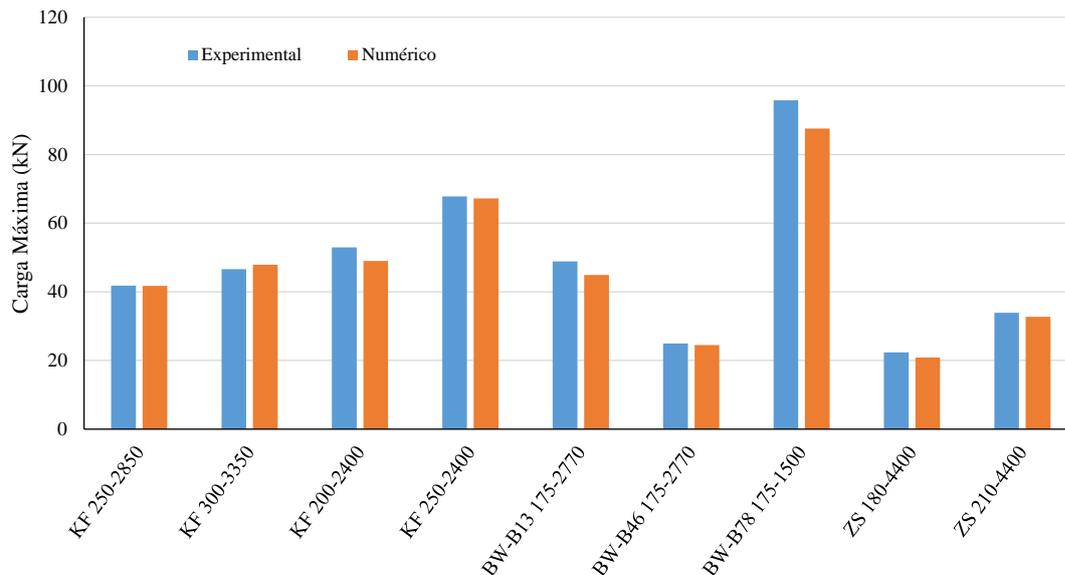
Vigas	P experimental (kN)	P Abaqus (kN)	$(P_{abaqus} / P_{exp} - 1)100$
KF 250-2.850	41,83	41,74	-0,22%
KF 300-3.350	46,61	47,88	2,72%
KF 200-2.400	52,98	49,00	-7,51%
KF 250-2.400	67,8	67,20	-0,88%
BW-B13 175-2.770	48,90	44,94	-8,10%
BW-B46 175-2.770	24,94	24,50	-1,76%
BW-B78 175-1.500	95,80	87,60	-8,56%
ZS 180-4.400	22,35	20,88	-6,58%
ZS 210-4.400	33,90	32,76	-3,36%
		Média	-3,80%
		Desvio Padrão	3,44%
		Variância	0,16%

Fonte: O autor (2018)

CAPÍTULO 7. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

Como pode-se observar os resultados numéricos tiveram boa concordância com os resultados experimentais de Kubo e Fukumoto (1988), Bradford e Wee (1994) e Zirakian e Showkati (2007).

Figura 7.20 – Comparação entre os resultados numéricos e experimentais



Fonte: O autor (2018)

Portanto, como os resultados das análises numéricas ficaram próximos aos dos modelos experimentais, apresentando concordância, considera-se o modelo numérico validado para as análises alvo deste estudo.

7.3 CARACTERÍSTICAS GERAIS DOS MODELOS DE ANÁLISE

Após a exposição e calibração do modelo numérico, apresentados nos itens 7.1 e 7.2, realizar-se-á o desenvolvimento das análises numéricas em perfis soldados e laminados. Para as análises foram selecionados perfis soldados que apresentem alma medianamente esbelta, o maior valor analisado de esbeltez de alma para os perfis soldados é de 121,90 e o menor de 71,0. Para os perfis laminados analisou-se desde o perfil que apresenta o maior valor de esbeltez de alma, que se trata do perfil W410x38,8 ($\lambda_w = 59,53$) até o perfil W150x24, cujo valor do parâmetro de esbeltez de alma é de 21,06. O objetivo da realização das análises nos perfis

CAPÍTULO 7. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

laminados é observar se para valores menores de esbeltez de alma a distorção da alma se mostra significativa. Na Tabela 7.15 são apresentados todos os perfis analisados.

Tabela 7.15 – Perfis analisados

Processo de fabricação	Perfil	d (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	t_w (mm)	λ_f	λ_w
Laminados	W150X13	148	100	4,9	4,1	10,20	32,09
	W150X18	153	102	7,1	5,8	7,18	23,97
	W150X24	160	102	10,3	6,6	4,95	21,06
	W360X32,9	349	127	8,5	5,8	7,47	57,24
	W360X39	353	128	10,7	6,5	5,98	51,08
	W360X44,6	352	171	9,8	6,9	8,72	48,12
	W410X38,8	399	140	8,8	6,4	7,95	59,53
	W410X46,1	403	140	11,2	7,0	6,25	54,43
	W410X53	403	177	10,9	7,5	8,12	50,80
Soldados	VS600x81	600	300	9,5	8,0	15,80	72,60
	VS600x95	600	300	12,5	8,0	12,00	71,90
	VS600x111	600	300	16,0	8,0	9,40	71,00
	VS700x105	700	320	12,5	8,0	12,80	84,40
	VS700x122	700	320	16,0	8,0	10,00	83,50
	VS700x137	700	320	19,0	8,0	8,40	82,80
	VS800x111	800	320	12,5	8,0	12,80	96,90
	VS800x129	800	320	16,0	8,0	10,00	96,00
	VS800x143	800	320	19,0	8,0	8,40	95,30
	VS900x124	900	350	12,5	8,0	14,00	109,40
	VS900x142	900	350	16,0	8,0	10,90	108,50
	VS900x159	900	350	19,0	8,0	9,20	107,80
	VS1000X140	1000	400	12,5	8,0	16,00	121,90
	VS1000X161	1000	400	16,0	8,0	12,50	121,00
	VS1000X180	1000	400	19,0	8,0	10,50	120,30

Fonte: O autor (2018)

Para cada perfil serão analisadas as seguintes condições de contorno:

a) Travamentos:

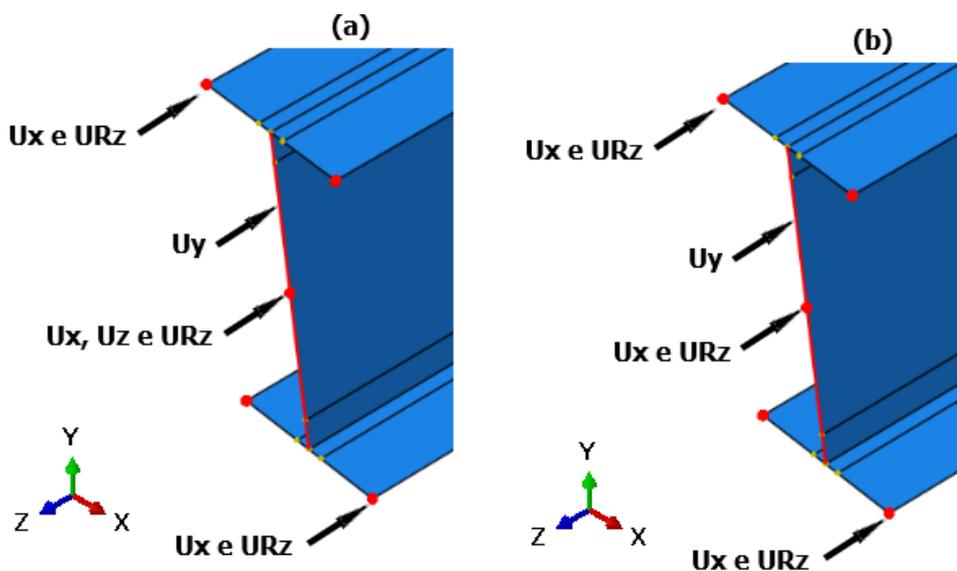
- Viga simplesmente apoiada com presença de restrições laterais em suas extremidades (vínculo de garfo), conforme observa-se na Figura 7.21.

Na Figura 7.21 são apresentadas as restrições realizadas nas duas extremidades da viga. Observa-se que na Figura 7.21 (a), uma das extremidades, que as restrições são realizadas por toda a extensão da alma ao deslocamento na direção Y (U_y), as mesas estão restringidas ao deslocamento na direção X (U_x) e de rotacionar em torno do eixo longitudinal da viga (U_{Rz}), o ponto central da alma é impedido de apresentar deslocamento em X e Z (U_x e U_z) e de rotacionar em torno do eixo longitudinal (U_{Rz}). Na extremidade oposta, Figura 7.21 (b), a única

CAPÍTULO 7. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

alteração é o que o ponto central da alma apresenta apenas restrições ao deslocamento em X (U_x) e rotação em Z (UR_z). Com essas restrições tem-se que a torção em torno do eixo longitudinal da viga (φ) e os deslocamentos no plano perpendicular ao de flexão (μ) são impedidos, sendo liberado o empenamento (ω) e a curvatura correspondente (μ'). Assim, todas essas restrições simulam o vínculo de garfo.

Figura 7.21 – Esquema de restrições das vigas simplesmente apoiadas



Fonte: O autor (2018)

Para cada tipo de perfil serão aplicados os seguintes carregamentos:

b) *Carregamentos:*

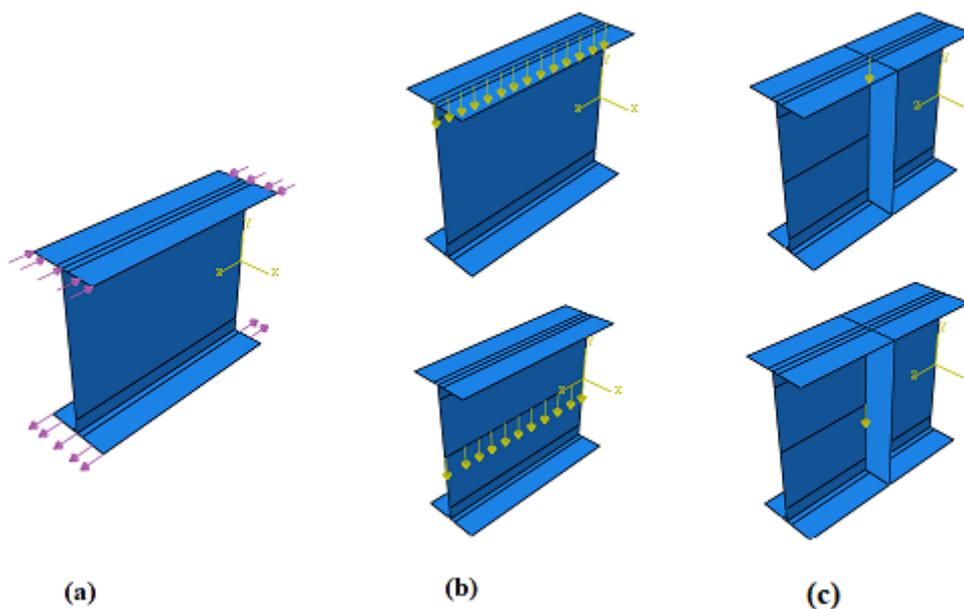
- Momento constante;
- Carga uniformemente distribuída (aplicada na mesa superior e no centro de torção);
- Carga concentrada (aplicada na mesa superior e no centro de torção);

A Figura 7.22 esquematiza a forma de aplicação de cada um desses tipos de carregamento. Na Figura 7.22 (a) tem-se a situação de momento constante, Figura 7.22 (b) carga uniformemente distribuída aplicada de maneira desestabilizante e neutra e na Figura 7.22 (c) carga concentrada aplicada de maneira desestabilizante e neutra, na situação de carga concentrada sempre é considerado a presença de um enrijecedor.

CAPÍTULO 7. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

Os perfis analisados são constituídos pelo aço A572 grau 50, o qual apresenta módulo de elasticidade longitudinal (E) igual a 200.000 MPa, coeficiente de Poisson (ν) igual a 0,3, tensão de escoamento (f_y) de 345 MPa e tensão última (f_u) de 450 MPa. Para esse tipo de aço o limite do parâmetro de esbeltez da alma, para enquadramento no anexo G da NBR 8800:2008, é de 138,68, portanto, observado a Tabela 7.15 tem-se que todos os perfis analisados se enquadram nesse anexo. Nas análises com o ABAQUS todos os perfis foram analisados com vigas de vão máximo de 12,0 m, a partir desse comprimento os vãos foram reduzidos a cada 1,0 m até o vão onde se observou apenas instabilidade local ou plastificação da seção. No total foram realizadas 1.037 análises considerando todos os vãos e tipos de carregamento aplicados.

Figura 7.22 – Esquema de aplicação dos carregamentos



Fonte: O autor (2018)

CAPÍTULO 7. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

CAPÍTULO 8

RESULTADOS: ANÁLISE DE ESTABILIDADE ELÁSTICA

Neste capítulo são expostos os resultados da análise numérica de estabilidade elástica para os perfis apresentados na Tabela 7.15. São observados cada um dos fatores que influenciam a distorção da alma e conseqüentemente a redução do momento crítico elástico. Além dos resultados das simulações numéricas, também são exibidos resultados comparativos entre os valores obtidos nas análises numéricas de estabilidade elástica com aqueles obtidos por procedimentos normativos e analíticos.

8.1 AVALIAÇÃO DOS FATORES DE INFLUÊNCIA NA DISTORÇÃO DA ALMA

Com o objetivo de se avaliar o efeito da distorção da alma na redução do momento crítico elástico de vigas I duplamente simétricas analisaram-se perfis com esbeltez de alma variável como apresentado na Tabela 7.15. Observou-se que quanto maior o valor do parâmetro de esbeltez de alma (λ_w) maior a redução no momento crítico elástico, fato que vem em concordância com resultados apresentados por Bradford (1985), Wang et al. (1991), Pi e Trahair (2000), Trahair (2009) e El-Sawy et al. (2014). Também foi avaliada a influência da variação do parâmetro de esbeltez das mesas (λ_f). Essa influência foi analisada pela variação dos perfis soldados do tipo VS dentro de uma mesma série, onde é mantido com certa constância o valor do parâmetro de esbeltez de alma, variando-se apenas a esbeltez da mesa (ver Tabela 7.15). Observou-se assim como Bradford (1985) e Trahair (2009), que para perfis com mesas mais compactas maior é redução do momento crítico elástico devido a potencialização da distorção da alma. Por fim, com a determinação das curvas de assinatura de cada um dos perfis analisados, observou-se que com a redução do parâmetro de esbeltez global da viga, ou seja, com a redução do vão, existe uma potencialização da distorção da alma. Tal potencialização é responsável por

CAPÍTULO 8. RESULTADOS: ANÁLISE DE ESTABILIDADE ELÁSTICA

uma maior redução no momento crítico elástico. Essa redução do momento crítico elástico associada a diminuição do vão das vigas é devida à combinação, com maior intensidade, à FLT de modos de deformação locais (ver Figura 7.15), como observado nas análises realizadas no GBTUL.

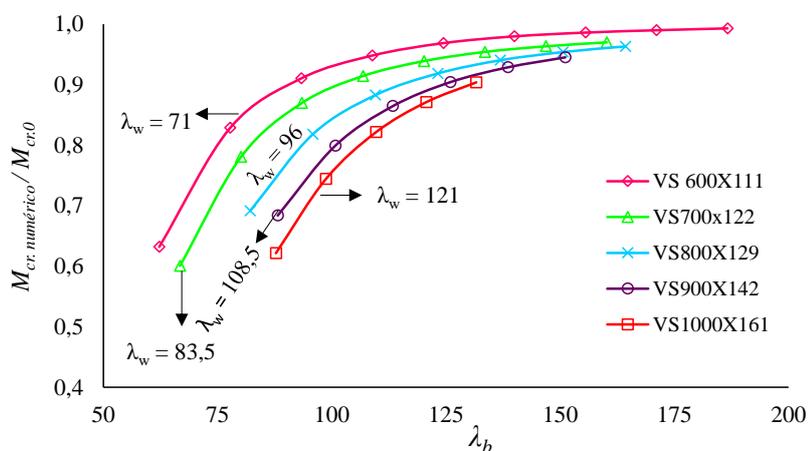
Também observou-se o comportamento de uma mesma viga submetida aos seguintes carregamentos: carga uniformemente distribuída, carga concentrada e momento constante. Os dois primeiros tipos de carregamento aplicados de forma neutra e desestabilizante (ver Figura 7.22).

Nos itens seguintes são apresentados os resultados das análises com a observação da influência de cada um dos itens comentados no parágrafo anterior. Os resultados apresentados nesse capítulo fornecem conclusões da análise de estabilidade elástica dos perfis apontados na Tabela 7.15. Essas análises foram realizadas até o vão em que se observou instabilidade global (FLT ou FLTD) e a partir do ponto onde observou-se apenas instabilidade local, as análises foram interrompidas.

8.2 INFLUÊNCIA DO PARÂMETRO DE ESBELTEZ DE ALMA

Como já comentado, quanto maior o valor do parâmetro de esbeltez da alma (λ_w) maior é a redução do momento crítico elástico, como pode-se observar na Figura 8.1.

Figura 8.1 – Análise da influência do parâmetro de esbeltez da alma (λ_w)



Fonte: O autor (2018)

CAPÍTULO 8. RESULTADOS: ANÁLISE DE ESTABILIDADE ELÁSTICA

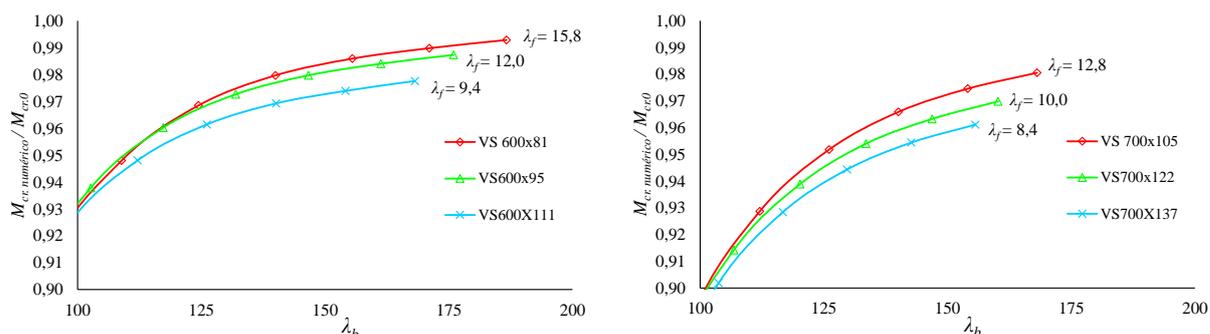
O gráfico da Figura 8.1 mostra a influência do parâmetro de esbeltez da alma (λ_w) na redução do momento crítico elástico. Os resultados apresentados são de vigas com carga uniformemente distribuída aplicada de maneira desestabilizante. Como pode-se observar quanto maior a esbeltez da alma menor é a razão entre o momento crítico elástico numérico ($M_{cr,numérico}$) e o momento crítico elástico de comparação ($M_{cr,0}$). Esse último, é assim chamado pois será utilizado para realização de todos as comparações entre momento crítico numérico e analítico. O momento crítico elástico de comparação ($M_{cr,0}$) é obtido através da Equação 5.38 (ver Capítulo 5) presente no EN 1993-1-1:2002. Essa equação fornece coeficientes de correção que levam em consideração o tipo e a posição dos carregamentos, portanto quando o $M_{cr,numérico}$ é comparado com o momento crítico elástico analítico (Equação 5.38), toda a divergência é atribuída ao efeito da distorção da alma durante a FLTD.

Como observou-se no gráfico da Figura 8.1, para um mesmo índice de esbeltez global (λ_b), quanto maior for o parâmetro de esbeltez da alma maior é a redução do momento crítico elástico. Portanto, dentre os perfis analisados, observa-se que o perfil VS1000x161 foi o que apresentou maior redução do momento crítico elástico, pois esse apresenta o maior valor de parâmetro de esbeltez de alma.

8.3 INFLUÊNCIA DO PARÂMETRO DE ESBELTEZ DE MESA

Perfis que apresentam mesas mais robustas, ou seja, parâmetro de esbeltez de mesa (λ_f) menor, potencializam o efeito da distorção da alma. Como consequência, para esses perfis com mesas menos esbeltas maior é a redução do momento crítico elástico como pode-se observar nos gráficos da Figura 8.2.

Figura 8.2 – Análise da influência do parâmetro de esbeltez da mesa λ_f



Fonte: O autor (2018)

CAPÍTULO 8. RESULTADOS: ANÁLISE DE ESTABILIDADE ELÁSTICA

Como observa-se a medida que o parâmetro de esbeltez da mesa diminui também existe uma redução da razão entre o momento crítico numérico e o momento crítico de comparação, ou seja, uma maior redução do momento crítico elástico numérico. Tal redução é devido a potencialização da distorção da alma. Os resultados apresentados nos gráficos da Figura 8.2 são de vigas submetidas a carregamentos uniformemente distribuídos aplicados de forma desestabilizante. Para os demais tipos de carregamento e perfis o mesmo comportamento foi observado em concordância com resultados de Bradford (1992a), Pi e Trahair (2000), Poon e Ronagh (2004), Kalkan e Buyukkaragoz (2012).

Contudo, observou que a medida que o parâmetro de esbeltez global (λ_b) é reduzido a influência do parâmetro de esbeltez da mesa diminui, passando a não ter grande influência sobre os resultados. Isso ocorre devido o parâmetro de esbeltez da alma ser mais influente para vigas com menor esbeltez global (vãos mais curtos).

8.4 CURVAS DE ASSINATURA: INFLUÊNCIA DO PARÂMETRO DE ESBELTEZ GLOBAL

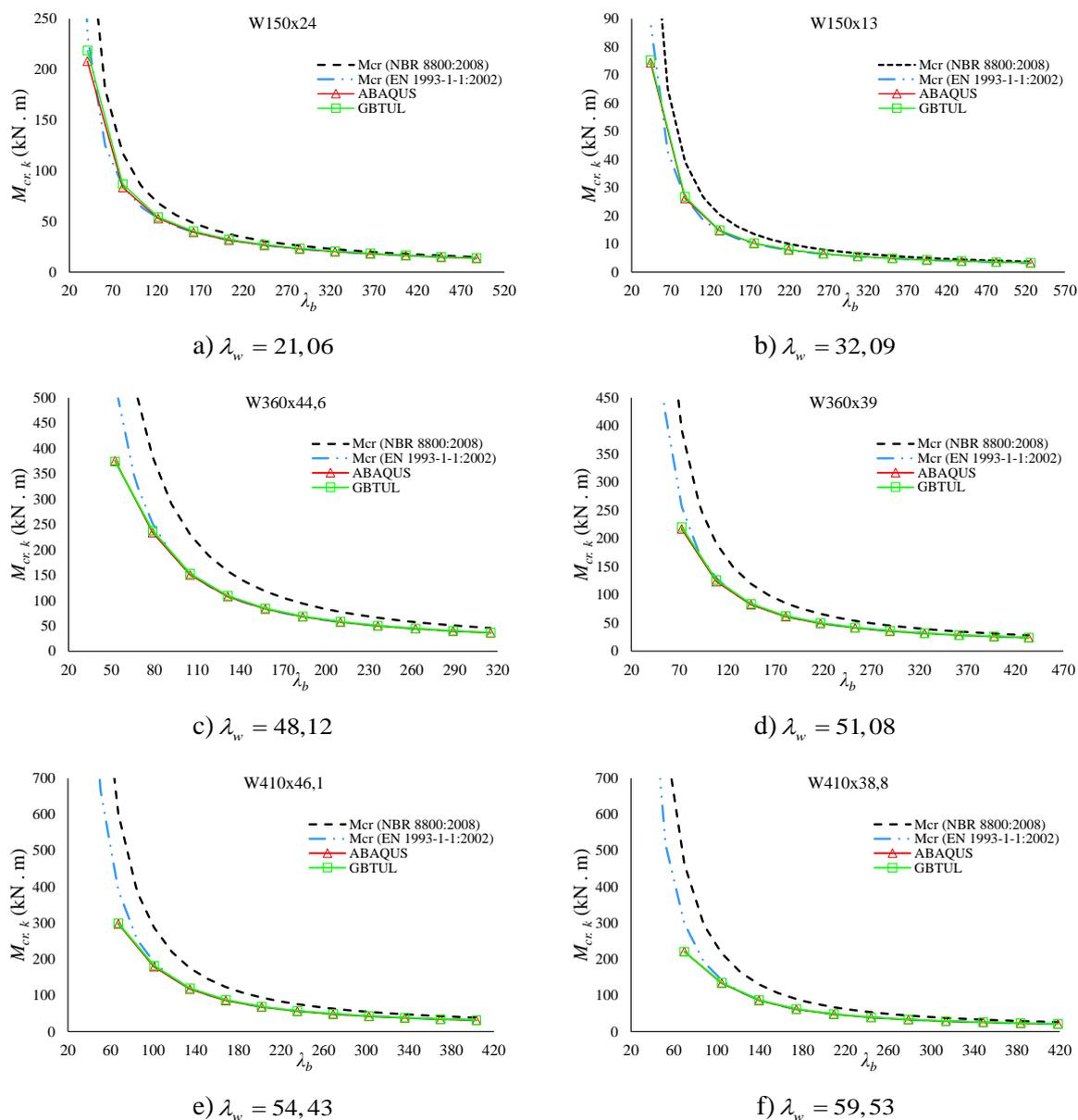
Como observaram-se nas análises o efeito da distorção da alma é mais pronunciado a medida que o vão destravado das vigas diminui, ou seja, a medida que o índice de esbeltez global diminui. A combinação da redução do índice de esbeltez global com o aumento do parâmetro de esbeltez da alma proporciona o seguinte comportamento: uma redução do momento crítico elástico à medida que o vão diminui e um aumento dessa redução para vigas com parâmetro de esbeltez de alma mais elevado. Esse comportamento foi observado tanto para vigas com perfis laminados quanto para vigas de perfis soldados. A seguir são apresentados alguns resultados que ilustram esse comportamento tanto para perfis laminados quanto para perfis soldados.

8.4.1 Curvas de Assinatura: Perfis Laminados

Nos gráficos da Figura 8.3 são apresentadas as curvas de assinatura dos diversos perfis analisados, obtidas pelo ABAQUS e pelo GBTUL. Observa-se a evolução do comportamento dessas curvas analisando a redução do índice de esbeltez global e o aumento do parâmetro de esbeltez de alma.

CAPÍTULO 8. RESULTADOS: ANÁLISE DE ESTABILIDADE ELÁSTICA

Figura 8.3 – Comportamento das curvas de assinatura de perfis laminados



Fonte: O autor (2018)

Os gráficos da Figura 8.3 apresentam as curvas de assinatura de diversos perfis laminados submetidos a carregamento uniformemente distribuído aplicado de forma desestabilizante. Pode-se observar que há uma diferença maior entre o valor de momento crítico numérico (ABAQUS e GBTUL) e os valores normativos de momento crítico quando o índice de esbeltez global diminui e o parâmetro de esbeltez da alma aumenta. Essa situação ocorre devido ao fato de que para índices de esbeltez global menores os modos de deformação locais se tornam mais influentes na FLTD, fato que será apresentado no item 8.4.3.

CAPÍTULO 8. RESULTADOS: ANÁLISE DE ESTABILIDADE ELÁSTICA

Observando os resultados da análise de estabilidade elástica com o ABAQUS e GBTUL, apresentados na Figura 8.3, verifica-se uma concordância entre os resultados das análises, o que também valida as conclusões obtidas.

Considerando a posição da aplicação do carregamento nota-se que o momento crítico obtido pelo procedimento analítico fornecido pela norma EN 1993-1-1:2002 é o que mais se aproxima dos resultados da análise numérica, devido esse procedimento considerar a posição de aplicação do carregamento. Portanto, a divergência entre os resultados numéricos e esse procedimento são unicamente atribuídos ao efeito da distorção da alma. Tal fato, não é observado no procedimento adotado pela norma brasileira, NBR 8800:2008, que não considera a posição da aplicação do carregamento, fornecendo, portanto, resultados superiores aos obtidos na análise numérica como observou-se nos gráficos da Figura 8.3. Assim sendo, todas as comparações entre momento crítico numérico e momento crítico analítico são realizadas com os valores do procedimento fornecido pela norma EN 1993-1-1:2002, que é chamado neste trabalho de momento crítico elástico de comparação ($M_{cr,o}$), equação 5.38, por considerar a posição de aplicação dos carregamentos. Logo, tal consideração permite avaliar tão somente a redução no momento crítico devido ao efeito da distorção da alma.

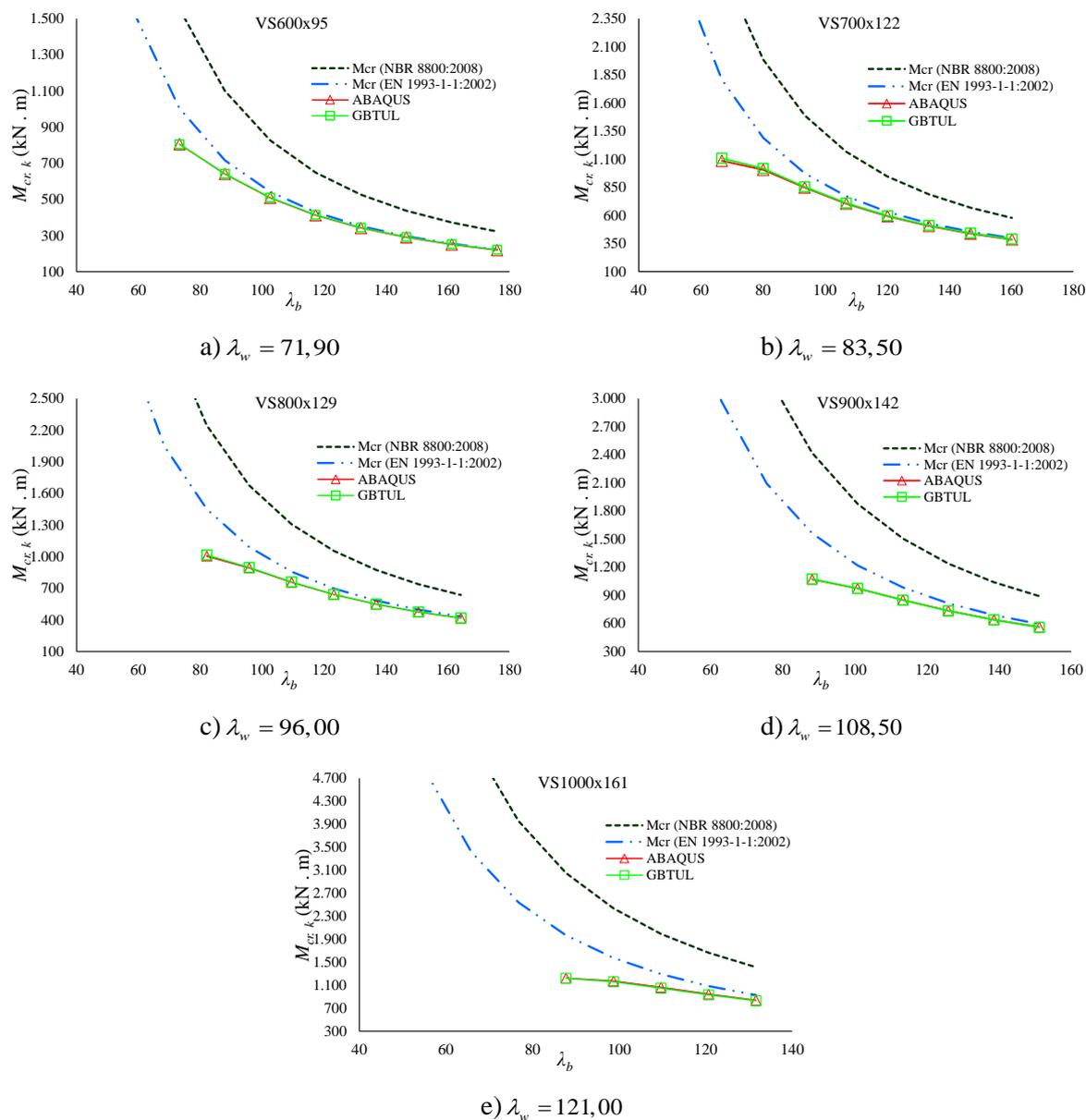
8.4.2 Curvas de Assinatura: Perfis Soldados

Realizaram-se também análises com perfis soldados observando o mesmo comportamento com relação ao índice de esbeltez global, ou seja, o efeito da distorção da alma para vigas com perfis soldados à medida que o vão destravado diminui. Foram analisados diversos perfis soldados do tipo VS (Tabela 7.15) examinando a tendência das curvas de assinatura com relação à redução do índice de esbeltez global e aumento do parâmetro de esbeltez da alma, como pode-se observar nos gráficos da Figura 8.4.

Como nota-se nos gráficos da Figura 8.4 com a redução do índice de esbeltez global ocorre um aumento na redução do momento crítico elástico quando comparado com os procedimentos normativos. Observa-se também que para um mesmo índice de esbeltez global maior é a redução do momento crítico elástico quanto maior for o valor do parâmetro de esbeltez da alma. Como já comentado, esse fato ocorre devido a intensificação da influência dos modos de deformações locais (ver Figura 7.15) à proporção que o vão da viga diminui e o parâmetro de esbeltez da alma aumenta.

CAPÍTULO 8. RESULTADOS: ANÁLISE DE ESTABILIDADE ELÁSTICA

Figura 8.4 – Comportamento das curvas de assinatura de perfis soldados



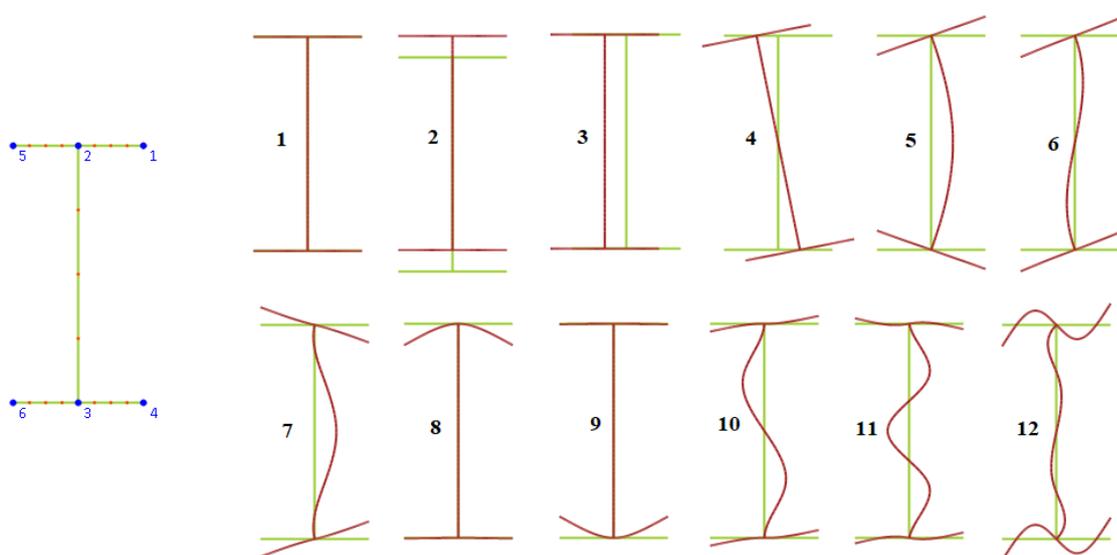
Fonte: O autor (2018)

Os gráficos da Figura 8.4 mostram os resultados das análises das vigas de perfis soldados com carga uniformemente distribuída na mesa superior (desestabilizantes). Os resultados para os demais tipos de carregamento e posição de aplicação são apresentados no Apêndice A. No item 8.4.3 são expostos os gráficos que ilustram a interação entre os possíveis modos puros de deformação durante a instabilidade das vigas analisadas, esses resultados foram obtidos pelo GBTUL.

8.4.3 Influência dos Modos de Deformação na Curva de Assinatura

O GBTUL fornece, além das curvas de assinatura, a participação de cada modo de deformação na configuração deformada final dos elementos analisados. É apresentada a participação modal de cada modo puro de deformação em combinação com as curvas de assinaturas nos gráficos da Figura 8.6 e 8.7. A Figura 8.5 ilustra quais são os modos de deformação considerados.

Figura 8.5 – Modos de deformação do GBTUL



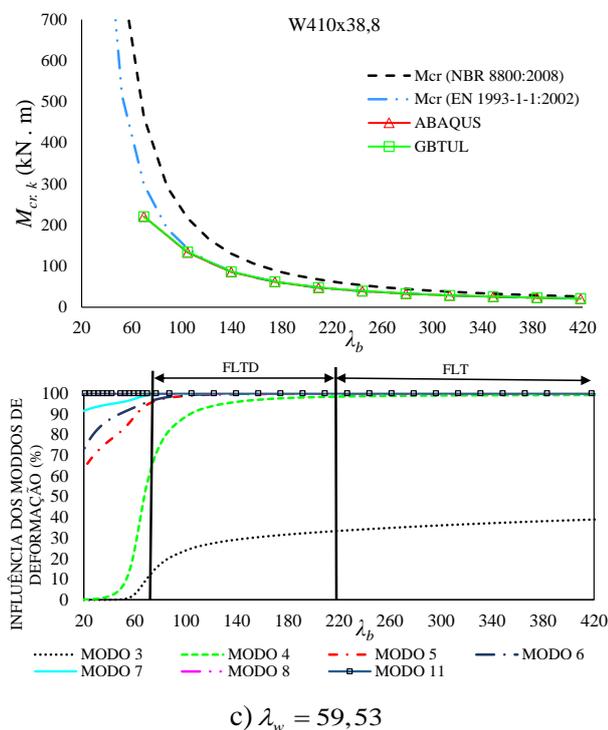
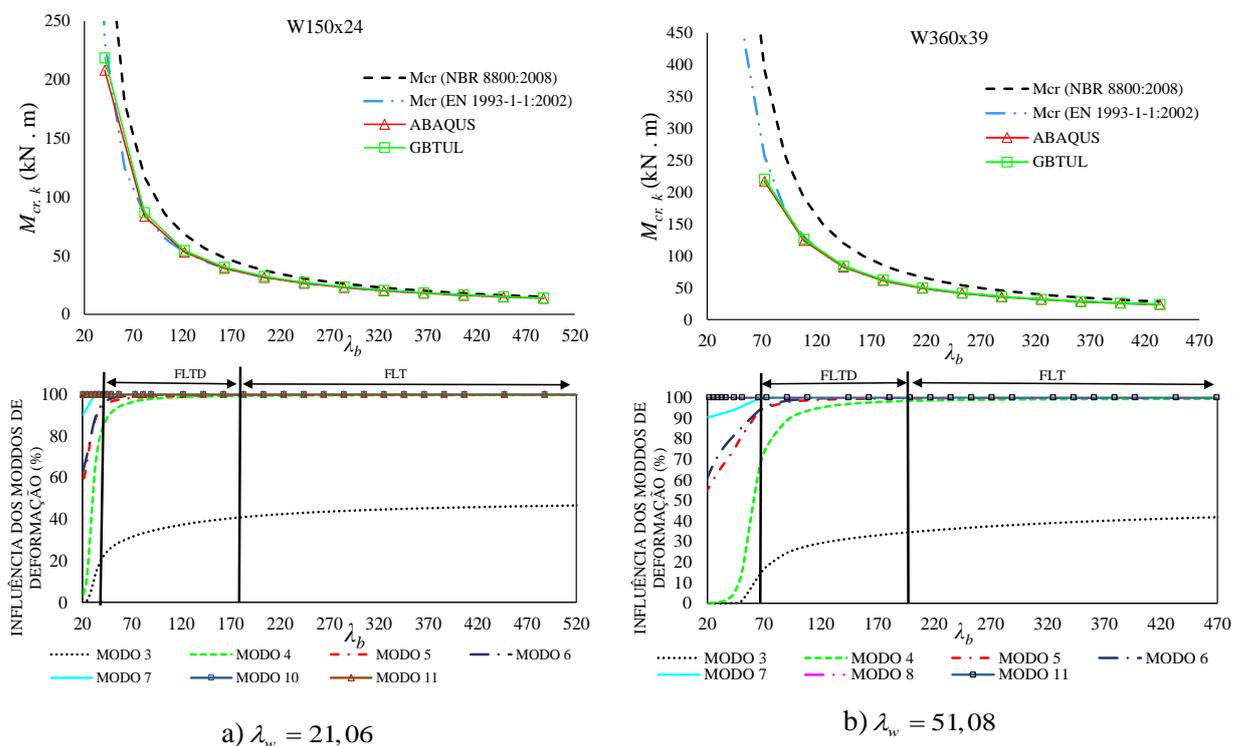
Fonte: O autor (2018)

Observando os modos puros de deformação apresentados na Figura 8.5 constata-se que a FLT é uma combinação dos modos de deformação 3 e 4. Portanto, qualquer participação, juntamente com os modos 3 e 4, de um modo de deformação local na alma caracteriza a FLTD. A partir do ponto em que a participação dos modos 3 e 4 deixa de existir é observada apenas a presença de modos de deformação locais, o que caracteriza apenas instabilidade local.

Os gráficos da Figura 8.6 exibem as participações modais na configuração de deformação final para alguns dos perfis laminados que foram analisados. Esses resultados são para vigas submetidas a cargas uniformemente distribuídas desestabilizantes, ou seja, aplicadas na mesa superior. Pode-se observar que a medida que o parâmetro de esbeltez da alma se eleva a participação de modos locais se inicia para índice de esbeltez global maior. A partir de um percentual maior ou igual a 5% de participação de modos locais a instabilidade global foi classificada como sendo FLTD. Essa participação dos modos locais resulta em uma redução do momento crítico elástico na FLTD.

CAPÍTULO 8. RESULTADOS: ANÁLISE DE ESTABILIDADE ELÁSTICA

Figura 8.6 – Curva de assinatura e participação modal: Perfis laminados

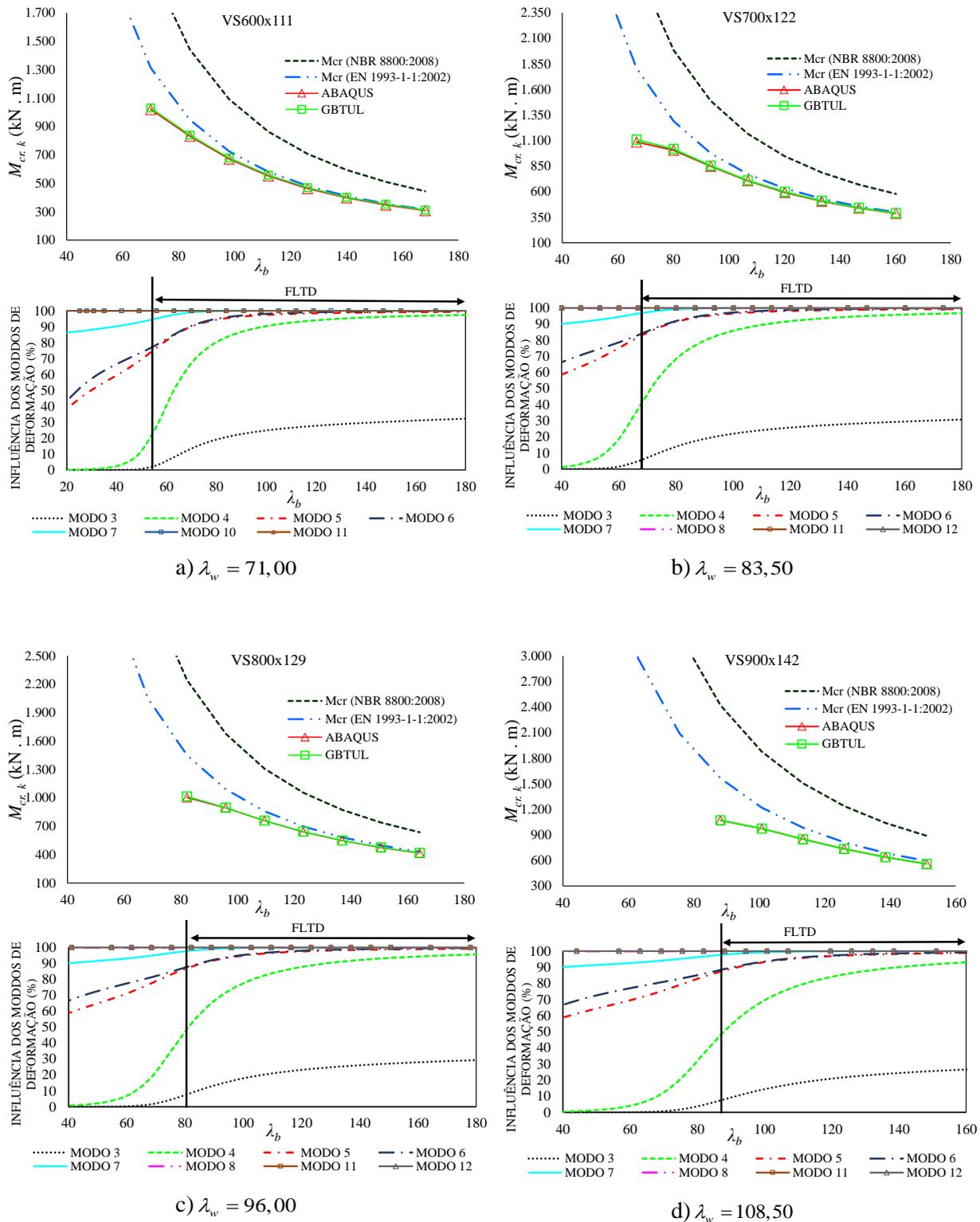


Fonte: O autor (2018)

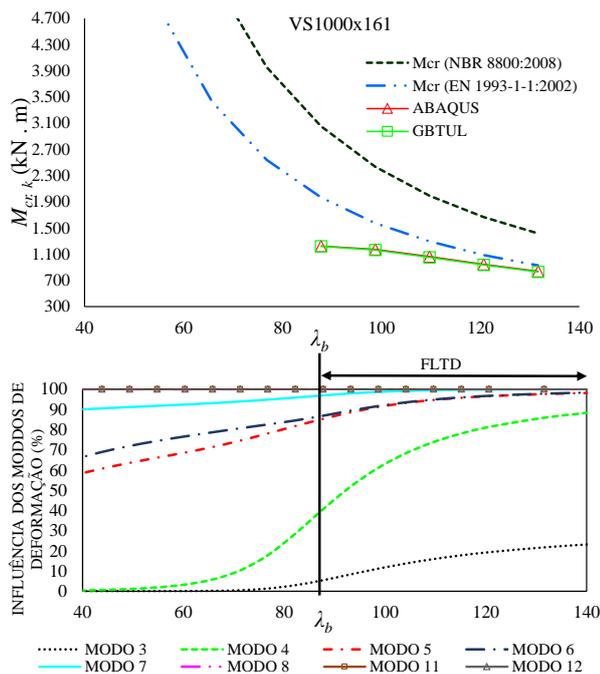
Nos gráficos da Figura 8.7 são indicadas as participações modais juntamente com as curvas de assinatura para alguns perfis soldados analisados sob ação de cargas uniformemente distribuídas aplicadas de forma desestabilizante.

CAPÍTULO 8. RESULTADOS: ANÁLISE DE ESTABILIDADE ELÁSTICA

Figura 8.7 – Curva de assinatura e participação modal: Perfis soldados



CAPÍTULO 8. RESULTADOS: ANÁLISE DE ESTABILIDADE ELÁSTICA



d) $\lambda_w = 121,00$

Fonte: O autor (2018)

Nota-se nos gráficos anteriores que a participação de modos de deformação locais é mais precoce para os perfis soldados. Isso ocorre devido ao parâmetro de esbeltez de alma ser mais elevado para esses perfis que para os perfis laminados. Portanto, para os perfis soldados observou-se que a FLTD se inicia a partir de vigas com vãos maiores, já, perfis laminados, com vãos menores devido à baixa esbeltez da alma.

8.5 INFLUÊNCIA DO TIPO E POSIÇÃO DO CARREGAMENTO

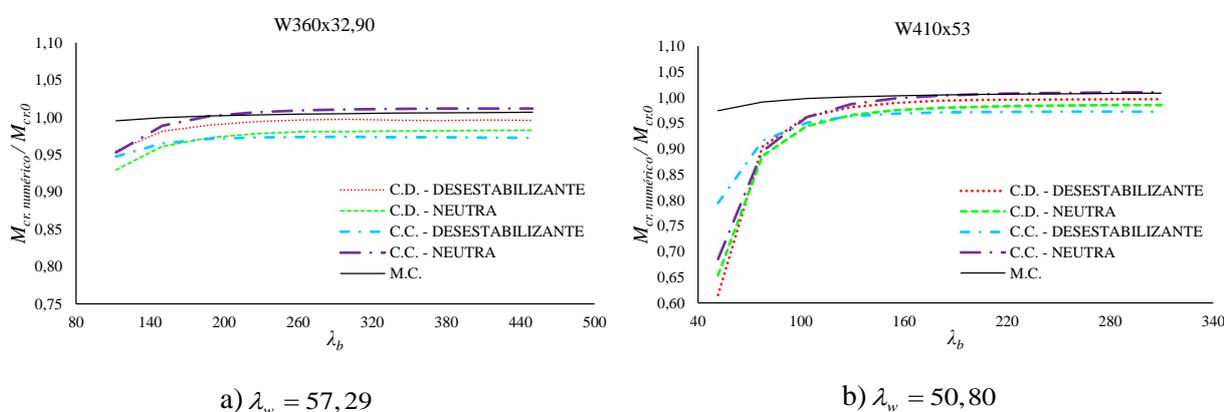
Como já comentado, realizaram-se análises com cargas uniformemente distribuídas, concentradas e momento constante. As cargas distribuídas e concentradas foram aplicadas em duas alturas da seção transversal, em um dado instante de forma neutra (aplicada no centro de torção) e em outro instante de forma desestabilizante (aplicada na mesa superior).

A comparação entre momento crítico numérico e momento crítico analítico foi realizada considerando-se o momento crítico analítico dado pela Equação 5.38, que está presente na versão anterior do Eurocode 3 (EN-1-1:1993:2002) não mais vigente. Essa equação considera a posição do carregamento, portanto, realizando-se a comparação com a equação 5.38, é possível verificar o efeito da distorção da alma separadamente do que também seria efeito da posição do carregamento.

CAPÍTULO 8. RESULTADOS: ANÁLISE DE ESTABILIDADE ELÁSTICA

Os gráficos das Figuras 8.8 e 8.9 mostram a influência de cada um dos carregamentos aplicados na redução do momento crítico elástico considerando-se apenas o efeito da distorção da alma. Como a comparação foi realizada com a equação 5.38 que considera a posição do carregamento têm-se que essa redução é devida apenas ao efeito distorcional. Portanto, o tipo de carregamento que apresenta o menor valor da razão entre o momento crítico numérico e o momento crítico de comparação é o que mais favorece o efeito distorcional.

Figura 8.8 – Influência do tipo e posição do carregamento na FLTD: Perfis laminados



Fonte: O autor (2018)

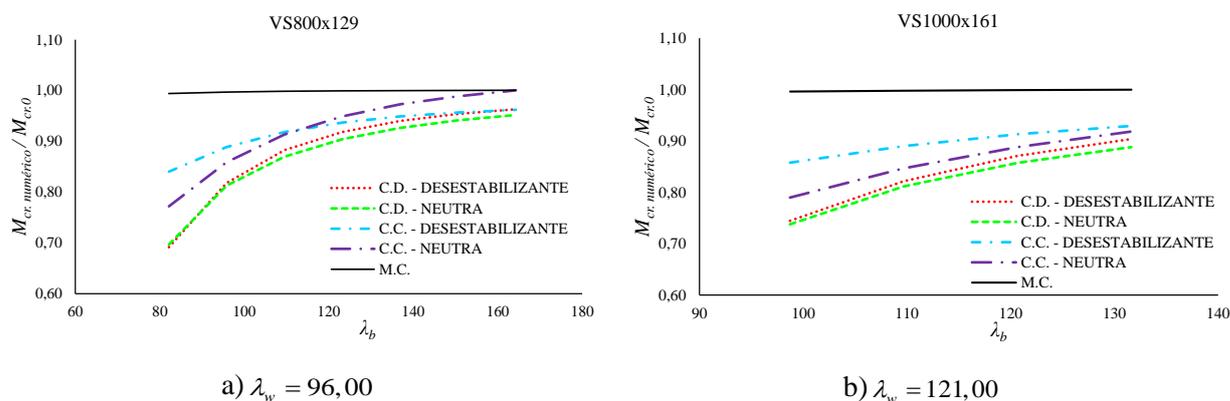
Observa-se na Figura 8.8 que o carregamento que apresenta a menor razão ($M_{cr,numérico} / M_{cr,0}$), ou seja, aquele que favorece a FLTD, varia de acordo com o índice de esbeltez global da viga. Para valores maiores do índice de esbeltez global verifica-se que a carga concentrada desestabilizante é a situação mais crítica, com maior redução no valor do momento crítico. Para valores menores de índice de esbeltez existe alteração nesse comportamento, como observa-se na Figura 8.8.

Nos gráficos da Figura 8.9 é realizada a mesma análise da Figura 8.8 para os perfis soldados. Também observa-se que o carregamento crítico para a FLTD é dependente do índice de esbeltez global da viga analisada. Pode-se observar transições entre os carregamentos mais críticos para a FLTD, contudo, para os índices de esbeltez apresentados nos gráficos da Figura 8.9 observa-se que a carga uniformemente distribuída aplicada de forma neutra é a situação crítica.

Observa-se também, tanto para perfis laminados quanto para perfis soldados, que o momento constante não apresenta grandes reduções no valor do momento crítico elástico na FLTD.

CAPÍTULO 8. RESULTADOS: ANÁLISE DE ESTABILIDADE ELÁSTICA

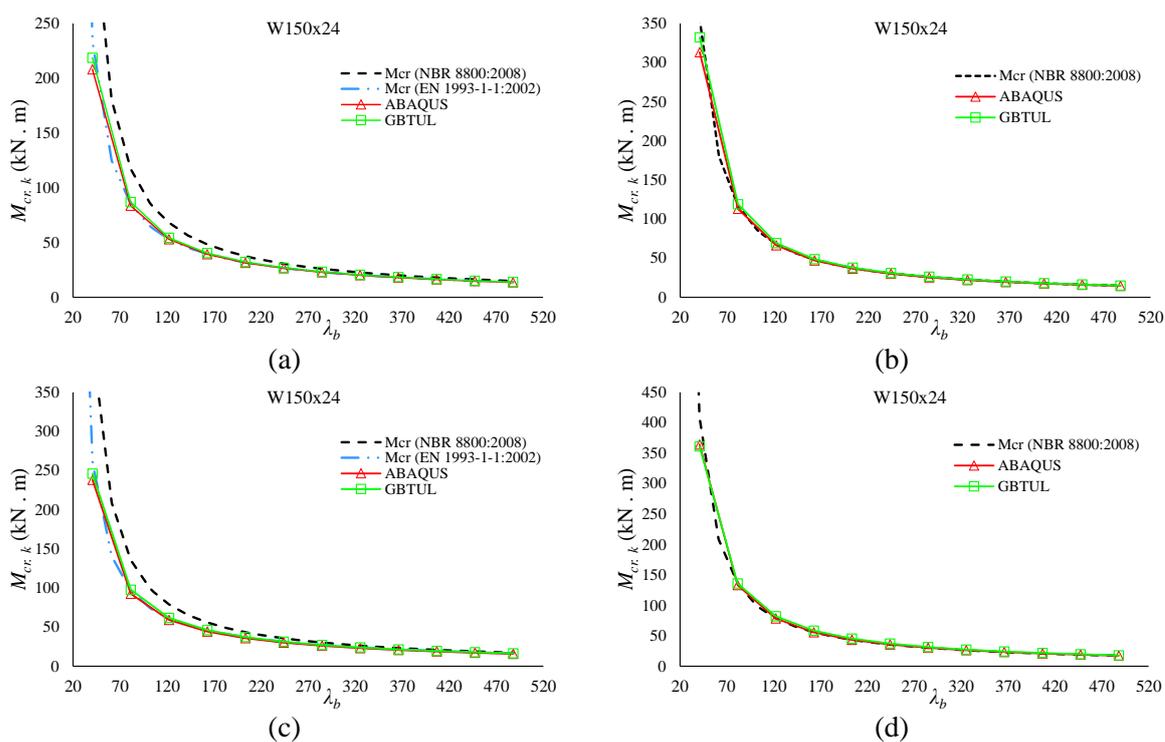
Figura 8.9 – Influência do tipo e posição do carregamento na FLTD: Perfis soldados



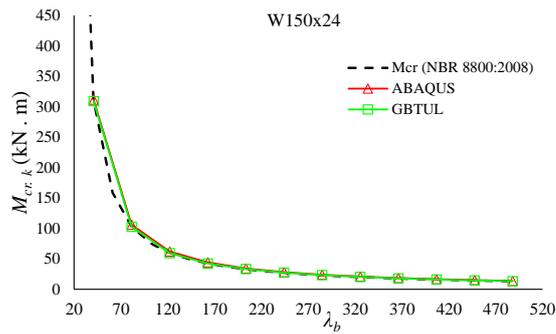
Fonte: O autor (2018)

As Figuras 8.10 a 8.14 apresentam as curvas de assinatura para alguns dos perfis analisados, mostrando o comportamento desses quando submetidos a todos os tipos carregamento analisados. Todos os gráficos com índice (a) se tratam de vigas com carga uniformemente distribuída de forma desestabilizante, índice (b) carga uniformemente distribuída de forma neutra, índice (c) carga concentrada de forma desestabilizante, índice (d) carga concentra neutra e índice (e) momento constante.

Figura 8.10 – Curva de assinatura para o perfil W150x24



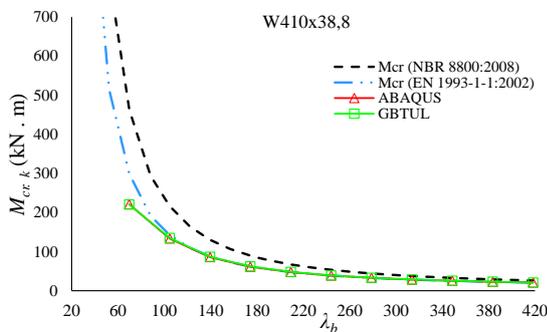
CAPÍTULO 8. RESULTADOS: ANÁLISE DE ESTABILIDADE ELÁSTICA



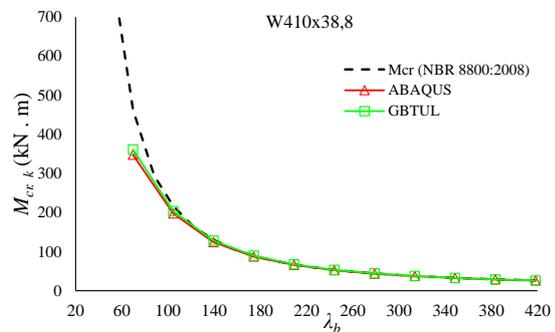
(e)

Fonte: O autor (2018)

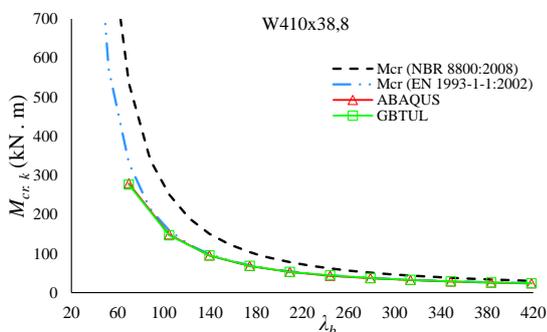
Figura 8.11 – Curva de assinatura para o perfil W410x38,8



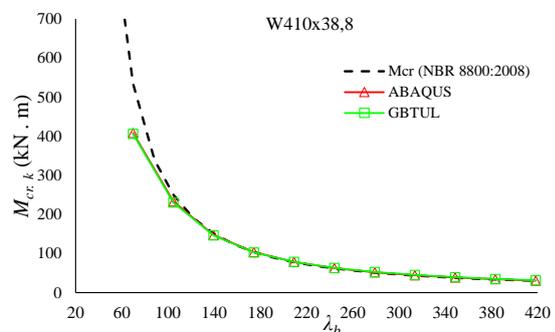
(a)



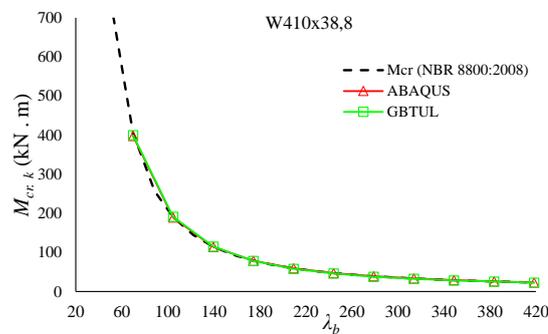
(b)



(c)



(d)

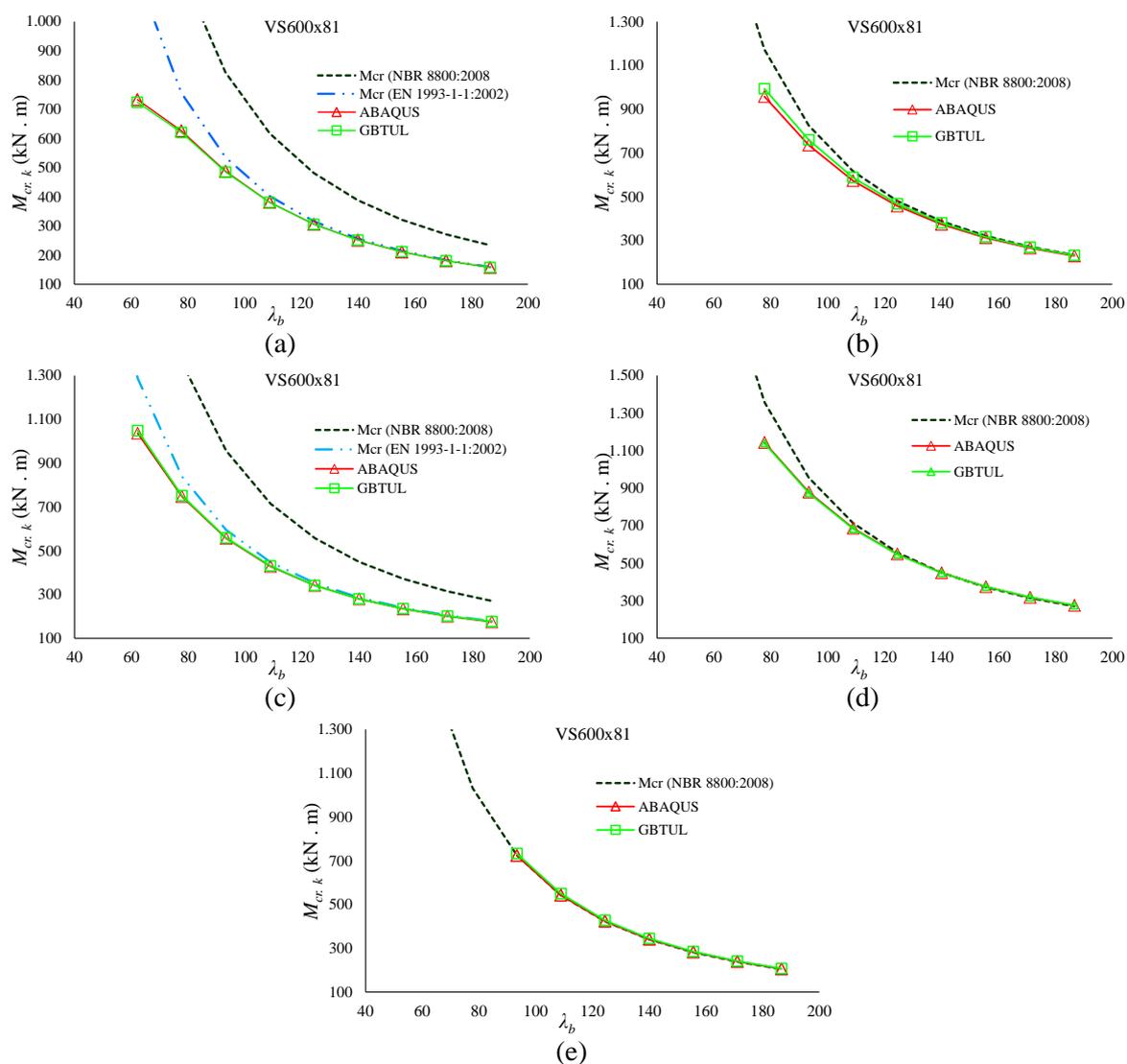


(e)

Fonte: O autor (2018)

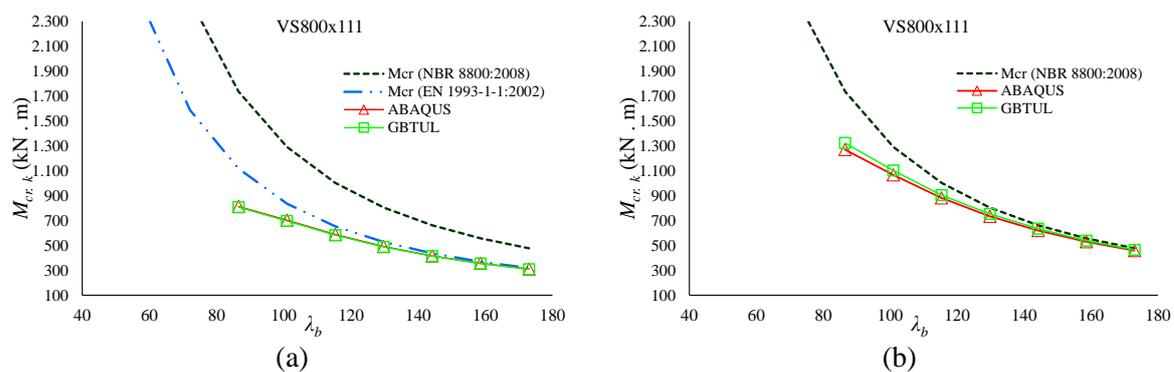
CAPÍTULO 8. RESULTADOS: ANÁLISE DE ESTABILIDADE ELÁSTICA

Figura 8.12 – Curva de assinatura para o perfil VS600x81

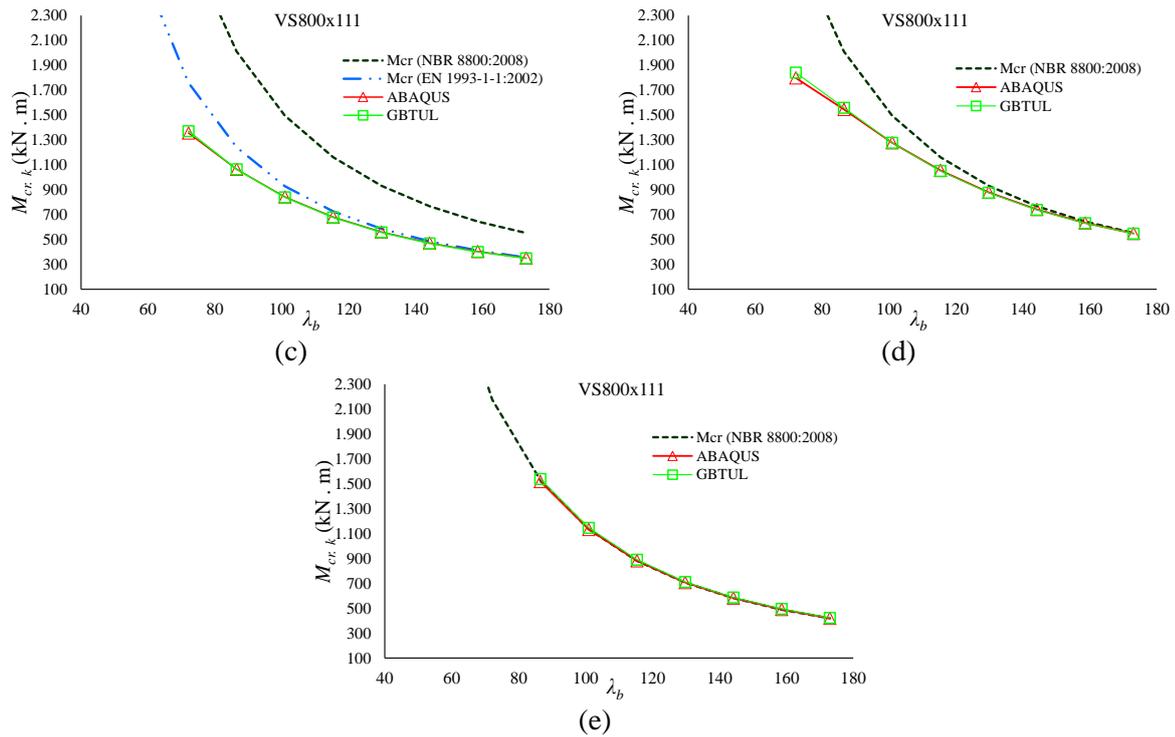


Fonte: O autor (2018)

Figura 8.13 – Curva de assinatura para o perfil VS800x111

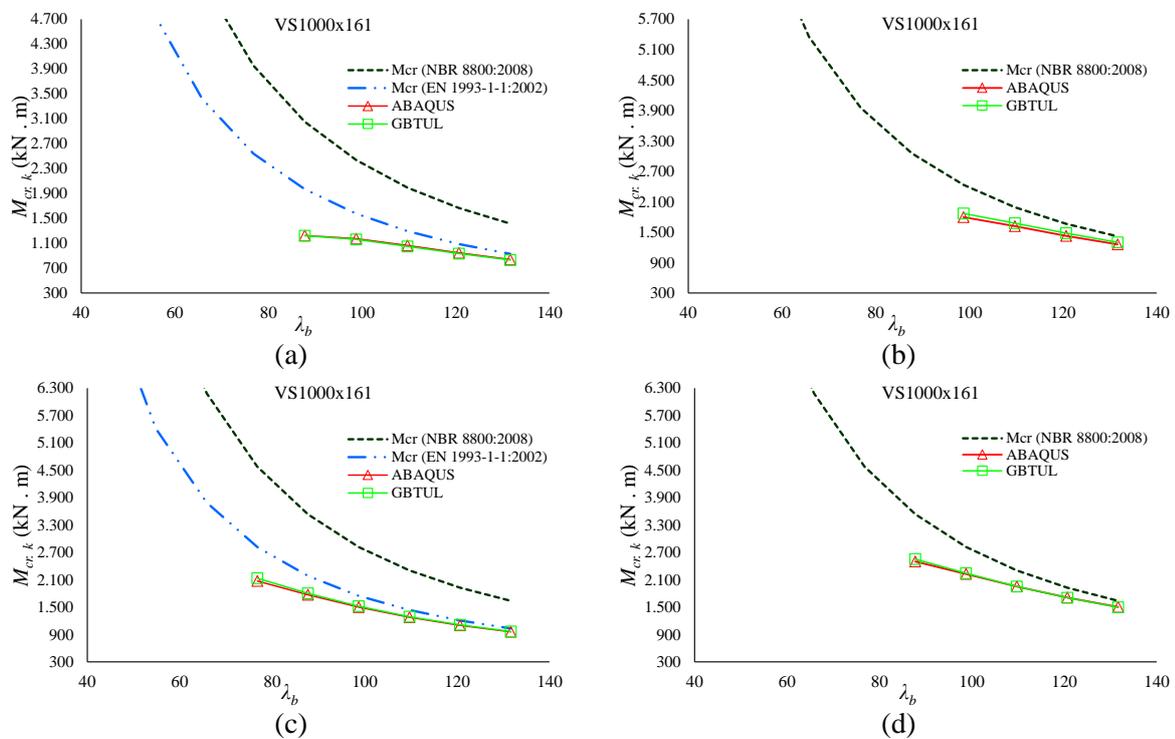


CAPÍTULO 8. RESULTADOS: ANÁLISE DE ESTABILIDADE ELÁSTICA

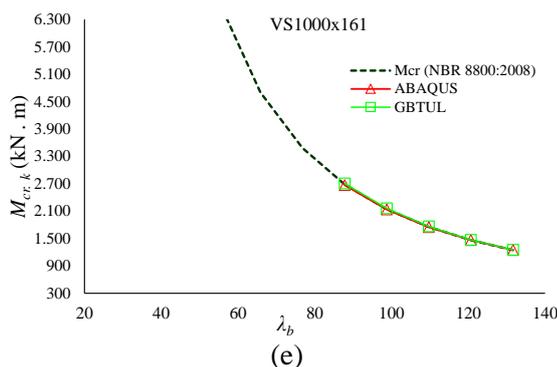


Fonte: O autor (2018)

Figura 8.14 – Curva de assinatura para o perfil VS1000x161



CAPÍTULO 8. RESULTADOS: ANÁLISE DE ESTABILIDADE ELÁSTICA



Fonte: O autor (2018)

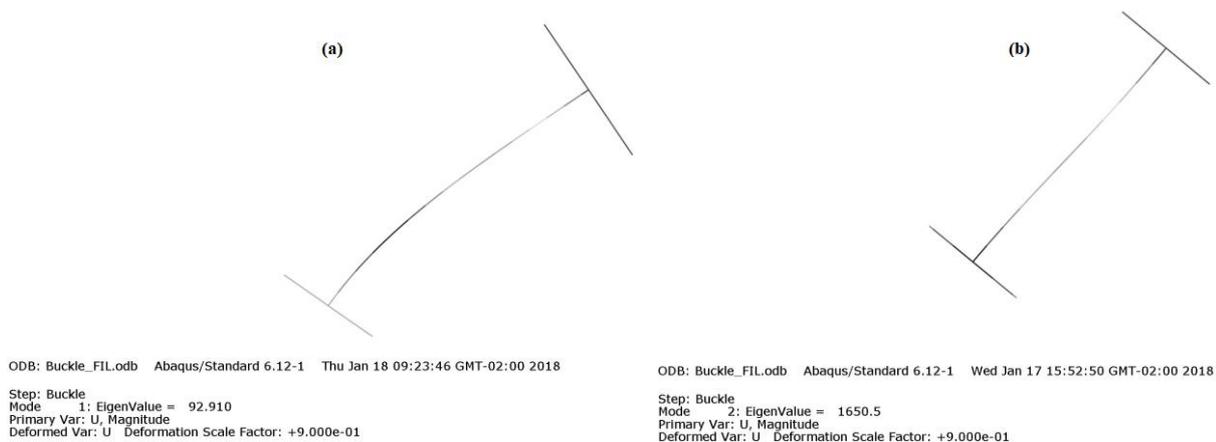
Percebe-se nos gráficos anteriores o comportamento de uma mesma viga quando submetida a diversos tipos de carregamento. Nota-se que para as cargas desestabilizantes a norma brasileira apresenta momentos críticos superiores aos obtidos na análise numérica. Essa situação ocorre devida a NBR 8800:2008 não considerar em seus procedimentos a posição do carregamento. Quando os resultados da análise numérica são comparados com a equação de momento crítico fornecido pelo Eurocode 3 (EN 1993-1-1:2002) observa-se uma maior concordância com os resultados numéricos, isso é devido a esse procedimento considerar a posição de aplicação do carregamento, sendo que a divergência observada se dá em razão a FLTD.

Com relação aos tipos de carga observa-se que tanto as uniformemente distribuídas quanto as concentradas (neutras e desestabilizantes) geram uma redução do momento crítico numérico quando comparado com os resultados dos procedimentos normativos devido a distorção da seção transversas das vigas durante a FLTD. Para momento constante não se observou tal redução, na Figura 8.15 observa-se a deformada de uma viga com o perfil VS1000x140. Na Figura 8.15a apresenta-se a deformada quando a viga está submetida a carga uniformemente distribuída na mesa superior (desestabilizante) e a Figura 8.15b quando essa mesma viga está submetida a momento constante. Observa-se que a distorção para a situação de momento constante é mais discreta quando comparada com a situação de carga distribuída, tal fato é responsável pela menor redução do momento crítico na situação de momento constante.

Todas as curvas de assinatura para as vigas analisadas estão apresentadas no Apêndice A. Com a observação de todos os resultados pode-se perceber o comportamento das curvas de assinatura com relação a evolução das propriedades geométricas do perfil e com relação ao tipo de carregamento aplicado.

CAPÍTULO 8. RESULTADOS: ANÁLISE DE ESTABILIDADE ELÁSTICA

Figura 8.15 – Comparação da configuração deformada para o perfil VS1000x140



Fonte: O autor (2018)

Como observado nesse capítulo a distorção da alma é responsável por uma significativa redução no momento crítico elástico, principalmente para vigas com parâmetro de esbeltez de alma medianamente elevado. Portanto, nota-se a necessidade de uma adequação das equações de momento crítico elástico com relação a consideração desse efeito distorcional. No Capítulo 10 é apresentada uma proposta de adequação do procedimento analítico para determinação do momento crítico elástico através de regressões realizadas com os resultados da análise numérica.

Os resultados da análise não linear física geométrica em comparação com a curva de dimensionamento da NBR 8800:2008 são apresentados no Capítulo 9 a seguir.

CAPÍTULO 9

RESULTADOS: ANÁLISE NÃO LINEAR FÍSICA GEOMÉTRICA

Neste capítulo são apresentados os resultados da análise não linear física geométrica realizada com o ABAQUS. Também é retratada a curva de dimensionamento, com os momentos resistentes característico, obtida pelo procedimento fornecido pela NBR 8800:2008 e pelo Eurocode 3 (EN 1993 1-1:2005).

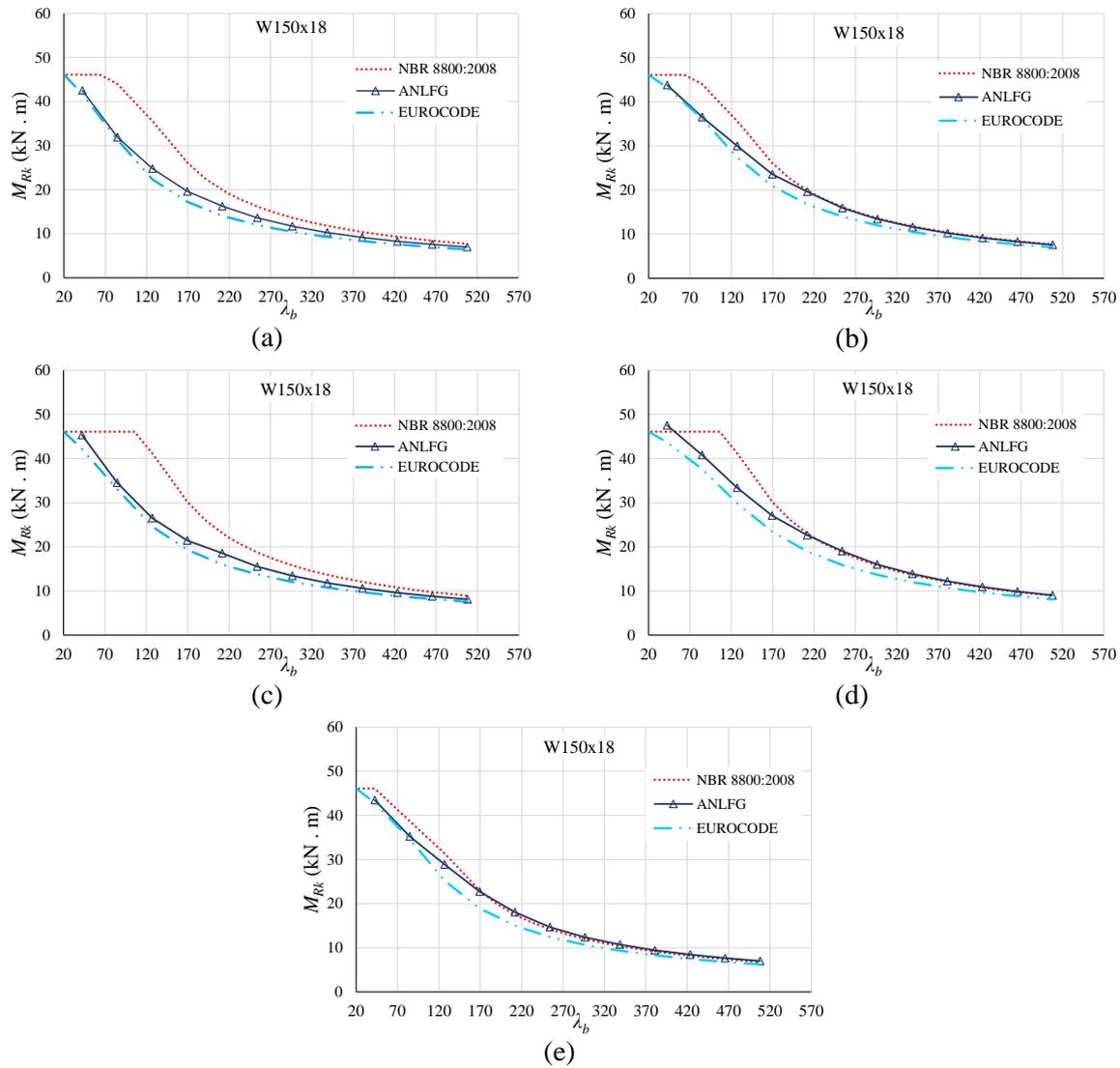
9.1 PERFIS LAMINADOS

Para o desenvolvimento da análise não linear física geométrica (ANLFG) foram considerados os modelos de imperfeição física (tensões residuais) e imperfeição geométrica (curvatura inicial) apresentados no Capítulo 7. As análises foram desenvolvidas com os mesmos tipos de carga já apresentadas: cargas uniformemente distribuídas (desestabilizante e neutra), carga concentrada (desestabilizante e neutra) e momento constante.

Nos gráficos da Figura 9.1 e 9.2 são apresentados os resultados da ANLFG para alguns dos perfis laminados que foram analisados. Assim como no Capítulo anterior, todos os gráficos com índice (a) se tratam de vigas com carga uniformemente distribuída de forma desestabilizante, índice (b) carga uniformemente distribuída de forma neutra, índice (c) carga concentrada de forma desestabilizante, índice (d) carga concentra neutra e índice (e) momento constante.

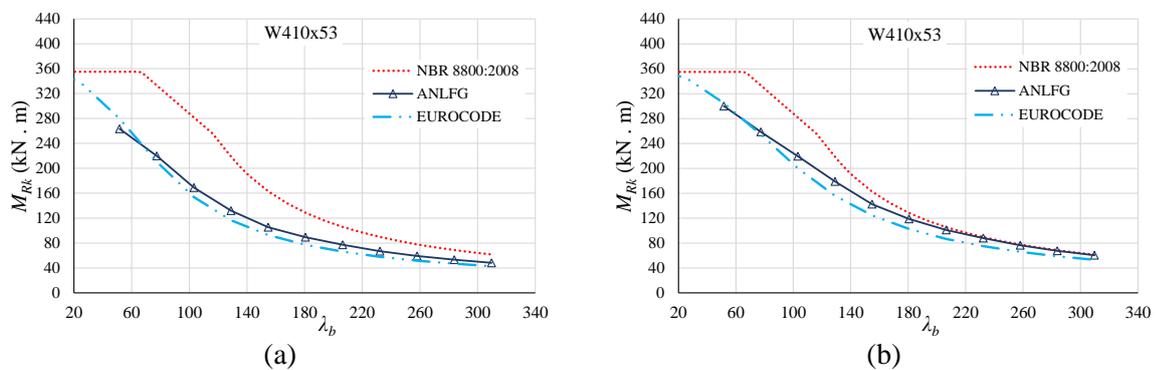
CAPÍTULO 9. RESULTADOS: ANÁLISE NÃO LINEAR FÍSICA GEOMÉTRICA

Figura 9.1 – Curva de momento resistente: perfil W150x18



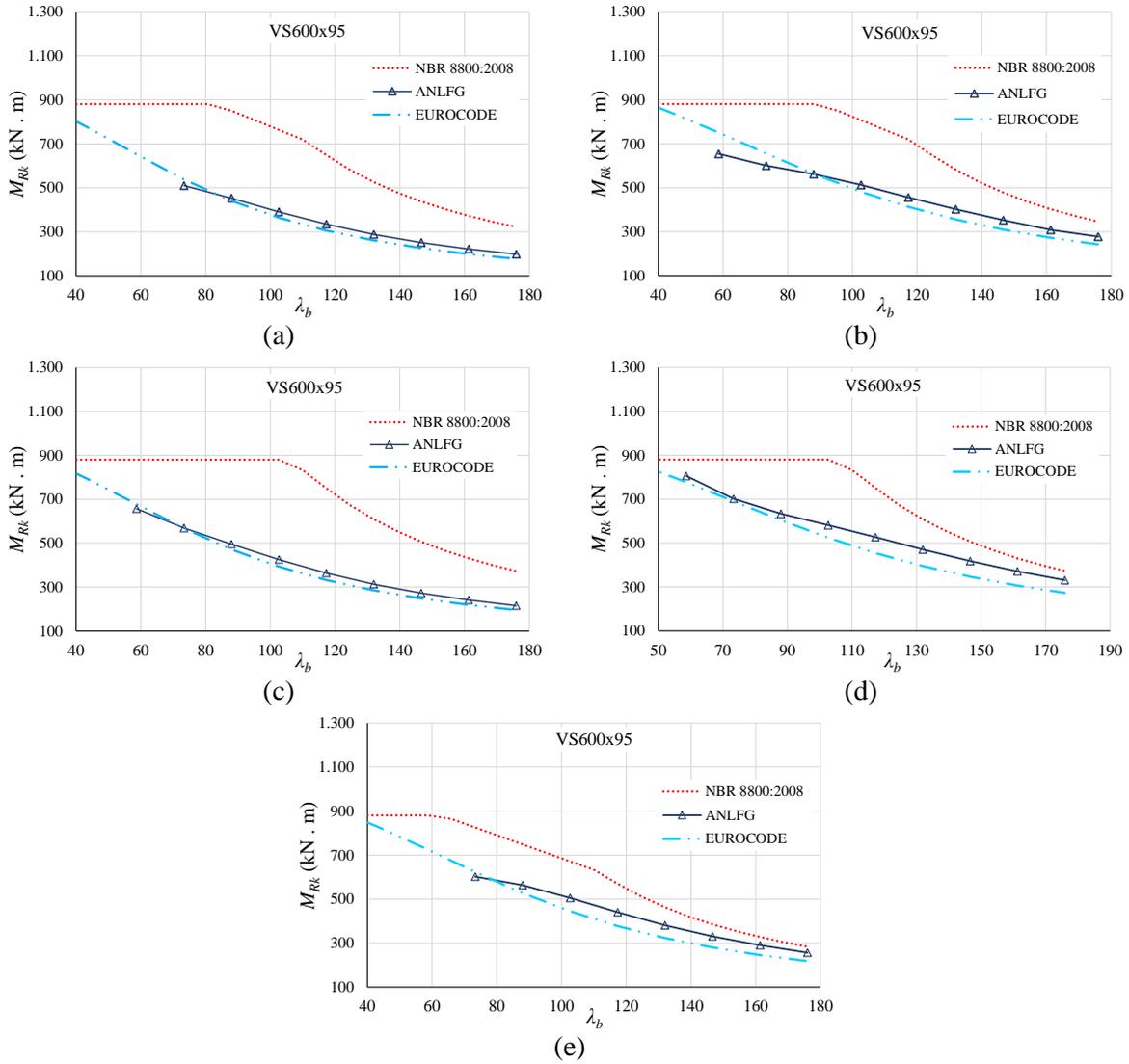
Fonte: O autor (2018)

Figura 9.2 – Curva de momento resistente: perfil W410x53



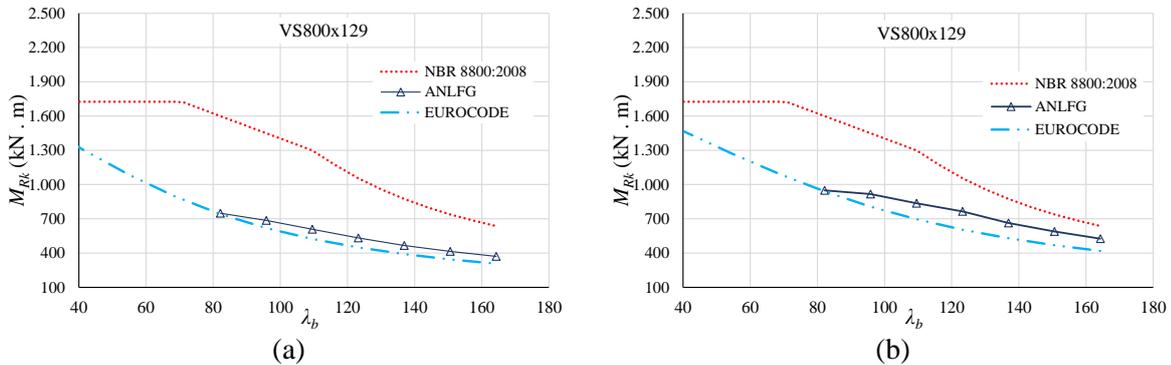
CAPÍTULO 9. RESULTADOS: ANÁLISE NÃO LINEAR FÍSICA GEOMÉTRICA

Figura 9.3 – Curva de momento resistente: perfil VS600x95



Fonte: O autor (2018)

Figura 9.4 – Curva de momento resistente: perfil VS800x129



CAPÍTULO 9. RESULTADOS: ANÁLISE NÃO LINEAR FÍSICA GEOMÉTRICA

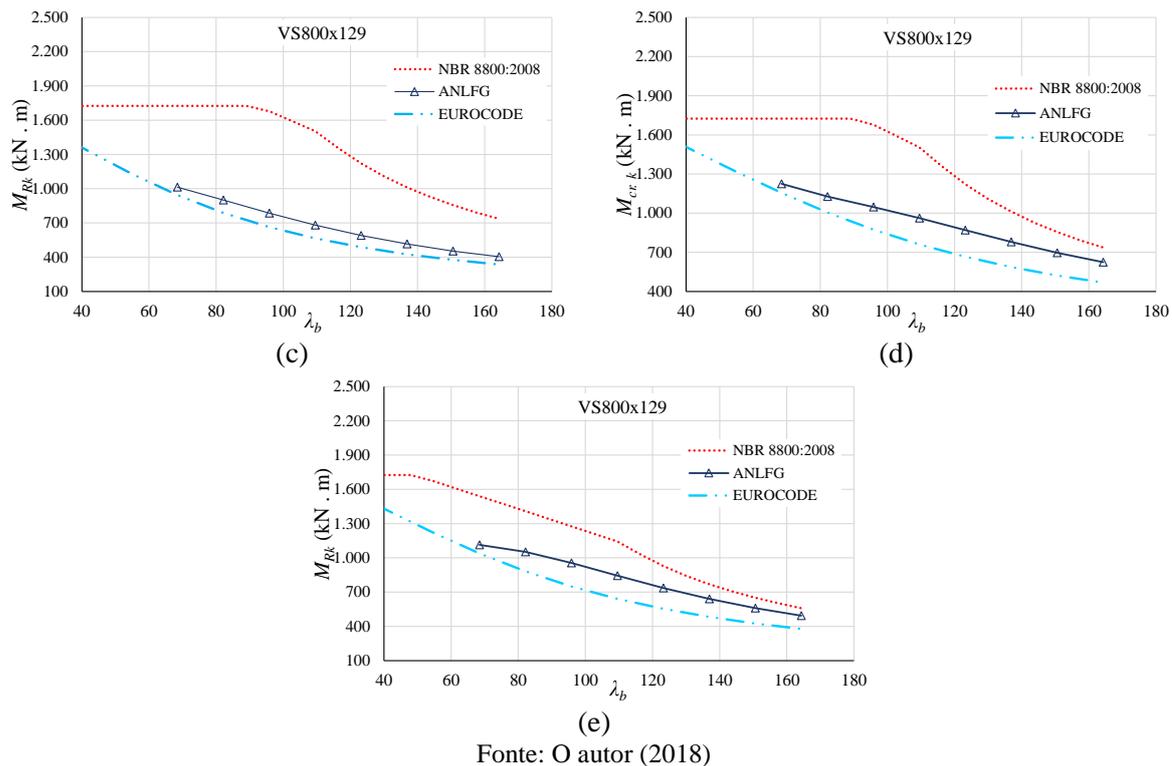
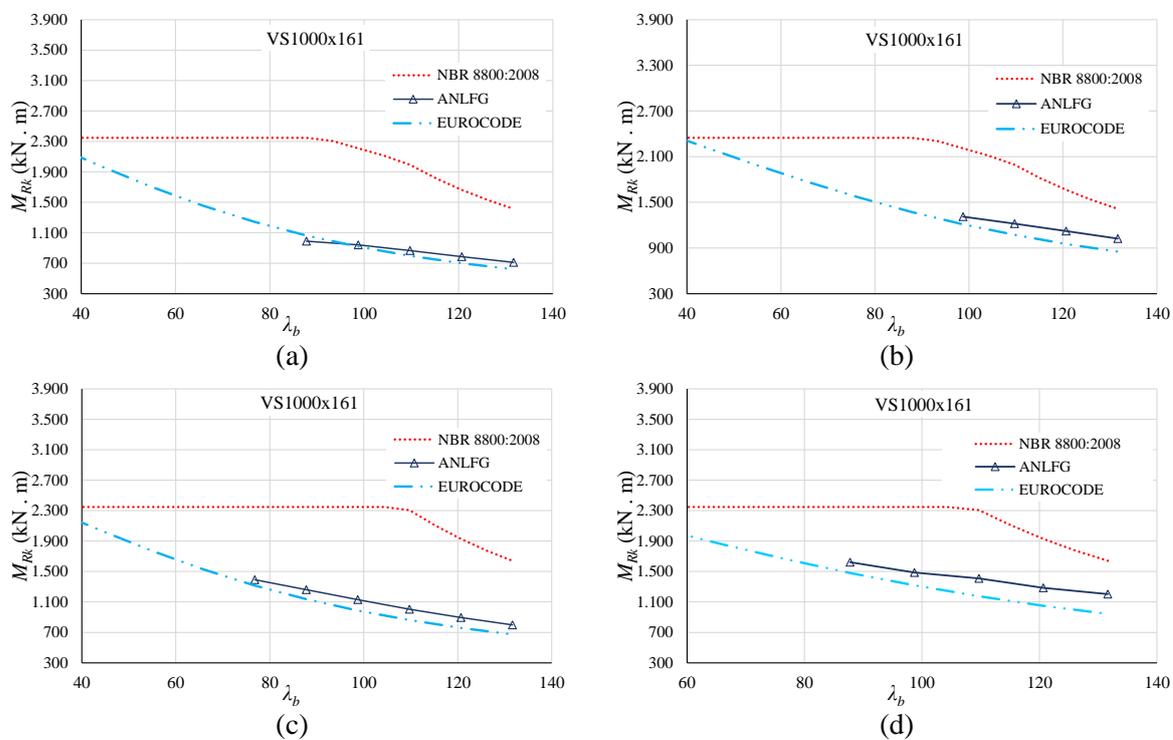
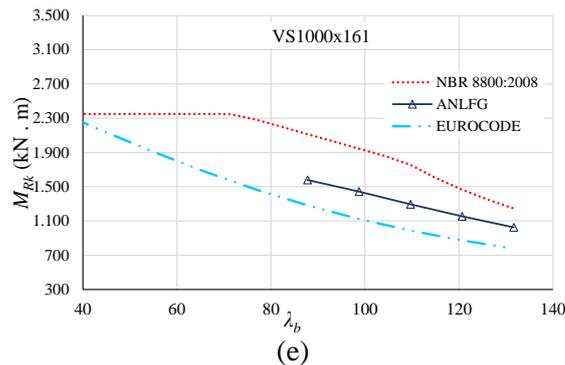


Figura 9.5 – Curva de momento resistente: perfil VS1000x161



CAPÍTULO 9. RESULTADOS: ANÁLISE NÃO LINEAR FÍSICA GEOMÉTRICA



Fonte: O autor (2018)

Como observaram-se nos resultados das Figuras 9.3 a 9.5, os valores de momento resistente obtidos por meio da ANLFG com o ABAQUS mostraram-se inferiores aos valores obtidos pelo procedimento de cálculo fornecido pela NBR 8800:2008. Nota-se, assim como para as vigas de perfis laminados, que os resultados da análise numérica para cargas desestabilizantes são ainda mais críticos quando comparados com a norma brasileira, devido a desconsideração por essa do posicionamento do carregamento.

Verificou-se também que quanto maior a altura do perfil analisado maior é a divergência entre os resultados da ANLFG com os resultados da NBR 8800:2008. Tal divergência pode ser explicada por alguns fatores como: desconsideração do efeito distorcional, desconsideração do posicionamento da carga, efeito mais acentuado das imperfeições físicas e geométricas comparado com o que é considerado pela norma brasileira. Tais resultados vão de encontro com o que foi apresentado por autores como Zirakian e Showkati (2007) que realizaram análises experimentais em seis vigas, analisando o efeito da distorção da alma, onde verificaram resultados inferiores aos obtidos na norma australiana, AS4100:1998, principalmente para vigas de vão intermediário. Rebelo et al. (2009) também obtiveram resultados inferiores ao Eurocode 3, sendo que esse, quando comparado a NBR 8800:2008, se mostra muito mais conservador, principalmente para perfis que se enquadram nas curvas C e D do procedimento apresentado pelo Eurocode 3, como observado nos gráficos anteriores.

Portanto, como observado no Capítulo 8, com relação ao momento crítico elástico, e também nesse capítulo, com relação ao momento resistente característico, nota-se uma necessidade de adequação da NBR 8800:2008 com relação ao procedimento de cálculo de momento fletor resistente de vigas de alma não-esbelta. Tal adequação é proposta no Capítulo 10 a seguir.

CAPÍTULO 10

PROPOSTA DE ADEQUAÇÃO

Neste capítulo são apresentadas propostas de adequação do procedimento analítico para determinação do momento crítico elástico, considerando o efeito distorcional, e do procedimento para determinação do momento resistente característico presente na NBR 8800:2008.

10.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

As propostas de adequação presentes nesse trabalho foram obtidas por meio de regressões realizadas através da comparação entre os valores de momento obtidos pela análise numérica com o momento crítico elástico de comparação ($M_{cr,0}$). Esse último leva em consideração a posição da aplicação do carregamento, cujo procedimento é apresentado pelo Eurocode 3 (EN 1993-1-1:2002) e é sintetizado pela equação 10.1 e Tabela 10.1 a seguir.

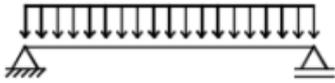
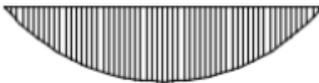
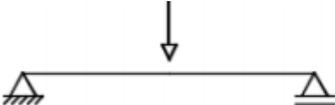
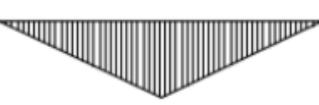
$$M_{cr,0} = C_1 \frac{\pi^2 EI_y}{L^2} \left[\sqrt{\frac{C_w}{I_y} + \frac{L^2 GJ}{\pi^2 EI_y} + (C_2 z_g)^2} - C_2 z_g \right] \quad (10.1)$$

Na Tabela 10.1 são apresentados os valores dos coeficientes C_1 e C_2 .

São apresentadas propostas para a determinação do momento resistente característico de vigas em perfis laminados e soldados sob ação de todas as cargas analisadas: carga uniformemente distribuída (desestabilizante e neutra), carga concentrada (desestabilizante e neutra) e momento constante. A correção dos valores de momento crítico e momento resistente são realizadas através de coeficientes de adequação. Para momento crítico elástico será apresentado o coeficiente distorcional (C_d) que fornece o chamado momento crítico elástico distorcional ($M_{cr,d}$). O momento resistente característico parte do momento crítico distorcional

e é dado pelo produto entre esse momento e o coeficiente de imperfeições (C_{imp}).

Tabela 10.1 – Coeficientes C_1 e C_2

Condições de contorno	Diagrama de momento fletor	Valores dos coeficiente	
		C_1	C_2
		1,132	0,459
		0,972	0,304
		1,365	0,553
		1,070	0,432

Fonte: EN 1.993-1-1(2002), adaptado

Na adequação o momento crítico distorcional (M_{crd}) é obtido através da correção do momento crítico da equação 10.1 por meio do coeficiente distorcional (C_d). Esse coeficiente distorcional foi obtido por regressão dos valores da razão entre o momento crítico numérico e o momento crítico de comparação ($M_{cr,0}$). Por sua vez, o momento resistente característico é obtido pelo produto entre o momento crítico distorcional e o coeficiente de imperfeição (C_{imp}), sendo que esse último foi obtido por regressão dos valores da razão entre o momento resistente característico numérico e o momento crítico numérico. Nos itens seguintes são apresentadas as propostas para todas as situações analisadas.

10.2 PROPOSTA DE ADEQUAÇÃO PARA VIGAS EM PERFIS LAMINADOS

Optou-se pela distinção entre perfis laminados e soldados, para a proposição dos coeficientes de adequação, pelo fato desses apresentarem distribuição de tensão residual diferente daqueles. Também tem-se que o comportamento com relação ao efeito distorcional é mais pronunciado em perfis soldados por apresentarem parâmetro de esbeltez da alma maior se comparado com os valores dos perfis laminados.

Os coeficientes distorcional (C_d) e de imperfeição (C_{imp}) foram propostos para cada uma das situações de solicitação analisadas. Na adequação o valor do momento resistente característico é obtido de acordo com a equação 10.2 e 10.3

CAPÍTULO 10. PROPOSTA DE ADEQUAÇÃO

$$\lambda_b \geq \lambda_{b,FL}$$

$$M_{Rk} = C_{imp} M_{crd} \leq \alpha M_{pl} \quad (10.2)$$

$$\lambda_b < \lambda_{b,FL}$$

$$M_{Rk} = \alpha M_{pl} \quad (10.3)$$

onde: M_{Rk} é o momento resistente característico; C_{imp} é o coeficiente de imperfeições; M_{crd} é o momento crítico elástico distorcional; M_{pl} é o momento de plastificação e $\lambda_{b,FL}$ é o parâmetro de esbeltez global para instabilidade local dado por 10.4.

$$\lambda_{b,FL} = 3,0 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (10.4)$$

Por sua vez, o momento crítico distorcional (M_{crd}) é dado pela equação 10.5.

$$M_{crd} = C_d M_{cr,0} \quad (10.5)$$

onde: M_{crd} é o momento crítico elástico distorcional; C_d é o coeficiente distorcional e; $M_{cr,0}$ é o momento crítico elástico de comparação dado pela equação 10.1.

Para os perfis laminados o parâmetro (α) é de 0,7. Limitou-se o valor do momento resistente característico a 70% do valor do momento de plastificação devido a observação de que a instabilidade local na maioria das vezes impede que o valor do momento de plastificação seja atingido, além de que a presença das tensões residuais antecipam a plastificação de regiões da seção transversal.

Os valores dos coeficientes de imperfeição e de distorção variam de acordo com o tipo de carga aplicada e são apresentados nos itens a seguir.

10.2.1 Momento Constante

Para vigas solicitadas a momento constante não observou-se influência significativa da distorção da alma nos valores de momento crítico elástico, logo o valor adotado para o coeficiente distorcional (C_d) é igual a 1. Portanto tem-se que:

$$M_{crd} = M_{cr,0} \quad (10.6)$$

O valor do coeficiente de imperfeição foi obtido por meio de regressão apresentada na Figura 10.1.

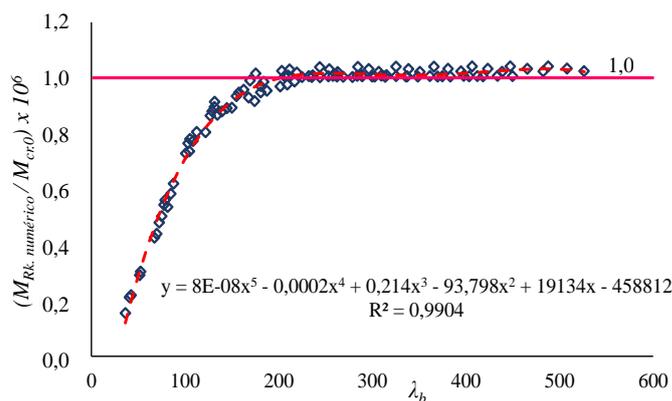
Logo tem-se que o coeficiente de imperfeição é dado pela equação 10.7.

$$C_{imp} = (8 \times 10^{-8} \lambda_b^5 - 0,0002 \lambda_b^4 + 0,214 \lambda_b^3 - 93,798 \lambda_b^2 + 19134 \lambda_b - 458812) \times 10^{-6} \quad (10.7)$$

$$0 \leq C_{imp} \leq 1$$

onde: λ_b é o índice de esbeltez global;

Figura 10.1 – Coeficiente de imperfeição para perfis laminados: Momento constante

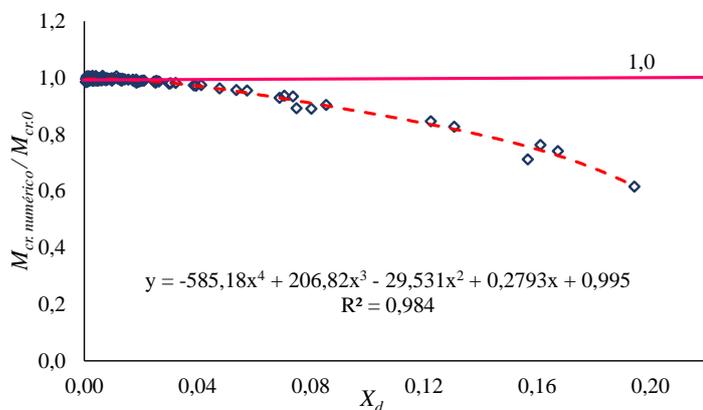


Fonte: O autor (2018)

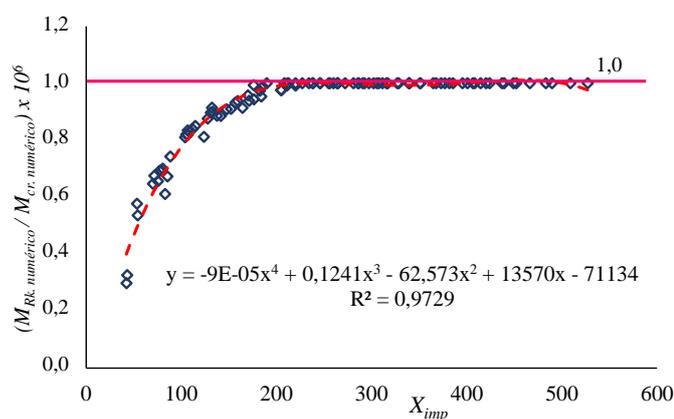
10.2.2 Carga Uniformemente Distribuída: Desestabilizante

Para as vigas submetidas a carga uniformemente distribuída desestabilizante (na mesa superior) tem-se que os valores do coeficiente distorcional (Figura 10.2a) e do coeficiente de imperfeição (Figura 10.2b) foram obtidos por regressões apresentadas nos gráficos da Figura 10.2.

Figura 10.2 – Coeficientes de adequação para perfis laminados: Carga uniformemente distribuída desestabilizante



(a)



(b)

Fonte: O autor (2018)

Portanto tem-se que:

$$C_d = -585,18X_d^4 + 206,82X_d^3 - 29,531X_d^2 + 0,2793X_d + 0,995$$

$$0 \leq C_d \leq 1 \quad (10.8)$$

$$C_{imp} = (-9 \times 10^{-5} X_{imp}^4 + 0,1241X_{imp}^3 - 62,573X_{imp}^2 + 13570X_{imp} - 71134) \times (10^{-6})$$

$$0 \leq C_{imp} \leq 1 \quad (10.9)$$

onde os valores de X_d e X_{imp} são dados pelas equações 10.10 e 10.11

$$X_d = k_{wd} \left(\frac{h}{L_b} \right) \left(\frac{\lambda_w}{\lambda_b} \right) \quad (10.10)$$

$$X_{imp} = k_{wd} \lambda_b \quad (10.11)$$

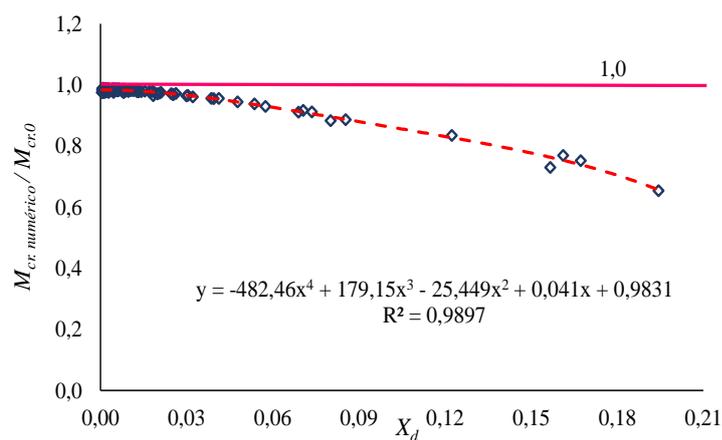
onde: h é a altura da alma; L_b é o comprimento destravado da viga; λ_w é o parâmetro de esbeltez da alma; λ_b é o índice de esbeltez global e k_{wd} é dado de acordo com Pi e Trahair (2000) pela equação 10.12.

$$k_{wd} = \sqrt{1 + \left(\frac{t_f}{t_w} \right)^3 \left(\frac{d}{12L_b} \right) \left(1 + \frac{b_f}{d} \right)} \quad (10.12)$$

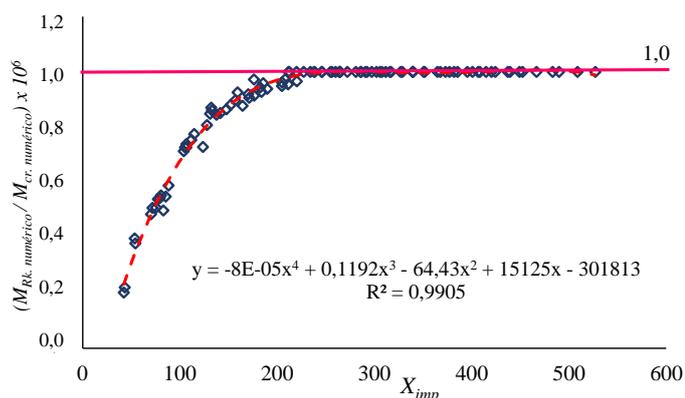
10.2.3 Carga Uniformemente Distribuída: Neutra

Para as vigas submetidas a carga uniformemente distribuída neutra (aplicada no centro de torção) tem-se que os valores do coeficiente distorcional (Figura 10.3a) e do coeficiente de imperfeição (Figura 10.3b) foram obtidos por regressões apresentadas nos gráficos da Figura 10.3.

Figura 10.3 – Coeficientes de adequação para perfis laminados: Carga uniformemente distribuída neutra



(a)



(b)

Fonte: O autor (2018)

Portanto tem-se que:

$$C_d = -482,46X_d^4 + 179,15X_d^3 - 25,449X_d^2 - 0,041X_d + 0,983$$

$$0 \leq C_d \leq 1 \quad (10.13)$$

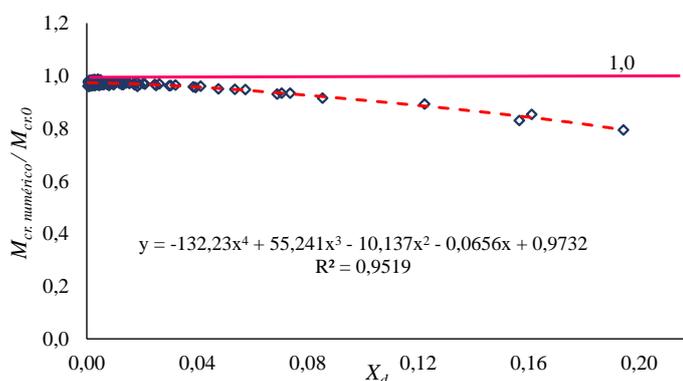
$$C_{imp} = (-8 \times 10^{-5} X_{imp}^4 + 0,1192 X_{imp}^3 - 64,43 X_{imp}^2 + 15125 X_{imp} - 301813) \times (10^{-6})$$

$$0 \leq C_{imp} \leq 1 \quad (10.14)$$

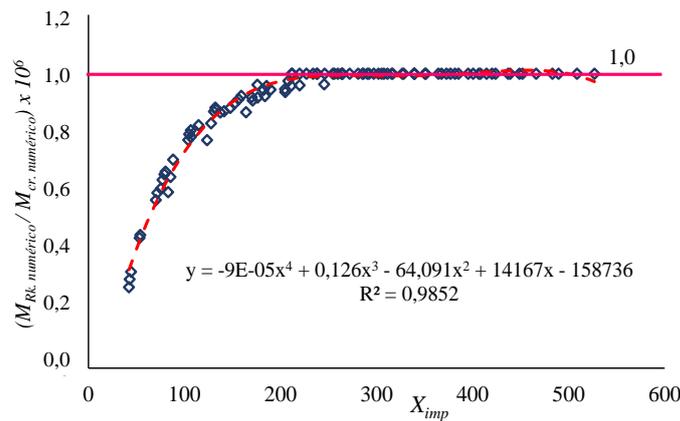
10.2.4 Carga Concentrada: Desestabilizante

Para as vigas submetidas a carga concentrada desestabilizante (na mesa superior) tem-se que os valores do coeficiente distorcional (Figura 10.4a) e do coeficiente de imperfeição (Figura 10.4b) foram obtidos por regressões apresentadas nos gráficos da Figura 10.4.

Figura 10.4 – Coeficientes de adequação para perfis laminados: Carga concentrada desestabilizante



(a)



(b)

Fonte: O autor (2018)

Portanto tem-se que:

$$C_d = -132,23X_d^4 + 55,241X_d^3 - 10,137X_d^2 - 0,0656X_d + 0,973$$

$$0 \leq C_d \leq 1 \quad (10.15)$$

$$C_{imp} = (-9 \times 10^{-5} X_{imp}^4 + 0,126X_{imp}^3 - 64,091X_{imp}^2 + 14167X_{imp} - 158736) \times (10^{-6})$$

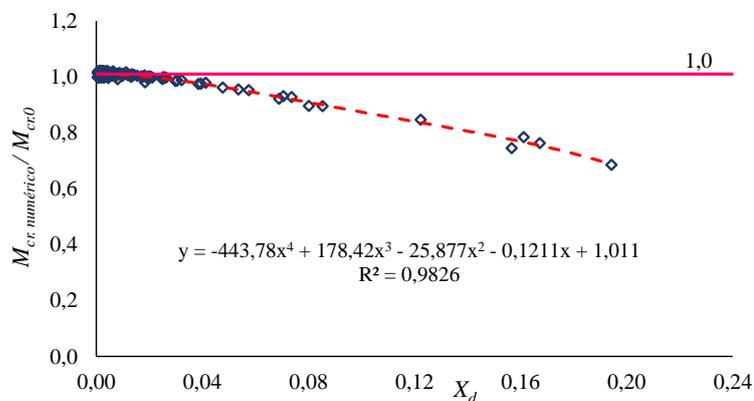
$$0 \leq C_{imp} \leq 1 \quad (10.16)$$

Tem-se que os valores de X_d e X_{imp} são dados pela equação 10.10 e 10.11.

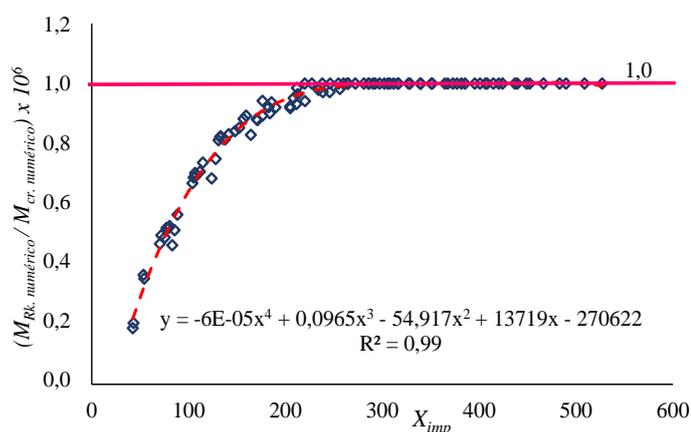
10.2.5 Carga Concentrada: Neutra

Para as vigas submetidas a carga concentrada neutra (aplicada no centro de torção) tem-se que os valores do coeficiente distorcional (Figura 10.5a) e do coeficiente de imperfeição (Figura 10.5b) foram obtidos por regressões apresentadas nos gráficos da Figura 10.5.

Figura 10.5 – Coeficientes de adequação para perfis laminados: Carga concentrada neutra



(a)



(b)

Fonte: O autor (2018)

Portanto tem-se que:

$$C_d = -443,78X_d^4 + 178,42X_d^3 - 25,877X_d^2 - 0,1211X_d + 1,011$$

$$0 \leq C_d \leq 1 \quad (10.17)$$

$$C_{imp} = (-6 \times 10^{-5} X_{imp}^4 + 0,0965 X_{imp}^3 - 54,917 X_{imp}^2 + 13719 X_{imp} - 270622) \times (10^{-6})$$

$$0 \leq C_{imp} \leq 1 \quad (10.18)$$

Tem-se que os valores de X_d e X_{imp} são dados pela equação 10.10 e 10.11.

CAPÍTULO 10. PROPOSTA DE ADEQUAÇÃO

Os gráficos com os valores de momento crítico e curva de dimensionamento obtidos pela proposta de adequação apresentada são expostos no Apêndice A e B respectivamente. No Apêndice A, são apresentados os resultados de momento crítico elástico distorcional obtido pela proposta apresentada, além dos resultados numéricos das análises de estabilidade elástica pelo ABAQUS e GBTUL em conjunto com os resultados obtidos pela NBR 8800:2008 e também, na situação de carga desestabilizante, o procedimento presente no EN 1993-1-1:2002. No Apêndice B são expostas as curvas de momento resistente característico juntamente com os resultados da ANLFG e da curva de dimensionamento obtida pela NBR 8800:2008.

10.3 PROPOSTA DE ADEQUAÇÃO PARA VIGAS EM PERFIS SOLDADOS

Assim como realizado para vigas em perfis laminados a adequação para vigas em perfis soldados foi elaborada para todos os carregamentos analisados. A adequação foi realizada através da preposição de coeficientes de adequação. O momento crítico distorcional (M_{crd}) é obtido pelo produto entre o momento crítico de comparação ($M_{cr.0}$), equação 10.1, e o coeficiente distorcional (C_d). Por sua vez, o momento resistente característico é dado pelo produto entre o momento crítico distorcional e o coeficiente de imperfeição (C_{imp}) como mostram as equações 10.19 e 10.20.

$$\lambda_b \geq \lambda_{b,FL}$$

$$M_{Rk} = C_{imp} M_{crd} \leq \alpha M_{pl} \quad (10.19)$$

$$\lambda_b < \lambda_{b,FL}$$

$$M_{Rk} = \alpha M_{pl} \quad (10.20)$$

onde: $\lambda_{b,FL}$ foi apresentado na equação 10.4 e M_{crd} é dado por:

$$M_{crd} = C_d M_{cr.0} \quad (10.21)$$

O valor do momento resistente característico foi limitado a um percentual (α) do momento de plastificação da seção. O parâmetro (α) foi determinado para intervalos de índice de esbeltez da alma (λ_w). O valor desse parâmetro (α) foi obtido através da média aritmética

entre as razões do momento de plastificação da seção (M_{pl}) e o momento resistente característico para o último vão onde se observou instabilidade global. Portanto, esse parâmetro é um limitante do momento resistente devido instabilidade local da seção. Os valores desse parâmetro são apresentados para cada situação de carregamento analisada nos itens a seguir.

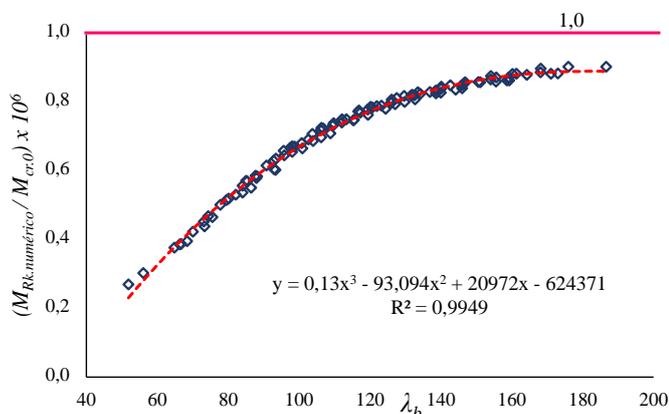
10.3.1 Momento Constante

Para vigas solicitadas a momento constante não observou-se influência da distorção da alma nos valores de momento crítico elástico, logo o valor adotado para o coeficiente distorcional (C_d) é igual a 1. Portanto tem-se que:

$$M_{crd} = M_{cr,0} \quad (10.22)$$

O valor do coeficiente de imperfeição foi obtido por meio de regressão apresentada na Figura 10.6.

Figura 10.6 – Coeficiente de imperfeição para perfis soldados: Momento constante



Fonte: O autor (2018)

Logo tem-se que o coeficiente de imperfeição (C_{imp}) é dado pela equação 10.23.

$$C_{imp} = (0,13\lambda_b^3 - 93,094\lambda_b^2 + 20972\lambda_b - 624371) \times 10^{-6} \quad (10.23)$$

$$0 \leq C_{imp} \leq 1$$

onde: λ_b é o índice de esbeltez global.

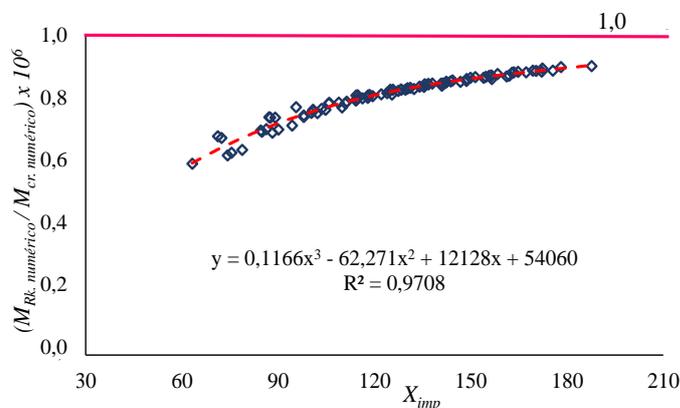
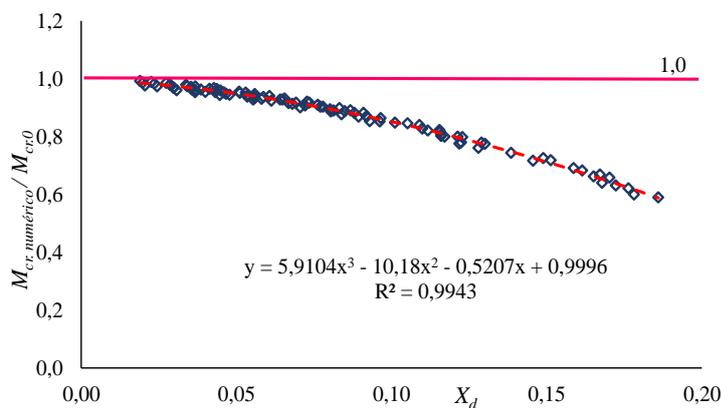
Na situação de momento constante tem-se que o valor do parâmetro (α) é sempre igual a 0,6 independente do parâmetro de esbeltez de alma, logo:

$$M_{Rk} = C_{imp} M_{cr0} \leq 0,6 M_{pl} \quad (10.24)$$

10.3.2 Carga Uniformemente Distribuída: Desestabilizante

Para as vigas submetidas a carga uniformemente distribuída desestabilizante (na mesa superior) tem-se que os valores do coeficiente distorcional (Figura 10.7a) e do coeficiente de imperfeição (Figura 10.7b) foram obtidos por regressões apresentadas nos gráficos da Figura 10.7.

Figura 10.7 – Coeficientes de adequação para perfis soldados: Carga uniformemente distribuída desestabilizante



Fonte: O autor (2018)

Portanto tem-se que:

$$C_d = 5,91X_d^3 - 10,18X_d^2 - 0,5207X_d + 0,9996$$

$$0 \leq C_d \leq 1 \quad (10.25)$$

$$C_{imp} = (0,1166X_{imp}^3 - 62,271X_{imp}^2 + 12128X_{imp} + 54060) \times (10^{-6})$$

$$0 \leq C_{imp} \leq 1 \quad (10.26)$$

onde os valores de X_d e X_{imp} são dados pelas equações 10.27 e 10.28

$$X_d = k_{wd} \left(\frac{h}{L_b} \right) \left(\frac{\lambda_w}{\lambda_b} \right) \quad (10.27)$$

$$X_{imp} = k_{wd} \lambda_b \quad (10.28)$$

onde: h é a altura da alma; L_b é o vão livre da viga; λ_w é o parâmetro de esbeltez da alma; λ_b é o índice de esbeltez global e k_{wd} é dado de acordo com Pi e Trahair (2000) pela equação 10.29.

$$k_{wd} = \sqrt{1 + \left(\frac{t_f}{t_w} \right)^3 \left(\frac{d}{12L_b} \right) \left(1 + \frac{b_f}{d} \right)} \quad (10.29)$$

O valor do parâmetro (α) é dado em função de intervalos do parâmetro de esbeltez de alma (λ_w) e é apresentado na Tabela 10.2.

Tabela 10.2 – Parâmetro (α) para perfis soldados: Carga uniformemente distribuída desestabilizante

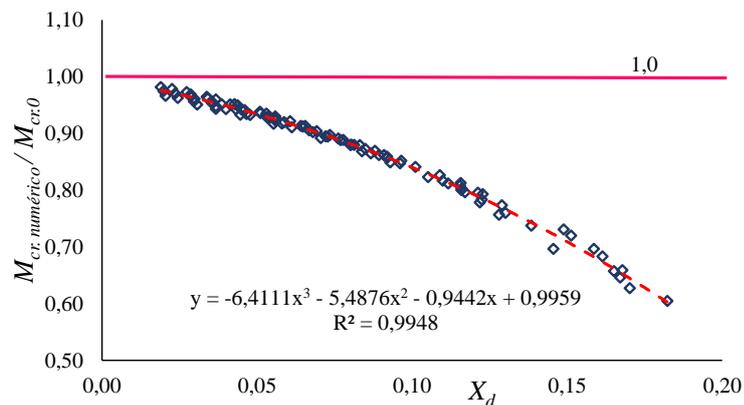
Parâmetro de esbeltez da alma (λ_w)	Parâmetro α
$\lambda_w < 85$	0,50
$85 \leq \lambda_w < 100$	0,40
$100 \leq \lambda_w < 120$	0,35
$120 \leq \lambda_w < 138,6$	0,33

Fonte: O autor (2018)

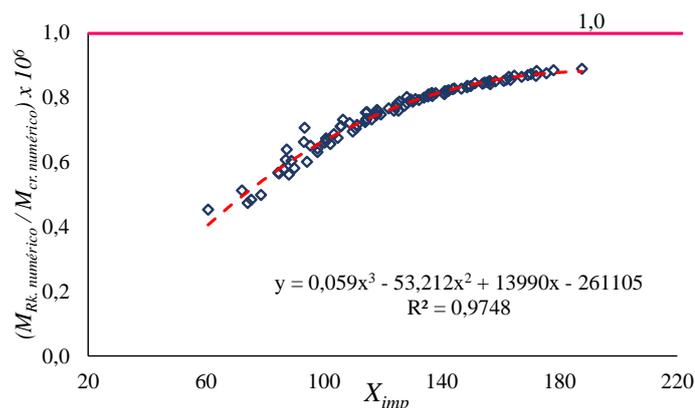
10.3.3 Carga Uniformemente Distribuída: Neutra

Para as vigas submetidas a carga uniformemente distribuída neutra (aplicada no centro de torção) tem-se que os valores do coeficiente distorcional (Figura 10.8a) e do coeficiente de imperfeição (Figura 10.8b) foram obtidos por regressões apresentadas nos gráficos da Figura 10.8.

Figura 10.8 – Coeficientes de adequação para perfis soldados: Carga uniformemente distribuída neutra



(a)



(b)

Fonte: O autor (2018)

Portanto tem-se que:

$$C_d = -6,41X_d^3 - 5,49X_d^2 - 0,9442X_d + 0,9959$$

$$0 \leq C_d \leq 1 \quad (10.30)$$

$$C_{imp} = (0,059X_{imp}^3 - 53,212X_{imp}^2 + 13990X_{imp} - 261105) \times (10^{-6})$$

$$0 \leq C_{imp} \leq 1 \quad (10.31)$$

Tem-se que os valores de X_d e X_{imp} são dados pela equação 10.27 e 10.28.

O valor do parâmetro (α) é dado em função de intervalos do parâmetro de esbeltez de alma (λ_w) e é apresentado na Tabela 10.3.

Tabela 10.3 – Parâmetro (α) para perfis soldados: Carga uniformemente distribuída neutra

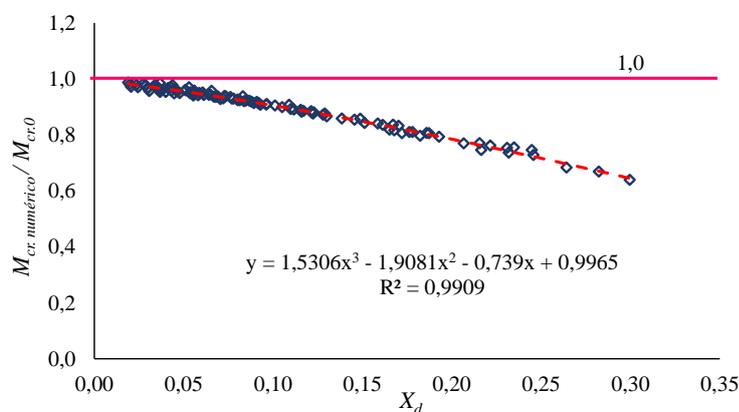
Parâmetro de esbeltez da alma (λ_w)	Parâmetro α
$\lambda_w < 85$	0,60
$85 \leq \lambda_w < 100$	0,50
$100 \leq \lambda_w < 120$	0,45
$120 \leq \lambda_w < 138,6$	0,43

Fonte: O autor (2018)

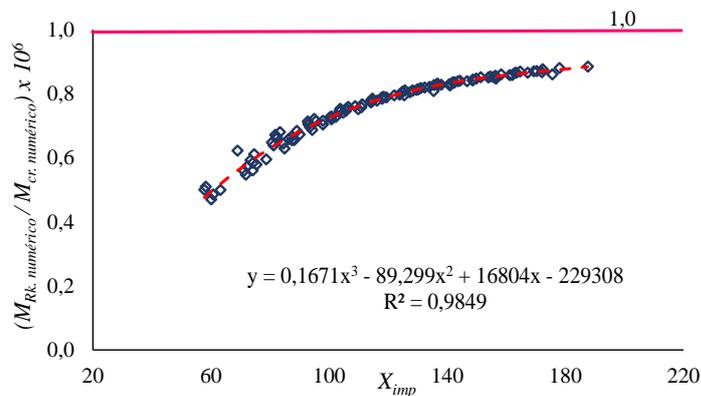
10.3.4 Carga Concentrada: Desestabilizante

Para as vigas submetidas a carga concentrada desestabilizante (aplicada na mesa superior) tem-se que os valores do coeficiente distorcional (Figura 10.9a) e do coeficiente de imperfeição (Figura 10.9b) foram obtidos por regressões apresentadas nos gráficos da Figura 10.9.

Figura 10.9 – Coeficientes de adequação para perfis soldados: Carga concentrada desestabilizante



(a)



(b)

Fonte: O autor (2018)

Portanto tem-se que:

$$C_d = 1,5306X_d^3 - 1,91X_d^2 - 0,739X_d + 0,9965$$

$$0 \leq C_d \leq 1 \quad (10.32)$$

$$C_{imp} = (0,1671X_{imp}^3 - 89,299X_{imp}^2 + 16804X_{imp} - 229308) \times (10^{-6})$$

$$0 \leq C_{imp} \leq 1 \quad (10.33)$$

Tem-se que os valores de X_d e X_{imp} são dados pela equação 10.27 e 10.28.

O valor do parâmetro (α) é dado em função do valor do parâmetro de esbeltez de alma (λ_w) e é apresentado na Tabela 10.4.

Tabela 10.4 – Parâmetro (α) para perfis soldados: Carga concentrada desestabilizante

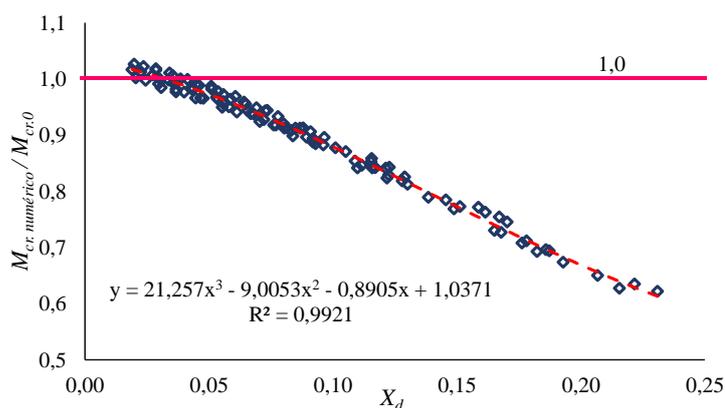
Parâmetro de esbeltez da alma (λ_w)	Parâmetro α
$\lambda_w < 85$	0,65
$85 \leq \lambda_w < 138,6$	0,50

Fonte: O autor (2018)

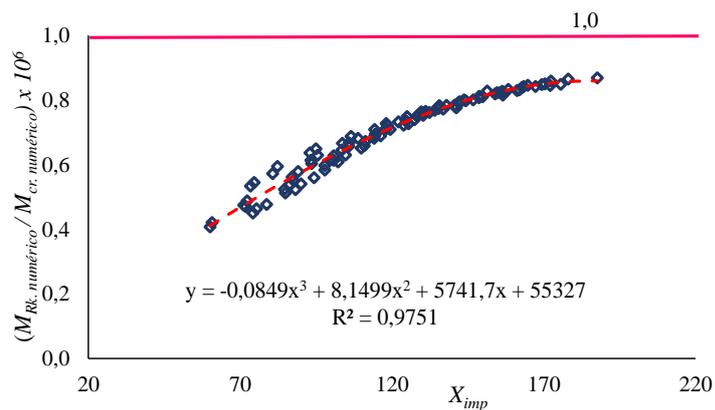
10.3.5 Carga Concentrada: Neutra

Para as vigas submetidas a carga concentrada neutra (aplicada no centro de torção) tem-se que os valores do coeficiente distorcional (Figura 10.10a) e do coeficiente de imperfeição (Figura 10.10b) foram obtidos por regressões apresentadas nos gráficos da Figura 10.10.

Figura 10.10 – Coeficientes de adequação para perfis soldados: Carga concentrada neutra



(a)



(b)

Fonte: O autor (2018)

Portanto tem-se que:

$$C_d = 21,257X_d^3 - 9,005X_d^2 - 0,8905X_d + 1,037$$

$$0 \leq C_d \leq 1 \quad (10.34)$$

$$C_{imp} = (-0,0849X_{imp}^3 + 8,149X_{imp}^2 + 5741,7X_{imp} + 55327) \times (10^{-6})$$

$$0 \leq C_{imp} \leq 1 \quad (10.35)$$

Tem-se que os valores de X_d e X_{imp} são dados pela equação 10.27 e 10.28.

O valor do parâmetro (α) é dado em função do valor do parâmetro de esbeltez de alma (λ_w) e é apresentado na Tabela 10.5.

Tabela 10.5 – Parâmetro (α) para perfis soldados: Carga concentrada neutra

Parâmetro de esbeltez da alma (λ_w)	Parâmetro α
$\lambda_w < 85$	0,65
$85 \leq \lambda_w < 100$	0,60
$100 \leq \lambda_w < 120$	0,55
$120 \leq \lambda_w < 138,6$	0,53

Fonte: O autor (2018)

CAPÍTULO 10. PROPOSTA DE ADEQUAÇÃO

Os gráficos com os valores de momento crítico e curva de dimensionamento obtidos pela proposta de adequação apresentada são expostos no Apêndice A e B respectivamente. No Apêndice A são apresentados os resultados de momento crítico elástico distorcional obtido pela proposta apresentada, além dos resultados numéricos das análises de estabilidade elástica pelo ABAQUS e GBTUL em conjunto com os resultados obtidos pela NBR 8800:2008 e também, na situação de carga desestabilizante, pelo procedimento presente no EN 1993-1-1:2002. No Apêndice B são expostas as curvas de momento resistente característico juntamente com os resultados da ANLFG e da curva de dimensionamento obtida pela NBR 8800:2008.

CAPÍTULO 10. PROPOSTA DE ADEQUAÇÃO

CAPÍTULO 11

CONCLUSÕES

Neste capítulo são apresentadas as conclusões acerca do trabalho realizado, além de sugestões de trabalhos futuros.

11.1 CONCLUSÕES GERAIS

A realização deste trabalho teve como objetivo o estudo do efeito da distorção da alma de vigas em perfis duplamente simétricos (laminados e soldados) na redução do momento crítico elástico. Por consequência, também analisou-se o efeito dessa distorção no momento resistente característico em conjunto com as imperfeições física e geométrica (tensão residual e curvatura inicial). A realização das análises e apresentação dos resultados se deu em três fases: na primeira o desenvolvimento e apresentação dos resultados da análise de estabilidade elástica com o ABAQUS e GBTUL; na segunda a realização da ANLFG confrontando seus resultados com os valores de momento resistente característico obtidos pela norma brasileira e na última etapa, apresentou-se um adequação no procedimento para a determinação do chamado momento crítico distorcional (M_{crd}) e do momento resistente característico.

Na primeira fase com o desenvolvimento da análise de estabilidade elástica tanto no ABAQUS quanto no GBTUL observou-se uma concordância entre os resultados obtidos com esses dois softwares, o que mostra a validade das análises realizadas. Analisando os resultados verificou-se que os valores de momento crítico apresentaram o seguinte comportamento: redução em seu valor, quando comparados com os valores normativos, à medida em que o comprimento destravado diminui, devido ao aumento da distorção da seção transversal causada pela maior influência de modos de deformação locais; potencialização na redução do momento crítico elástico com o aumento do parâmetro de esbeltez de alma devido a maior distorção dessa região e; uma maior redução do momento crítico devido a distorção da alma ao passo que o

CAPÍTULO 11. CONCLUSÕES

parâmetro de esbeltez da mesa era reduzido. Tais comportamentos mostraram a necessidade da consideração desse efeito distorcional na determinação do momento crítico elástico principalmente para vigas com alma medianamente esbelta.

Na segunda fase desenvolveu-se a ANLFG considerando as tensões residuais e a curvatura inicial. Observaram-se que os valores de momento resistente obtidos na análise numérica se apresentaram inferiores aos valores da norma brasileira. Notou-se que a diferença entre os resultados era potencializada pelos seguintes fatores: aplicação de cargas desestabilizantes, devido ao fato dessa norma não considerar a aplicação de carregamentos na mesa superior, mas sim no centro de torção; aumento da altura do perfil, ou seja, a medida em que se analisou perfis maiores, maior era a desigualdade entre os resultados da análise numérica e da norma, principalmente devido ao efeito distorcional e; ampliação dessa diferença na região de comportamento inelástico devido ao efeito das tensões residuais e curvatura inicial. Tais resultados também mostraram uma necessidade de adequação do procedimento para determinação do momento resistente característico.

Na terceira e última fase realizou-se uma proposta de adequação para a determinação do momento crítico elástico e do momento resistente característico. A adequação partiu da equação de determinação do momento crítico elástico de comparação ($M_{cr,0}$) que leva em consideração a posição dos carregamentos. A consideração do efeito distorcional foi realizada através da adoção de um coeficiente distorcional (C_d) e por sua vez o momento resistente característico foi obtido considerando um coeficiente de imperfeição (C_{imp}). Os resultados obtidos pela adequação se mostraram próximos aos resultados da ANLFG, mostrando a necessidade da consideração do efeito distorcional e da influência das tensões residuais e da curvatura inicial combinadas com o efeito distorcional.

Portanto, conclui-se que a distorção da alma na chamada FLTD é responsável pela redução nos valores de momento resistente, sendo que essa redução foi potencializada para perfis com alma medianamente esbelta. Isso mostrou a necessidade de uma maior investigação dos perfis que se enquadram no limite de abrangência do Anexo G da NBR 8800:2008 que trata das vigas de alma não esbelta, chamada aqui de vigas de alma medianamente esbelta. Tal redução nos valores de momento resistente representa uma situação menos favorável do que a considerada pela norma brasileira.

11.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Após o desenvolvimento deste trabalho verificou-se a possibilidade da realização de trabalhos futuros na abordagem dos seguintes itens:

- Verificação do comportamento distorcional em outras condições de vinculação diferente daquelas consideradas pela NBR 8800:2008;
- Análise do efeito distorcional em colunas metálicas utilizando-se do GBTUL para verificação da interação entre os modos de deformação;
- Realização de análises de estabilidade elástica com o GBTUL para valores maiores de índice de esbeltez global em vigas de alma medianamente esbelta, as quais foram analisadas neste trabalho, para verificação do início da influência de modos de deformação local;
- Desenvolvimento de análises para a verificação do mesmo comportamento em perfis de diferentes séries, como: CVS, CS, VE e CE;
- Estudo do comportamento de vigas de alma esbelta, abordadas no Anexo H da NBR 8800:2008;
- Verificação da validade da adequação proposta através da simulação de uma gama maior de perfis.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABAMBRES, M.; QUACH, W.M. Residual stresses in steel members: a review of available analytical expressions. **International Journal of Structural Integrity**. Vol. 7, No. 1, p.70-94, 2016.

ABREU, L. M. P. **Determinação do momento fletor resistente à flambagem lateral com torção de vigas de aço celulares**. 2010. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, UFMG. Belo Horizonte.

AHMED, E.Y.S. Lateral buckling of steel I-beams: a numerical investigation and proposed equivalent moment factor equations. **Al Azhar University Engineering Journal**. Vol.7, No 1, p. 111-123, 2004.

AHNLÉN, M.; WESTLUND, J. **Lateral Torsional Buckling of I-beams: A Parametric Study of Elastic Critical Moments in Structural Design Software**. Dissertação de mestrado. Chalmers University of Technology. Göteborg, Suécia, 2013.

ALMEIDA, A.C.B., **Análise inelástica de pórticos planos considerando a plasticidade distribuída e o efeito das tensões residuais nos perfis estruturais de aço**. 2006. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Universidade Federal de Minas Gerais, UFMG. Belo Horizonte.

ALPSTEN, G.A., **Thermal residual stresses in hot-rolled steel members**. Fritz. Lab. Rep. No. 337.3, 1968

ALPSTEN, G.A., Variations in mechanical and cross-sectional properties of steel. **Proc. Int. Conf. on Planning and Design of Tall Buildings**, Vol. Ib, p. 775-805, Lehigh University, EUA, 1972a.

ALPSTEN, G., **Prediction of thermal residual stresses in hot-rolled plates and shapes of structural steel**, Swedish Inst. Of Steel Const. Rep. 16.4., 1972b.

ALPSTEN, G.A.; TALL, L. Residual stresses in heavy welded shapes. **Welding Journal**, Vol. 49, No. 3, pp. 93-105, 1970.

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION – **ANSI/AISC 360**. Specification for Structural Steel Building. Chicago, EUA, 2010.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ANAPAYAN, T.; MAHENDRAN, M., Improved design rules for hollow flange sections subject to lateral distortional buckling. **Thin Walled Structures**. Vol. 50, p.128-140, 2012.

ANDRADE, A.; CAMOTIM, D.; ROVIDÊNCIA E COSTA, P. On the evaluation of elastic critical moments in doubly and singly symmetric I-section cantilevers. **Journal of Constructional Steel Research**. No. 63, p.894-908, 2007

AS 4.100. 1998 (R2016). Steel Structures, Standards Association of Australia. Sydney, Australia.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS – **ABNT. NBR 8800**. Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios. Rio de Janeiro, 2008.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS – **ABNT. NBR 5884**. Perfil I estrutural de aço soldado por arco elétrico - Requisitos gerais. Rio de Janeiro, 2013.

BALLIO, G.; MAZZOLANI, F. M. **Theory and design of steel structures**. London, Chapman and Hall, 1983.

BASAGLIA C., CAMOTIM D., SILVESTRE N., 2011. “Non-linear GBT formulation for open-section thin-walled members with arbitrary support conditions”, **Computers and Structures**, v.89, pp. 1906-1919.

BATHE, K.J., **Finite element procedures**, Prentice Hall, Person Education, Inc. 2º edição, 2014.

BATISTA, T. O., **Estabilidade e Resistência Última de Colunas Metálicas com Seção Transversal Poligonal Regular de Paredes Finas Via MEF**. 2016. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Universidade Federal do Rio de Janeiro, UFRJ. Rio de Janeiro.

BEBIANO, R.; SILVESTRE, N.; CAMOTIM, D.; **GBTUL 1.0 – Buckling and Vibration Analysis of Thin-Walled Members – User Manual**. Technical University of Lisbon; Portugal, 2010.

BEER, H. E SCHULZ, G., The theoretical bases of the new column curves of the European Convention of Constructional Steelwork. **Constructional Metallique**, No. 3, p. 37-57, 1970.

BEZERRA, E. M. **Determinação do momento fletor resistente à flambagem lateral com torção de vigas de aço casteladas**. 2011. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas), Universidade Federal de Minas Gerais, UFMG. Belo Horizonte.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

BJORHOVDE, R. **Deterministic and probabilistic approaches to the strength of steels columns**. Bethlehem. Thesys (Ph. D.) - Department of Civil Engineering , Lehigh University. Bethlehem, 1972.

BJORHOVDE, R., Columns: from theory to practice. **Engineering Journal (AISC)**, Vol. 25, No. 1, 1st Quarter, p. 21-34, 1988.

BJORHOVDE, R.; BROZZETTI, J. ; ALPSTEN, G. A. ; TALL, L. Residual stresses in thick welded plates. **Welding Journal (AWS)**, Vol.51, No. 51, p. 329-405, 1972.

BJORHOVDE, R. AND TALL, L., Maximum Column Strength and the Multiple Column Curve Concept, **Fritz Engineering Laboratory Report** No. 337.29, Lehigh University, Bethlehem, 1971

BRADFORD, M.A. Distortional Buckling of Monosymmetric I-Beams. **Journal of Constructional Steel Research**, n. 5, p. 123-36, 1985.

BRADFORD M.A. Inelastic Distortional Buckling of I-Beams. **Computers and Structures**, No. 24, p. 923-33, 1986.

BRADFORD M.A. Buckling of Elastically Restrained Beams with Web Distortions. **Thin Walled Structures**, n. 24, p. 287-304, 1988.

BRADFORD, M.A. Inelastic buckling of tapered monosymmetric I-beams. **Engineering Structural**. Vol. 11. p. 119-126, 1989.

BRADFORD, M.A. Distortional Buckling Strength of Elastically Restrained Monosymmetric I-Beams. **Thin Walled Structures**, No. 9, p.339-350, 1990.

BRADFORD, M.A. Lateral-Distortional Buckling of Steel I-Section Members. **Journal of Constructional Steel Research**. No. 23, p. 97-116, 1992a.

BRADFORD, M.A. Buckling of Doubly Symmetric Cantilevers with Slender Webs. **Engineering Structures; Engineering Estructural**. Vol. 14, No. 5, p. 327-334, 1992b.

BRADFORD, M. A.; TRAHAIR, N. S. Distortional buckling of I-beams, **Journal Struct. Div. ASCE**, Vol. 107 (ST2), p. 355-70, 1981.

BRADFORD, M.A.; WEE, A. Analysis of Buckling Tests on Beams on Seat Supports. **Journal of Constructional Steel Research**. No.28, p.227-242, 1994.

CASTRO E SILVA, A.L.R. **Análise numérica não-linear da flambagem local de perfis de aço estrutural submetidos à compressão uniaxial**. 2006. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, UFMG. Belo Horizonte.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- CHEN, W.F.; LUI, E. M. **Structural Stability: Theory and Implementation**. Elsevier, 1987.
- DESSAULT SYSTEMES. **ABAQUS user's manual**, version 6.12. Pawtucket, RI: Hibbit, Karlsson & Sorenson; 2012
- DJALALY, H. Étude de la résistance ultime des barres comprimées – flambement simple. **Construction Métallique**, No.1, 1977.
- DÔRES, A. G. R.. **Análise de Elementos Estruturais com Seção Transversal de Parede Fina Aberta Ramificada Utilizando a Teoria Generalizada de Vigas**. 2014. Tese (Doutorado em Engenharia Civil), Universidade Federal de Ouro Preto, UFFO. Ouro Preto.
- DWIGHT, J. B. E WHITE, J. D., Prediction of weld shrinkage stresses in plate structures. Preliminary Report, 2nd **International Colloquium on Stability of Steel Structures**, ECCS – IABSE, Liège, Bélgica, pp. 31-37, 1977.
- EARLS, C.J. Effects of material property stratification and residual stresses on single angle flexural ductility. **Journal of Constructional Steel Research**, No. 51, p.147-175, 1999.
- ECCS – European Convention for Constructional Steelwork**. Committee 8. Manual on the stability of steel structures- 2a. ed., 1976.
- ECCS - European Convention for Constructional Steelwork**. Ultimate Limit State Calculations of Sway Frames with Rigid Joints. No. 33, 1984
- ELLOBODY E. Interaction of Buckling Modes in Castellated Steel Beams. **Journal of Constructional Steel Research**, No. 67, p. 814–25, 2011.
- EL-SAWY, K.M.; SWEEDAN, A.M.I.; MARTINI, M.I. Moment gradient factor of cellular steel beams under inelastic flexure. **Journal of Constructional Steel Research**. No. 98, p.20-34, 2014.
- EUROCODE 3. EN 1.993-1-1:2002** – Design of steel structures. Parte 1.1 General rules. CEN - European Committee for Standardization, 2002.
- EUROCODE 3 EN 1993-1-1: 2005** - Design of Steel Structures - Part 1-1: General Rules and Rules for Buildings – Eurocode 3, 2005.
- FAKURY, R.H.; CASTRO E SILVA, A.L.R.; CALDAS, R.B. **Dimensionamento de Estruturas de Aço e Mistas de Aço e Concreto**. 1ª Ed São Paulo: Editora Pearson, 2016.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- FRUCHTENGARTEN, J. **Sobre o estudo da flambagem lateral de vigas de aço por meio da utilização de uma teoria não-linear geometricamente exata.** 2005. Dissertação (Mestrado em Engenharia). Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, USP. São Paulo.
- GALAMBOS, T. V., Inelastic lateral buckling of beams, **Fritz Laboratory Reports**. Proc. ASCE, Vol. 89 (ST5), 1963, Publication No. 236 (63-20), 1963.
- GALAMBOS, T.V. **Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures**, 4^o Ed., A. Wiley – Interscience, 1988.
- GALAMBOS, T.V.; SUROVEK, A.E. **Structural stability of steel: concepts and applications for structural engineers.** 1^o edição. Hoboken, New Jersey: John Wiley & Sons, 2008.
- GOMES, C. A. B. **Resistência a compressão de perfis H laminados de abas paralelas.** 2006. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Universidade Federal de Ouro Preto - UFOP. Ouro Preto.
- GOMES, O.F. **Análise dos elementos fletidos em: Estruturas de aço.** 1993. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, EESC USP. São Carlos, 1993.
- GOODIER JN, BARTON MV. The effects of web deformation on the torsion of I beams. **J Appl Mech**; A-35–A-40, 1944.
- HANCOCK, G. J. Local, distortional and lateral buckling of I-beams. **Journal of the Structural Division**, No.104 (11), p.1787-1798, 1978.
- HASSAN, R.; MOHAREB, M. Distortional lateral torsional buckling for simply supported beams with web cleats. **Canadian Journal of Civil Engineering**. Vol. 42, p.1091-1103, 2015.
- HASSANEIN, M.F.; SILVESTRE, N. Lateral–distortional buckling of hollow tubular flange plate girders with slender unstiffened webs. **Engineering Structures**. No. 53, p.572-584, 2013.
- HELWING, T.A.; FRANK, K.H.; YURA, J.A. Lateral-torsional buckling of singly symmetric I-beams. **Journal of Structural Engineering** – ASCE. Vol. 123. No. 9. p.1172-1179, 1997.
- HIBBITT, KARLSSON, SORENSEN. “ABAQUS Theory Manual”, Hibbit, Karlsson e Sorensen, Inc, EUA; 2009.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- HINTON, E., WOOD, R., BICANIC, N., WHITE, P. E HELLEN, T., **Introduction to Nonlinear Finite Element Analysis**. NAFEMS Nonlinear Working Group, Swansea, Reino Unido, 1992.
- HUBER, A. W. E BEEDLE, L. S., Residual stress and the compressive strength of steel. **Welding Journal**, Vol. 33, p. 589-614, 1954, Reprint No. 96 (54-3).
- JCSS; Model Code. **Joint Committee of Structural Safety, JCSS**; 2001. Disponível em: <<http://www.jcss.ethz.ch>>
- KALA, Z.; VALEŠ J., Global sensitivity analysis of lateral-torsional buckling resistance based on finite element simulations. **Engineering Structures**. Vol. 134. p.37-47, 2017.
- KALKAN, I.; BUYUKKARAGOZ, A. A Numerical and Analytical Study on Distortional Buckling of Doubly-Symmetric Steel I-Beams. **Journal of Constructional Steel Research**, n. 70, p. 289-297, 2012.
- KIRBY, P.A.; NETHERCOT, D.A. **Design for Structural Stability**. John Wiley e Sons Inc., Nova Iorque, 1979.
- KITIPORNCHAI, S.; WANG, C. M.; TRAHAIR, M. Buckling of Monosymmetric I-Beams Under Moment Gradient. **Journal of Structural Engineering**. Vol. 112(4). p.781-799, 1986.
- KUBO, M.; FUKUMOTO, Y. Lateral-torsional buckling of thin-walled I-beams. **Journal of Structural Engineering**. Vol. 114, No. 4. p.841-855. 1988.
- LEE, G. C., FINE, D. S. E HASTREITER, W. R. Inelastic torsional buckling of H columns. **Journal of the Structural Division**, ASCE, Vol. 48, No. 5, p. 160-170, 1967.
- MANUAL ABAQUS 6.12 GETTING started with Abaqus, Dassault Systèmes Simulia Corp., Providence, RI, USA, 2012.
- MANUAL ABAQUS 6.12 THEORY manual, Dassault Systèmes Simulia Corp., Providence, RI, USA, 2012.
- MAS, E.; MASSONNET, CH., The Belgian contribution to the experimental work of ECCS. **Acien Stahl-Stell**, No. 9, 1966.
- MC FALLS, R. K.; TALL, L. A study of welded columns manufactured from flama-cut plates. **AWS Welding Journal**, p.141-153, 1969.
- MESACASA JR., E. C. **Aplicação da Teoria Generalizada de Vigas à Análise de Pórticos Metálicos Planos com Ligações Semirrígidas**, 2016. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) – Universidade de São Paulo (USP) - Escola de Engenharia de São Carlos (EESC). São Carlos.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- NADERIAN, H.R.; RONAGH, H.R.; AZHARI, M. Elastic distortional buckling of doubly symmetric steel I-section beams with slender webs. **Thin Walled Structures**. No. 84, p.289-301, 2014.
- NAGARAJA RAO, N.R., ESTUAR, F.L. AND TALL, L., Residual Stresses in Welded Shapes. **AWS Welding Journal**, p.295, 1964.
- NG, M. L. AND RONAGH, H. R. An Analytical Solution for the Elastic Lateral Distortional Buckling of I-section Beams. **Advances in Structural Engineering**, No.7(2), p.189-200, 2004.
- NGUYEN, C.T.; JOO, H.S.; MOON, J.; LEE, H.E. Flexural-torsional buckling strength of I girders with discrete torsional braces under various loading conditions. **Engineering Structures**. No. 36, p.337-350, 2012.
- PANEDPOJAMAN, P.; SAE-LONG, W.; CHUB-UPPAKARN, T. Cellular beam design for resistance to inelastic lateral-torsional buckling. **Thin-Walled Structures**. v.99, p.182-194, 2016.
- PI, Y.L.; TRAHAIR, N.S.; Prebuckling deflections and lateral buckling – I: Theory. **Journal of Structural Engineering**. Vol. 118, No.11, p.2949-2966, 1992b.
- Pi Y-L, Trahair NS. **Nonlinear inelastic analysis of arches**. In: Kitipornchai S, Hancock GJ, Bradford MA, editors. *Structure stability and design*. Rotterdam: A.A.Balkema, 1995. p. 113.
- PI, Y. L.; TRAHAIR N. S. Lateral-distortional buckling of hollow flange beams. **Journal of Structural Engineering**, No.123(6), p.695-702, 1997.
- PI, Y. L.; TRAHAIR N. S. Lateral buckling strengths of cold-formed channel section beams. **Journal of Structural Engineering**. Vol.124, No.10, p.1182-1191, 1998.
- PI Y.L., TRAHAIR N.S. Distortion and Warping at Beam Supports. ASCE, **Journal Structural Engineering**, No. 126, p. 1279–87, 2000.
- PIMENTA, R. J., **Proposição de uma curva de flambagem para perfis I soldados formados por chapas cortadas a maçarico**. 1997. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, UFMG. Belo Horizonte.
- PIOTROWSKI, R.; SZYCHOWSKI, A.; Lateral-torsional buckling of beams elastically restrained against warping at supports. **The Journal of Polish Academy of Sciences - Archives of Civil Engineering**, Vol. 61(4), 2015.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- POON, C. P.; RONAGH, H. R. Distortional Buckling of I-Beams by Finite Element Method. **Advances in Structural Engineering**, No. 7(1), p. 71-80, 2004.
- REBELO, C.; LOPES, N.; SILVA, L. S.; NETHERCOT, D.; VILA REAL, P.M.M. Statistical evaluation of the lateral-torsional buckling resistance of steel I-beams, Part 1: Variability of the Eurocode 3 resistance model. **Journal of Constructional Steel Research**. Vol. 65. p.818-831, 2009.
- REIS, A.L.F. **O Método da Energia Aplicado à Flambagem Lateral com Torção de Vigas de Aço**. 1996. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, UFMG. Belo Horizonte.
- REIS, A.; CAMOTIM, D. **Estabilidade estrutural** - McGraw-Hill; 2000.
- RHODES, J. E HARVEY, J. Interaction behaviour of plain channel columns under concentric and eccentric loading - Proc. 2nd. Int. Coll. on the **Stability of Steel Structures**, ECCS, Liège, Bélgica, pp. 439-444, 1977.
- ROBERTS, T. M.; JHITA, P. S. Lateral, Local and Distortional Buckling of I-Beams. **ThinWalled Structures**, n. 1, p. 289-308, 1983
- RONAGH, H.R.; BRADFORD, M.A. Parameters affecting distortional buckling of tapered steel members. **Journal of Structural Engineering**. Vol.120, No.11, p.3137-3155, 1994.
- SCHULZ, G., **The maximum strength of axially loaded columns considering geometrical imperfections and material in homogeneities**. Ph. D. Thesis, Technical University Graz, Áustria, 1968.
- SERNA, M. A.; LÓPEZ, A.; PUENTE; I.; YONG, D. J. Equivalent uniform moment factors for lateral-torsional buckling of steel members. **Journal of Constructional Steel Research**. v.62, p.566-580, 2005.
- SHOWKATI, H.; GHAZIJAHANI, T.G.; NOORI, A.; ZIRAKIAN, T., Experiments on elastically braced castellated beams. **Journal of Constructional Steel Research**. Vol. 77, p.163-172, 2012.
- SILVA, C.C. **Estudo da Influência da Distorção da Alma no Momento Crítico Elástico de Flambagem Lateral com Torção de Vigas de Aço de Alma Não Esbelta com Seção I**. 2017. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Universidade Federal de Minas Gerais, UFMG. Belo Horizonte.
- SILVA, C.C.; FAKURY, R.H.; CASTRO E SILVA, A.L.R. Análise Numérica da Influência da Distorção da Alma na Flambagem Lateral com Torção de Perfis I. **Revista da Estrutura de Aço – REA**. Vol.6, n° 1. p. 66-85, 2017.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

SILVA, L. S.; REBELO, C.; NETHERCOT, D.; MARQUES, L.; SIMÕES, R.; VILA REAL, P.M.M. Statistical evaluation of the lateral–torsional buckling resistance of steel I-beams, Part 2: Variability of steel properties. **Journal of Constructional Steel Research**. Vol. 65. p.832-849, 2009.

SONCK, D., **Global Buckling of Castellated and Cellular Steel Beams and Columns**. Phd Thesis – Mestrado. Ghent University. Bélgica, 2014.

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

SPOORENBERG, R.C.; SNIJDER, H.H.; HOENDERKAMP, J.C.F. Experimental investigation of residual stresses in roller bent wide flange steel sections. **Journal of Constructional Steel Research**. Vol. 66. p.737-747, 2010.

SZALAI, J. E PAPP, F., A new residual stress distribution for hot-rolled I-shaped sections, **Journal of Constructional Steel Research**, Vol. 61, p. 845-861, 2005.

TALL, L., Welded Built-up Columns. **Fritz Engineerig Laboratory Report**. No.321.2 Lehigh University - Bethlehem, Pa. April 1966.

TEBEDGE, N.; ALPSTEN, G.A; TALL, L., Residual stresses in structural steel shapes – a summary of measured values - **Fritz Engineerig Laboratory Report**. No. 337.34, Lehigh University, EUA, 1973.

TIMOSHENKO, S. P.; GERE, J. M. **Theory of Elastic Stability**. 2^a ed., Nova Iorque, McGrae-Hill, 1961.

TOHIDE, S.; SHARIFI, Y. Empirical Modeling of Distortional Buckling Strength of Half Through Bridge Girders via Stepwise Regression Method. **Advances in Structural Engineering**. Vol. 18, No. 9, p.1381-1397, 2015a.

TOHIDI, S.; SHARIFI, Y., Neural networks for inelastic distortional buckling capacity assessment of steel I-beams. **Thin Walled Structures**. Vol. 94, p.359-371, 2015b.

TRAHAIR, N.S. Lateral–distortional buckling of monorails. **Engineering Structures**. Vol. 31, p.2873-2879, 2009.

TRAHAIR, N.S. Distortional buckling of overhanging monorails. **Engineering Structures**. Vol. 32, p.982-987, 2010.

VIEIRA, W.B. **Simulação numérica do comportamento estrutural de vigas casteladas de aço com ênfase na flambagem do montante de alma**. 2011. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Universidade Federal de Viçosa. Viçosa – MG.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- VIEIRA, W.B. **Estudo numérico-experimental da flambagem do montante de alma em vigas casteladas de aço**. 2015. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas) - Universidade Federal de Viçosa. Viçosa – MG.
- VILA REAL, P. M. M.; CAZELI, R.; SILVA, L. S.; SANTIAGO, A.; PILOTO, P. The effect of residual stresses in the lateral torsional buckling of steel I-beams at elevated temperature. **Journal of Constructional Steel Research**. Vol. 60. p.783-793, 2004.
- WANG, C.M. Parametric Study on Distortional Buckling of Monosymmetric Beam-Columns. **Journal of Constructional Steel Research**. No.18, p.89-110, 1991.
- WANG, Y.B.; LI, G.Q.; CHEN, S.W. Residual stresses in welded flame-cut high strength steel H-sections. **Journal of Constructional Steel Research**. Vol. 79, p.159-165, 2012.
- WANG, Y.C.; EL-KHENFAS, M.A.; NETHERCOT, D.A. Lateral-Torsional Buckling of End-Restrained Beams. **Journal of Construction Steel Research**. No. 7. p. 335-362, 1987.
- YANG, L.; WANG, Y.; GAO, B.; SHI, Y.; YUAN, H. Two calculation methods for buckling reduction factors of stainless steel welded I-section beam. *Thin-Walled Structures*. Vol. 83, p.128-136, 2014.
- YOO, C. H.; LEE, S. C. **Stability of structures: principles and applications**. Elsevier, 2011.
- YOSHIDA, H.; MAEGAWA, K. Lateral instability of I-beams with imperfections. **Journal of Structural Engineering – ASCE**. Vol. 110, No. 8. p. 1875-1892, 1984.
- YOUNG, B.W., Residual stresses in hot-rolled members, **IABSE reports of the working commissions**. Coll. On Column Strength, Paris, França, 1972.
- YOUNG, B.W., Residual stresses in hot-rolled sections - Proceedings, **International Colloquium on Column Strength**, IABSE, Vol. 23, p. 25-38, 1975.
- YURA, J. A., HELWIG, T. A. **Bracing for Stability**. Short course notes, Structural Stability Research Council, Nort American Steel Construction Conference, 1995.
- ZHOU, W.B.; LI, S.J.; YAN, W.J., Practical formulas towards distortional buckling failure analysis for steel–concrete composite beams. **The Structural Design of Tall and Special Buildings**. Vol.25, p.1055-1072, 2016.
- ZIRAKIAN, T. AND SHOWKATI, H. Distortional buckling of castellated beams. **Journal of Structural Engineering**. No.62, p.863-871, 2006.
- ZIRAKIAN, T. AND SHOWKATI, H. Experiments on Distortional Buckling of I-beams. **Journal of Structural Engineering**. No.133(7), p.109-1017, 2007.

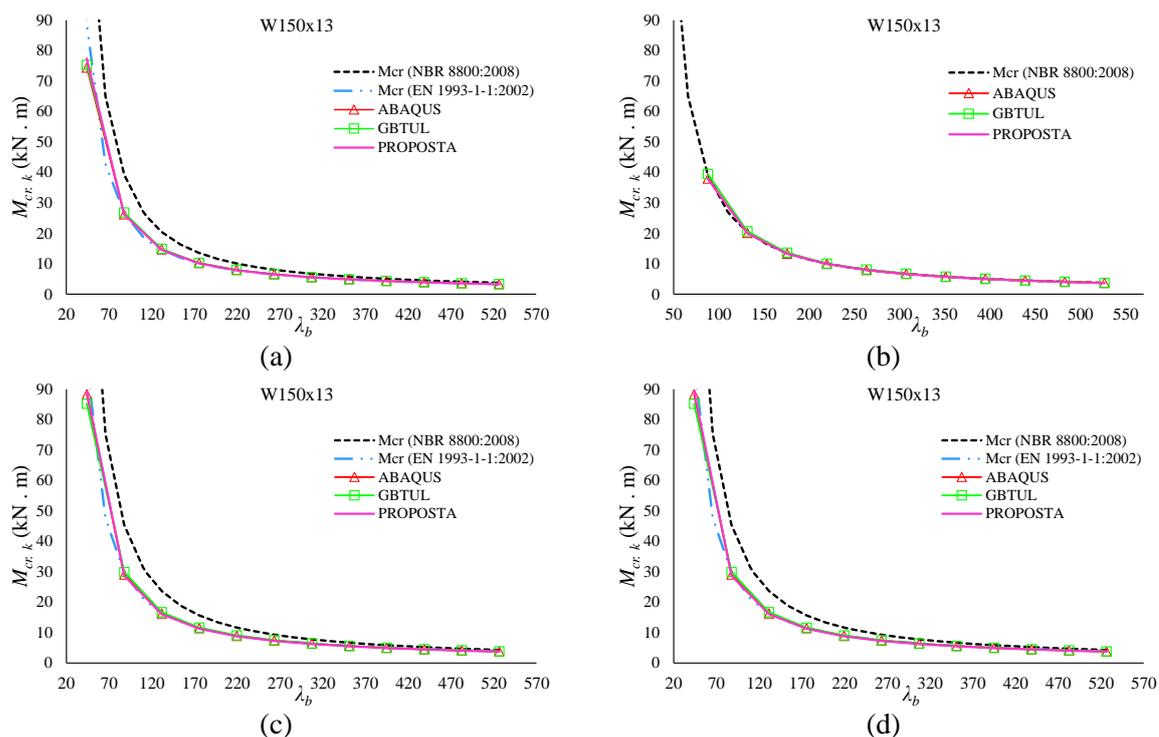
APÊNDICE A

A. CURVAS DE ASSINATURA

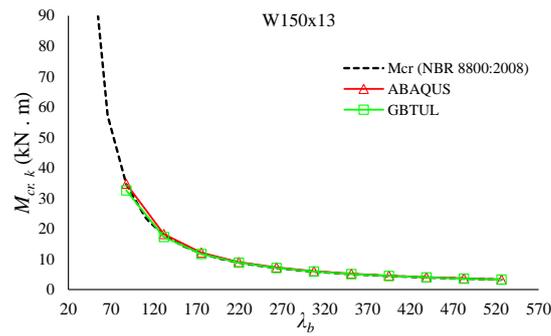
Nas figuras a seguir são apresentados os gráficos com as curvas de assinatura de todos os perfis analisados. Também são expostas as curvas de momento crítico distorcional obtidas através da proposta apresentado por este trabalho. Nos gráficos também são observados os valores obtidos pela NBR 8800:2008 e EN 1993-1-1:2002. Todos os gráficos com índice (a) se tratam de vigas com carga uniformemente distribuída de forma desestabilizante, índice (b) carga uniformemente distribuída de forma neutra, índice (c) carga concentrada de forma desestabilizante, índice (d) carga concentra neutra e índice (e) momento constante.

A.1 PERFIS LAMINADOS

Figura A.1 – Curvas de assinatura perfil W150x13



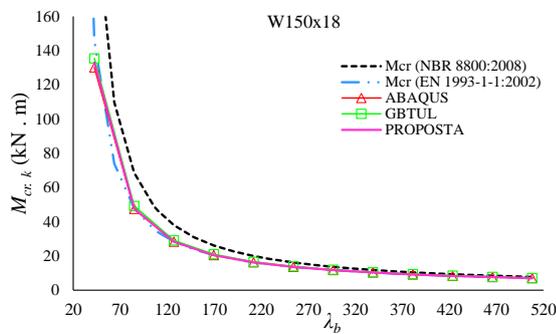
APÊNDICE A: CURVAS DE ASSINATURA



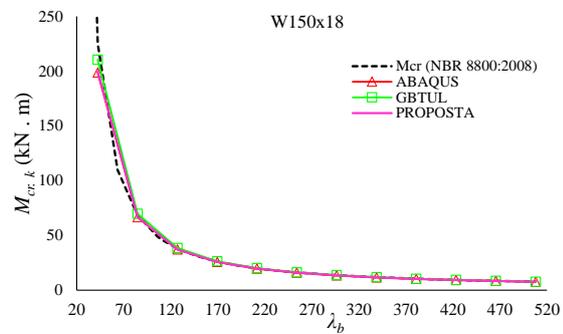
(e)

Fonte: O autor (2018)

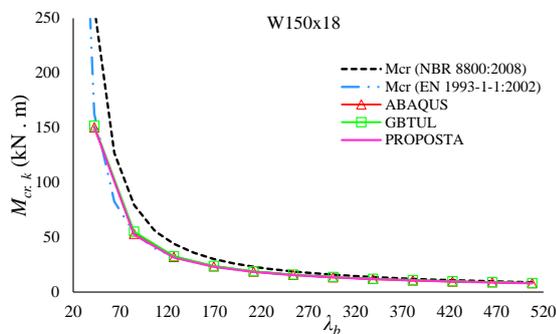
Figura A.2 – Curvas de assinatura perfil W150x18



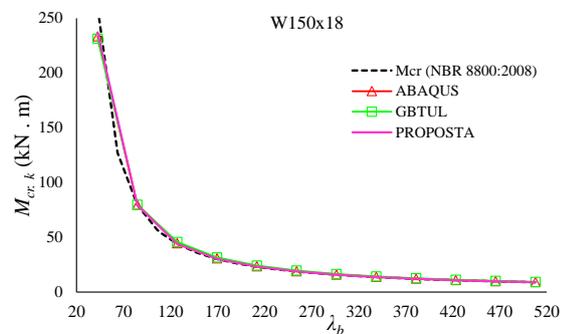
(a)



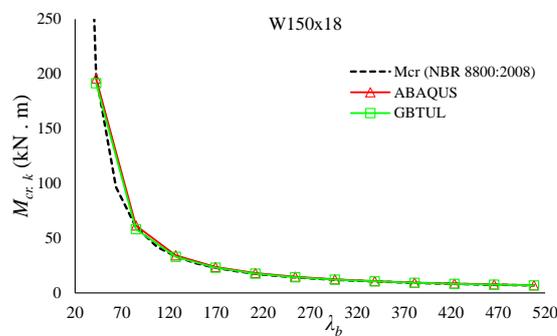
(b)



(c)



(d)

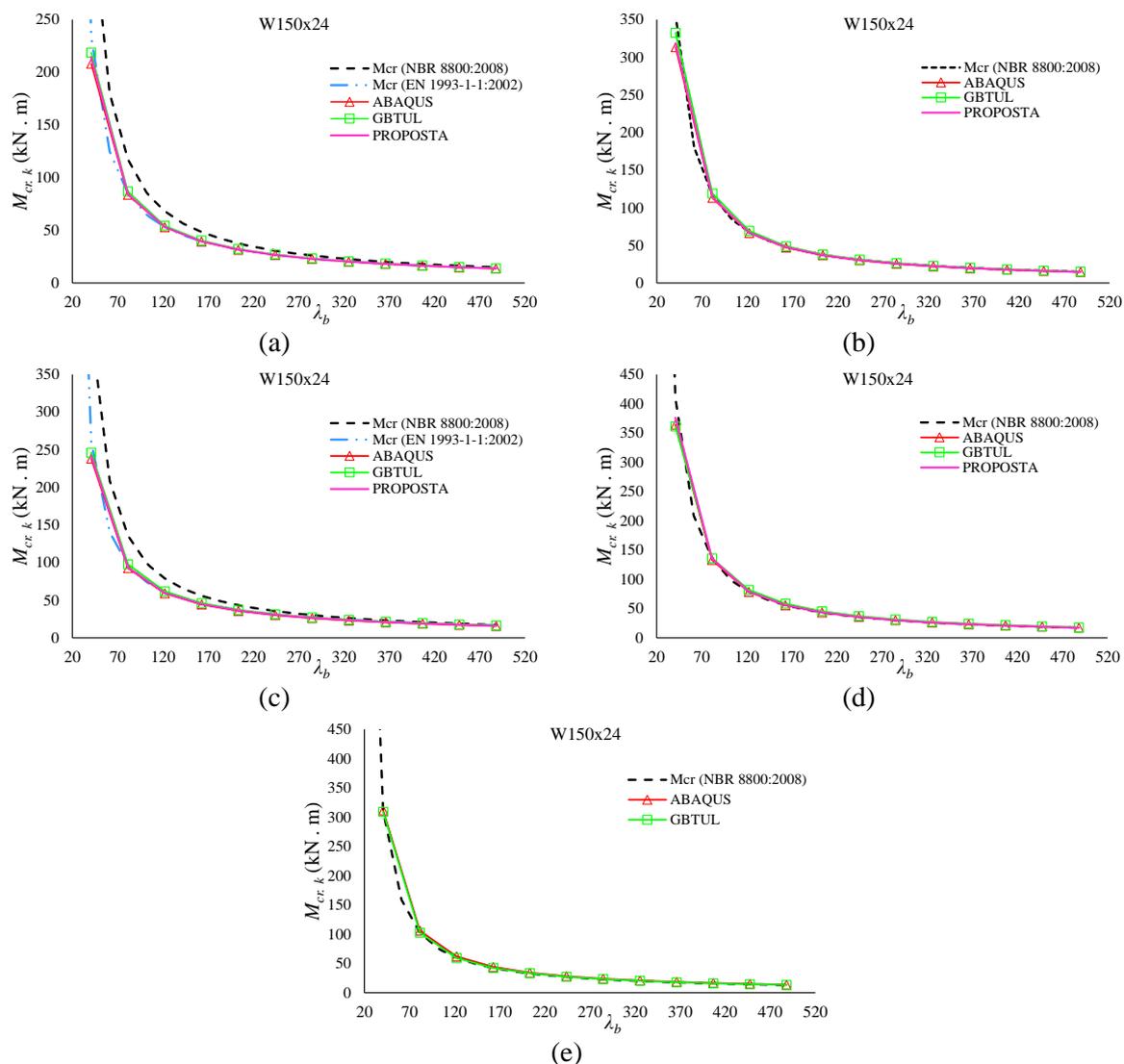


(e)

Fonte: O autor (2018)

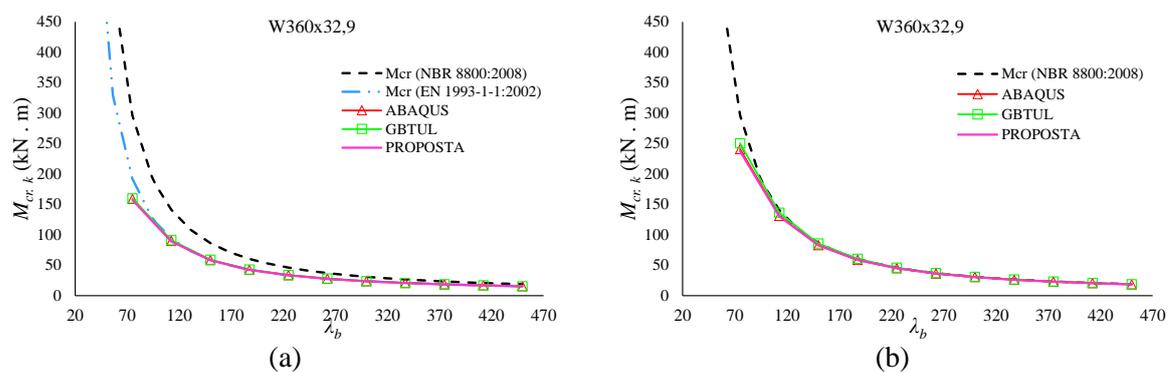
APÊNDICE A: CURVAS DE ASSINATURA

Figura A.3 – Curvas de assinatura perfil W150x24

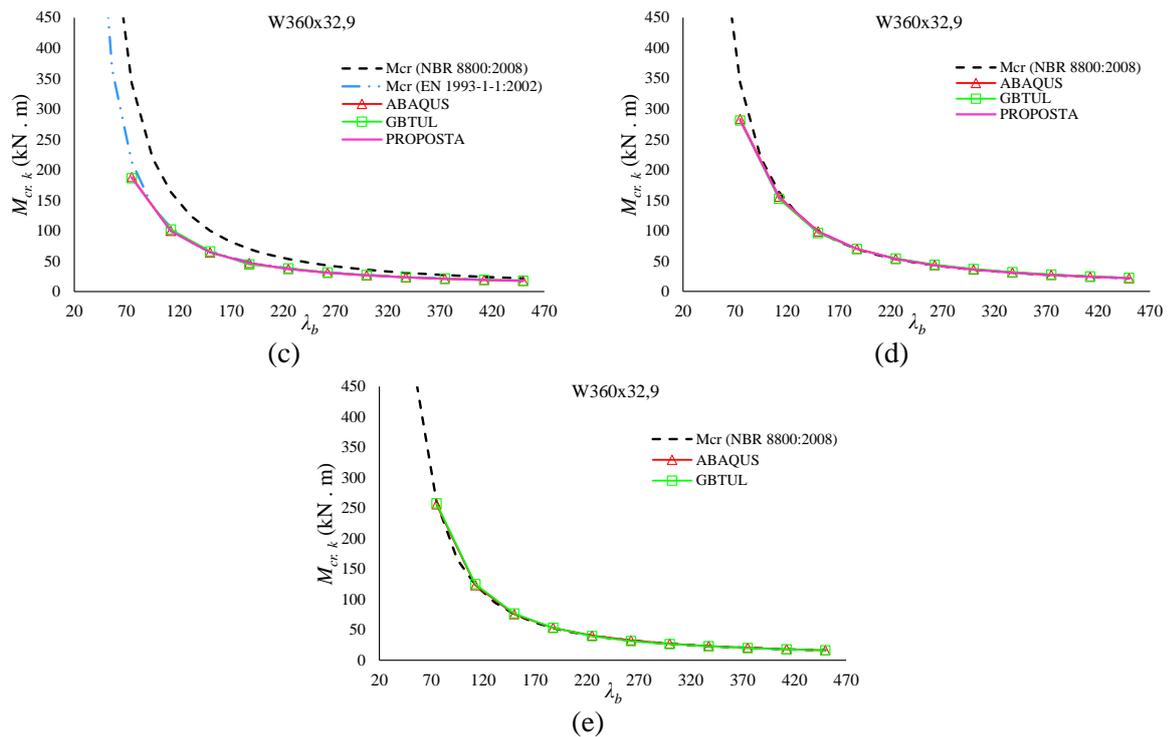


Fonte: O autor (2018)

Figura A.4 – Curvas de assinatura perfil W360x32,9

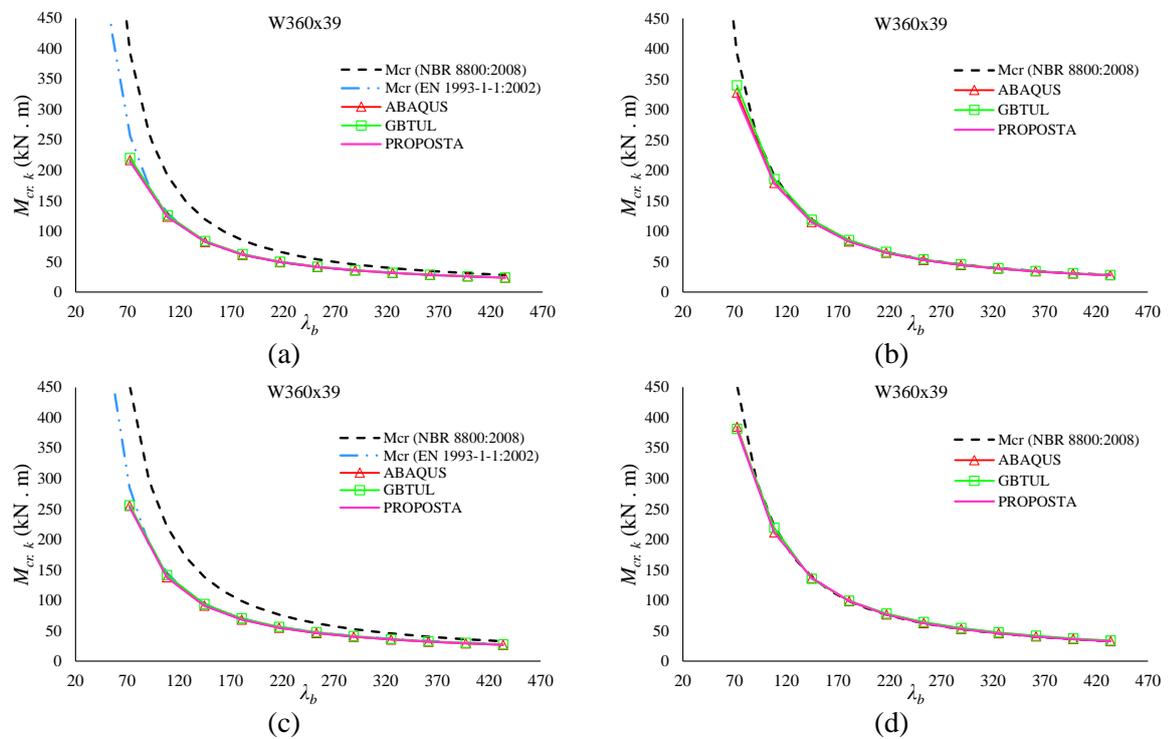


APÊNDICE A: CURVAS DE ASSINATURA

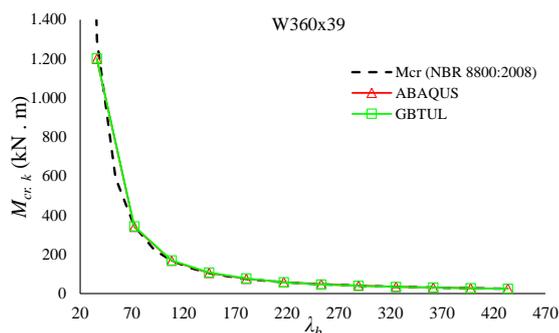


Fonte: O autor (2018)

Figura A.5 – Curvas de assinatura perfil W360x39



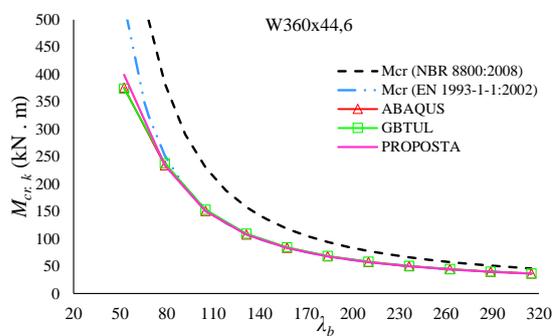
APÊNDICE A: CURVAS DE ASSINATURA



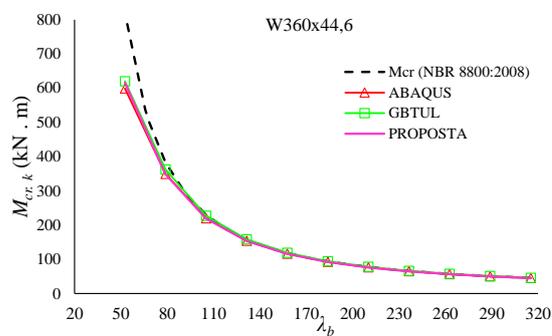
(e)

Fonte: O autor (2018)

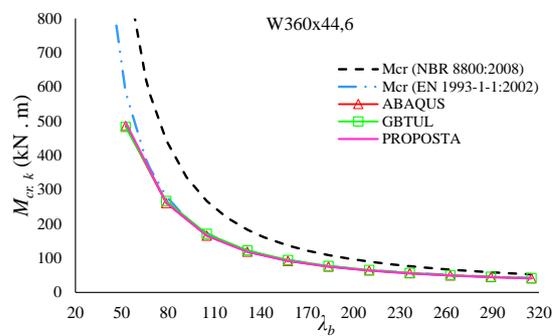
Figura A.6 – Curvas de assinatura perfil W360x44,6



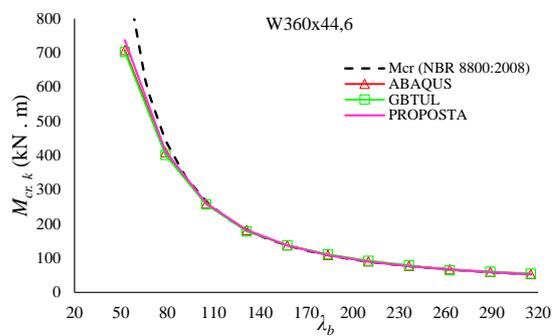
(a)



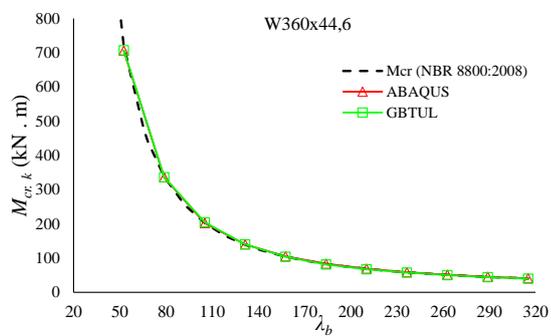
(b)



(c)



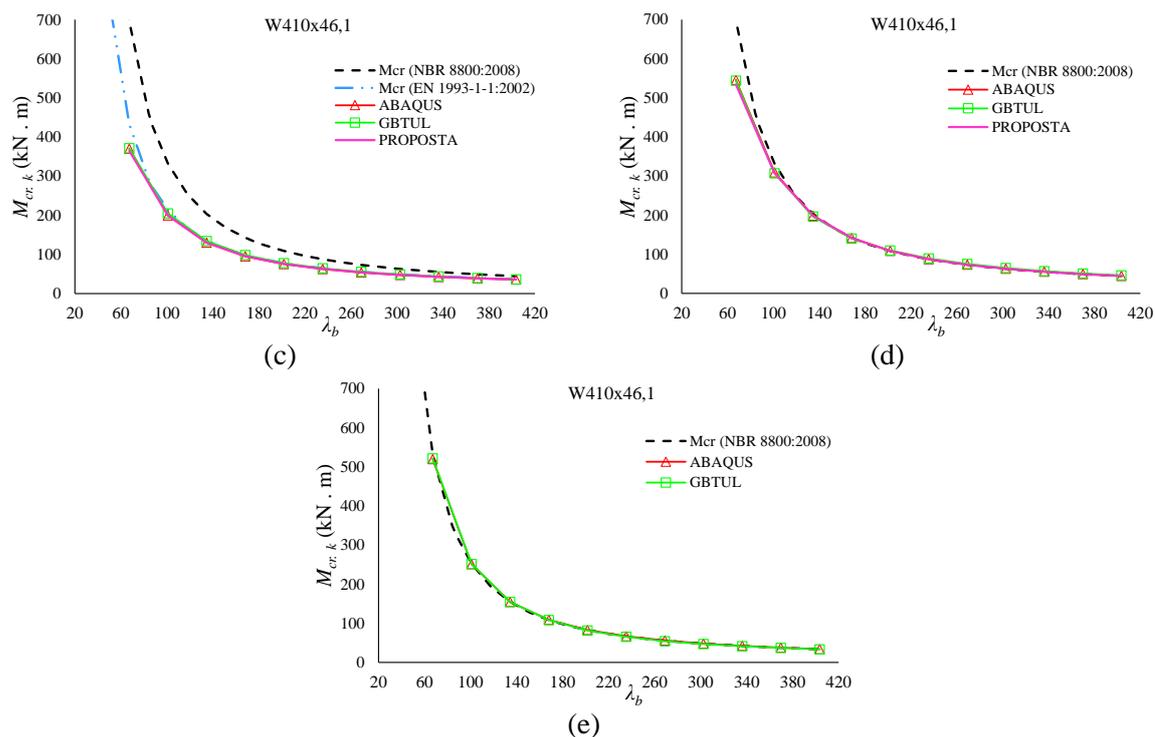
(d)



(e)

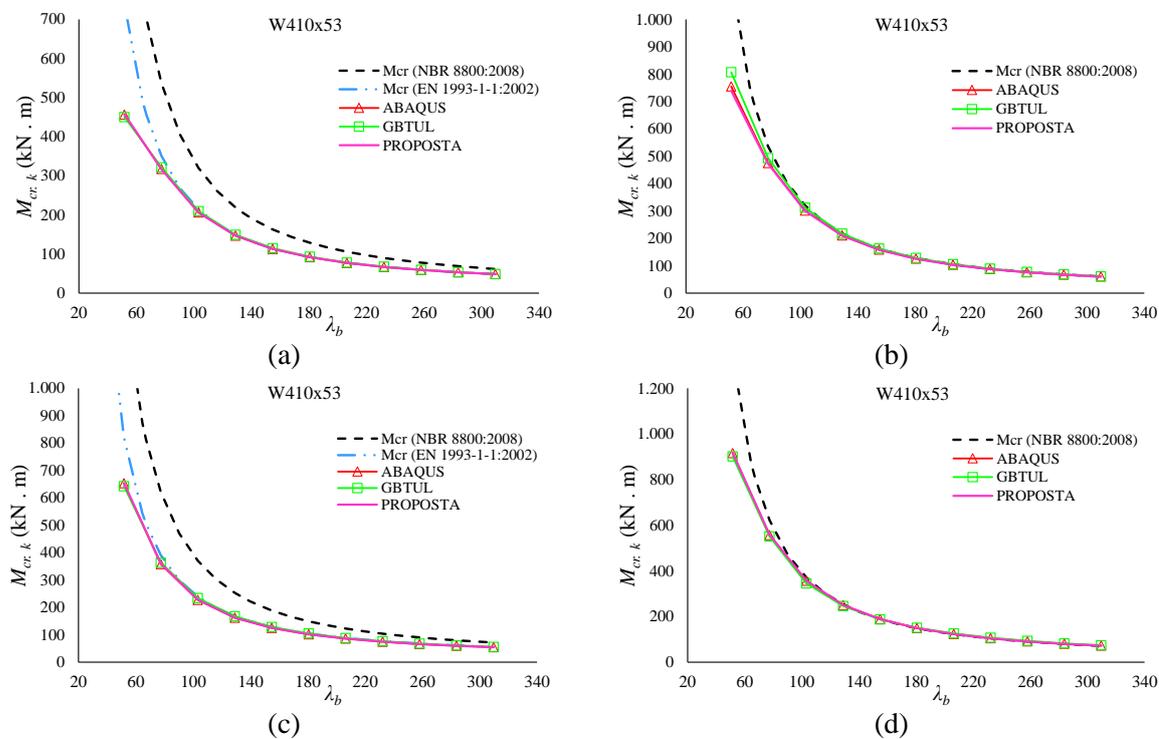
Fonte: O autor (2018)

APÊNDICE A: CURVAS DE ASSINATURA

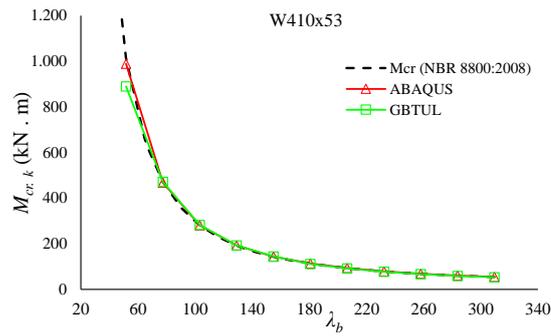


Fonte: O autor (2018)

Figura A.9 – Curvas de assinatura perfil W410x53



APÊNDICE A: CURVAS DE ASSINATURA

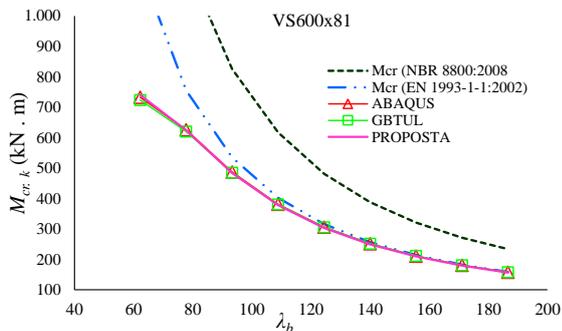


(e)

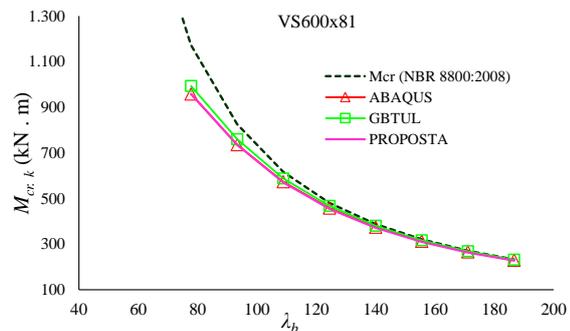
Fonte: O autor (2018)

A.2 PERFIS SOLDADOS

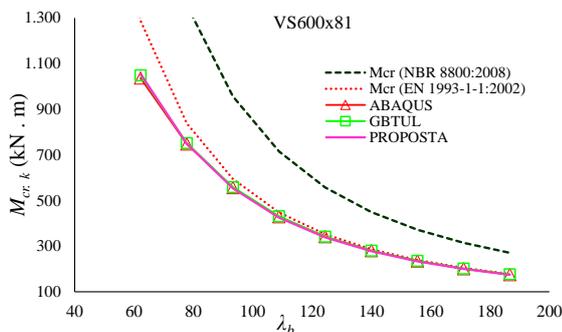
Figura A.10 – Curvas de assinatura perfil VS600x81



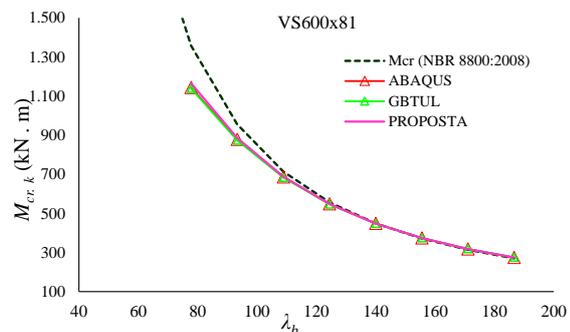
(a)



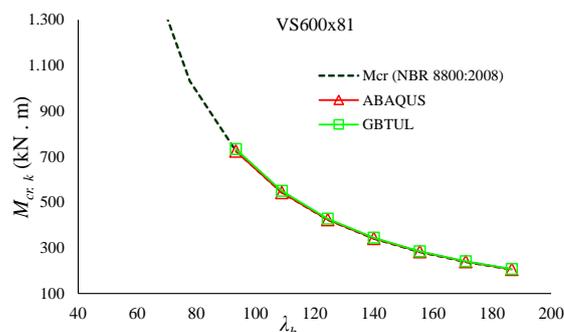
(b)



(c)



(d)

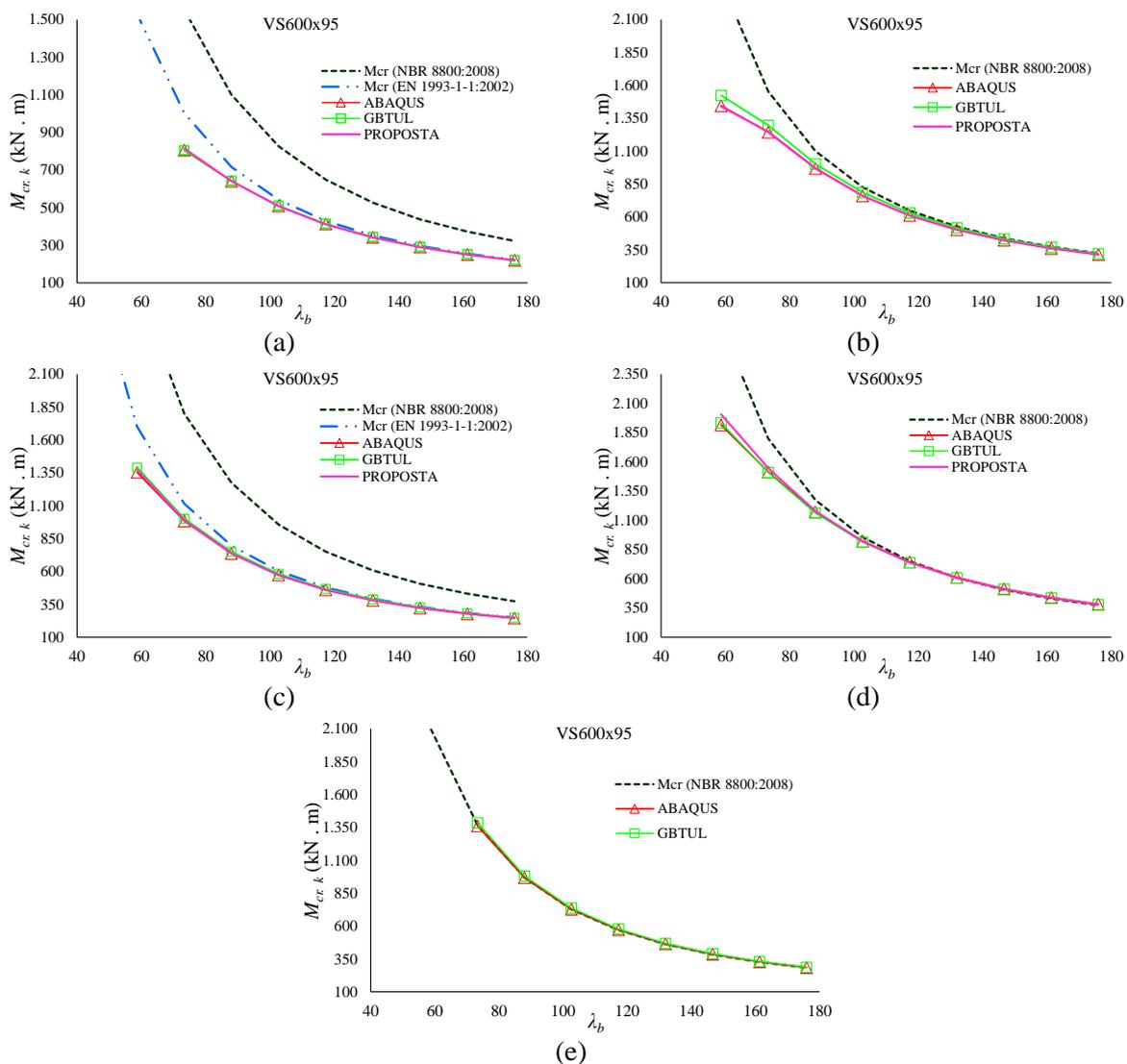


(e)

Fonte: O autor (2018)

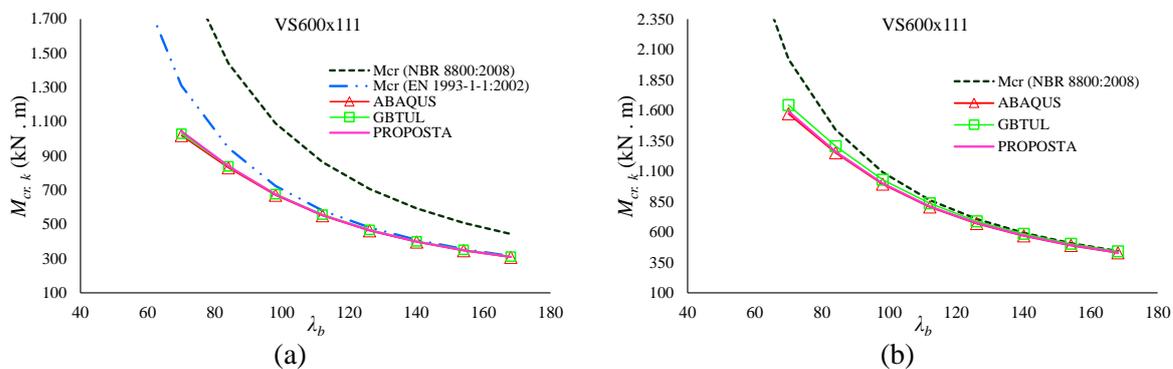
APÊNDICE A: CURVAS DE ASSINATURA

Figura A.11 – Curvas de assinatura perfil VS600x95

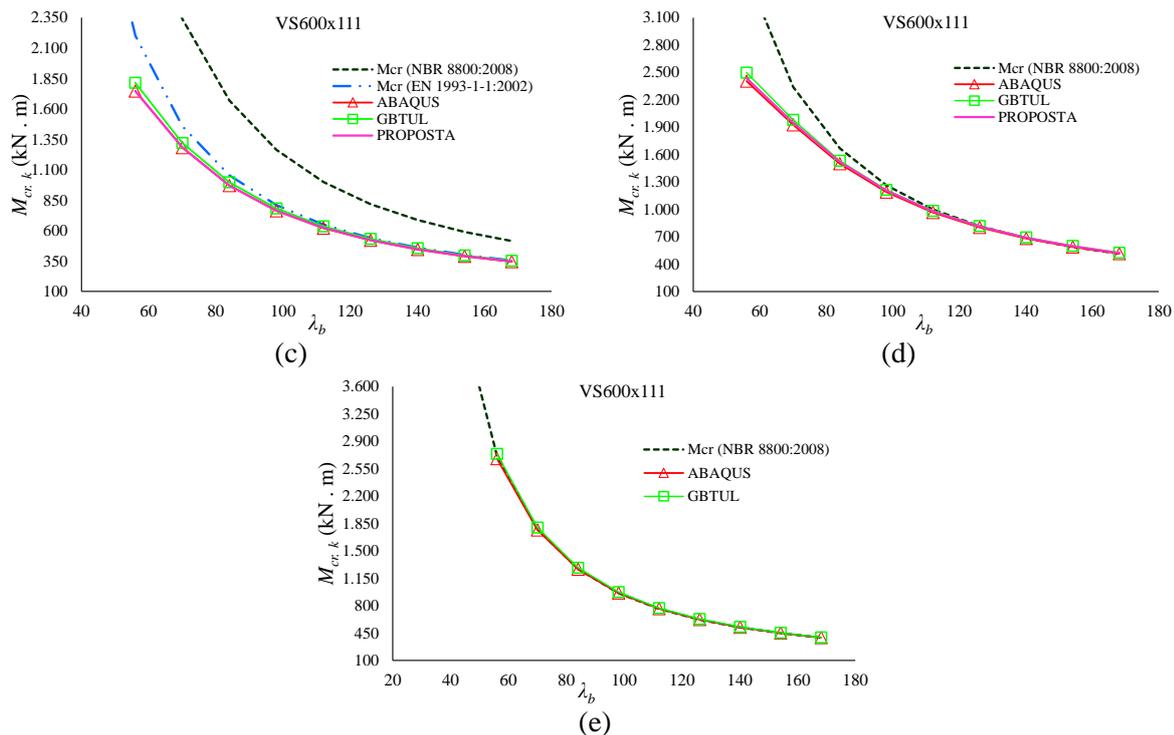


Fonte: O autor (2018)

Figura A.12 – Curvas de assinatura perfil VS600x111

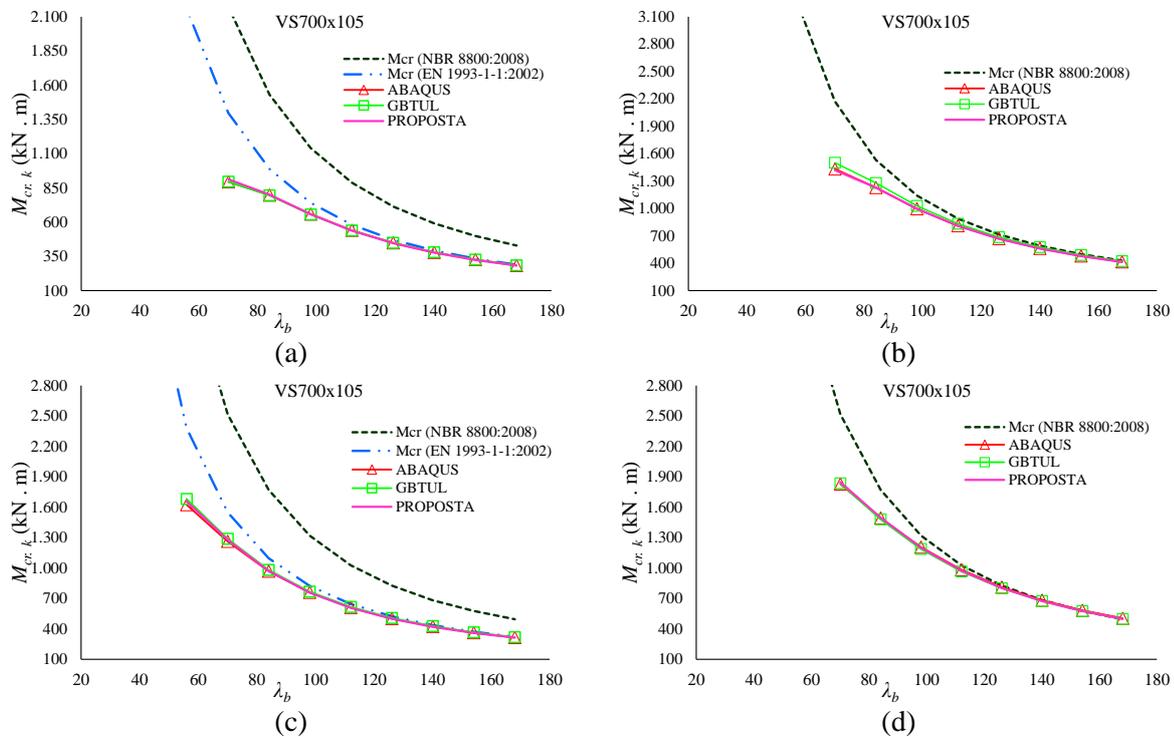


APÊNDICE A: CURVAS DE ASSINATURA

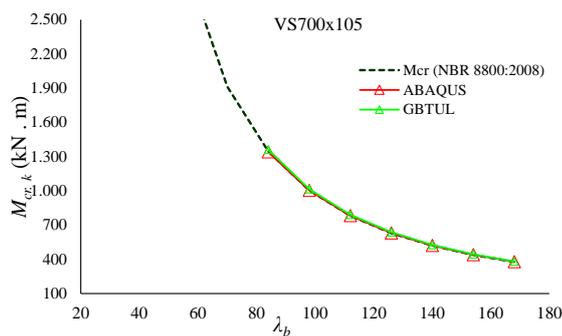


Fonte: O autor (2018)

Figura A.13 – Curvas de assinatura perfil VS700x105

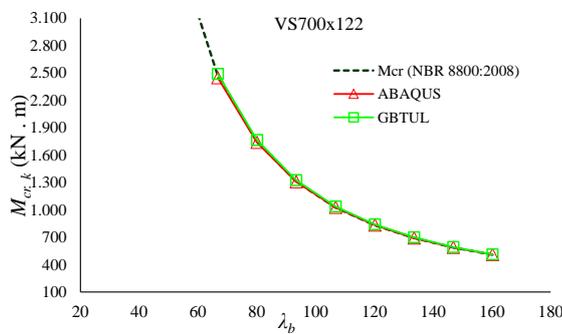
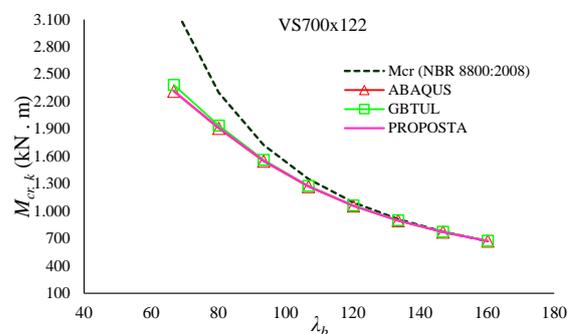
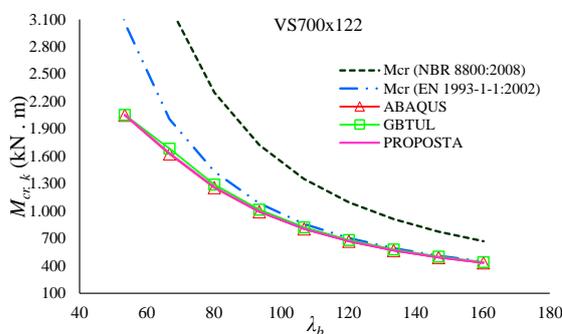
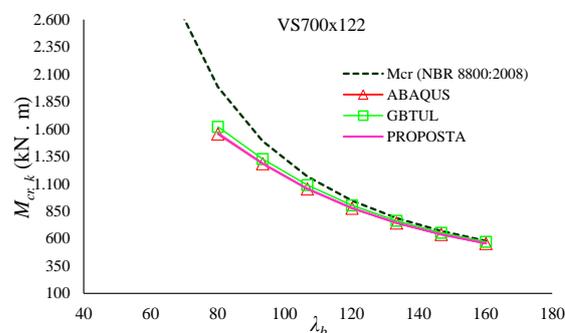
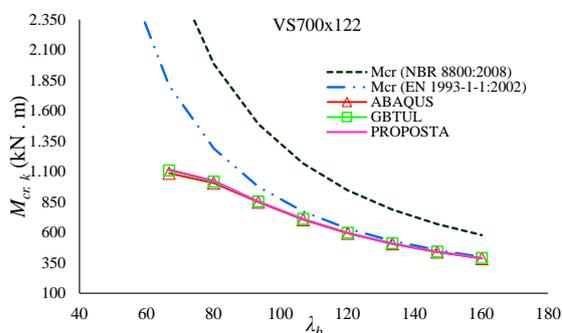


APÊNDICE A: CURVAS DE ASSINATURA



Fonte: O autor (2018)

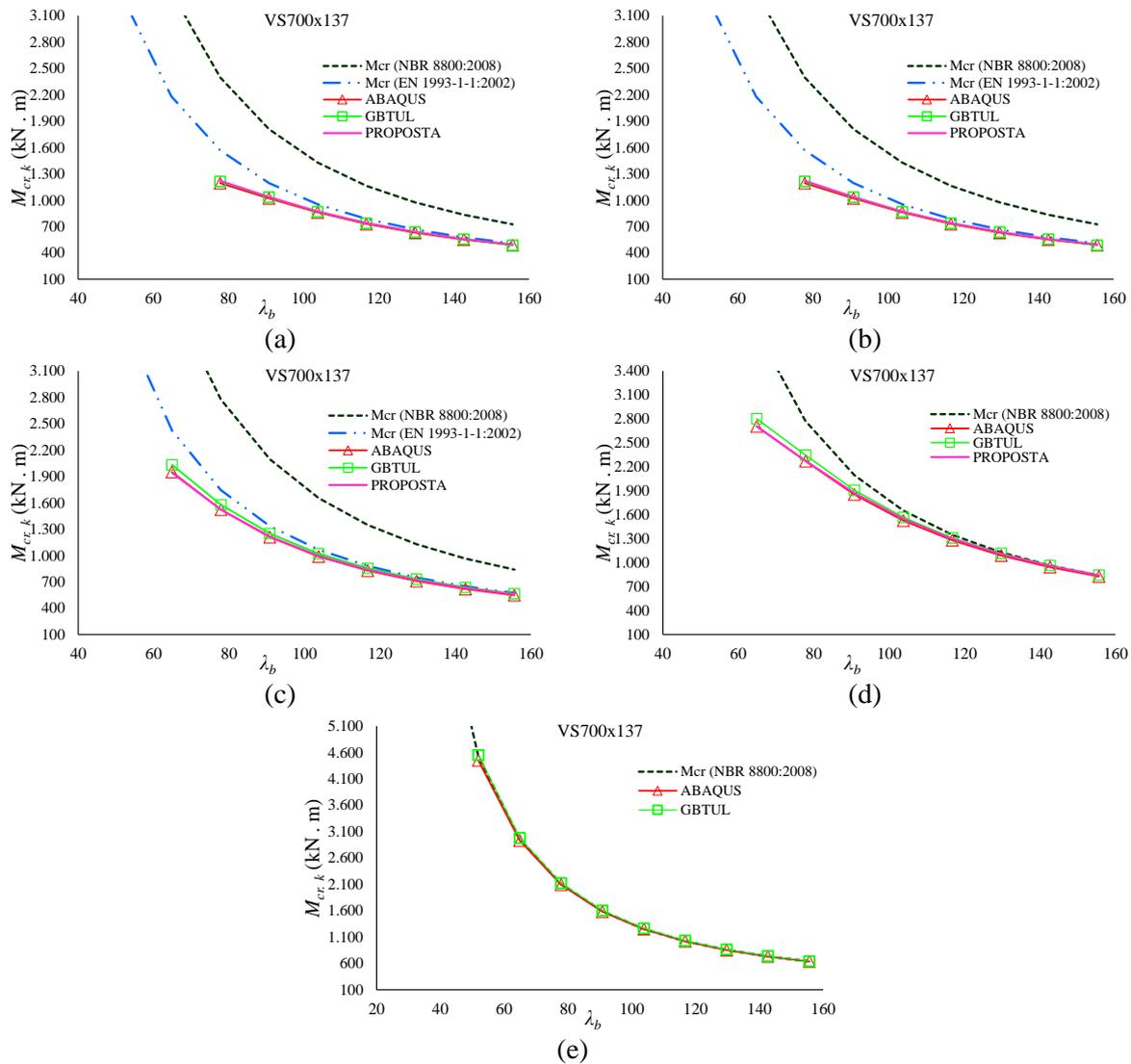
Figura A.14 – Curvas de assinatura perfil VS700x122



Fonte: O autor (2018)

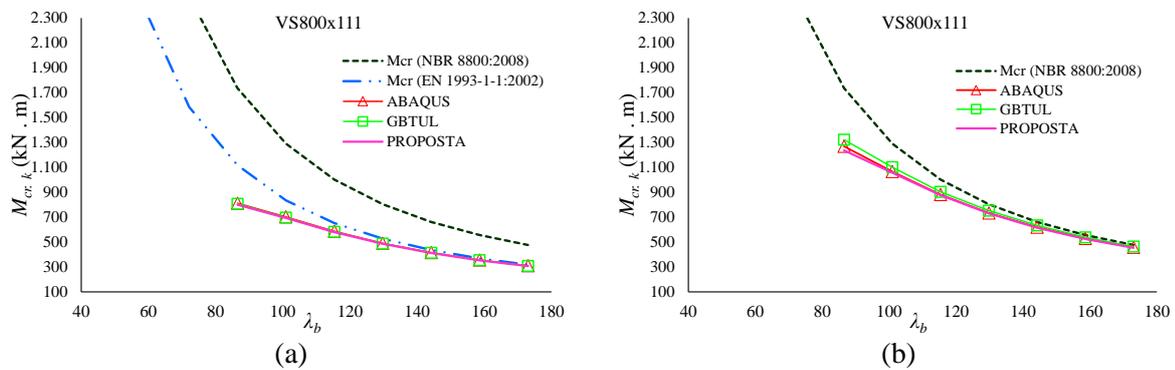
APÊNDICE A: CURVAS DE ASSINATURA

Figura A.15 – Curvas de assinatura perfil VS700x137

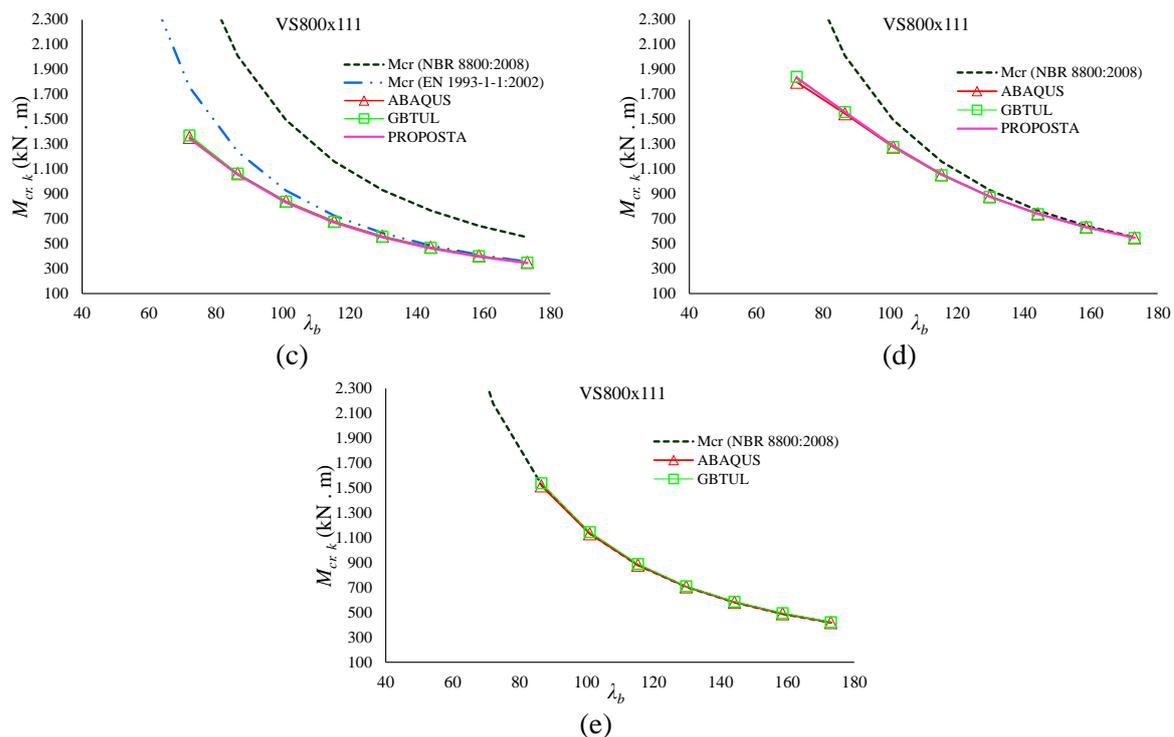


Fonte: O autor (2018)

Figura A.16 – Curvas de assinatura perfil VS800x111

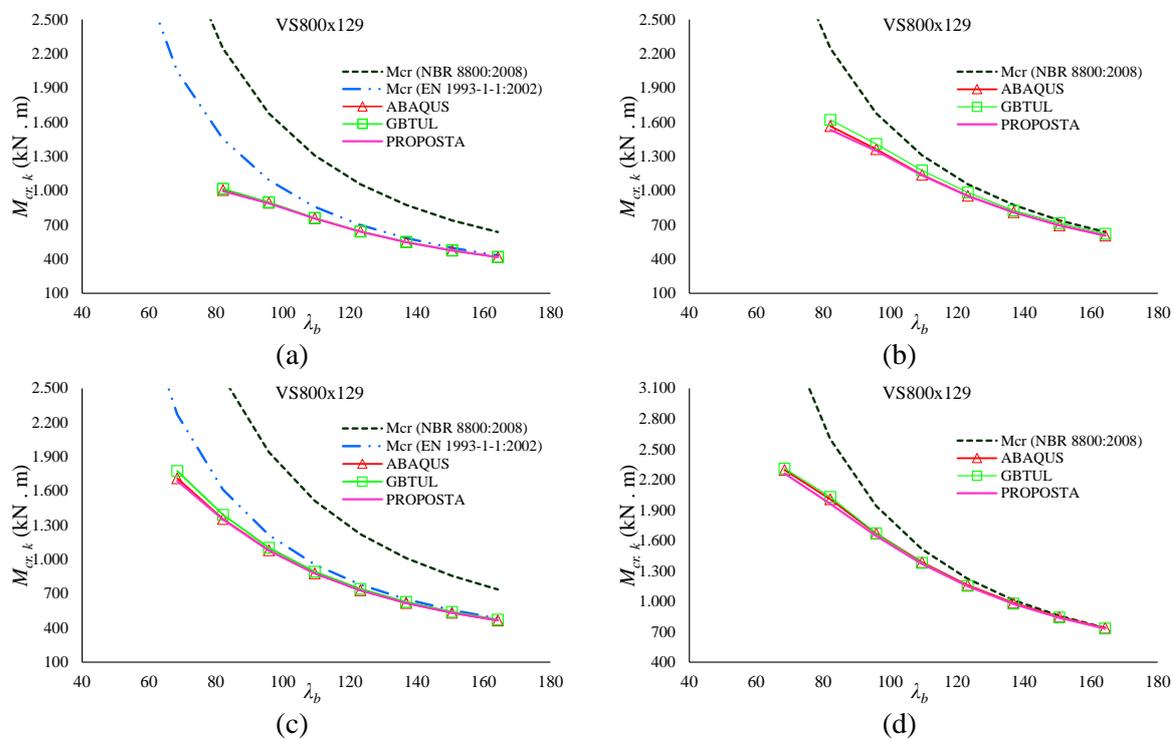


APÊNDICE A: CURVAS DE ASSINATURA

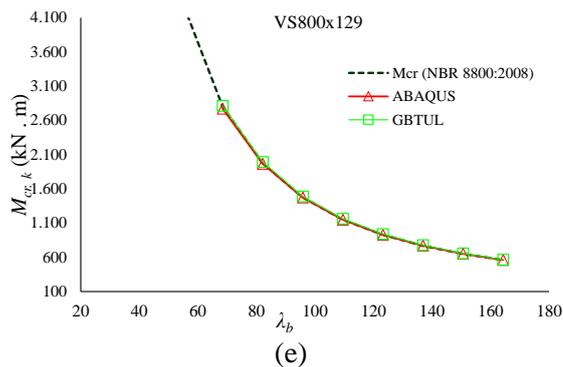


Fonte: O autor (2018)

Figura A.17 – Curvas de assinatura perfil VS800x129

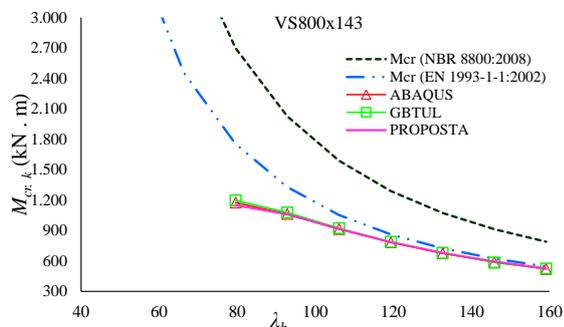


APÊNDICE A: CURVAS DE ASSINATURA

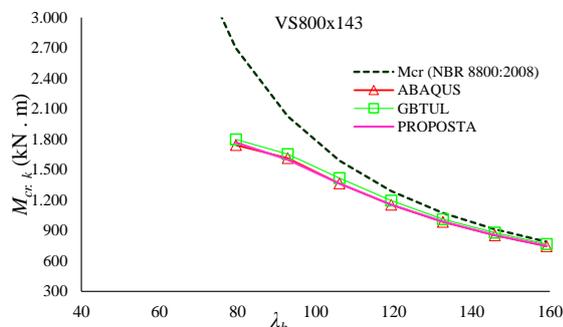


(e)
Fonte: O autor (2018)

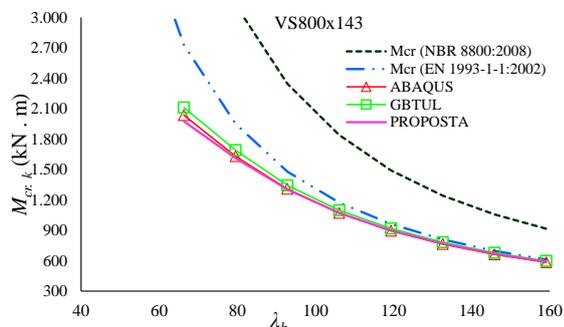
Figura A.18 – Curvas de assinatura perfil VS800x143



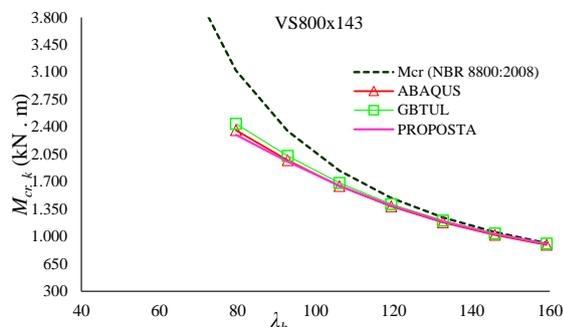
(a)



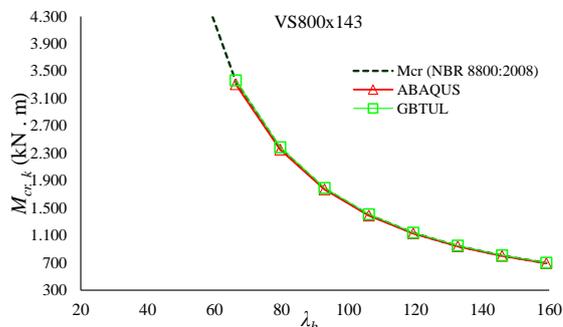
(b)



(c)



(d)

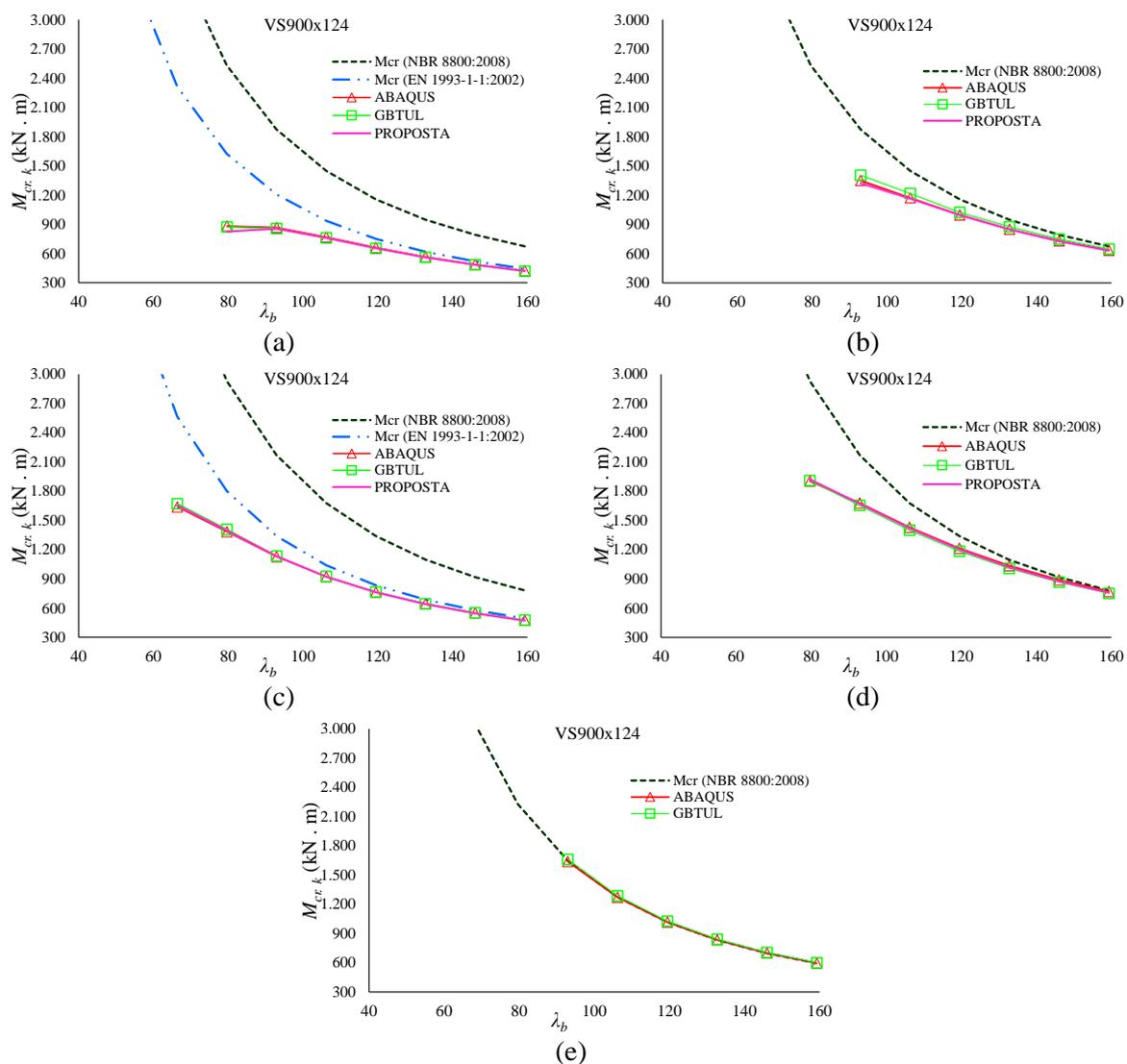


(e)

Fonte: O autor (2018)

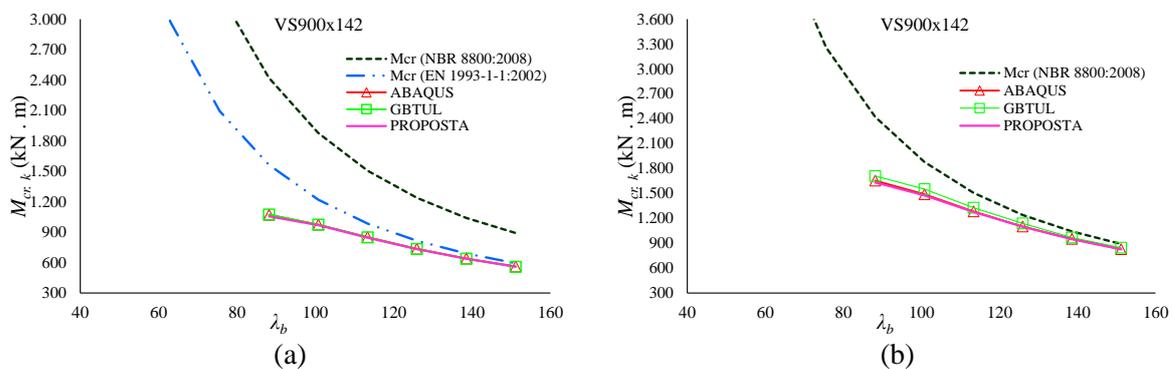
APÊNDICE A: CURVAS DE ASSINATURA

Figura A.19 – Curvas de assinatura perfil V900x124

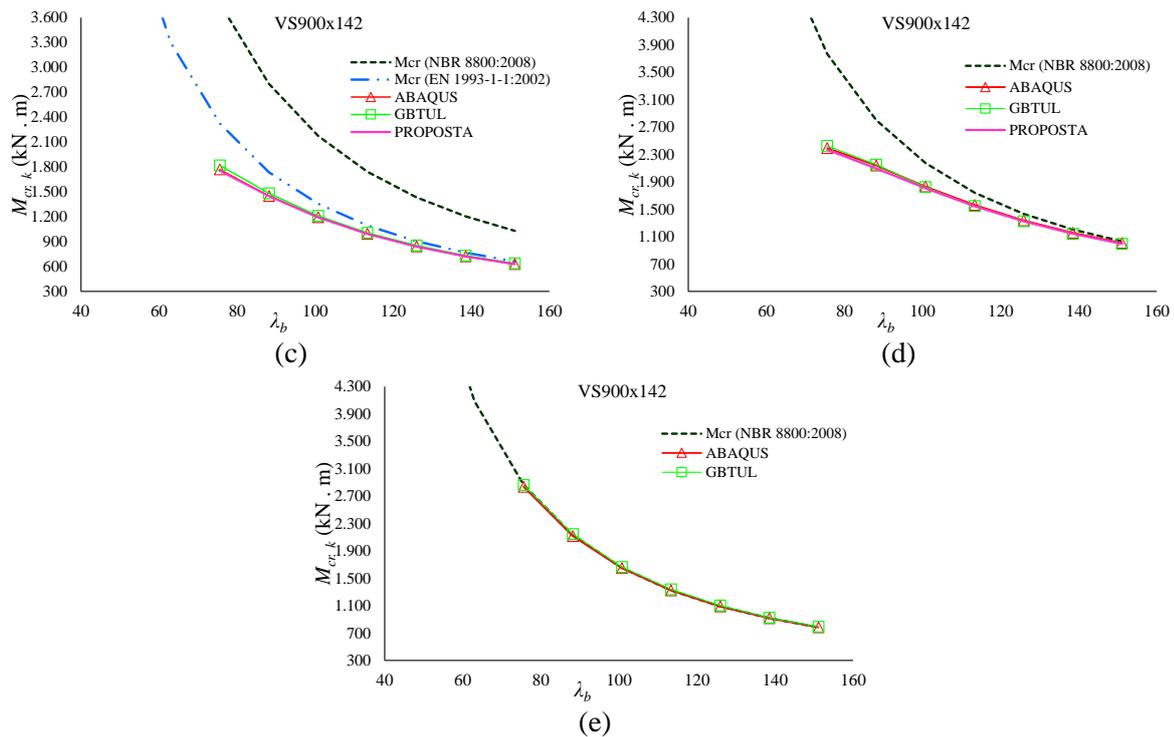


Fonte: O autor (2018)

Figura A.20 – Curvas de assinatura perfil V900x142

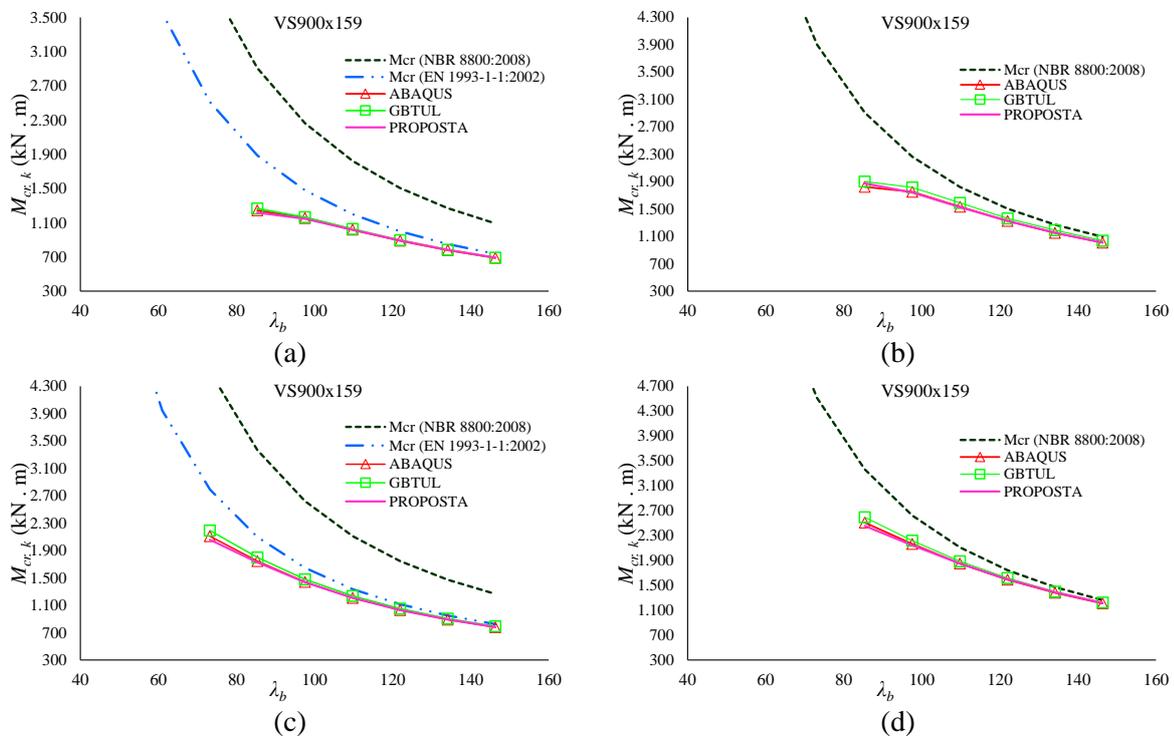


APÊNDICE A: CURVAS DE ASSINATURA

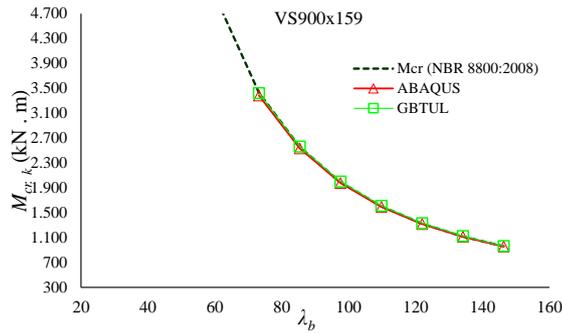


Fonte: O autor (2018)

Figura A.21 – Curvas de assinatura perfil V900x159

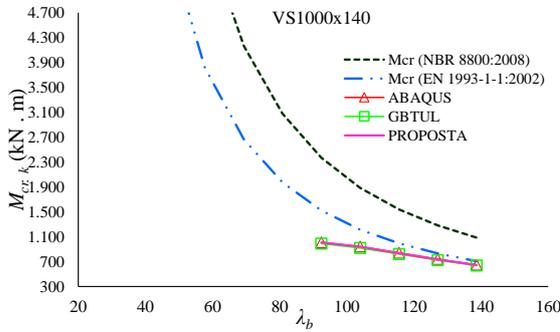


APÊNDICE A: CURVAS DE ASSINATURA

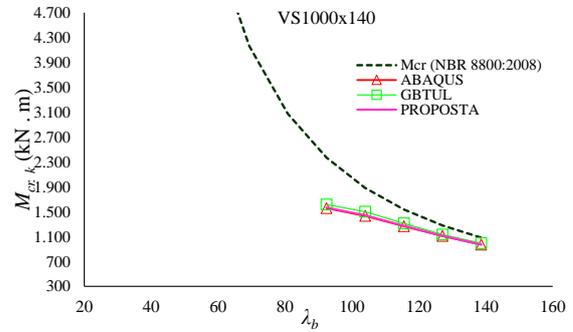


(e)
Fonte: O autor (2018)

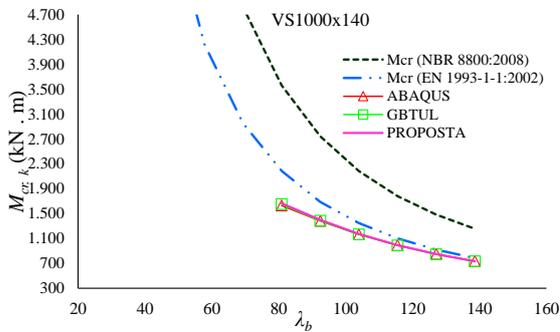
Figura A.22 – Curvas de assinatura perfil V1000x140



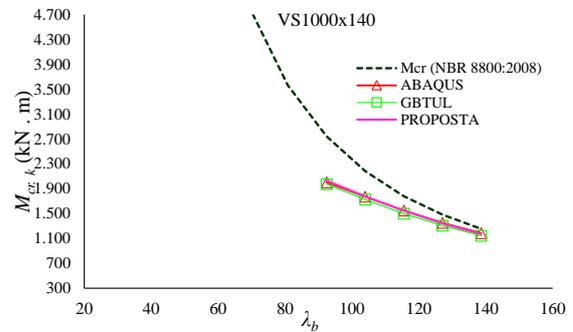
(a)



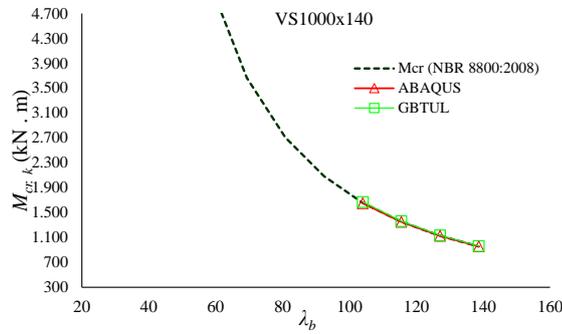
(b)



(c)



(d)



(e)
Fonte: O autor (2018)

APÊNDICE A: CURVAS DE ASSINATURA

Figura A.23 – Curvas de assinatura perfil V1000x161

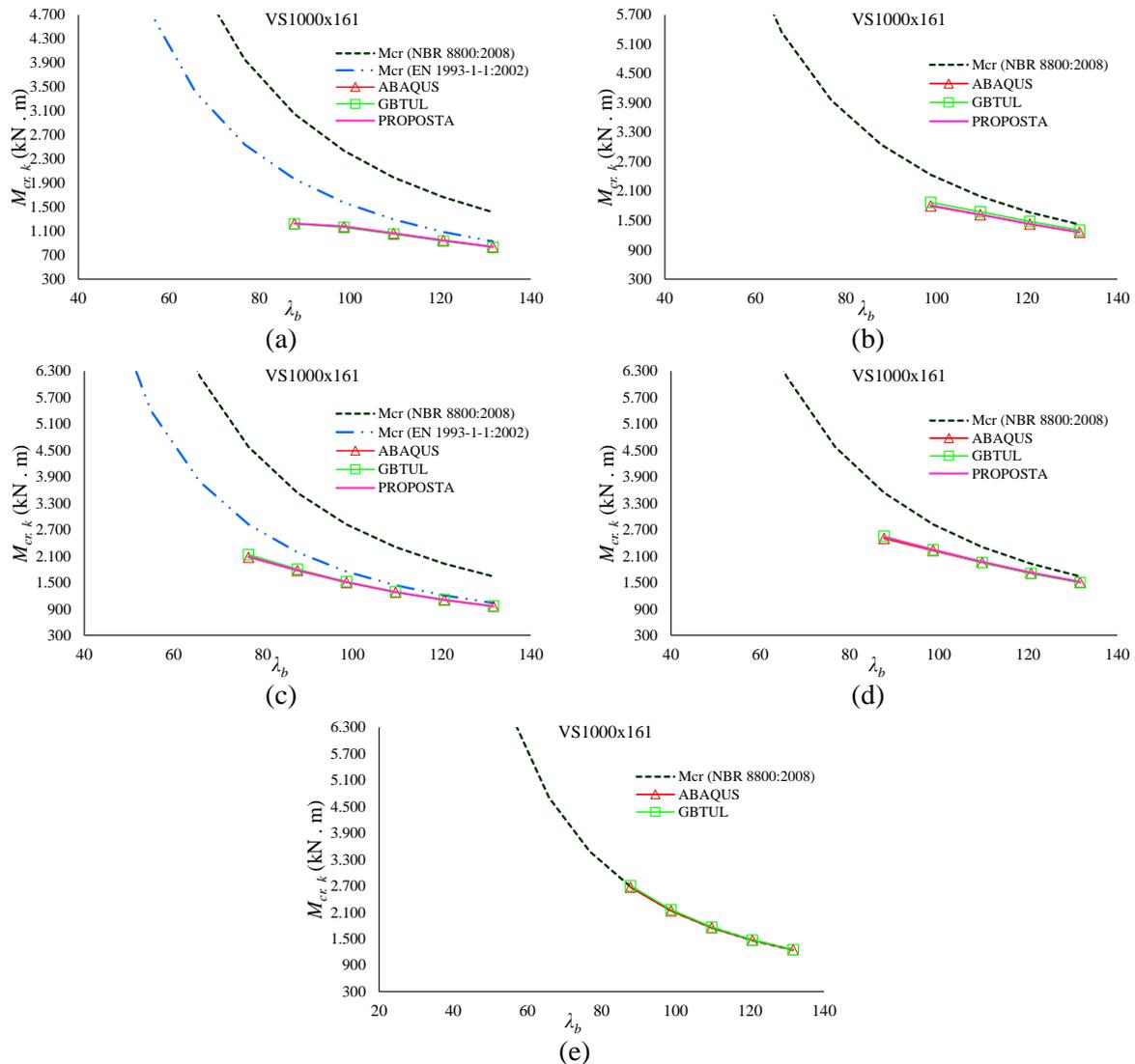
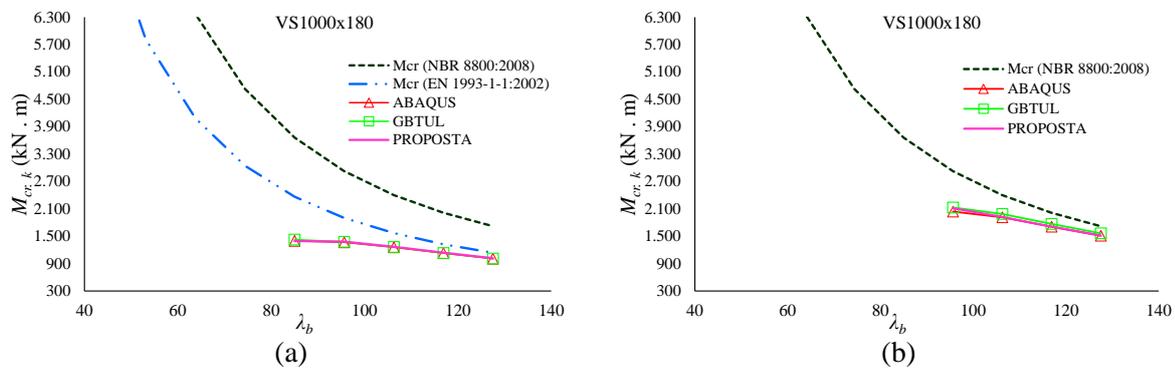
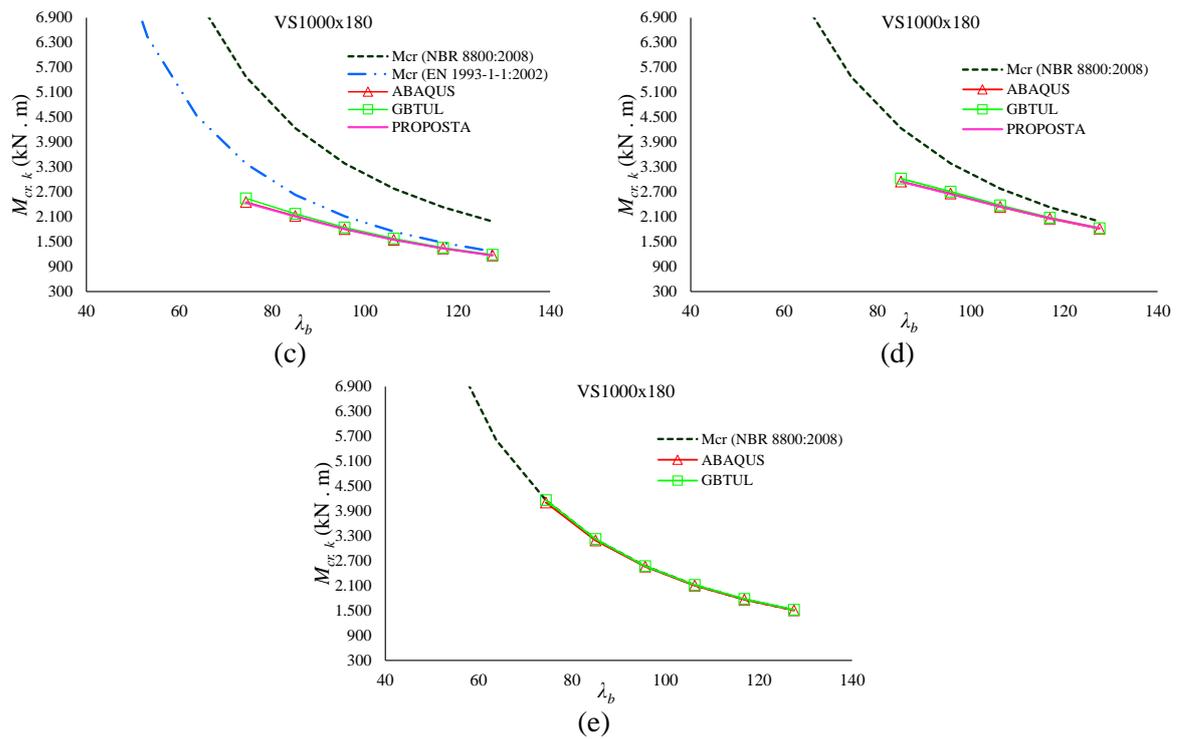


Figura A.24 – Curvas de assinatura perfil V1000x180



APÊNDICE A: CURVAS DE ASSINATURA



Fonte: O autor (2018)

APÊNDICE A: CURVAS DE ASSINATURA

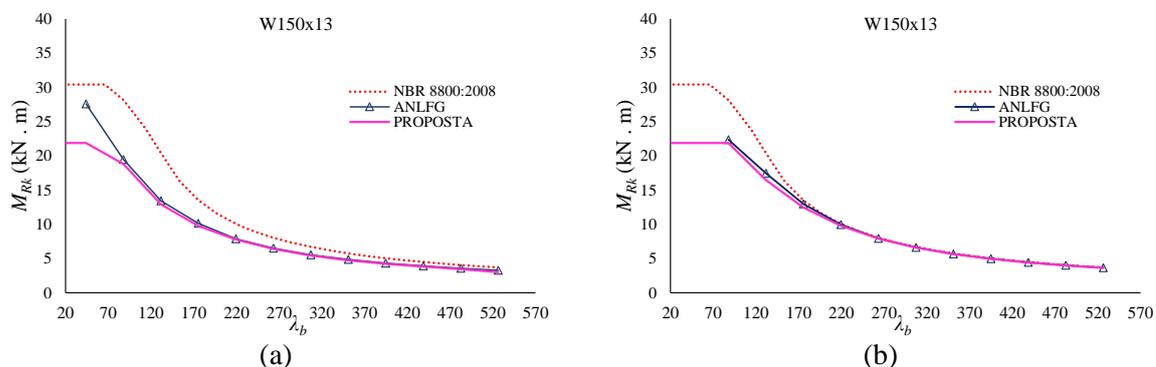
APÊNDICE B

B. CURVAS DE DIMENSIONAMENTO

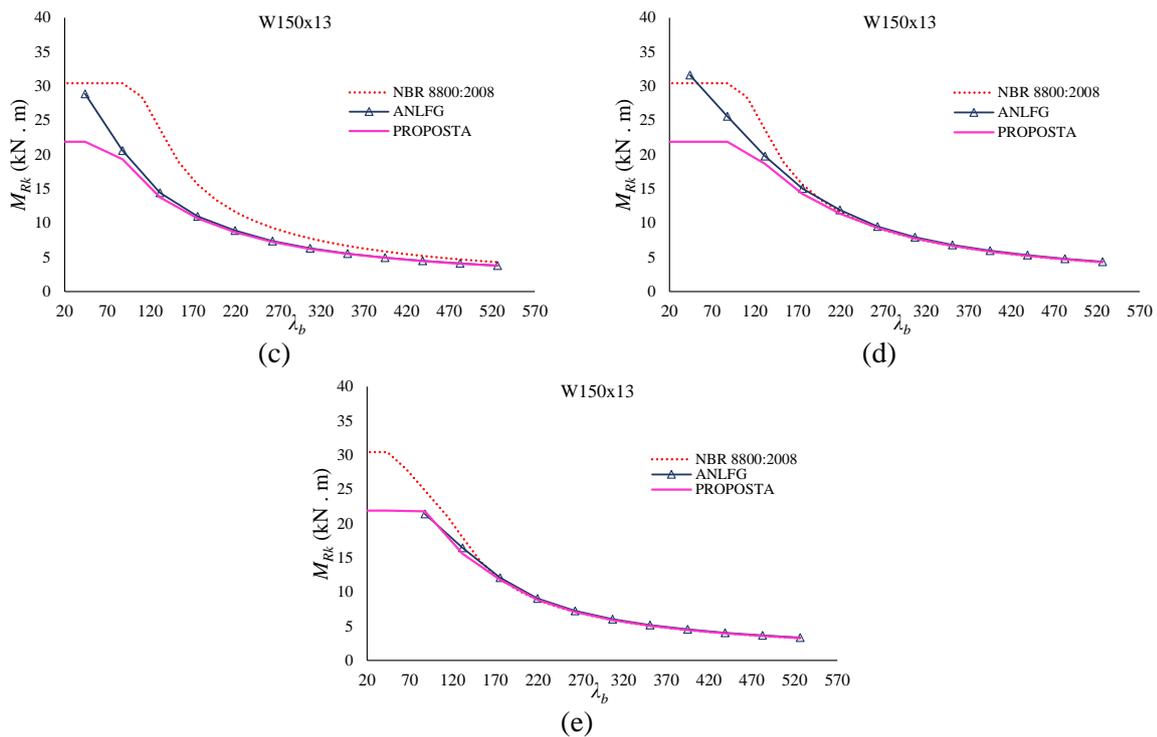
Nas figuras a seguir são apresentados os gráficos com os resultados das ANLFG de todos os perfis analisados. Também são apresentadas as curvas de dimensionamento (momento resistente característico) obtidas pelo procedimento da NBR 8800:2008. Além das curvas de momento resistente característico obtidas por meio da proposta apresentada por este trabalho. Todos os gráficos com índice (a) se tratam de vigas com carga uniformemente distribuída de forma desestabilizante, índice (b) carga uniformemente distribuída de forma neutra, índice (c) carga concentrada de forma desestabilizante, índice (d) carga concentra neutra e índice (e) momento constante.

B.1 PERFIS LAMINADOS

Figura B.1 – Curvas de momento resistente característico perfil W150x13

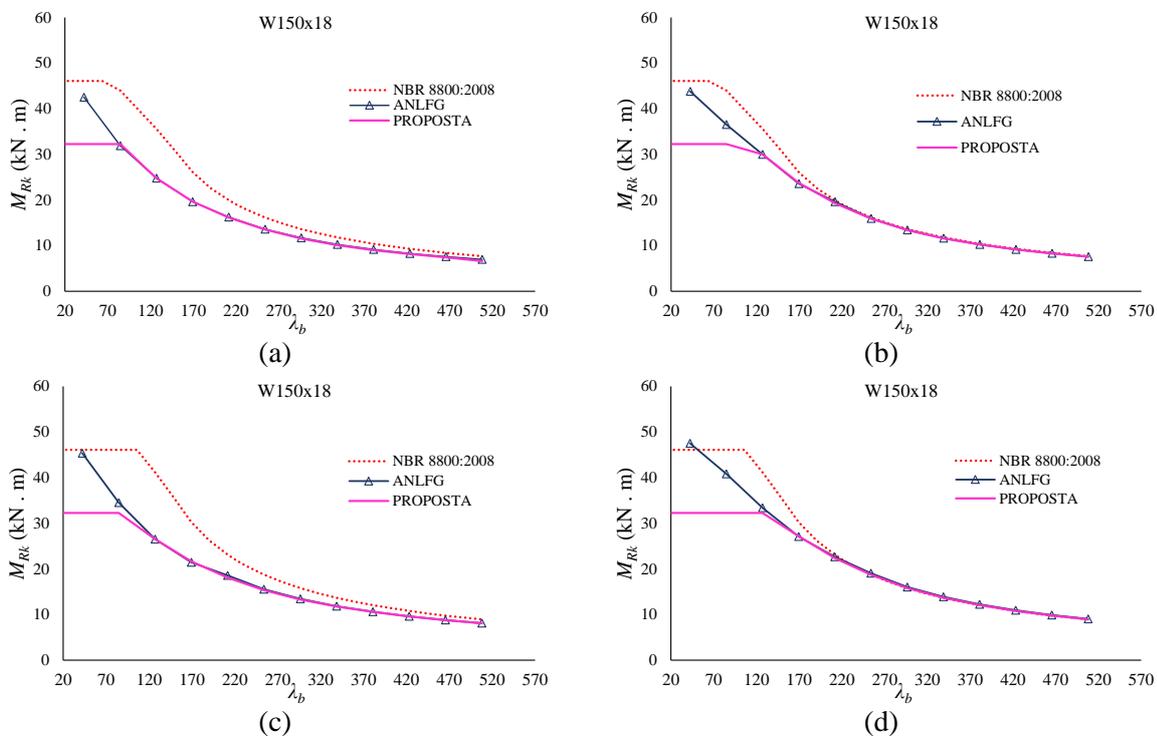


APÊNDICE B: CURVAS DE DIMENSIONAMENTO

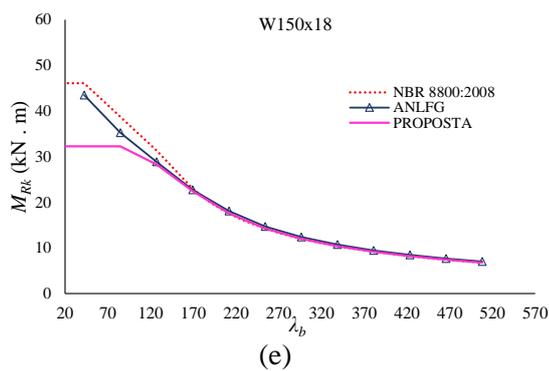


Fonte: O autor (2018)

Figura B.2 – Curvas de momento resistente característico perfil W150x18

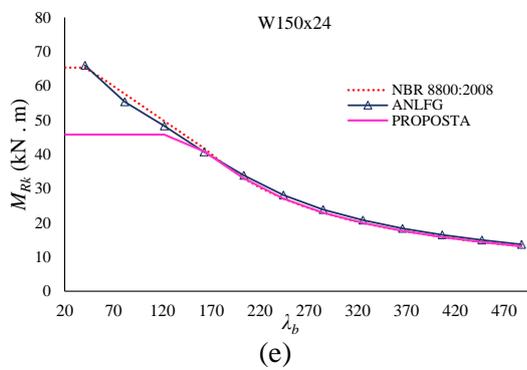
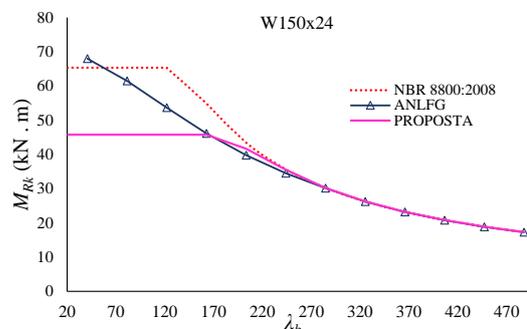
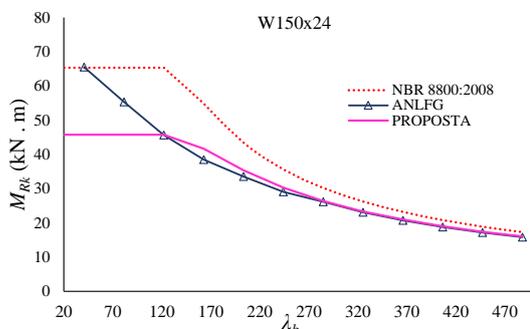
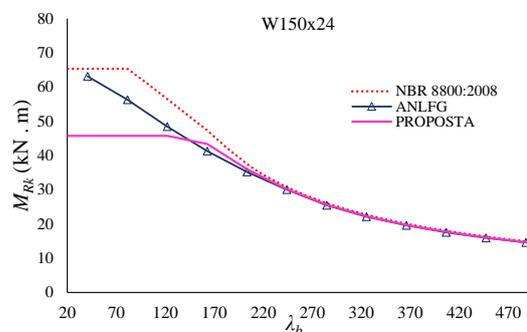
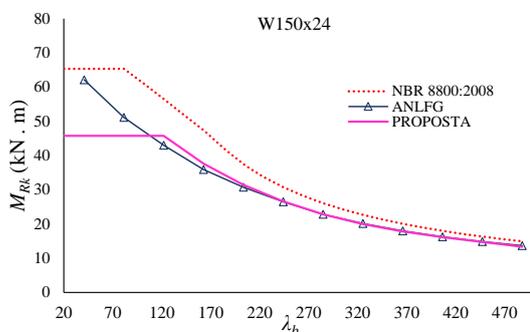


APÊNDICE B: CURVAS DE DIMENSIONAMENTO



Fonte: O autor (2018)

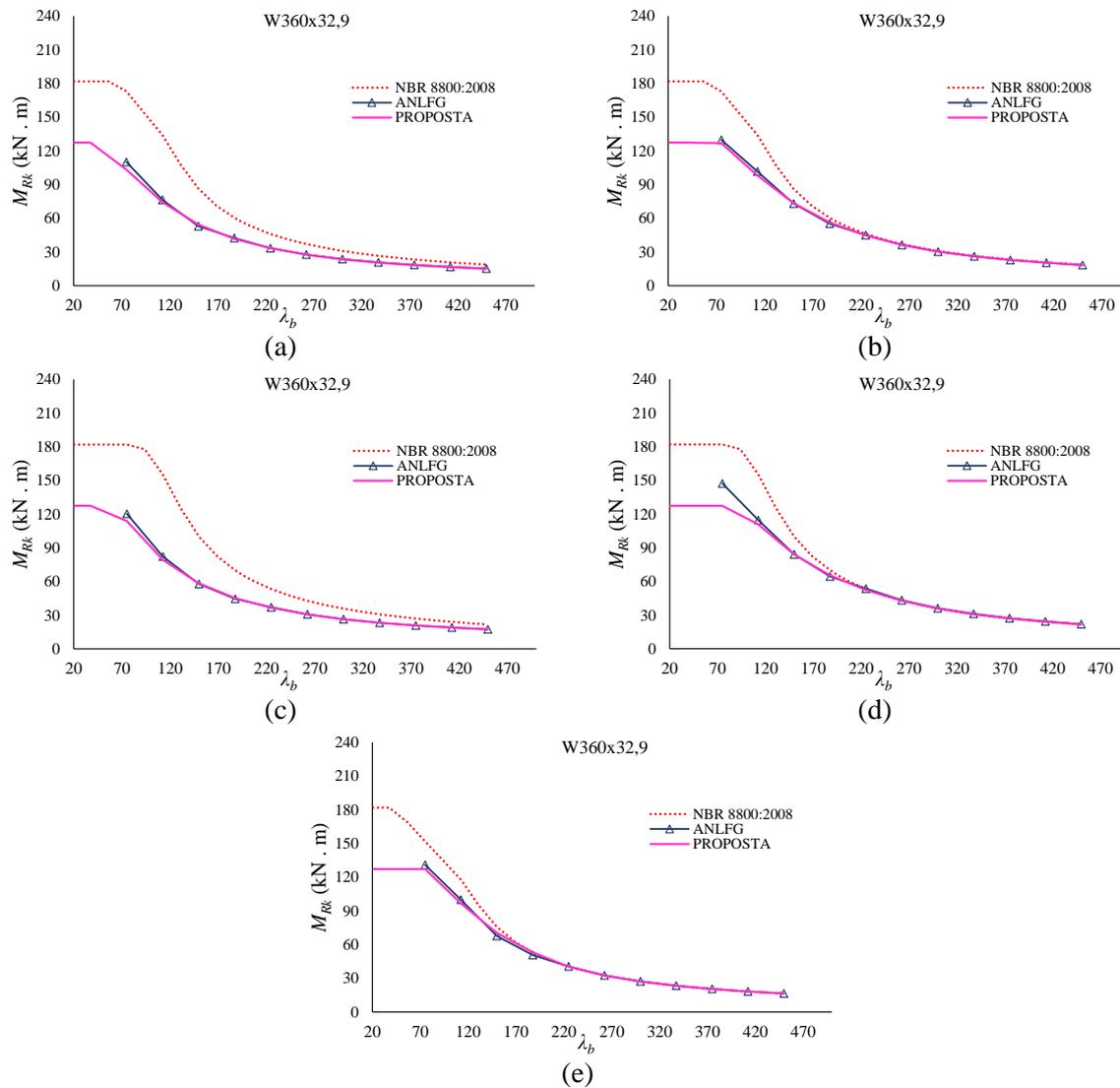
Figura B.3 – Curvas de momento resistente característico perfil W150x24



Fonte: O autor (2018)

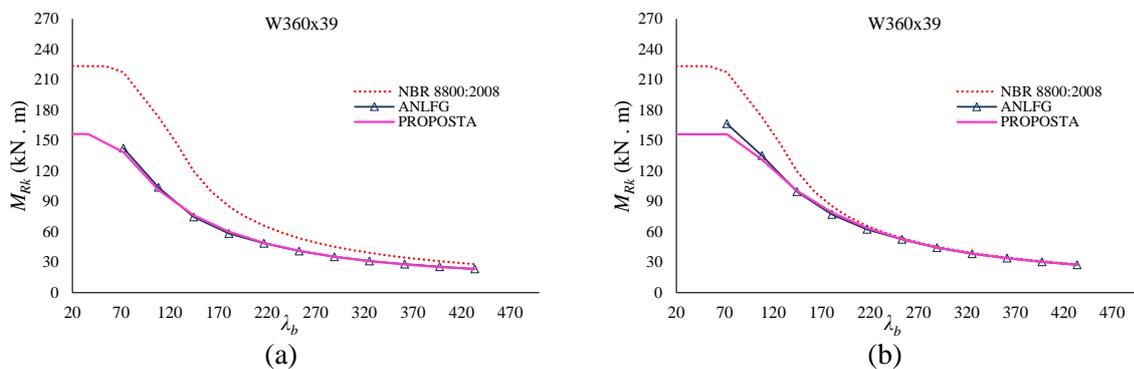
APÊNDICE B: CURVAS DE DIMENSIONAMENTO

Figura B.4 – Curvas de momento resistente característico perfil W360x32,9

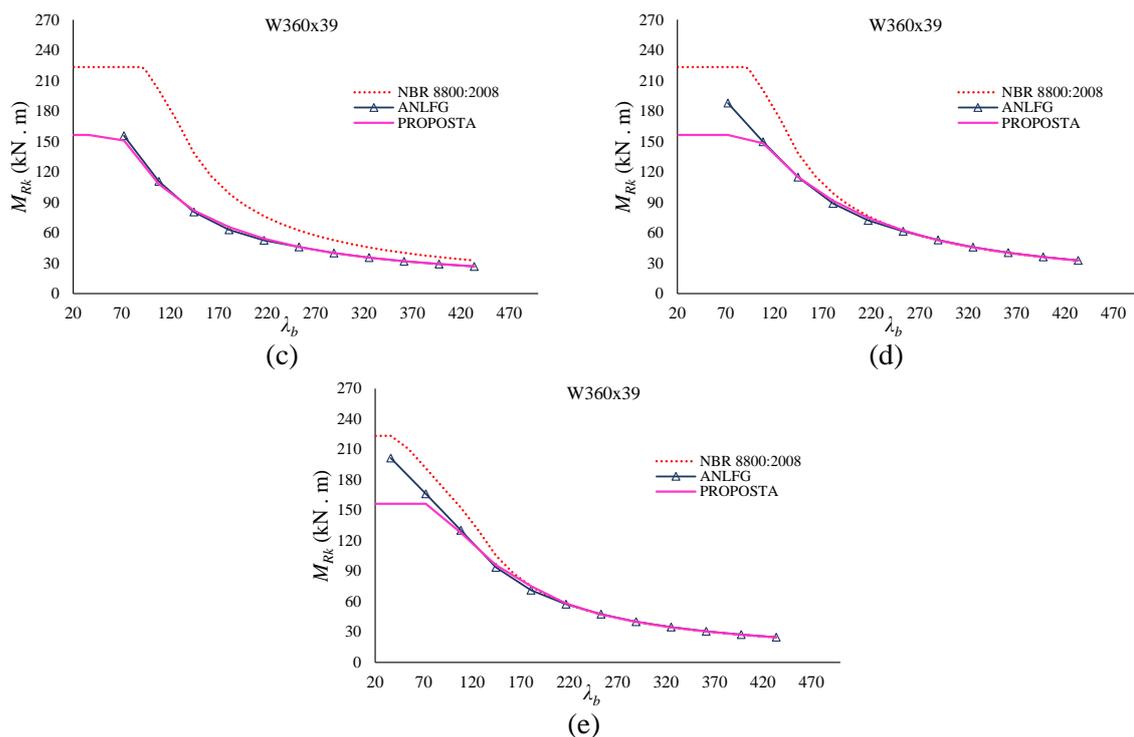


Fonte: O autor (2018)

Figura B.5 – Curvas de momento resistente característico perfil W360x39

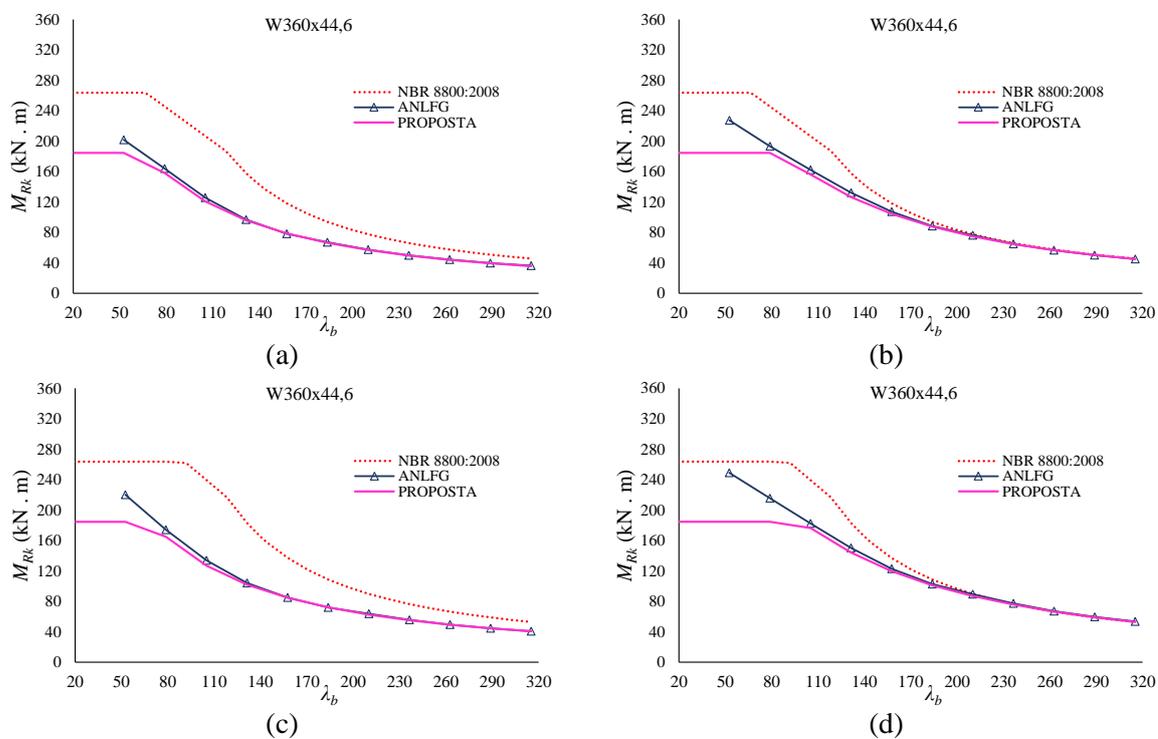


APÊNDICE B: CURVAS DE DIMENSIONAMENTO

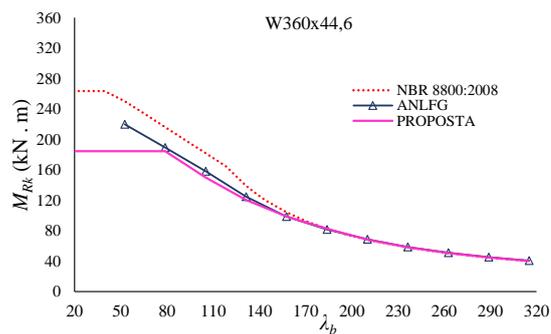


Fonte: O autor (2018)

Figura B.6 – Curvas de momento resistente característico perfil W360x44,6



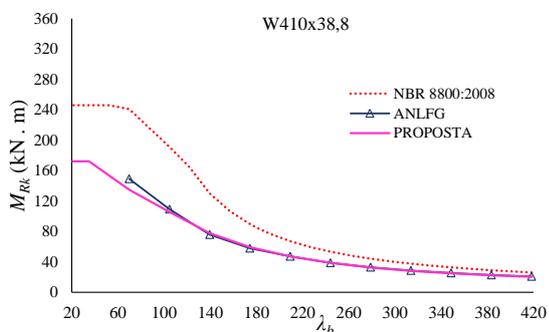
APÊNDICE B: CURVAS DE DIMENSIONAMENTO



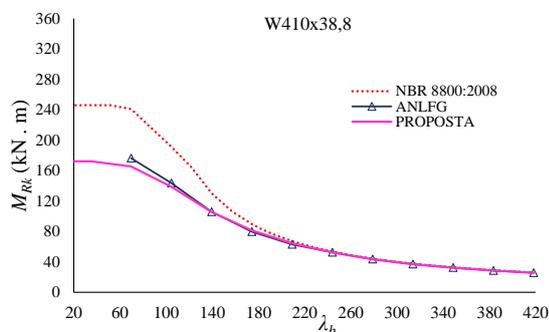
(e)

Fonte: O autor (2018)

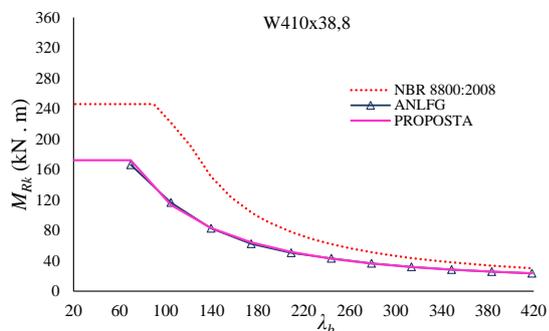
Figura B.7 – Curvas de momento resistente característico perfil W410x38,8



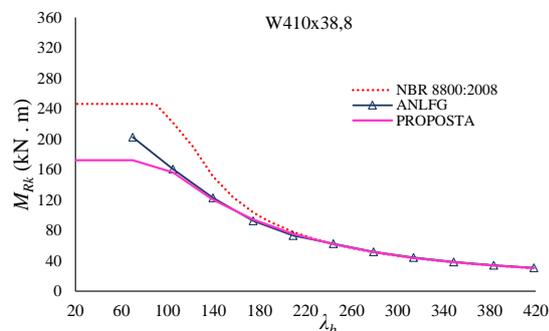
(a)



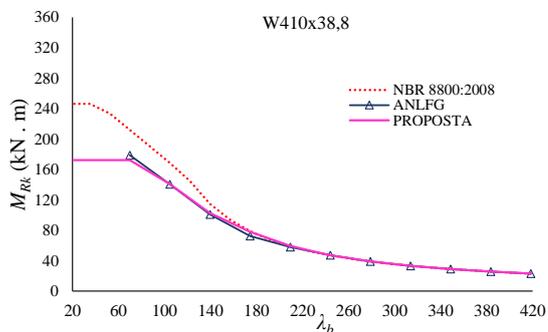
(b)



(c)



(d)

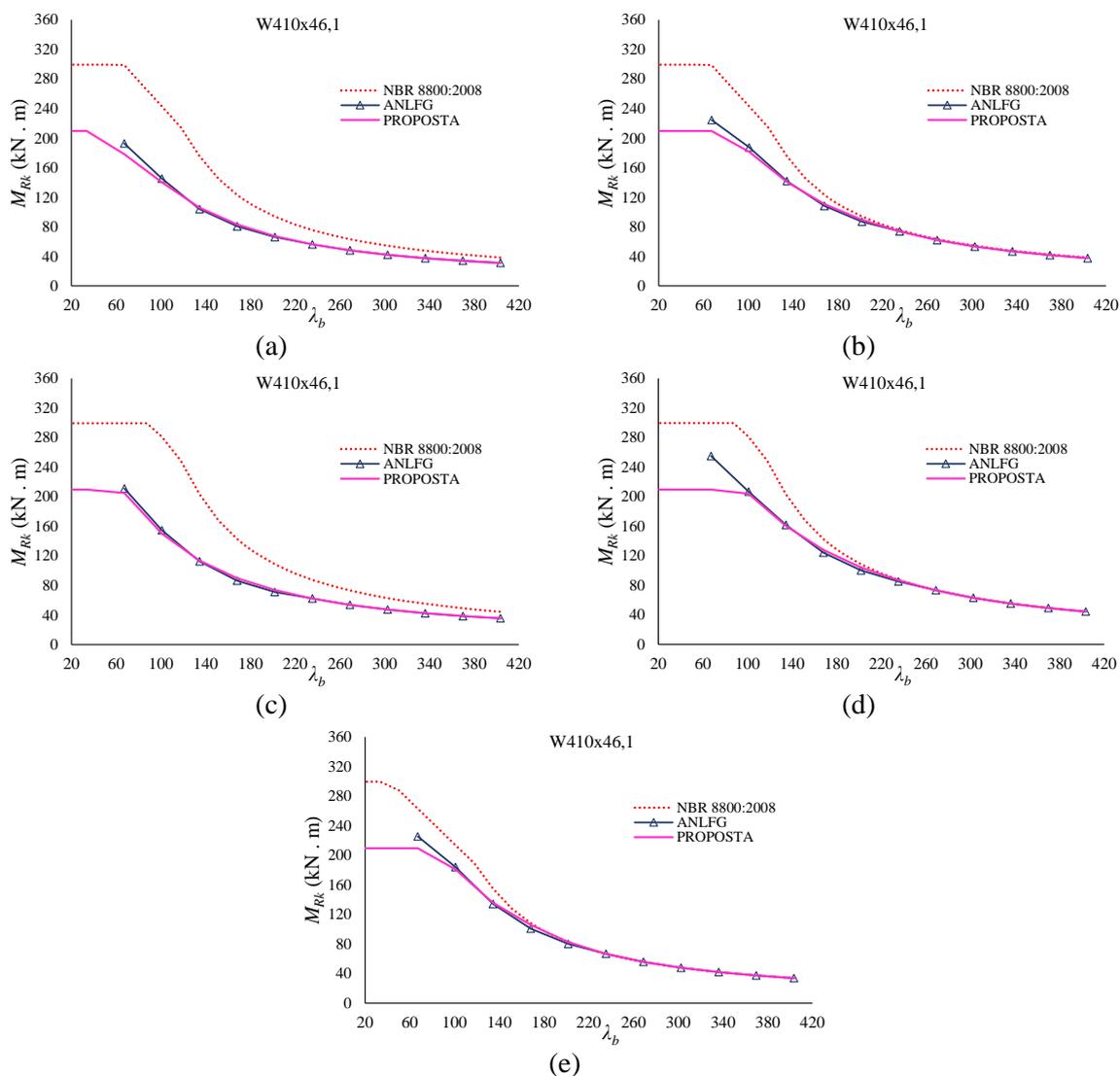


(e)

Fonte: O autor (2018)

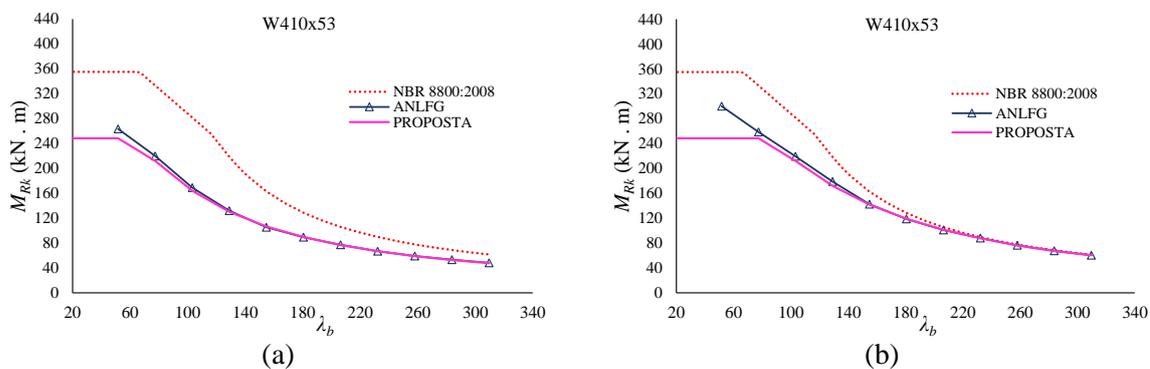
APÊNDICE B: CURVAS DE DIMENSIONAMENTO

Figura B.8 – Curvas de momento resistente característico perfil W410x46,1

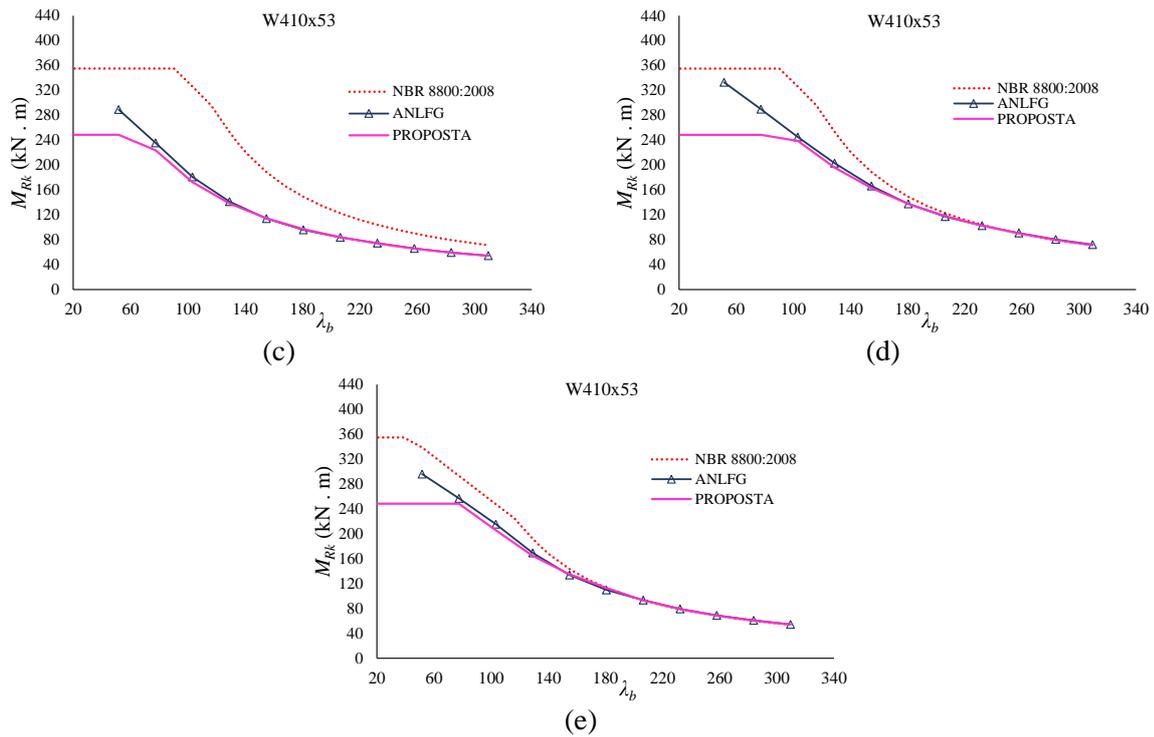


Fonte: O autor (2018)

Figura B.9 – Curvas de momento resistente característico perfil W410x53



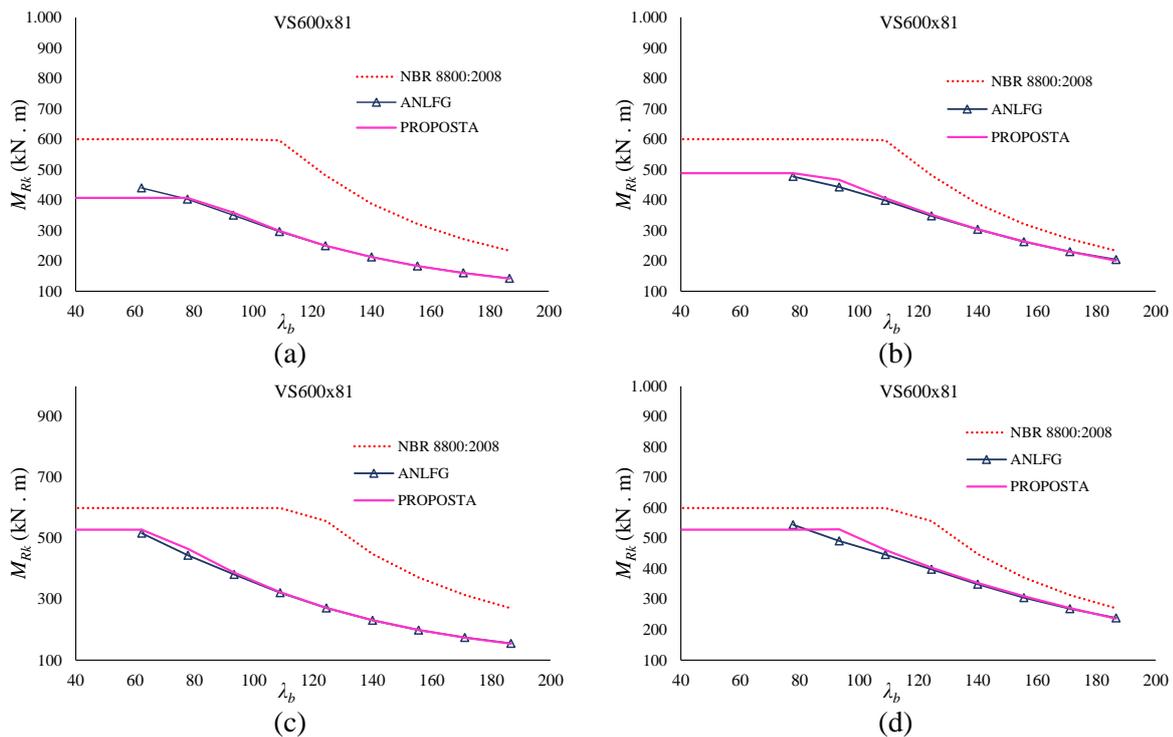
APÊNDICE B: CURVAS DE DIMENSIONAMENTO



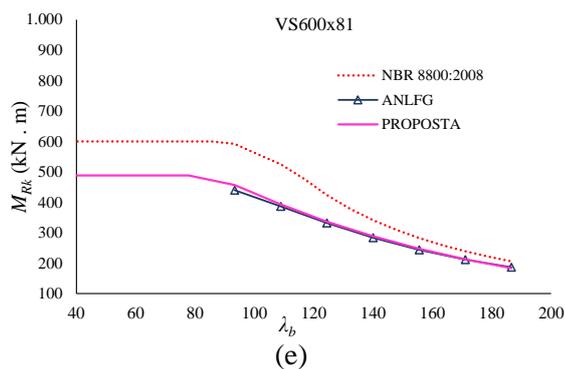
Fonte: O autor (2018)

B.2 PERFIS SOLDADOS

Figura B.10 – Curvas de momento resistente característico perfil VS600x81

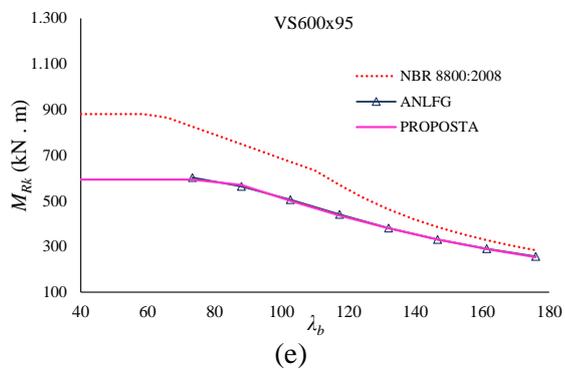
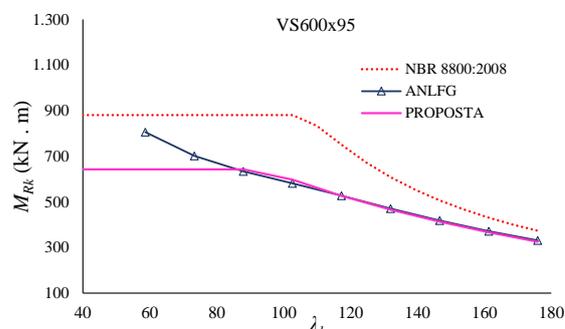
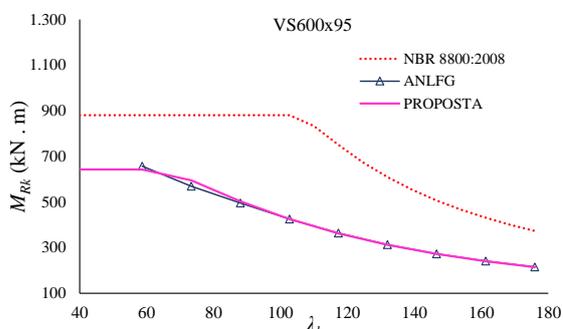
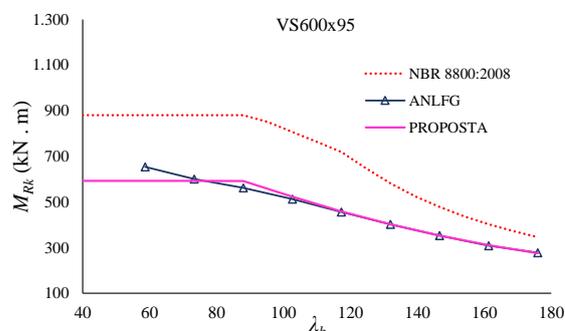
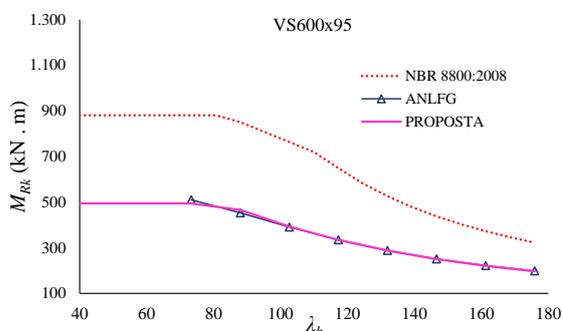


APÊNDICE B: CURVAS DE DIMENSIONAMENTO



Fonte: O autor (2018)

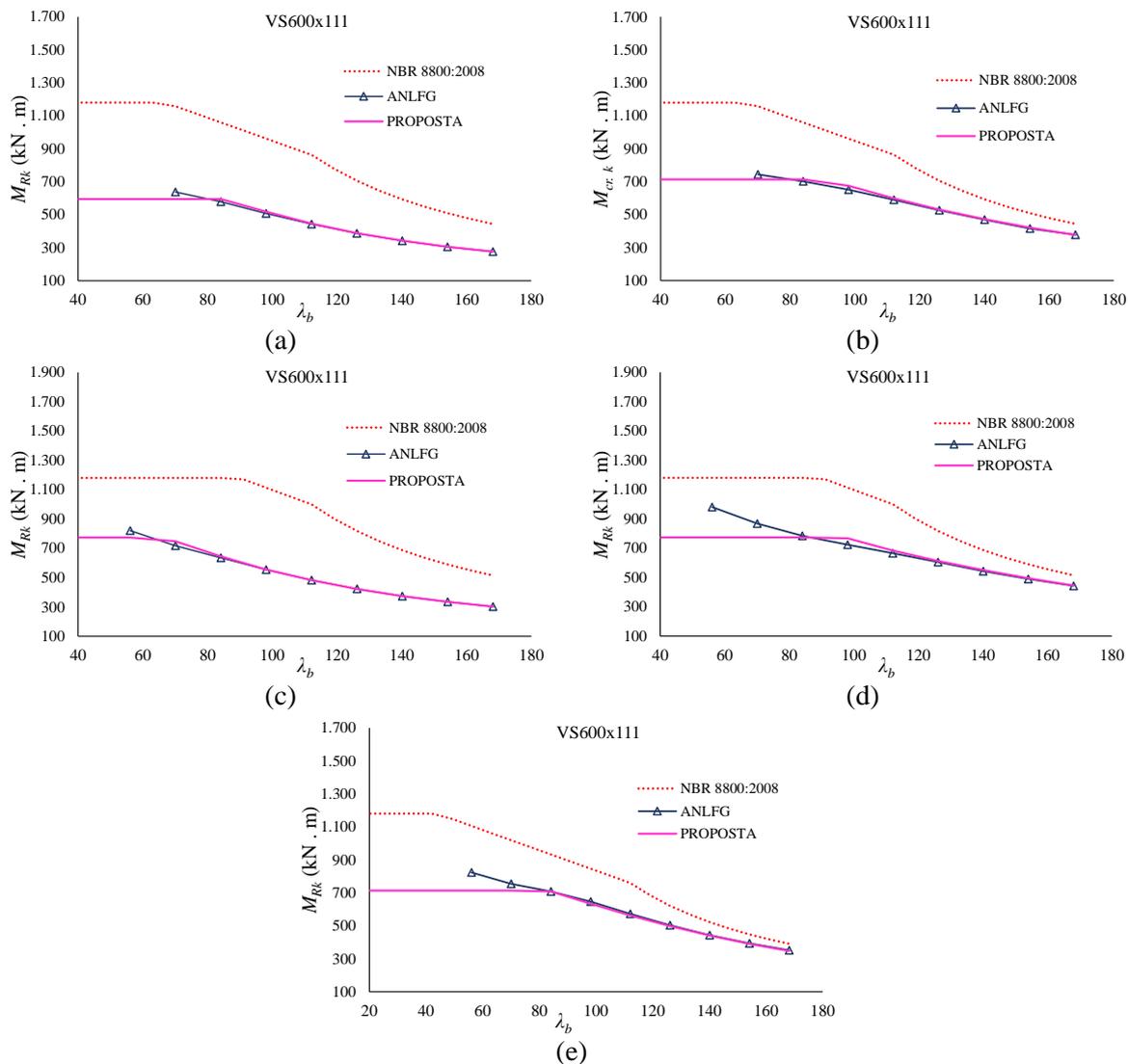
Figura B.11 – Curvas de momento resistente característico perfil VS600x95



Fonte: O autor (2018)

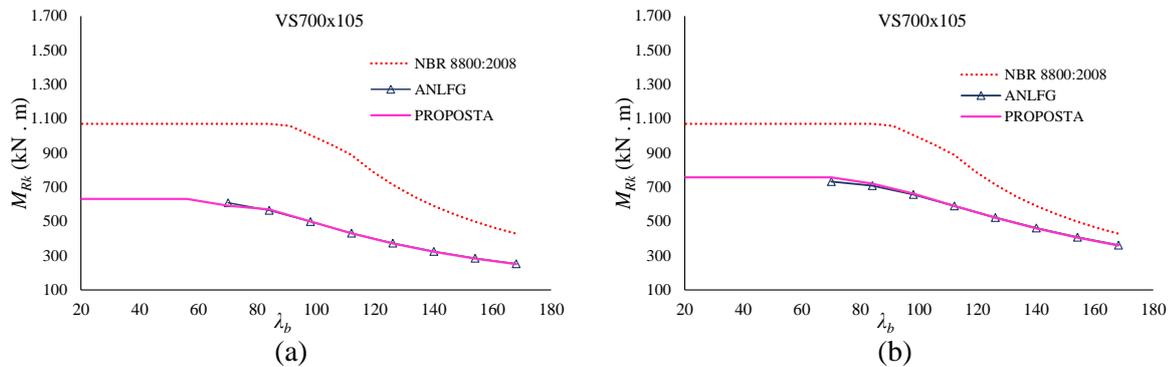
APÊNDICE B: CURVAS DE DIMENSIONAMENTO

Figura B.12 – Curvas de momento resistente característico perfil VS600x111

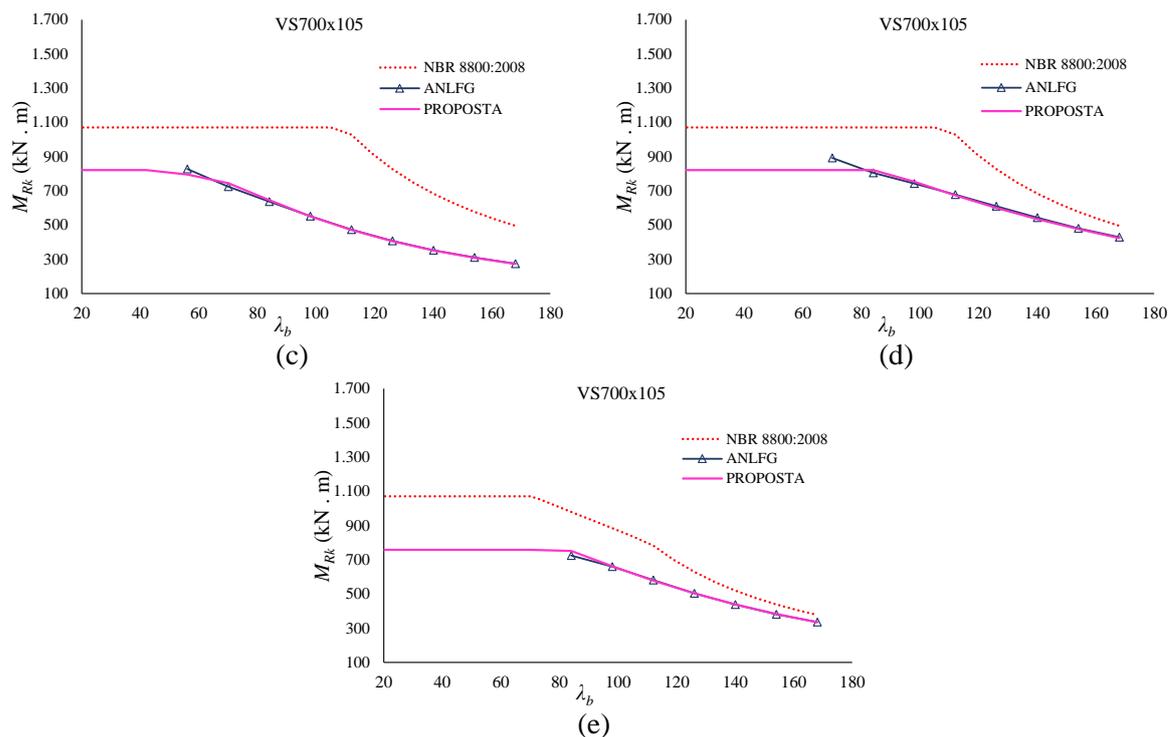


Fonte: O autor (2018)

Figura B.13 – Curvas de momento resistente característico perfil VS700x105

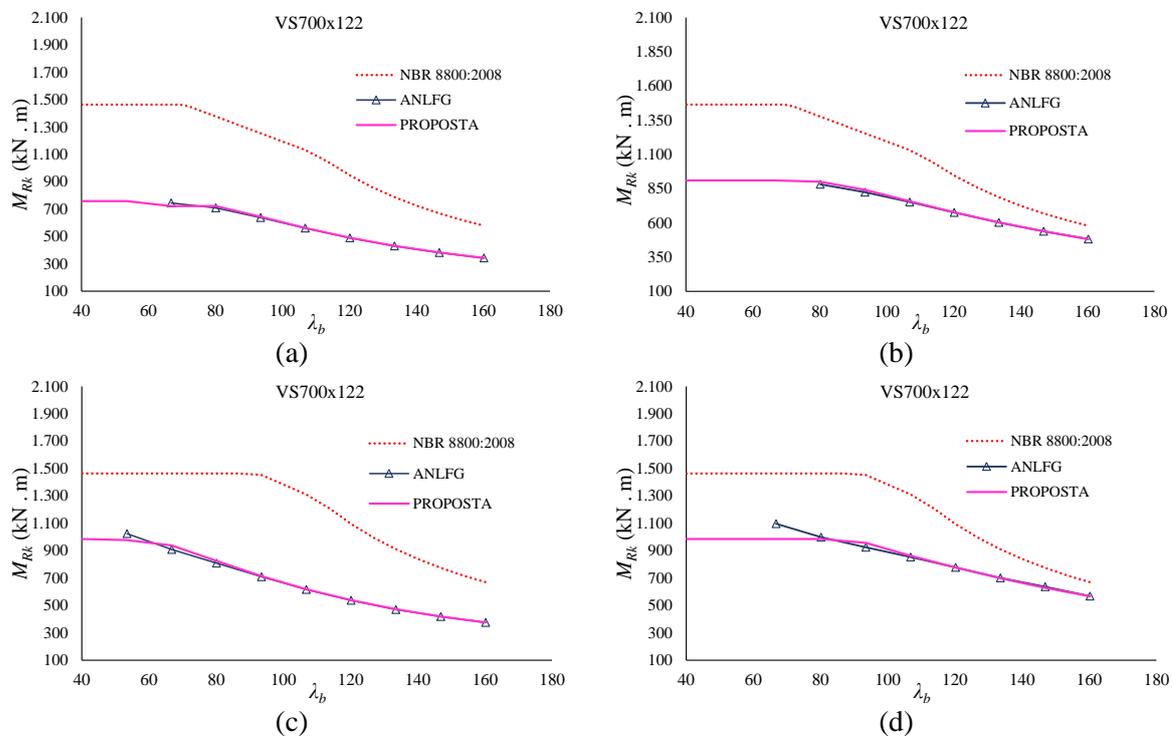


APÊNDICE B: CURVAS DE DIMENSIONAMENTO

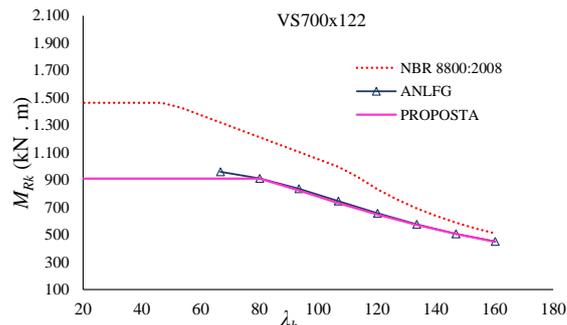


Fonte: O autor (2018)

Figura B.14 – Curvas de momento resistente característico perfil VS700x122



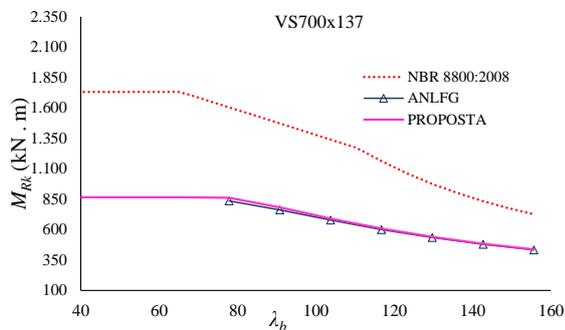
APÊNDICE B: CURVAS DE DIMENSIONAMENTO



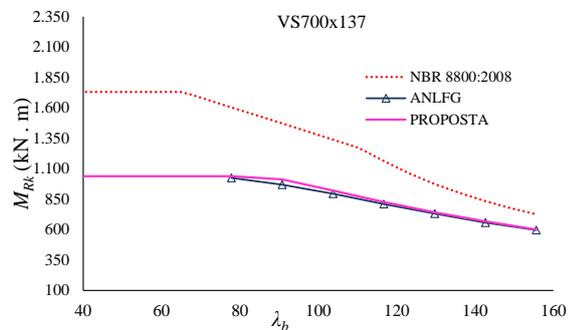
(e)

Fonte: O autor (2018)

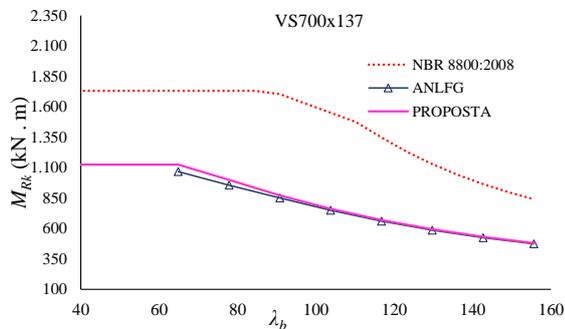
Figura B.15 – Curvas de momento resistente característico perfil VS700x137



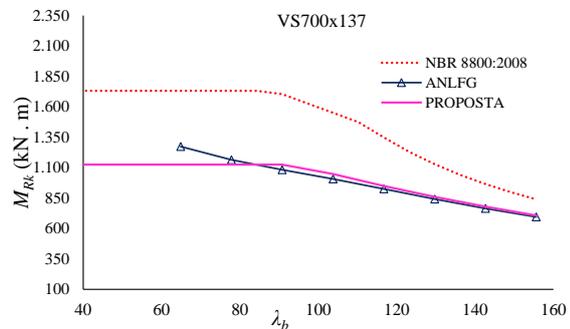
(a)



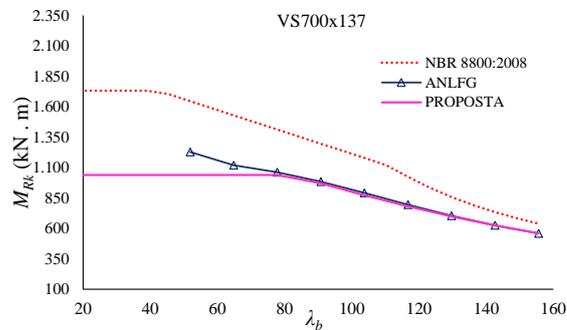
(b)



(c)



(d)

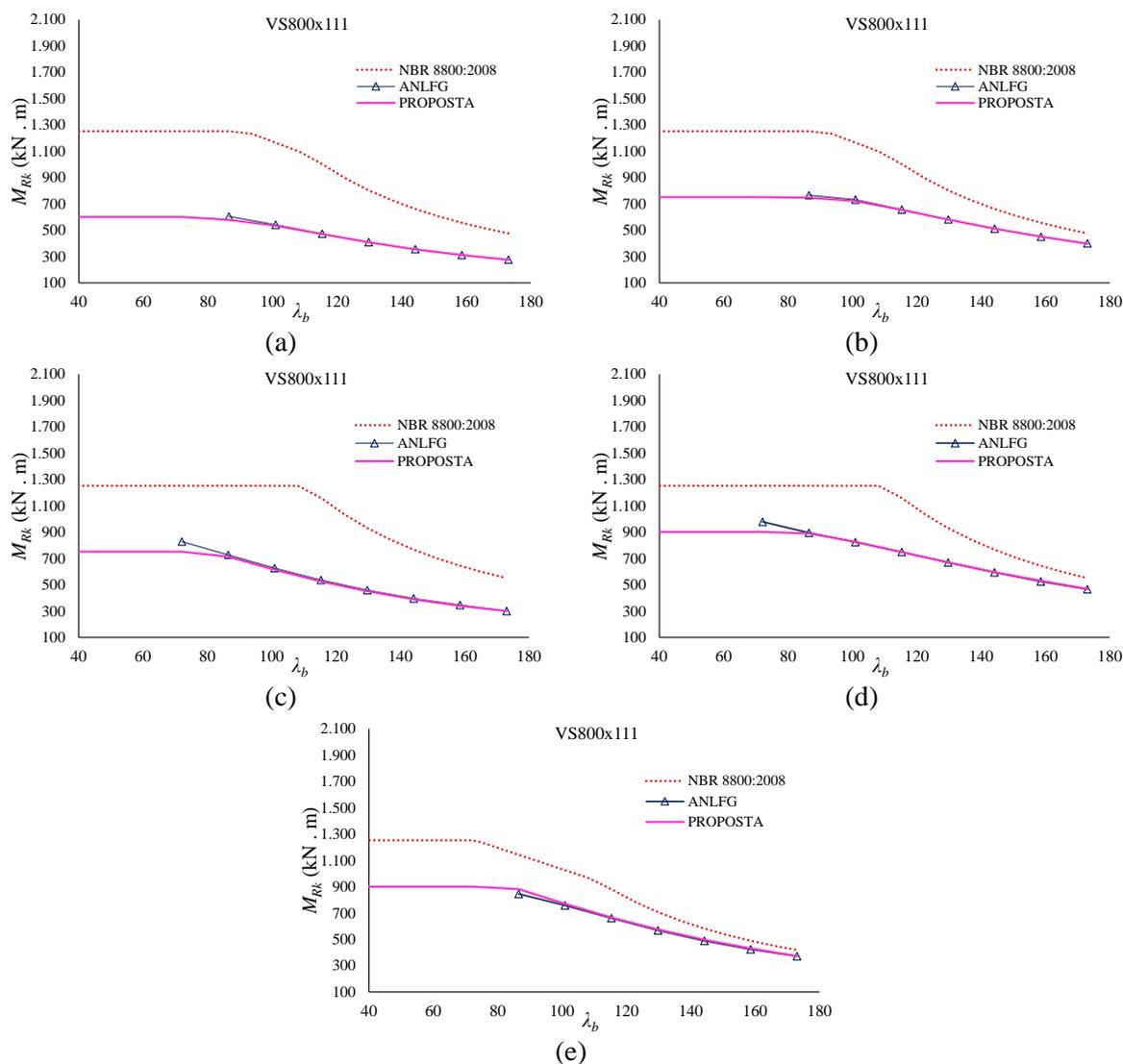


(e)

Fonte: O autor (2018)

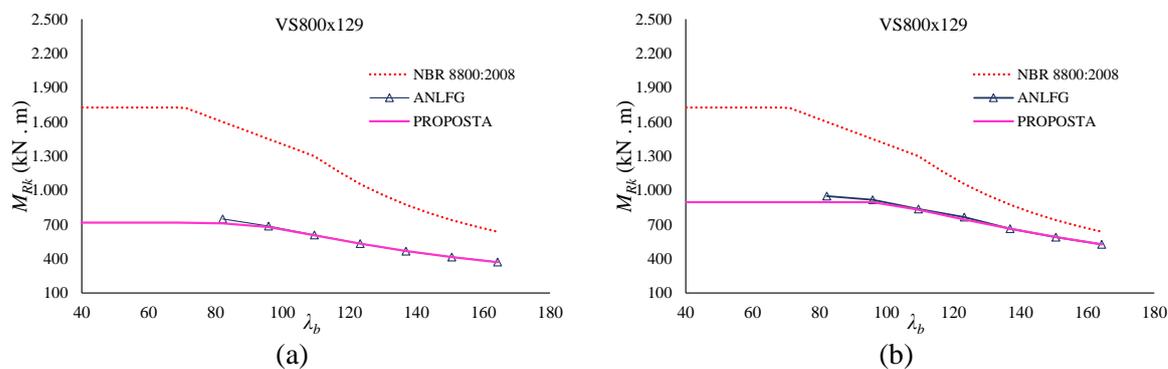
APÊNDICE B: CURVAS DE DIMENSIONAMENTO

Figura B.16 – Curvas de momento resistente característico perfil VS800x111

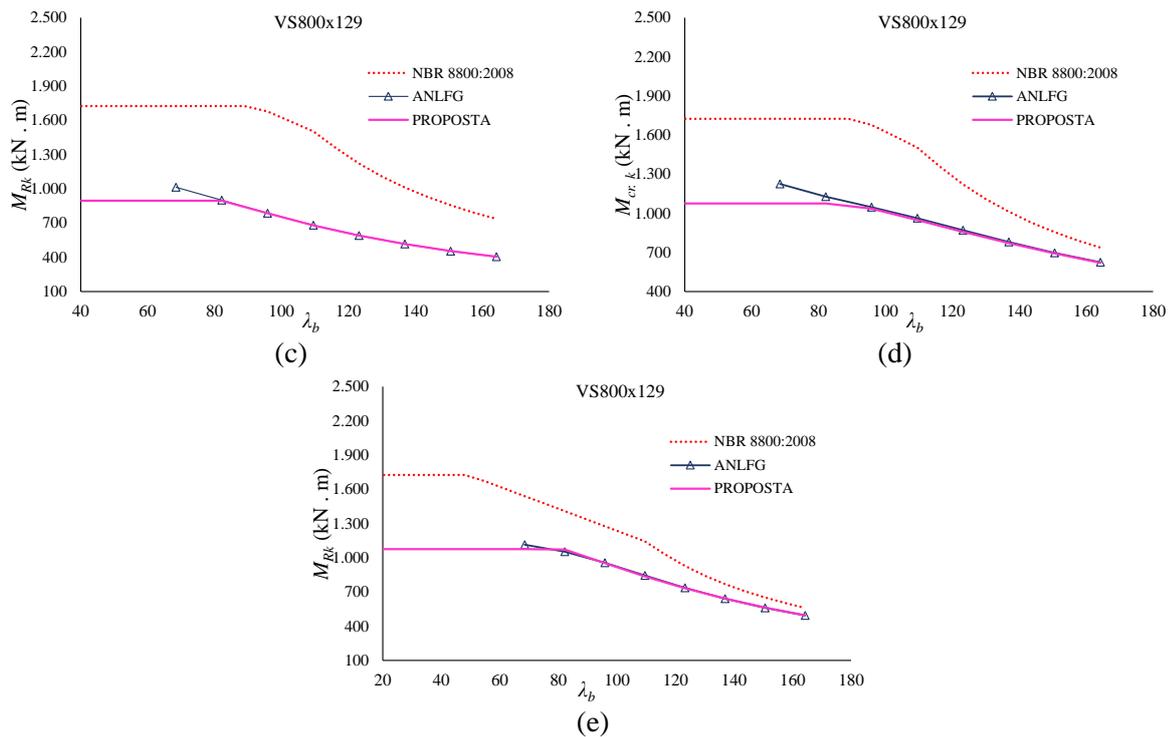


Fonte: O autor (2018)

Figura B.17 – Curvas de momento resistente característico perfil VS800x129

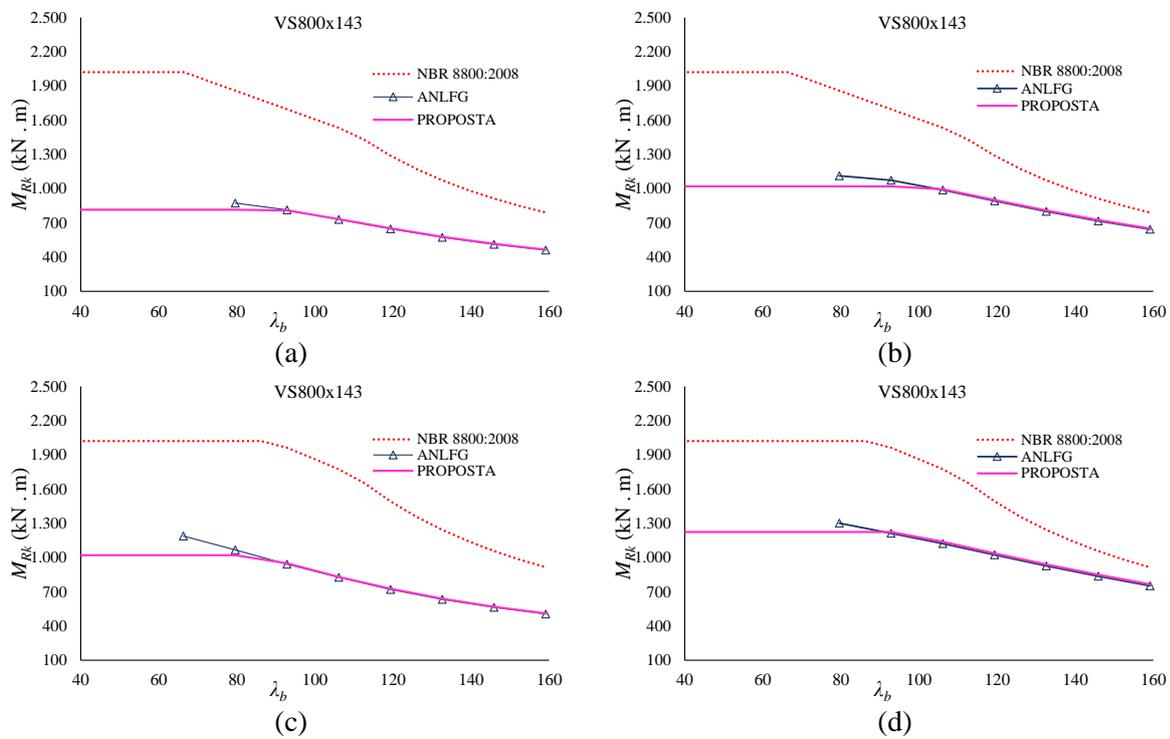


APÊNDICE B: CURVAS DE DIMENSIONAMENTO

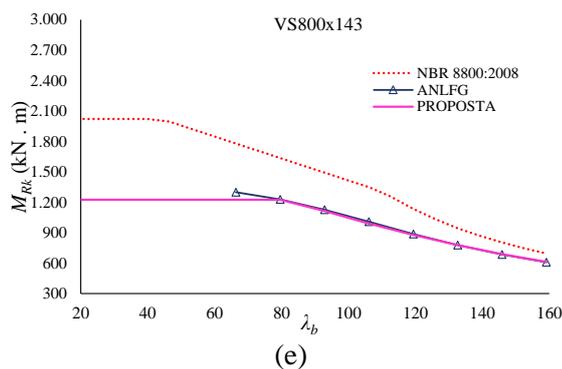


Fonte: O autor (2018)

Figura B.18 – Curvas de momento resistente característico perfil VS800x143

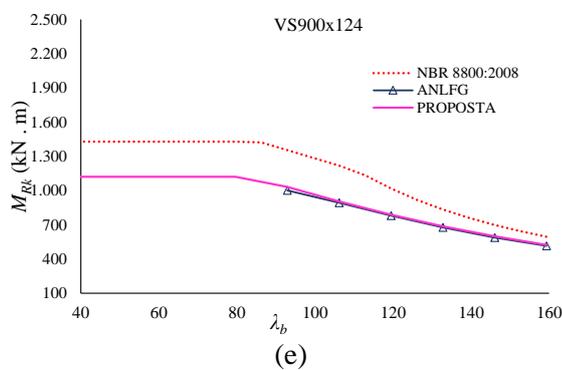
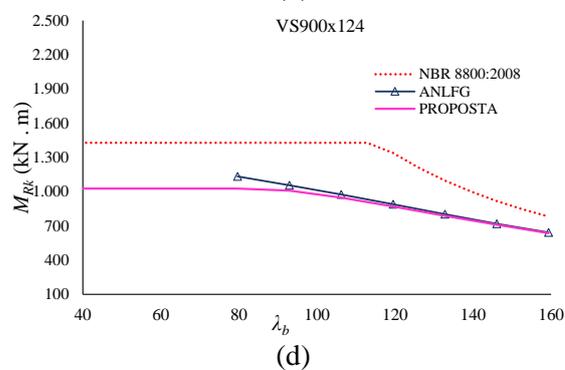
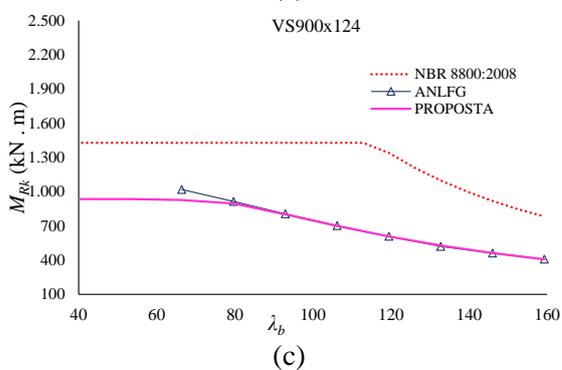
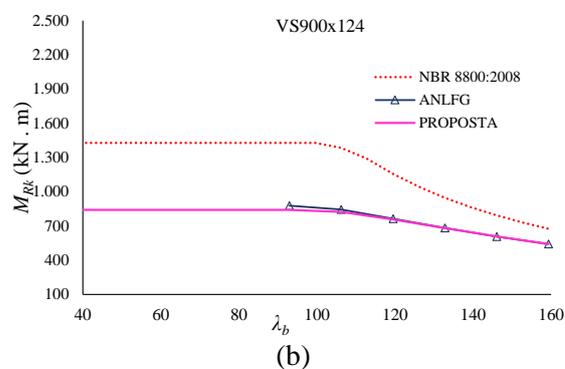
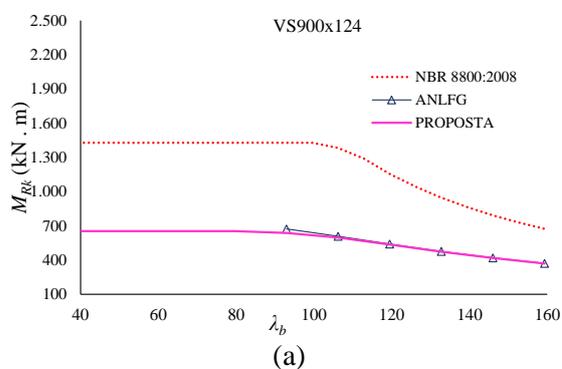


APÊNDICE B: CURVAS DE DIMENSIONAMENTO



Fonte: O autor (2018)

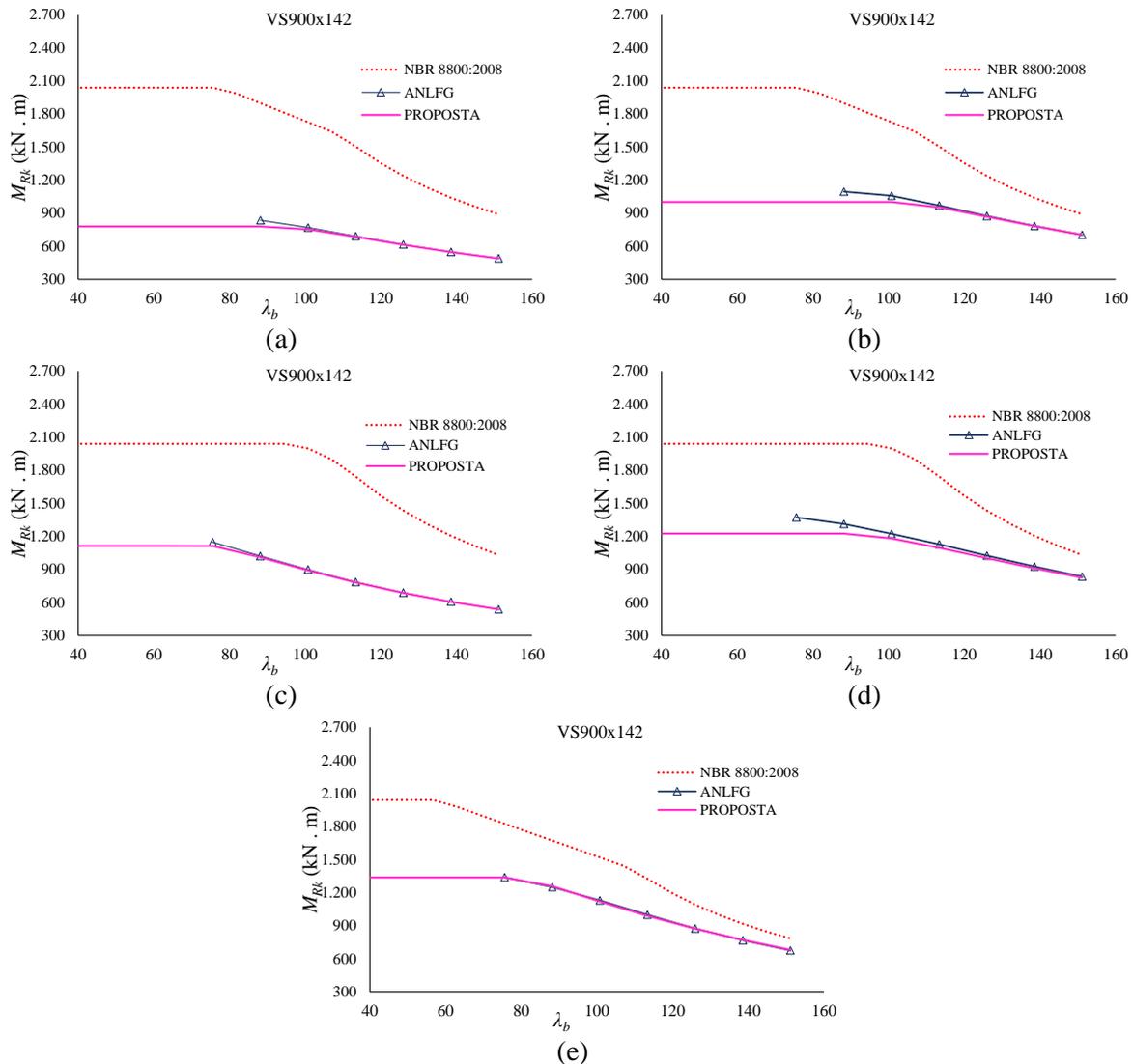
Figura B.19 – Curvas de momento resistente característico perfil VS900x124



Fonte: O autor (2018)

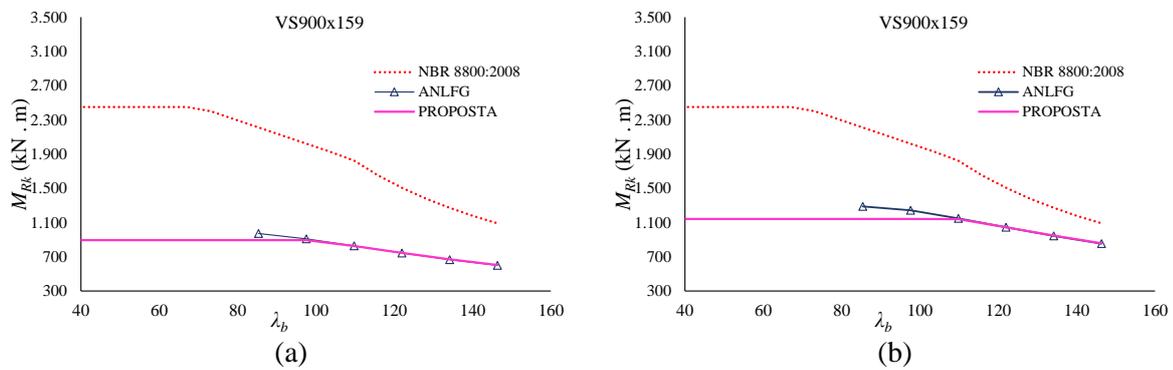
APÊNDICE B: CURVAS DE DIMENSIONAMENTO

Figura B.20 – Curvas de momento resistente característico perfil VS900x142



Fonte: O autor (2018)

Figura B.21 – Curvas de momento resistente característico perfil VS900x159



APÊNDICE B: CURVAS DE DIMENSIONAMENTO

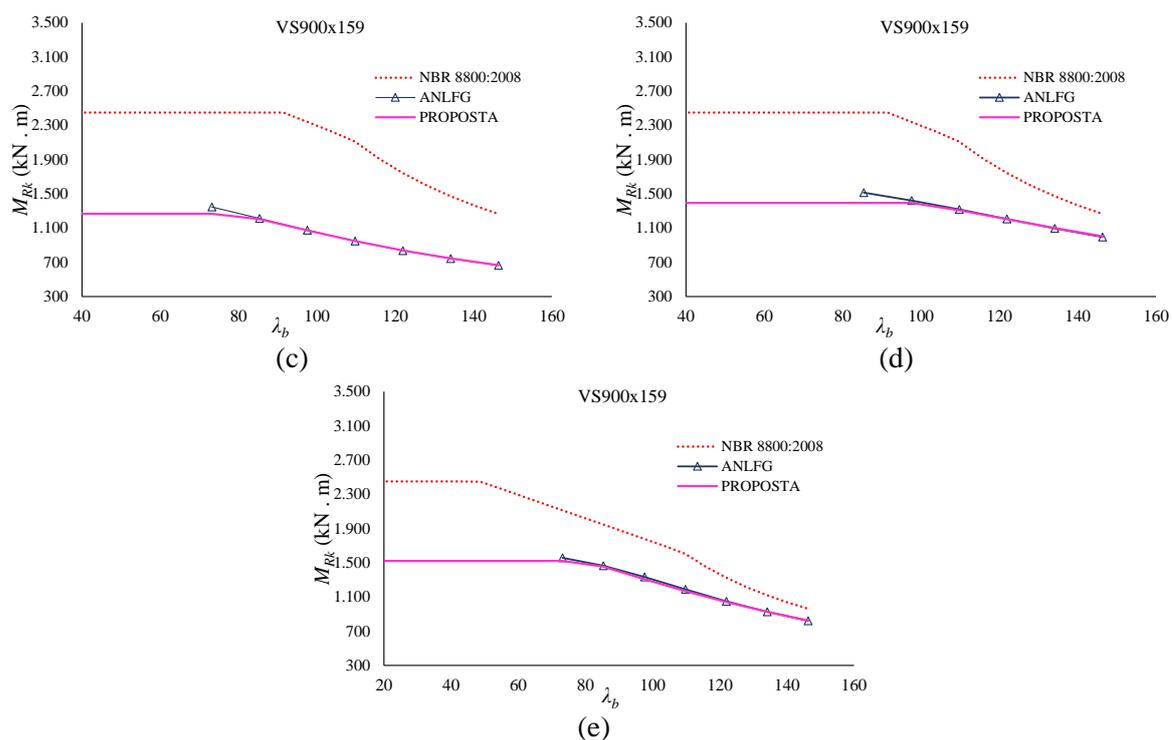
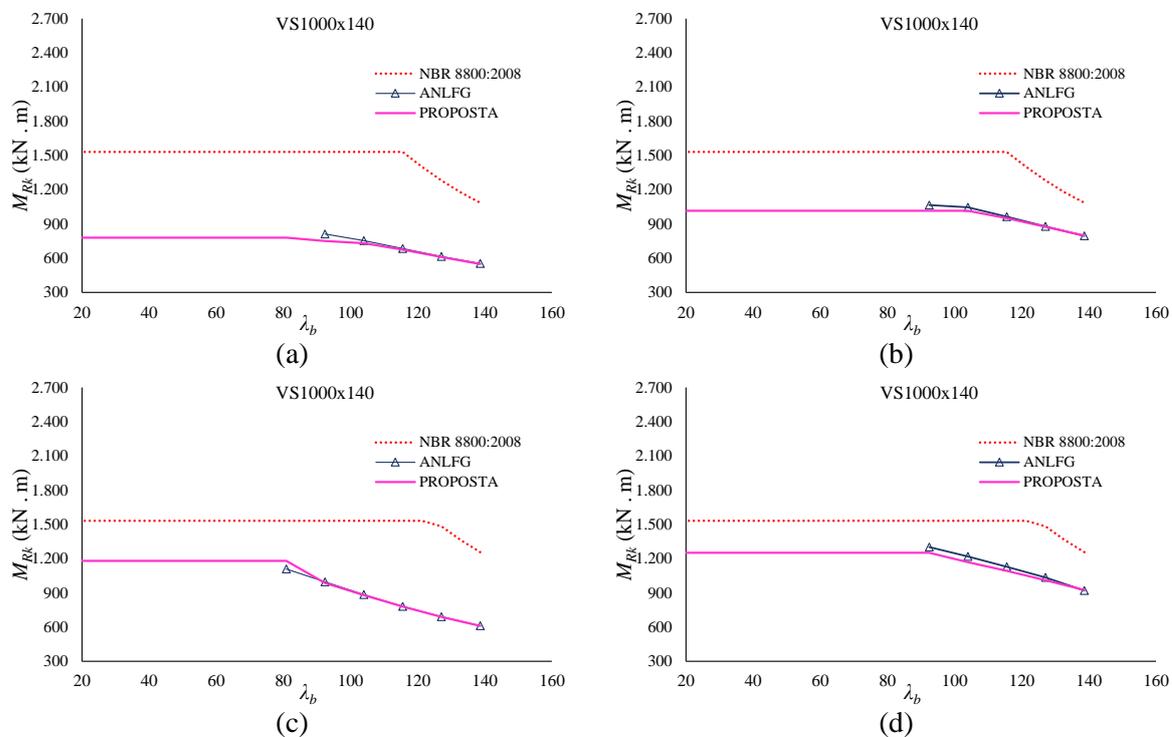
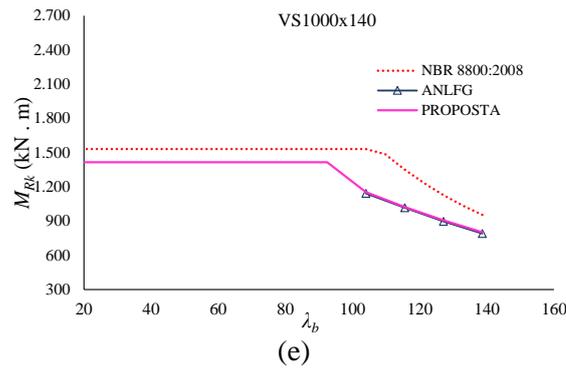


Figura B.22 – Curvas de momento resistente característico perfil VS1000x140

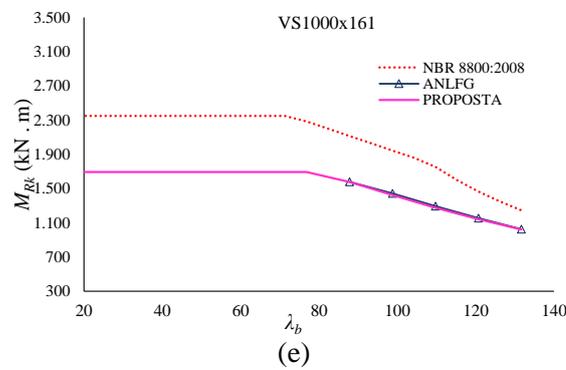
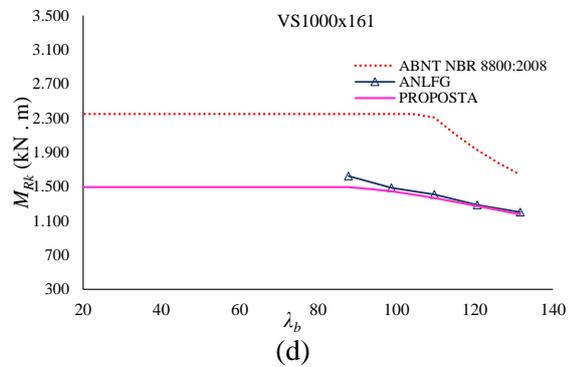
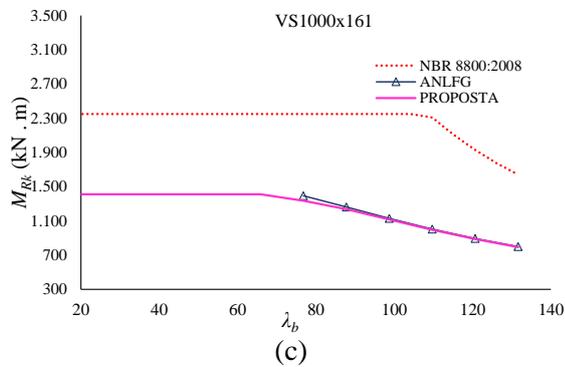
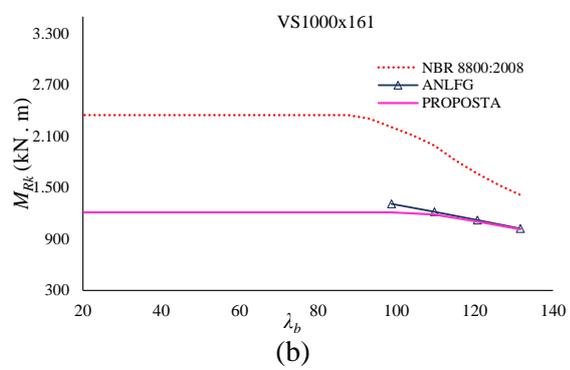
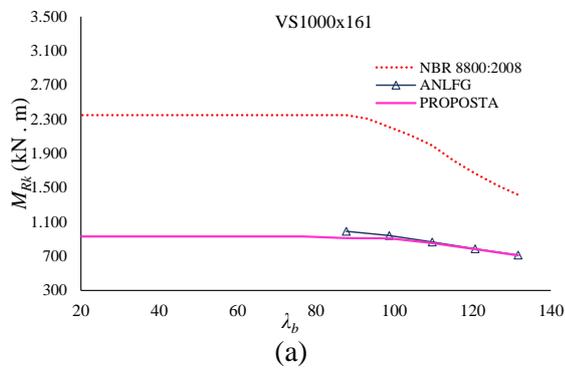


APÊNDICE B: CURVAS DE DIMENSIONAMENTO



Fonte: O autor (2018)

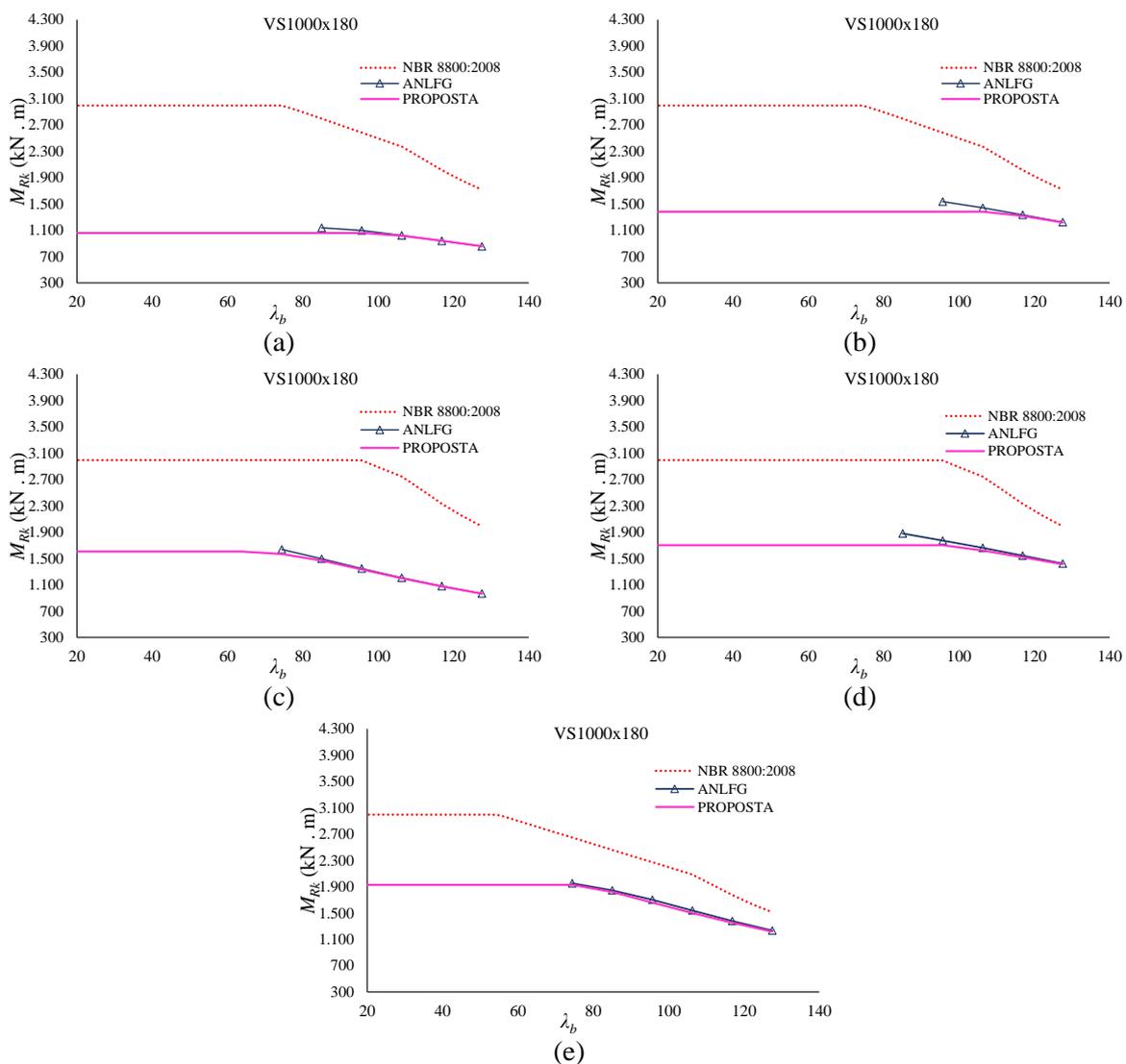
Figura B.23 – Curvas de momento resistente característico perfil VS1000x161



Fonte: O autor (2018)

APÊNDICE B: CURVAS DE DIMENSIONAMENTO

Figura B.24 – Curvas de momento resistente característico perfil VS1000x180



Fonte: O autor (2018)