

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

FELIPE PIANA VENDRAMELL FERREIRA

**FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO EM VIGAS CELULARES
DE AÇO POR MEIO DA MODIFICAÇÃO DA DISTRIBUIÇÃO DAS
TENSÕES RESIDUAIS**

MARINGÁ

2019

FELIPE PIANA VENDRAMELL FERREIRA

**FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO EM VIGAS CELULARES
DE AÇO POR MEIO DA MODIFICAÇÃO DA DISTRIBUIÇÃO DAS
TENSOES RESIDUAIS**

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: Prof. Dr. Carlos Humberto Martins

MARINGÁ

2019

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

F383f Ferreira, Felipe Piana Vendramell
Flambagem lateral com torção em vigas celulares de aço por meio da modificação da distribuição das tensões residuais / Felipe Piana Vendramell Ferreira. -- Maringá, 2019.
xxxiii, 204 p. : il. color.

Orientador: Prof. Dr. Carlos Humberto Martins.
Dissertação (mestrado) - Universidade Estadual de Maringá, Centro de Tecnologia e Ciências, Departamento de Engenharia Civil, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, 2019.

1. Vigas celulares. 2. Flambagem lateral com torsão. 3. Tensão residual. 4. Aço - Estruturas. I. Martins, Carlos Humberto, orient. II. Universidade Estadual de Maringá. Centro de Tecnologia e Ciências. Departamento de Engenharia Civil. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil. III. Título.

CDD 23.ed. 624.1821

FELIPE PIANA VENDRAMELL FERREIRA

FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO EM VIGAS CELULARES DE AÇO
POR MEIO DA MODIFICAÇÃO DA DISTRIBUIÇÃO DAS TENSÕES RESIDUAIS

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.

Aprovada em 04 de fevereiro de 2019.



Prof. Dr. Carlos Humberto Martins

Orientador - UEM/PCV



Profa. Dra. Anamaria Malachini Miotto Farah

Membro - UEM/PCV



Profa. Dra. Silvana De Nardin

Membro - UFSCar/PPGECiv

À minha Avó, Elza

AGRADECIMENTOS

Aos meus pais por me fornecerem todo o apoio e amor necessário para que eu conquistasse mais esta etapa de minha vida.

À minha Avó Elza, que por meio de conselhos, carinho e amor, me fizeram acreditar que tudo é possível durante esta jornada.

À minha namorada Flavianne, que sempre me apoiou em minhas tomadas de decisões e esteve presente durante mais essa etapa, agradeço-a pelo imenso companheirismo.

Ao meu colega e amigo Alexandre “Cambira” Rossi, agradeço pelos momentos enriquecedores de estudos, os quais eu vou levar por toda a minha vida.

Ao meu Professor, orientador e amigo, Carlos Humberto Martins, que desde o final do meu primeiro ano de graduação até os dias de hoje vem me mostrando a importância do conhecimento científico, muito obrigado por mais uma vez em confiar no meu trabalho.

A todos os Professores e funcionários do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil que contribuíram para minha formação, muito obrigado.

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) – Código de Financiamento 001, pela bolsa concedida.

“– Sam:[...] isso não é justo. Na verdade, nem deveríamos estar aqui, mas estamos. É como nas grandes histórias Sr. Frodo. As que tinham mesmo importância. Eram repletas de escuridão e perigo. E, às vezes, você não queira saber o fim, porque como podiam ter um final feliz? Como podia o mundo voltar a ser o que era, depois de tanto mal? Mas no fim, é só uma coisa passageira, essa sombra. Até a escuridão tem de passar. Um novo dia virá. E, quando o sol brilhar, brilhará ainda mais forte. Eram essas histórias que ficavam na lembrança, que significavam algo. Mesmo que você fosse pequeno demais para entender porque. Mas acho, Sr. Frodo, que eu entendo sim. Agora eu sei. As pessoas dessas histórias, tinham várias oportunidades de voltar atrás, mas não voltavam. Elas seguiam em frente porque tinham no que se agarrar.

– Frodo: E em que nós nos agarramos, Sam?

– Sam: No bem que existe nesse mundo Sr. Frodo, pelo qual vale a pena lutar.”

**O Senhor dos Anéis
(TOLKIEN, J. R. R.)**

RESUMO

As vigas celulares de aço são projetadas para vencer grandes vãos e solucionar problemas de passagem de tubulações quando há necessidade de reduzir a altura do pavimento. A norma brasileira de aço não apresenta procedimentos de cálculos para o dimensionamento de vigas celulares. Em adição, o único procedimento desenvolvido no Brasil para o cálculo do momento resistente à flambagem lateral com torção (FLT) em vigas celulares, não leva em consideração a modificação da distribuição das tensões residuais após o processo de fabricação. Este trabalho tem como objetivo investigar o comportamento estrutural de vigas celulares à FLT por meio da modificação da distribuição das tensões residuais após o processo de produção. São realizadas simulações numéricas por meio do software ABAQUS 6.12. As vigas são consideradas simplesmente apoiadas com vínculos de garfos nas extremidades e sujeitas a carregamentos aplicados no centroide e na mesa superior da seção transversal. Os resultados são comparados com procedimentos analíticos, normas internacionais, e também, com a formulação da possível atualização do EN 1993-1-1 (2005) (EC3). Concluiu-se que a prescrição de cálculo da nova formulação, diante do fator de imperfeição que atende a magnitude das tensões residuais após o processo de fabricação em vigas celulares de aço é efetiva, apresenta acurácia e é conservadora. Entretanto para o caso de vigas celulares de aço robustas, cujo a tensão de cisalhamento é preponderante, estados limites últimos como o mecanismo Vierendeel e a flambagem no montante de alma, devem ser verificados primeiramente.

Palavras-chave: Flambagem lateral com torção. Vigas celulares. Tensões residuais. Momento resistente. Análise numérica.

ABSTRACT

Cellular steel beams are designed to overcome large spans and solving problems of passing ducts through the web openings when it is necessary to reduce the floor height. The brazilian standard not reports calculation procedures for cellular beams. In addition, the only calculation procedure of lateral torsional buckling (LTB) resistant moment developed in Brazil, takes no account the residual stresses effect after manufacturing. The aim of this study is to investigate the lateral torsional buckling in cellular steel beams by modifying the distribution of residual stresses after the manufacturing process. Numerical simulations are performed using the software ABAQUS 6.12. The beams are simply supported with fork-supports at the end and subjected to loads applied at the shear center and at the upper flange of the cross-section. The results are compared with analytical procedures, international standards, and also, with the possible updating of the EN 1993-1-1 (2005) (EC3). It was concluded that the calculation prescription of the new proposal, in view of the imperfection factor that meets the magnitude of the residual stresses after the manufacturing process in cellular steel beams is effective, is accurate and conservative. However, for the case of stocky cellular steel beams, whose shear stress is preponderant, ultimate limit states, such as Vierendeel mechanism and web post buckling, must be verified first.

Keywords: Lateral-torsional buckling. Cellular beams. Residual stresses. Resistant moment. Numerical analysis.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Vigas alveolares: (a) viga celular e (b) viga castelada.....	35
Figura 1.2 – Processo de corte térmico.....	36
Figura 1.3 – (a) Defasagem dos módulos e (b) solda.....	36
Figura 1.4 – Parâmetros geométricos.....	37
Figura 1.5 – Viga celular para aplicação em coberturas, passarelas e terças.....	37
Figura 1.6 – Viga celular para aplicação em pavimentos, estacionamento e estruturas <i>Offshore</i>	38
Figura 1.7 – Imperfeições geométricas.....	39
Figura 1.8 – Coberturas.....	40
Figura 1.9 – Passagem de tubulações.....	41
Figura 1.10 – Fluxograma: metodologia.....	42
Figura 2.1 – Execução da contenção lateral em vigas de pontes curvas.....	45
Figura 2.2 – Flambagem lateral com torção.....	46
Figura 2.3 – Regimes de colapso.....	47
Figura 2.4 – Experimentos realizados no <i>Structural Engineering Laboratory of the University of Applied Sciences of Western Switzerland</i>	48
Figura 2.5 – Experimentos realizados na <i>Ghent University</i>	49
Figura 2.6 – Flambagem no montante da alma.....	50
Figura 2.7 – Montante de alma: região tracionada (seta de cor preto) e região comprimido (seta de cor azul).....	52
Figura 2.8 – Aspectos da deformada dos montantes de alma devido à FMA, na viga B4: a) início do fenômeno; b) logo após a carga máxima; c) próximo ao final do ensaio.....	53
Figura 2.9 – Distorção lateral.....	54
Figura 2.10 – Ensaio experimental em vigas casteladas realizados por Zirakian e Showkati (2006).....	55
Figura 2.11 – Modo de colapso caracterizado pela combinação da distorção da alma, FLT e DA.....	56
Figura 2.12 – Mecanismo Vierendeel.....	56

Figura 2.13 – Mecanismo Vierendeel ao redor de uma abertura circular.....	57
Figura 2.14 – Vigas sujeitas à intensa força cortante e baixo momento fletor.....	58
Figura 2.15 – Vigas sujeitas à intenso momento fletor e baixa força cortante.....	59
Figura 2.16 – Viga NPI-260 (a) Teste 1; (b) Teste 2; (c) Teste 3.....	60
Figura 3.1 – Influência das tensões residuais na curva tensão deformação.....	62
Figura 3.2 – Processo de resfriamento de um perfil I laminado a quente.....	63
Figura 3.3 – Esquema de tensão residual de natureza térmica.....	64
Figura 3.4 – Esquema de tensão residual de natureza mecânica.....	65
Figura 3.5 – Método do seccionamento.....	66
Figura 3.6 – Distribuição de tensões residuais idealizadas por Huber e Beedle (1954).....	66
Figura 3.7 – Distribuição de tensões residuais.....	67
Figura 3.8 – Distribuição de tensões residuais assumidas por Young (1975).....	68
Figura 3.9 – Distribuição de tensões residuais ECCS.....	69
Figura 3.10 – Domínios de funções para a distribuição de tensões residuais.....	70
Figura 3.11 – Modelo proposto por Spoorenberg, Snijder e Hoenderkamp (2011).....	71
Figura 3.12 – Medição das tensões residuais no perfil de alma cheia.....	72
Figura 3.13 – Medição das tensões residuais no (a) montante da alma e (b) na seção t ^e	73
Figura 3.14 – Proposta dos autores de modelo de distribuição de tensões residuais, em MPa.....	73
Figura 3.15 – Distribuição de tensões residuais adotadas pela Austrália, EUA e Reino Unido; cor vermelha e azul são tração e compressão, respectivamente.....	75
Figura 3.16 – Distribuição de tensões residuais em vigas celulares na seção duplo “tê”; cor vermelha e azul são tração e compressão, respectivamente.....	75
Figura 4.1 – Viga simplesmente apoiada.....	77
Figura 4.2 – Momento uniforme em torno do eixo de maior inércia.....	78
Figura 4.3 – Seção plana permanece plana após a deformação.....	78
Figura 4.4 – Curvas de resistência, EC3.....	81
Figura 5.1 – Autovetor (deformada) e autovalor no modo “ <i>Buckle</i> ”.....	88
Figura 5.2 – Descontinuidades.....	89
Figura 5.3 – Curva carga por deslocamento.....	90

Figura 5.4 –	Algoritmo de <i>Riks</i> modificado.....	91
Figura 5.5 –	Diagrama tensão por deformação implementado no ABAQUS 6.12.....	91
Figura 5.6 –	Elementos tipo casca: S3 e S4R.....	92
Figura 5.7 –	Graus de liberdade.....	92
Figura 5.8 –	Partições: (a) malha livre; (b) malha refinada. Discretização: (c) malha livre; (d) malha refinada.....	93
Figura 5.9 –	Viga SL1995_BEAM2_L5250 (Dimensões em mm).....	98
Figura 5.10 –	Viga W2001_4B_L7400 (Dimensões em mm).....	99
Figura 5.11 –	Viga TDM2011_A1_L1700 (Dimensões em mm).....	100
Figura 5.12 –	Viga TDM2011_B1_L1700 (Dimensões em mm).....	101
Figura 5.13 –	Viga B2013_HEA340_L7500 (Dimensões em mm).....	102
Figura 5.14 –	Viga N2012_IPE330_L11000 (Dimensões em mm).....	103
Figura 5.15 –	Viga S2014_CS2_L3_L3150 (Dimensões em mm).....	104
Figura 5.16 –	Viga S2014_CS2_L4_L3990 (Dimensões em mm).....	105
Figura 5.17 –	Gráfico carga por deslocamento vertical no centro do vão para a Viga SL1995_BEAM2_L5250.....	106
Figura 5.18 –	Comparações com outros resultados encontrados na literatura da Viga SL1995_BEAM2_L5250.....	106
Figura 5.19 –	Gráfico carga por deslocamento vertical no centro do vão para a Viga W2001_4B_L7400.....	107
Figura 5.20 –	Gráfico carga por deslocamento vertical no centro do vão para a Viga TDM2011_A1_L1700.....	108
Figura 5.21 –	Viga TDM2011_A1_L1700: comparações: (a) experimental e (b) numérico.....	108
Figura 5.22 –	Gráfico carga por deslocamento vertical no centro do vão para a Viga TDM2011_B1_L1700.....	109
Figura 5.23 –	Viga TDM2011_B1_L1700: comparações: (a) experimental e (b) numérico.....	109
Figura 5.24 –	Gráfico carga por deslocamento vertical no centro do vão para a Viga B2013_HEA340_L7500.....	110
Figura 5.25 –	Gráfico carga por deslocamento vertical no centro do vão para a Viga B2013_IPE330_L11000.....	111

Figura 5.26 – Gráfico carga por deslocamento vertical no centro do vão para a Viga S2014_CS2_L3_L3150.....	111
Figura 5.27 – Gráfico carga por deslocamento vertical no centro do vão para a Viga S2014_CS2_L4_L3990.....	112
Figura 6.1 – O modelo numérico: condições de contorno.....	116
Figura 6.2 – Efeito neutro: (a) Momento fletor constante; (b) Carga concentrada no meio do vão e (c) Carregamento uniformemente distribuído. Efeito desestabilizante: (d) Carregamento uniformemente distribuído e (e) Carga concentrada no meio do vão.....	117
Figura 6.3 – Perfil original W200x22,5 e aplicação de momento fletor constante. Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$. Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$	124
Figura 6.4 – Perfil original W310x32,7 e aplicação de momento fletor constante. Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$. Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$	125
Figura 6.5 – Perfil original W530x85 e aplicação de momento fletor constante. Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$. Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$	126
Figura 6.6 – Perfil original W200x22,5 e aplicação de carga concentrada. Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$. Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$	127
Figura 6.7 – Perfil original W310x32,7 e aplicação de carga concentrada. Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$. Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$	128
Figura 6.8 – Perfil original W530x85 e aplicação de carga concentrada. Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$. Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$	129
Figura 6.9 – Perfil original W200x22,5 e aplicação de carregamento uniformemente distribuído. Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$. Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$	130
Figura 6.10 – Perfil original W310x32,7 e aplicação de carregamento uniformemente distribuído. Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$. Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$	131

Figura 6.11 – Perfil original W530x85 e aplicação de carregamento uniformemente distribuído. Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$. Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$	132
Figura 6.12 – Perfil original W200x22,5 e aplicação de carga concentrada no meio do vão desestabilizante. Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$. Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$	133
Figura 6.13 – Perfil original W310x32,7 e aplicação de carga concentrada no meio do vão desestabilizante. Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$. Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$	134
Figura 6.14 – Perfil original W530x85 e aplicação de carga concentrada no meio do vão desestabilizante. Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$. Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$	135
Figura 6.15 – Perfil original W200x22,5 e aplicação de carregamento uniformemente distribuído desestabilizante. Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$. Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$	136
Figura 6.16 – Perfil original W310x32,7 e aplicação de carregamento uniformemente distribuído desestabilizante. Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$. Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$	137
Figura 6.17 – Perfil original W530x85 e aplicação de carregamento uniformemente distribuído desestabilizante. Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$. Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$	138
Figura 7.1 – Gráfico M_{Rk}/M_{num} por índice de esbeltez global para a aplicação de momento fletor constante.....	139
Figura 7.2 – Gráfico M_{num}/M_{cro} por adimensional de rigidez lateral com torção para a aplicação de momento fletor constante.....	142
Figura 7.3 – (a) FLT; (b) FLTD.....	142
Figura 7.4 – Gráfico momento fletor por deslocamento vertical no centro do vão: (a) W200x22,5 e vão 3000mm; (b) W310x32,7 e vão 4500mm; (c) W530x85 e vão 7500mm.....	143
Figura 7.5 – Gráfico M_{Rk}/M_{num} por índice de esbeltez global para a aplicação de carga concentrada no meio do vão.....	144
Figura 7.6 – Gráfico M_{num}/M_{cro} por adimensional de rigidez lateral com torção para a aplicação de carga concentrada no meio do vão.....	146

Figura 7.7 –	(a) FLT+FMA; (b) Mecanismo Vierendeel; (c) FMA.....	147
Figura 7.8 –	Gráfico M_{Rk}/M_{num} por índice de esbeltez global para a aplicação de carregamento uniformemente distribuído.....	148
Figura 7.9 –	Gráfico M_{num}/M_{cro} por adimensional de rigidez lateral com torção para a aplicação de carregamento uniformemente distribuído.....	149
Figura 7.10 –	Gráfico M_{Rk}/M_{num} por índice de esbeltez global para a aplicação de carga concentrada no meio do vão desestabilizante.....	151
Figura 7.11 –	Gráfico carga por deslocamento vertical no centro do vão: (a) W200x22,5 e vão 3000mm; (b) W310x32,7 e vão 4500mm; (c) W530x85 e vão 7500mm.....	152
Figura 7.12 –	Gráfico M_{Rk}/M_{num} por índice de esbeltez global para a aplicação de carregamento uniformemente distribuído desestabilizante.....	153
Figura 7.13 –	Gráfico carregamento uniformemente distribuído por deslocamento vertical no centro do vão: (a) W200x22,5 e vão 3000mm; (b) W310x32,7 e vão 4500mm; (c) W530x85 e vão 7500mm.....	155
Figura B.1 –	Aplicação de momento fletor constante, EN 1993-1-1 (2005).....	199
Figura B.2 –	Aplicação de carga concentrada no centro no meio, EN 1993-1-1 (2005).....	200
Figura B.3 –	Aplicação de carregamento uniformemente distribuído, EN 1993-1-1 (2005).....	202
Figura B.4 –	Aplicação de carga concentrada desestabilizante no centro do vão, EN 1993-1-1 (2002).....	203
Figura B.5 –	Aplicação de carregamento uniformemente distribuído desestabilizante, EN 1993-1-1(2002).....	204

LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1	–	Recomendações de projeto conforme ACB (2015).....	38
Tabela 3.1	–	Distribuição de tensões residuais em perfis laminados I; cor vermelha e azul são tração e compressão, respectivamente.....	74
Tabela 4.1	–	Fatores de imperfeição, de acordo com o EC3.....	81
Tabela 4.2	–	Fatores de imperfeição, conforme Taras e Greiner (2010).....	82
Tabela 5.1	–	Objetividade da malha.....	94
Tabela 5.2	–	Ensaio realizados.....	96
Tabela 5.3	–	Valores de tensões residuais.....	96
Tabela 5.4	–	Modelos experimentais.....	97
Tabela 5.5	–	Viga SL1995_BEAM2_L5250: características geométricas e propriedades mecânicas.....	98
Tabela 5.6	–	Viga W2001_4B_L7400: características geométricas e propriedades mecânicas.....	99
Tabela 5.7	–	Viga TDM2011_A1_L1700: características geométricas e propriedades mecânicas.....	100
Tabela 5.8	–	Viga TDM2011_B1_L1700: características geométricas e propriedades mecânicas.....	101
Tabela 5.9	–	Viga B2013_HEA340_L7500: características geométricas e propriedades mecânicas.....	102
Tabela 5.10	–	Viga B2013_IPE330_L11000: características geométricas e propriedades mecânicas.....	103
Tabela 5.11	–	Viga S2014_CS2_L3_L3150: características geométricas e propriedades mecânicas.....	104
Tabela 5.12	–	Viga S2014_CS2_L4_L3990: características geométricas e propriedades mecânicas.....	105
Tabela 5.13	–	Síntese dos resultados de validação.....	113
Tabela 6.1	–	Definição geometria Tipo I e perfil original W200x22,5.....	118
Tabela 6.2	–	Definição geometria Tipo II e perfil original W200x22,5.....	119
Tabela 6.3	–	Definição geometria Tipo I e perfil original W310x32,7.....	120

Tabela 6.4 –	Definição geometria Tipo II e perfil original W310x32,7.....	121
Tabela 6.5 –	Definição geometria Tipo I e perfil original W530x85.....	122
Tabela 6.6 –	Definição geometria Tipo II e perfil original W530x85.....	123
Tabela 7.1 –	Resumo dos dados estatísticos dos procedimentos analisados para a aplicação de momento fletor constante.....	141
Tabela 7.2 –	Resumo dos dados estatísticos dos procedimentos analisados para a aplicação de carga concentrada no meio do vão.....	146
Tabela 7.3 –	Resumo dos dados estatísticos dos procedimentos analisados para a aplicação de carregamento uniformemente distribuído.....	150
Tabela 7.4 –	Resumo dos dados estatísticos dos procedimentos analisados para a aplicação de carga concentrada no meio do vão desestabilizante.....	153
Tabela 7.5 –	Resumo dos dados estatísticos dos procedimentos analisados para a aplicação de carregamento uniformemente distribuído desestabilizante.....	154
Tabela A.1 –	Aplicação de momento fletor uniforme para o perfil W200x22,5, tipo 2.....	169
Tabela A.2 –	Aplicação de momento fletor uniforme para o perfil W200x22,5, tipo 1.....	170
Tabela A.3 –	Aplicação de momento fletor uniforme para o perfil W310x32,7, tipo 2.....	171
Tabela A.4 –	Aplicação de momento fletor uniforme para o perfil W310x32,7, tipo 1.....	172
Tabela A.5 –	Aplicação de momento fletor uniforme para o perfil W530x85, tipo 2.....	173
Tabela A.6 –	Aplicação de momento fletor uniforme para o perfil W530x85, tipo 1.....	174
Tabela A.7 –	Aplicação de carga concentrada no centro do vão para o perfil W200x22,5, tipo 2.....	175
Tabela A.8 –	Aplicação de carga concentrada no centro do vão para o perfil W200x22,5, tipo 1.....	176
Tabela A.9 –	Aplicação de carga concentrada no centro do vão para o perfil W310x32,7, tipo 2.....	177
Tabela A.10 –	Aplicação de carga concentrada no centro do vão para o perfil W310x32,7, tipo 1.....	178
Tabela A.11 –	Aplicação de carga concentrada no centro do vão para o perfil W530x85, tipo 2.....	179
Tabela A.12 –	Aplicação de carga concentrada no centro do vão para o perfil W530x85, tipo 1.....	180
Tabela A.13 –	Aplicação de carregamento uniformemente distribuído para o perfil W200x22,5, tipo 2.....	181

Tabela A.14 –	Aplicação de carregamento uniformemente distribuído para o perfil W200x22,5, tipo 1.....	182
Tabela A.15 –	Aplicação de carregamento uniformemente distribuído para o perfil W310x32,7, tipo 2.....	183
Tabela A.16 –	Aplicação de carregamento uniformemente distribuído para o perfil W310x32,7, tipo 1.....	184
Tabela A.17 –	Aplicação de carregamento uniformemente distribuído para o perfil W530x85, tipo 2.....	185
Tabela A.18 –	Aplicação de carregamento uniformemente distribuído para o perfil W530x85, tipo 1.....	186
Tabela A.19 –	Aplicação de carga concentrada desestabilizante no centro do vão para o perfil W200x22,5, tipo 2.....	187
Tabela A.20 –	Aplicação de carga concentrada desestabilizante no centro do vão para o perfil W200x22,5, tipo 1.....	188
Tabela A.21 –	Aplicação de carga concentrada desestabilizante no centro do vão para o perfil W310x32,7, tipo 2.....	189
Tabela A.22 –	Aplicação de carga concentrada desestabilizante no centro do vão para o perfil W310x32,7, tipo 1.....	190
Tabela A.23 –	Aplicação de carga concentrada desestabilizante no centro do vão para o perfil W530x85, tipo 2.....	191
Tabela A.24 –	Aplicação de carga concentrada desestabilizante no centro do vão para o perfil W530x85, tipo 1.....	192
Tabela A.25 –	Aplicação de carregamento uniformemente distribuído desestabilizante para o perfil W200x22,5, tipo 2.....	193
Tabela A.26 –	Aplicação de carregamento uniformemente distribuído desestabilizante para o perfil W200x22,5, tipo 1.....	194
Tabela A.27 –	Aplicação de carregamento uniformemente distribuído desestabilizante para o perfil W310x32,7, tipo 2.....	195
Tabela A.28 –	Aplicação de carregamento uniformemente distribuído desestabilizante para o perfil W310x32,7, tipo 1.....	196
Tabela A.29 –	Aplicação de carregamento uniformemente distribuído desestabilizante para o perfil W530x85, tipo 2.....	197
Tabela A.30 –	Aplicação de carregamento uniformemente distribuído desestabilizante para o perfil W530x85, tipo 1.....	198

LISTA DE ABREVIATURAS

ACB	ArcelorMittal Cellular Beams
ECCS	European Convention for Constructional Steelwork
DA	Distorção da Alma
DMF	Diagrama de Momento Fletor
DFC	Diagrama de Força Cortante
FLT	Flambagem Lateral com Torção
FLTD	Flambagem Lateral com Torção e Distorção
FMA	Flambagem no Montante da Alma
MEF	Método dos Elementos Finitos
MV	Mecanismo Vierendeel

LISTA DE SÍMBOLOS

LETRAS ROMANAS MINÚSCULAS

b_f	Largura da mesa;
b_w	Menor largura do montante de alma;
b_{we}	Largura do montante de extremidade;
c	Comprimento crítico de abertura do alvéolo;
d	Altura do perfil original;
d_g	Altura da seção alveolar;
f_u	Resistência à ruptura do aço à tração;
f_y	Resistência ao escoamento;
h	Distância entre centros das mesas;
k_e	Coefficiente adimensional de rigidez lateral com torção
k_y	Fator do comprimento efetivo correspondente a restrição contra a flexão lateral;
k_w	Fator do comprimento efetivo correspondente a restrição contra o empenamento;
n	Número de alvéolos;
p	Distância entre os centros dos alvéolos;
r_y	Raio de giração em relação ao eixo principal de inércia perpendicular ao eixo da flexão;
t_f	Espessura da mesa;
t_w	Espessura da alma;
y	Distância do centróide até o ponto de aplicação de carregamento;
y_o	Distância do centro geométrico da seção “tê” até a solda;

LETRAS ROMANAS MAIÚSCULAS

C_b	Fator de modificação para diagrama de momento fletor não uniforme;
C_w	Constante de empenamento da seção transversal;
D_o	Diâmetro do alvéolo
E	Módulo de elasticidade longitudinal;
G	Módulo de elasticidade transversal;

I_y, I_x	Menor e maior momentos de inércia, respectivamente;
J	Momento de inércia à torção da seção cheia;
J_{2T}	Momento de inércia à torção da seção líquida;
$J_{médio}$	Momento de inércia médio à torção;
L	Comprimento da viga;
L_b	Comprimento destravado;
L_p e L_r	Comprimentos destravados relacionados respectivamente à plastificação e ao início do escoamento;
$L_{r,cor}$	Comprimento destravado relacionado ao início do escoamento corrigido;
M_A	Momento fletor, em módulo, na seção situada a um quarto do comprimento destravado;
M_B	Momento fletor, em módulo, na seção central do comprimento destravado;
M_C	Momento fletor, em módulo, na seção situada a três quartos do comprimento destravado;
M_{cr}	Momento crítico de flambagem elástica;
M_{cro}	Momento crítico de flambagem elástica básica;
$M_{máx}$	Momento fletor máximo, em módulo, no comprimento destravado;
M_{pl}	Momento plástico;
M_{Rk}	Momento fletor nominal resistente;
M_r	Momento fletor correspondente ao início do escoamento;
$M_{r,cor}$	Momento fletor correspondente ao início do escoamento, ajustado em função do valor de $L_{r,cor}$;
U, UR	Deslocamento e rotação;
V_h	Força horizontal;
V	Força cortante global;
W_x, W_y	Módulo resistente elástico, em relação ao maior e menor eixo de inércia;
Z_x	Módulo resistente plástico;

LETRAS GREGAS MINÚSCULAS

α	Distância arbitrária de um ponto ao centro de torção;
βl	Coefficiente de correção para a esbeltez crítica;

ε	Deformação;
λ	Índice de esbeltez;
λ_b	Esbeltez global;
λ_p	Esbeltez limite de plastificação da seção transversal;
λ_r	Esbeltez limite onde se inicia o escoamento do aço;
σ	Tensão;
σ_f	Máxima tensão residual de compressão nas mesas (YOUNG, 1975);
σ_{fc}	Máxima tensão residual de compressão nas mesas (SONCK, 2014);
σ_{ft}	Máxima tensão residual de tração nas mesas (SONCK, 2014);
σ_{fw}	Máxima tensão residual de tração nas mesas (YOUNG, 1975);
σ_r	Tensão residual considerada como 30% de f_y .
σ_{rc}	Máxima tensão residual de compressão nas mesas;
σ_{rt}	Máxima tensão residual de tração na alma;
$\sigma_{res,web}$	Máxima tensão residual de tração na alma (SONCK, 2014);.
σ_{ro}	Máxima tensão residual de tração nas mesas;
σ_{rw}	Tensão residual máxima de compressão na alma;
σ_w	Tensão residual na alma (YOUNG, 1975);
σ_{wrc}	Máxima tensão residual de compressão nas mesas (SPOORENBERG; SNIJDER; HOENDERKAMP, 2011);
σ_{wrt}	Máxima tensão residual de tração na alma (SPOORENBERG; SNIJDER; HOENDERKAMP, 2011);
φ	Ângulo de torção;

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	35
1.1 JUSTIFICATIVA	40
1.1 OBJETIVO	41
1.2 METODOLOGIA	42
1.3 DESCRIÇÃO DOS CAPÍTULOS	43
2 MODOS DE COLAPSO EM VIGAS CELULARES	45
2.1 FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO (FLT)	45
2.2 FLAMBAGEM NO MONTANTE DA ALMA (FMA)	50
2.3 DISTORÇÃO DA ALMA (DA).....	54
2.4 MECANISMO VIERENDEEL (MV)	56
3 TENSÕES RESIDUAIS.....	61
3.1 NATUREZA TÉRMICA	62
3.2 NATUREZA MECÂNICA.....	64
3.3 MÉTODOS DE MEDIÇÕES E MODELOS DE DISTRIBUIÇÃO DAS TENSÕES RESIDUAIS	65
4 PROCEDIMENTOS ANALÍTICOS.....	77
4.1 O MOMENTO CRÍTICO ELÁSTICO (M_{cro}): O CASO FUNDAMENTAL	77
4.2 EN 1993-1-1 (2005) (EC3)	80
4.3 A NORMA ABNT NBR 8800:2008	83
4.4 A NORMA AUSTRALIANA AS 4100-1998 (R2016)	85
4.5 O PROCEDIMENTO DE ABREU et al. (2010) E ABREU (2011)	86
5 CALIBRAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO	87
5.1 ANÁLISES	87
5.1.1 Análise de Estabilidade Elástica	87
5.1.2 Análise Não-Linear Material e Geométrica	88
5.2 MATERIAIS.....	91
5.3 DISCRETIZAÇÃO DOS ELEMENTOS	92
5.4 VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO	95
5.4.1 Imperfeição Geométrica Inicial	95
5.4.2 Tensões Residuais.....	96
5.4.3 Ensaio Experimentais.....	97
5.4.4 Resultados de Validação	105

5.4.5	Síntese dos Resultados de Validação.....	112
6	O MODELO NUMÉRICO: PARAMETRIZAÇÃO	115
6.1	GENERALIDADES.....	115
6.2	TIPOS DE CARREGAMENTOS	116
6.3	DEFINIÇÃO DA GEOMETRIA	117
6.4	RESULTADOS	123
6.4.1	Aplicação de Momento Fletor Constante	124
6.4.2	Aplicação de Carga Concentrada	127
6.4.3	Aplicação de Carregamento Uniformemente Distribuído	130
6.4.4	Aplicação de Carga Concentrada Desestabilizante no Meio do Vão	133
6.4.5	Aplicação de Carregamento Uniformemente Distribuído Desestabilizante	136
7	DISCUSSÃO	139
7.1	APLICAÇÃO DE MOMENTO FLETOR CONSTANTE	139
7.2	APLICAÇÃO DE CARGA CONCENTRADA NO MEIO DO VÃO	143
7.3	APLICAÇÃO DE CARREGAMENTO UNIFORMEMENTE DISTRIBUÍDO ..	147
7.4	APLICAÇÃO DE CARGA CONCENTRADA DESESTABILIZANTE NO MEIO DO VÃO	150
7.5	APLICAÇÃO DE CARREGAMENTO UNIFORMEMENTE DISTRIBUÍDO DESESTABILIZANTE	153
8	CONSIDERAÇÕES FINAIS	157
8.1	CONCLUSÃO.....	157
8.2	SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS	159
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	161
	APÊNDICE A: TABELAS	169
A.1.	APLICAÇÃO DE MOMENTO FLETOR UNIFORME.....	169
A.2.	APLICAÇÃO DE CARGA CONCENTRADA NO MEIO DO VÃO.....	175
A.3.	APLICAÇÃO DE CARREGAMENTO UNIFORMEMENTE DISTRIBUÍDO	181
A.4.	APLICAÇÃO DE CARGA CONCENTRADA DESESTABILIZANTE NO MEIO DO VÃO	187
A.5.	APLICAÇÃO DE CARREGAMENTO UNIFORMEMENTE DISTRIBUÍDO DESESTABILIZANTE	193
	APÊNDICE B: CURVAS DE RESISTÊNCIA EC3	199
B.1.	APLICAÇÃO DE MOMENTO FLETOR UNIFORME.....	199
B.2.	APLICAÇÃO DE CARGA CONCENTRADA NO MEIO DO VÃO.....	200
B.3.	APLICAÇÃO DE CARREGAMENTO UNIFORMEMENTE DISTRIBUÍDO	202
B.4.	APLICAÇÃO DE CARGA CONCENTRADA DESESTABILIZANTE NO CENTRO DO VÃO	203

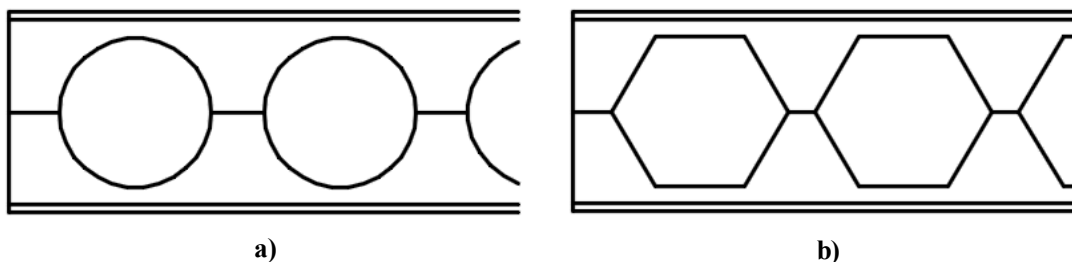
B.5. APLICAÇÃO DE CARREGAMENTO UNIFORMEMENTE DISTRIBUÍDO DESESTABILIZANTE	204
--	-----

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

Vigas alveolares de aço são vigas com aberturas sequenciais na alma. As aberturas podem apresentar diversas geometrias. Em específico, são chamadas de vigas celulares as vigas com aberturas circulares (Figura 1.1a) e vigas casteladas, aquelas com aberturas hexagonais (Figura 1.1b).

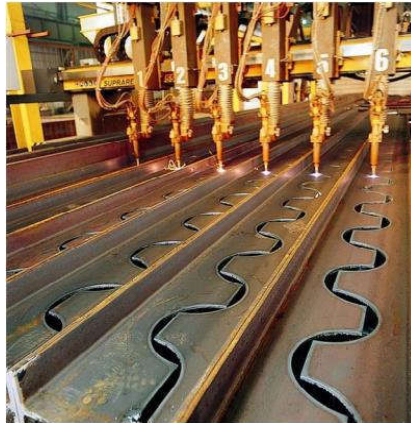
Figura 1.1 – Vigas alveolares: (a) viga celular e (b) viga castelada



Fonte: Autor (2019)

O nome celular é devido aos alvéolos terem o formato de uma circunferência. Por outro lado, o nome de casteladas é em função dos alvéolos terem a aparência semelhante às muralhas dos castelos.

O procedimento mais comum de produção das vigas alveolares é realizado por meio do corte térmico (Figura 1.2) e da solda. No caso da viga celular, o corte térmico é executado no formato de semicircunferências em todo o comprimento longitudinal da alma.

Figura 1.2 – Processo de corte térmico

Fonte: Müller et al. (2006)

Após a execução do corte, faz-se a separação dos módulos, processo denominado defasagem (Figura 1.3a), e em seguida o processo de solda (Figura 1.3b).

Figura 1.3 – (a) Defasagem dos módulos e (b) solda

a)

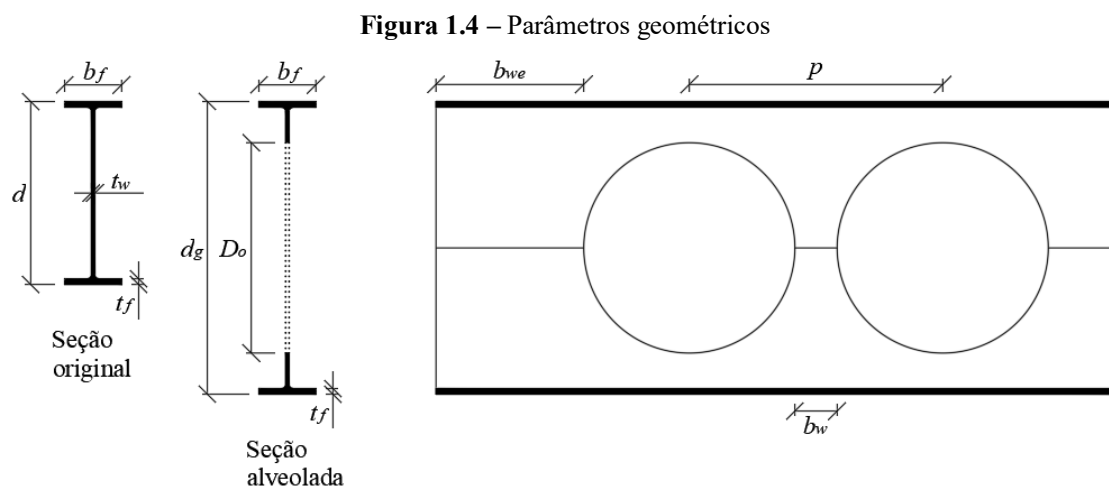


b)

Fonte: Westok (2017)

O resultado é uma viga com seção transversal que pode apresentar a altura cerca de 30% a 60% maior que a altura original do perfil, proporcionando uma maior inércia para uma mesma quantidade de material. Logo, após a produção, a viga celular apresentará novos parâmetros geométricos, conforme a Figura 1.4 a seguir, em que d é a altura total do perfil original, t_w

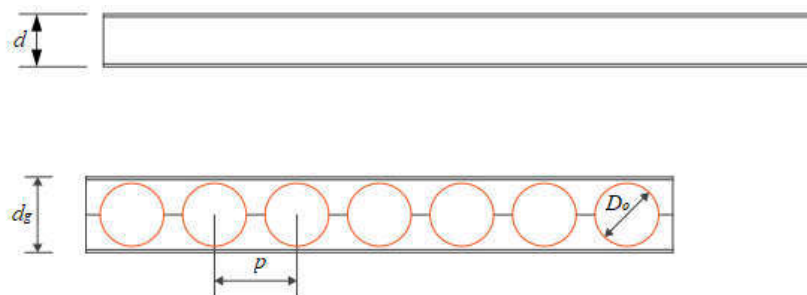
espessura da alma, b_f largura da mesa, t_f espessura da mesa, d_g é a altura total do perfil celular, D_o o diâmetro do alvéolo, b_{we} é a largura do montante de extremidade, b_w é a menor largura do montante de alma e p é a distância entre os centros dos alvéolos, conhecido também como “passo”.



Fonte: Autor (2019)

De acordo com ACB (2015), o comprimento da viga celular é determinado conforme a disposição do projeto. Com isto, pode-se dividir o dimensionamento das vigas celulares em dois grupos de projetos, conforme Figura 1.5 e Figura 1.6.

Figura 1.5 – Viga celular para aplicação em coberturas, passarelas e terças

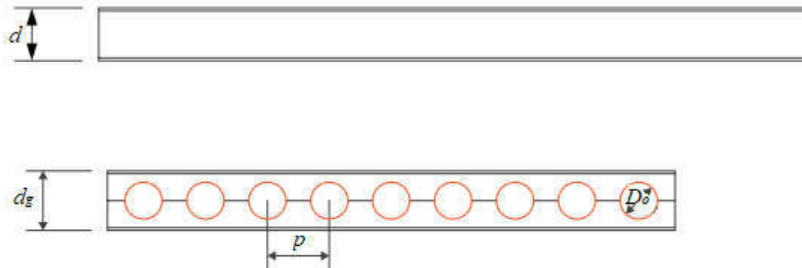


Fonte: ACB (2015)

Na Figura 1.5, tem-se o caso em que as vigas celulares são aplicadas em coberturas, passarelas e terças. Para estas questões de projeto, o diâmetro do alvéolo pode ser cerca de 30% maior que a altura do perfil original, visto que para este caso de projeto o dimensionamento é

feito com base em pequenos carregamentos. Por outro lado, na Figura 1.6, tem-se o caso em que as vigas celulares são aplicadas em pavimentos, estacionamentos e estruturas *Offshore*.

Figura 1.6 – Viga celular para aplicação em pavimentos, estacionamento e estruturas *Offshore*



Fonte: ACB (2015)

Conforme a Figura 1.6, há uma necessidade de restrição quanto ao diâmetro do alvéolo e o espaçamento entre eles, visto que nesses casos de projeto, o carregamento é maior quando comparado com a primeira situação, devido à presença de múltiplos pavimentos, veículos ou carregamentos especiais, como por exemplo, ondas marítimas no caso de estruturas *Offshore*. Em ambos os casos, a largura do montante de extremidade não deve ser menor que a largura dos demais montantes de alma, de acordo com as especificações da ACB (2015):

$$b_{we} \geq p - \frac{D_o}{2} \quad \text{Eq. (1.1)}$$

Em que p é o passo e D_o o diâmetro do alvéolo. A seguir, na Tabela 1.1 as recomendações de projeto conforme ACB (2015).

Tabela 1.1 – Recomendações de projeto conforme ACB (2015)

Tipo	Aplicação	Recomendações
I	Coberturas, passarelas e terças	$1,0d \leq d_o < 1,3d$
		$1,1d_o \leq p < 1,3d_o$
		$1,4d \leq d_g < 1,6d$
II	Pavimentos, estacionamento e estruturas <i>Offshore</i>	$0,8d \leq d_o < 1,1d$
		$1,2d_o \leq p < 1,7d_o$
		$1,3d \leq d_g < 1,4d$

Fonte: adaptado de ACB (2015)

Devido à expansão da seção transversal e a presença dos alvéolos, as vigas celulares estarão sujeitas a formas de colapso, como a formação do mecanismo Vierendeel (MV),

flambagem no montante da alma (FMA), flambagem lateral com torção (FLT), ou a combinação dos possíveis modos de flambagem (KERDAL; NETHERCOT, 1984; PANEDPOJAMAN et al., 2016).

Outra instabilidade que vem sendo estudada é a distorção da alma (DA), fenômeno que não considera a hipótese de que as seções planas permanecem planas após a deformação (ZIRAKIAN; SHOWKATI, 2006). No caso de vigas de alma esbelta com comprimento destravado intermediário, o fenômeno de DA se potencializa fazendo com que tenha uma redução na resistência à flambagem. Os modos de colapso de vigas celulares de aço serão abordados mais detalhadamente no Capítulo 2 do presente trabalho.

Em relação aos fatores que influenciam os modos de colapso de vigas de aço, podem-se citar dois: as tensões residuais e as imperfeições geométricas iniciais. O primeiro fator está relacionado com o material. Conhecido também como imperfeição física nos perfis de aço, as tensões residuais surgem no processo de resfriamento após a laminação a quente, e também, nos processos de corte e solda (SONCK, 2014). De acordo com Castro e Silva (2006), essas tensões acarretam o escoamento prematuro do aço, reduzindo sua resistência e a sua ductilidade. Já no processo de produção de vigas celulares, os quais envolvem o corte térmico e a solda, ocorre a modificação das tensões residuais, reduzindo a resistência à flambagem das vigas celulares. Logo, quando deseja-se avaliar o comportamento do material com a presença de imperfeições do material, essa avaliação é conhecida como não-linearidade material.

O segundo fator que interfere na resistência de vigas de aço é a falta de retilinidade do perfil, tanto na altura da seção transversal, quanto no comprimento de vão (Figura 1.7).

Figura 1.7 – Imperfeições geométricas



Fonte: Vieira (2015)

Conhecida também como imperfeição geométrica inicial, esta acarreta as excentricidades nos carregamentos, fator que intensifica o momento fletor. Logo, quando

deseja-se avaliar o comportamento de determinada estrutura com a presença de imperfeições do material e geométricas iniciais, essa avaliação é conhecida como não-linearidade material e geométrica.

1.1 JUSTIFICATIVA

As vigas celulares apresentam grande apelo arquitetônico, e normalmente são projetadas para vencerem grandes vãos, como é o caso de coberturas de garagens, conforme a Figura 1.8 a seguir.

Figura 1.8 – Coberturas



Fonte: ACB (2015)

Observa-se na Figura 1.8 que as vigas celulares são uma solução para coberturas de garagens. Assim, com a vantagem de vencer grandes vãos, pode-se reduzir o número de pilares. Outra vantagem das vigas celulares é na passagem de tubulações (Figura 1.9), solução a qual pode-se reduzir a altura do pavimento. Em adição, em consequência do aumento da inércia da seção transversal após o processo de produção, tem-se maior rigidez à flexão, fator preponderante no dimensionamento de vigas a respeito das limitações de deflexões.

Figura 1.9 – Passagem de tubulações

Fonte: ACB (2015)

No Brasil, a norma ABNT NBR 8800:2008 não apresenta nenhum procedimento de cálculo de momento fletor resistente para vigas celulares. Com isto, Abreu et al. (2010) e Abreu (2011) propuseram um procedimento analítico para a determinação do momento fletor resistente de vigas celulares. Entretanto, durante a formulação deste procedimento, as tensões residuais na alma foram consideradas nulas, já que até então não havia resultados conhecidos dos valores dessas tensões nas vigas celulares.

Por outro lado, Sonck (2014) avaliou experimentalmente e numericamente o comportamento das vigas celulares de aço quanto à FLT em função da modificação das tensões residuais após o processo de fabricação. Todavia, essa metodologia ainda não foi avaliada para utilização em perfis de aço fabricados no Brasil (LUBKE et al., 2017).

1.1 OBJETIVO

O objetivo geral deste trabalho é investigar o comportamento estrutural das vigas celulares de aço quanto à FLT por meio da modificação da distribuição das tensões residuais após o processo de produção. Para isso, tem-se os seguintes objetivos específicos:

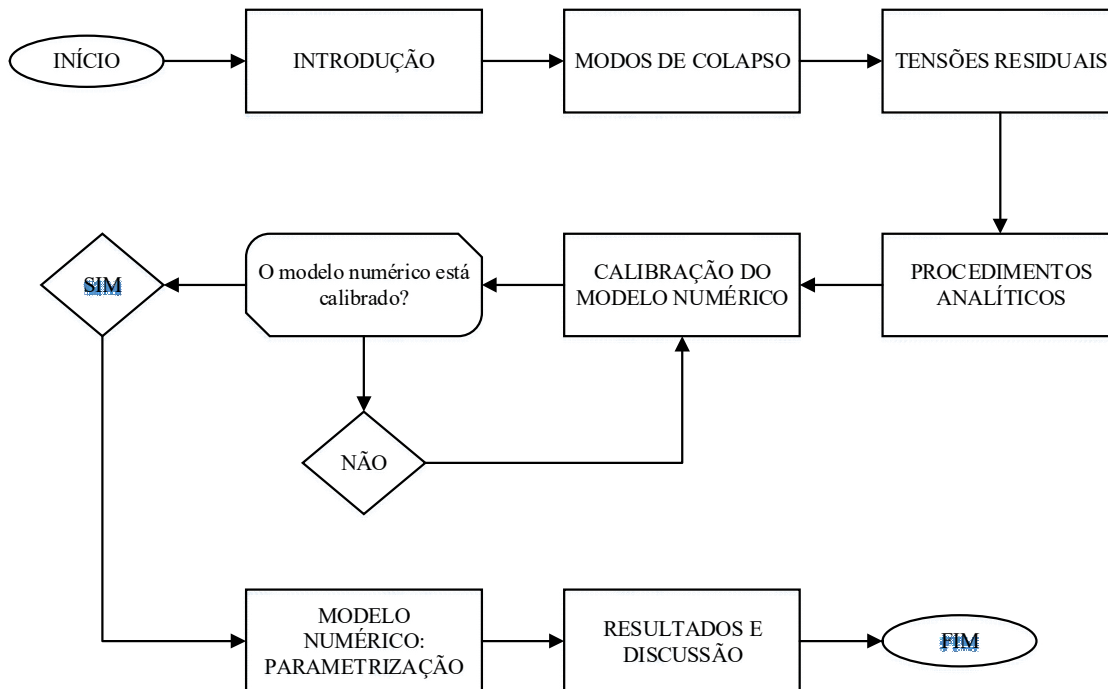
- i. Calibração do modelo numérico entre ensaios experimentais com o software ABAQUS 6.12;

- ii. Parametrização dos modelos numéricos variando-se o comprimento de vão, os fatores de expansão (razão entre o perfil celular e o perfil original) e mantendo-se constante os valores médios do diâmetro das aberturas e do comprimento de passo, tanto para vigas celulares do tipo I quanto do tipo II;
- iii. Avaliação da influência das tensões residuais nos perfis celulares considerando a FLT;
- iv. Comparação dos resultados da simulação numérica com procedimentos normativos e analíticos existentes na literatura.

1.2 METODOLOGIA

A metodologia deste trabalho será detalhada nos capítulos que abordam o modelo numérico. Neste primeiro momento, a metodologia aplicada para o desenvolvimento do presente trabalho será ilustrada resumidamente por meio do fluxograma (Figura 1.10).

Figura 1.10 – Fluxograma: metodologia



Fonte: Autor (2019)

1.3 DESCRIÇÃO DOS CAPÍTULOS

Este trabalho está estruturado em oito capítulos.

No Capítulo 1 se introduziu o tema com o objetivo de contextualizar o problema. Além disso, abordou as justificativas, o objetivo geral, específicos e a metodologia aplicada para o desenvolvimento do trabalho.

O Capítulo 2 apresenta os modos de colapsos em vigas celulares de aço, como a flambagem lateral com torção, a flambagem no montante da alma, a flambagem lateral com torção e distorção da alma e o mecanismo Vierendeel.

O Capítulo 3 retrata a natureza das tensões residuais, bem como os modelos existentes de distribuição dessas tensões.

O Capítulo 4 aborda os procedimentos cálculos analíticos e normativos, os quais serão utilizados para comparação dos resultados do presente trabalho.

Os Capítulos 5 e 6 se referem a metodologia aplicada para o desenvolvimento do trabalho. O Capítulo 5 tem como objetivo abordar todo o procedimento para a calibração do modelo numérico. Por sua vez, o Capítulo 6 apresenta a parametrização dos modelos numéricos desenvolvidos em vigas celulares.

O Capítulo 7 discute os resultados numéricos presentes no Capítulo 6.

No Capítulo 8 são apresentadas as considerações finais e as sugestões para futuros trabalhos.

CAPÍTULO 2

MODOS DE COLAPSO EM VIGAS CELULARES

Este capítulo trata de definições a respeito dos modos de colapso em vigas celulares. Também, será tratado do estado da arte em função de estudos realizados a respeito dos modos de colapso em vigas celulares.

2.1 FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO (FLT)

A FLT é um comportamento típico de perfis de aço que são fletidos em torno do eixo de maior inércia. A FLT é em particular importante em projetos, os quais não possuem restrição lateral, e também, antes dos sistemas de travamentos laterais estarem completamente instalados (Figura 2.1) (WANG et al., 1987; GALAMBOS; SUROVEK, 2008).

Figura 2.1 – Execução da contenção lateral em vigas de pontes curvas

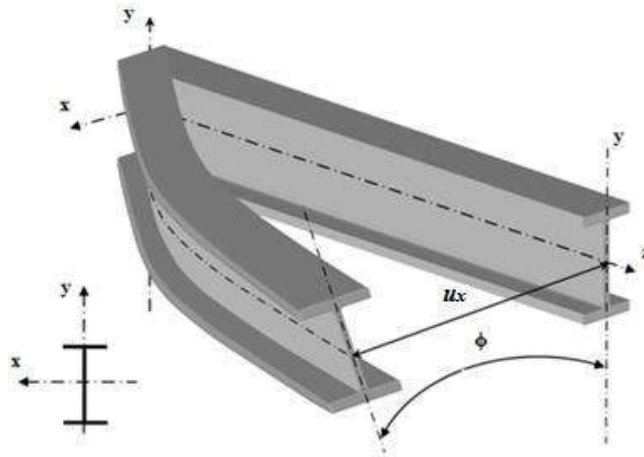


Fonte: Galambos e Surovek (2008)

É durante o processo de instalação dos suportes que a maioria dos acidentes acontecem, isto pelo fato de ter um aumento de ações variáveis na estrutura em fase de construção.

O fenômeno de FLT ocorre quando a estrutura atinge um estado instável com o aumento do carregamento até determinado valor crítico. Atingindo o valor do carregamento crítico, a estrutura passa de uma configuração estável para instável, o qual se deforma até a atingir um novo estado estável novamente. Segundo Ziemian (2010), a deformação muda predominantemente no plano de flexão com a combinação da deflexão lateral (u_x) com acréscimo de torção (ϕ) (Figura 2.2).

Figura 2.2 – Flambagem lateral com torção

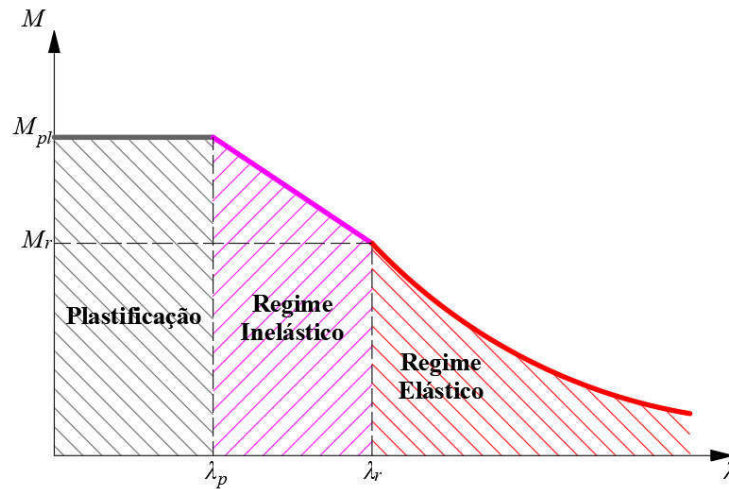


Fonte: adaptado de Sayed-Ahmed (2004)

O fato pode ser explicado devido à falta de contenção lateral da mesa comprimida. Com isto, devido à mesa comprimida estar conectada continuamente com a mesa tracionada por meio da alma, a parte tracionada tende a conter o deslocamento lateral, fator que maximiza a torção.

Por outro lado, devido a expansão da seção transversal e a presença de aberturas, as vigas celulares de aço estão mais suscetíveis à FLT. Em vigas celulares esse fenômeno é explicado pelo fato do “tê” comprimido ser insuficientemente suportado lateralmente (BOISSONNADE et al., 2013; SONCK; BELIS, 2015; PANEDPOJAMAN et al., 2016).

De acordo com Ziemian (2010), a FLT pode ser subdividido em três regimes, conforme a Figura 2.3 a seguir, em que M_{pl} é o momento de plastificação, M_r é o momento onde se inicia o escoamento do aço, λ_p é a esbeltez limite de plastificação, λ_r é a esbeltez limite onde se inicia o escoamento do aço.

Figura 2.3 – Regimes de colapso

Fonte: Autor (2019)

- i. Regime elástico de Flambagem: caso que é governado por vigas esbeltas;
- ii. Regime inelástico de Flambagem: quando a instabilidade ocorre depois de algumas fibras terem atingido a resistência ao escoamento (f_y);
- iii. Plastificação: ocorre para vãos curtos. Nesse caso ocorre plastificação da seção transversal e não ocorre o fenômeno de flambagem.

Em relação ao estado da arte, no que diz respeito à FLT, em busca de um procedimento para a determinação do momento fletor resistente de vigas celulares de aço, Abreu et al. (2010) e Abreu (2011) propuseram um modelo analítico de cálculo com base na norma ABNT NBR 8800:2008. Durante esse estudo, limitaram-se nas condições de contorno, como por exemplo, aplicando-se carregamento no centro de torção da seção transversal. Os autores consideraram as vigas biapoçadas com o comprimento destravado igual ao vão, rotação impedida e empenamento liberado, simulando-se assim o “vínculo de garfo”. Nesse procedimento, assumiram o valor da máxima tensão residual de compressão igual à 30% da resistência ao escoamento (f_y), já que até então não havia resultados conhecidos dos valores dessas tensões nas vigas celulares.

Ellobody (2012) analisou as possíveis combinações dos modos de colapsos de vigas celulares de aço. Baseando-se em estudos experimentais realizados por Surtees e Liu (1995), Warren (2001) e Tsavdaridis e D’Mello (2011), o autor simulou vigas celulares de aço variando a resistência ao escoamento (f_y) e os parâmetros geométricos. Nesse estudo o autor concluiu que as especificações da norma australiana AS 4100-1998 para a FLT, quando comparado com os resultados das análises numéricas, são anti-econômicas.

Sonck et al. (2011) analisaram a influência da plastificação no comportamento da FLT em vigas celulares de aço. No modelo numérico, os autores trabalharam com as seguintes condições de contorno: vigas biapoiadas com vínculo de garfo nas extremidades e aplicação de momento fletor uniforme. Nesse estudo, os autores compararam os resultados das simulações numéricas com o procedimento de cálculo da EN 1993-1-1(2005). Para cada geometria estudada, os autores consideraram a plasticidade, a imperfeição geométrica inicial e as tensões residuais. Com isso, os autores concluíram que o modo de falha para vigas de vãos curtos é governado por plastificação da seção transversal. Como consequência, o efeito da distorção de alma não é relevante para vãos curtos de vigas celulares com comportamento elasto-plástico (SONCK et al., 2011).

Boissonnade et al. (2013) investigaram por meio de ensaios experimentais a capacidade resistente de vigas celulares à FLT. Os ensaios foram realizados no *Structural Engineering Laboratory of the University of Applied Sciences of Western Switzerland* (Figura 2.4)

Figura 2.4 – Experimentos realizados no *Structural Engineering Laboratory of the University of Applied Sciences of Western Switzerland*



Fonte: Boissonnade et al. (2013)

Nesse estudo, o principal objetivo dos autores foi de otimizar, por meio da análise numérica, os procedimentos de cálculo existentes na literatura, ver Sweedan (2011), Sonck et al. (2011), visto que esses resultados preliminares são considerados conservadores e antieconômicos. As variáveis adotadas para o estudo foram: a altura da seção transversal, o diâmetro das aberturas e resistência ao escoamento. Os autores concluíram que a metodologia de cálculo para a FLT que considera somente a resistência do tê comprimido pode ser superestimada. Isto ocorre devido ao efeito desestabilizante da mesa tracionada ser completamente negligenciado, e também de que a rigidez à torção de toda a seção transversal é

desconsiderada. Ao final desse estudo, os autores recomendaram em relação ao cálculo do momento resistente em vigas celulares à FLT utilizar a “curva c” do EN 1993-1-1(2005).

El-Sawy et al. (2014) investigaram o comportamento de vigas celulares em regime inelástico por meio das combinações dos possíveis modos de flambagem. Também, levaram em consideração a possível interação da FLT+DA. Nesse estudo, os autores realizaram análises parametrizadas considerando a aplicação de momento fletor uniforme, carga concentrada no meio no vão e carregamento uniformemente distribuído. Os autores avaliaram os resultados em termos de um coeficiente adimensional de rigidez lateral com torção k_e , conforme Eq. (2.1), em que L é o vão, E é o módulo de elasticidade longitudinal, C_w a constante de empenamento, G o módulo de elasticidade transversal e J o momento de inércia à torção.

$$k_e = \frac{\pi}{L} \sqrt{\frac{EC_w}{GJ}} \quad \text{Eq. (2.1)}$$

Os autores concluíram que quanto menor o valor de k_e , maior será o índice de esbeltez global, logo o colapso é caracterizado pela FLT.

Sonck (2014), Sonck e Belis (2015) examinaram o comportamento da FLT considerando o efeito da modificação da distribuição das tensões residuais causado pelo processo de produção. Em um segundo momento, os autores realizaram estudos paramétricos das vigas celulares por meio do software ABAQUS. O modelo numérico foi calibrado via experimentos realizados na *Ghent University* (Figura 2.5) e na *Applied Sciences and Arts Western Switzerland*, citado anteriormente.

Figura 2.5 – Experimentos realizados na *Ghent University*



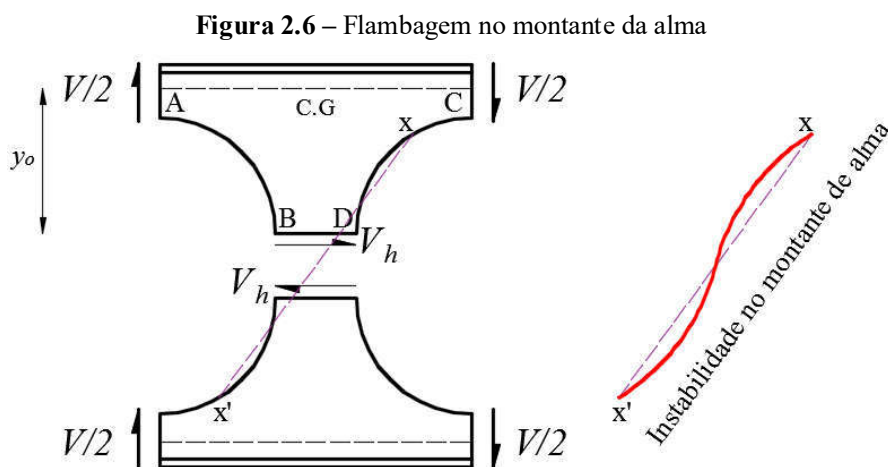
Fonte: Sonck (2014)

Os autores concluíram que a modificação das tensões residuais após o processo de produção reduz a resistência à FLT. Em adição, os autores propuseram um fator de imperfeição para o cálculo analítico para a FLT com base no EN 1993-1-1 (2005) e na formulação de Taras e Greiner (2010).

Panedojaman et al. (2016) investigaram a resistência à FLT em vigas celulares, em vista desta ser muito conservadora no procedimento de cálculo da EN 1993-1-1 (2005). Os autores tiveram como base os estudos experimentais realizados por Surtees e Liu (1995), Warren (2001), Erdal e Saka (2013) e Sonck (2014). Nesse estudo, os autores propuseram um coeficiente de correção em função do esforço cortante para o cálculo do momento fletor resistente, com base na curva b de flambagem do EN 1993-1-1 (2005).

2.2 FLAMBAGEM NO MONTANTE DA ALMA (FMA)

A FMA se torna crítica quando se tem largura reduzida no montante de alma (PANEDPOJAMAN et al., 2014). Quando as vigas celulares são solicitadas por carregamentos, ocorre um desenvolvimento da tensão de cisalhamento no montante de alma a fim de transferir tensão de tração para o “tê” inferior (NADJAI et al., 2008). De acordo com a Figura 2.6, uma força V_h age ao longo das juntas soldadas, em que y_o é a distância do centro geométrico da seção “tê” até a solda, V é o esforço cortante global e V_h é a força horizontal originada do momento Vierendeel.



Fonte: adaptado de Kerdal e Nethercot (1984)

Com isso, surgirão tensões de flexão no montante de alma. A borda AB é solicitada por tensões de tração, enquanto que a borda CD é solicitada por tensões de compressão, o que pode causar a FMA (KERDAL; NETHERCOT, 1984; DERMIDJAN, 1999). A instabilidade é caracterizada por um deslocamento lateral no montante da alma com torção, como mostra a linha diagonal xx'.

A capacidade resistente da FMA depende de detalhes geométricos no montante de alma, como o diâmetro de abertura, o espaçamento entre as aberturas e a espessura da alma.

Kerdal e Nethercot (1984) verificaram que a FMA ocorre para vigas sob cargas concentradas. Esses esforços são comuns na região do montante de alma ou em apoios, principalmente quando não há enrijecedores, regiões em que o esforço cortante é intenso e dominante.

Redwood e Demirjian (1998) realizaram experimentos em quatro vigas casteladas de mesma seção transversal com ênfase na FMA. Os autores assumiram que os montantes de alma mais próximo ao meio do vão seriam as regiões críticas, devido ao momento fletor ser máximo no meio do vão. Embora houve deslocamentos laterais nas vigas casteladas ensaiadas, em todos os casos foram caracterizados a forma de colapso como FMA. Também, os autores realizaram simulações numéricas a fim de parametrizar as características geométricas das vigas casteladas. Nesse estudo, os autores aferiram um procedimento de cálculo para o esforço cortante crítica, cuja causa será a FMA, em função da força cortante horizontal que age no montante de alma.

Vieira (2011) estudou a flambagem no montante da alma. Para isso, o autor realizou modelagens numéricas com base em experimentos realizados por Toprac e Cooke (1959), Bazile e Texier (1968), Zaarour e Redwood (1996), Redwood e Demirdjian (1998). Com os resultados numéricos próximos aos resultados experimentais, Vieira (2011) realizou análises paramétricas com base nos seguintes parâmetros: razão de expansão da viga castelada de 1,5; vigas simplesmente apoiadas; travamento longitudinal contínuo ao longo do eixo das mesas, distribuição dos alvéolos de modo que a largura do montante de alma das extremidades sejam a mínima possível e enrijecedores nos pontos de aplicação de carga e nos apoios.

Nesse estudo, Vieira (2011) concluiu que:

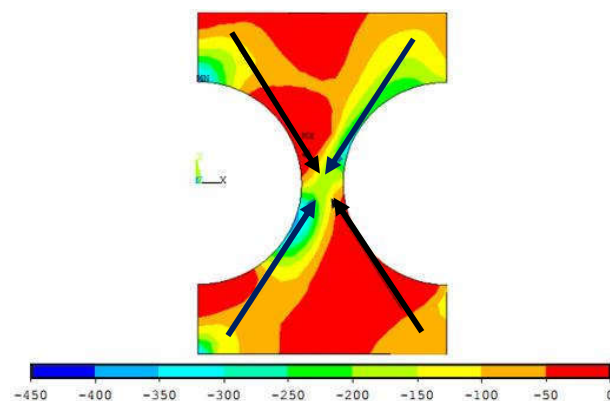
Em vigas casteladas de aço com vãos longos e carregamento distribuído, que representam a maioria dos casos correntes, a ocorrência da flambagem nos montantes de alma é quase sempre menos crítica que outros modos de colapso. Pode-se afirmar também que, nas vigas casteladas curtas, a flambagem nos montantes de alma é um modo de colapso importante, e que ocorre, geralmente, em regime inelástico, mesmo nas vigas com alma esbelta.

Ellobody (2012), também, avaliou a FMA em vigas celulares por meio de simulações numéricas. Nesse estudo, o autor verificou que a FMA ocorreu em regime inelástico de flambagem.

Conforme o estudo de El-Sawy et al. (2014), citado anteriormente, os autores concluíram que com o aumento do valor do coeficiente ($0,80 < W < 1,30$) as vigas celulares se tornam rígidas e/ou robustas. Com isso, as deformações laterais são mais difíceis de acontecer e as deformações por cisalhamento tornam-se significativamente dominante, levando a viga celular a ter o colapso por FMA.

Panedpojaman et al. (2014) com base nos experimentos realizados em vigas celulares por Surtees e Liu (1995), Warren (2001), Nadjai et al. (2008) e Tsavdaridis e D’Mello (2011), investigaram a capacidade resistente de vigas celulares em função do cisalhamento. De acordo com as análises dos autores, forças de compressão e tração agem através das diagonais do montante da alma (Figura 2.7).

Figura 2.7 – Montante de alma: região tracionada (seta de cor preto) e região comprimido (seta de cor azul)



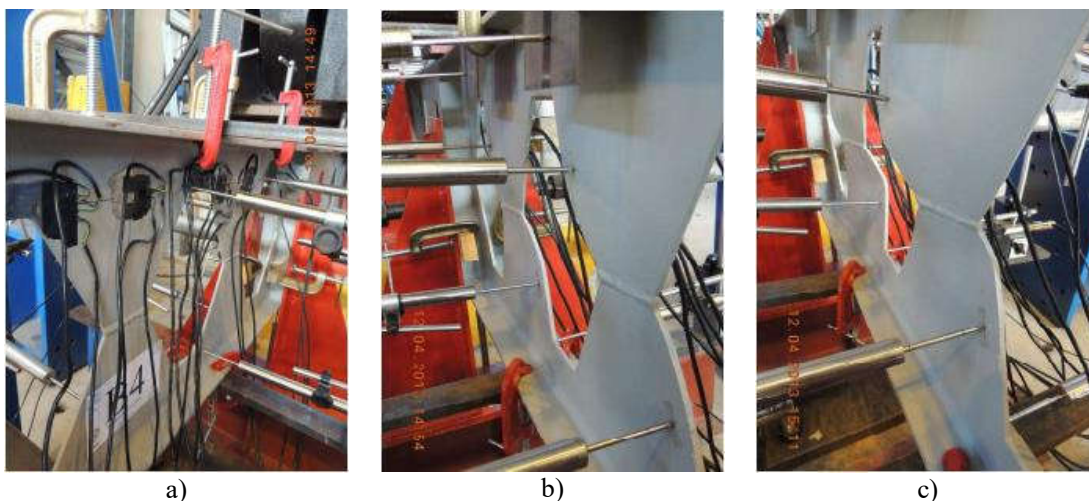
Fonte: adaptado de Panedpojaman et al. (2014)

Conforme a Figura 2.7, a diagonal comprimida causa a FMA, enquanto que o escoamento, tanto no “tê” inferior quanto no “tê” superior causam a falha por MV. Os autores concluíram que um valor alto de parâmetro de esbeltez da alma faz com que diminua significativamente a capacidade resistente ao esforço cortante. Por outro lado, a capacidade resistente ao esforço cortante aumenta em função da altura dos “tês” e largura do montante da alma. Em adição, antes do mecanismo de flambagem se desenvolver, a altura do “tê” pode prevenir o MV, enquanto que a largura do montante de alma melhor resiste à compressão.

Ainda, para os autores, a altura do “tê” é o parâmetro chave para distinguir os modos de falha entre a FMA e o MV.

Vieira (2015) realizou estudos experimentais (Figura 2.8) e numéricos com foco na flambagem do montante de alma. Os ensaios experimentais permitiram ao autor calibrar o modelo numérico para realizar as análises de parametrizações.

Figura 2.8 – Aspectos da deformada dos montantes de alma devido à FMA, na viga B4: a) início do fenômeno; b) logo após a carga máxima; c) próximo ao final do ensaio



Fonte: Vieira (2015)

Nesse estudo, o autor observou:

As imperfeições iniciais medidas nas vigas do programa experimental variaram de 0,001dg a 0,045dg. Posteriormente, verificou-se que com o auxílio do modelo numérico obtém-se valores de carga última muito abaixo dos medidos experimentalmente para imperfeições superiores a 0,010dg. Não obstante, limitando-se no modelo numérico a imperfeição a 0,010dg os valores estimados de carga última de FMA são compatíveis com as dos experimentos, (VIEIRA, 2015).

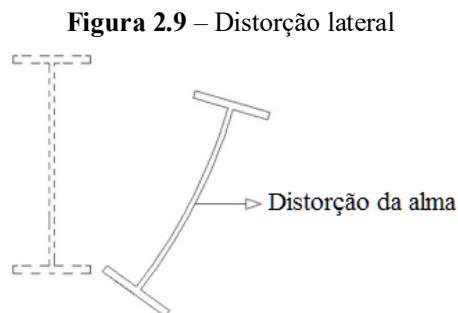
Logo, para os casos em que não há um controle rigoroso de fabricação das vigas casteladas, recomenda-se a utilização da imperfeição inicial igual a $dg/100$, em que d_g é a altura total da viga alveolar. Por fim, o autor desenvolveu uma metodologia de cálculo de resistência para as vigas casteladas em função dos parâmetros que influenciam o comportamento resistente da FMA.

2.3 DISTORÇÃO DA ALMA (DA)

A distorção da seção transversal em perfis de aço é capaz de modificar a resistência à flambagem. A distorção da alma, fenômeno que permite a mesa defletir lateralmente com torção, reduz efetivamente a resistência à torção da viga, e conseqüentemente, reduz a resistência à FLT (BRADFORD, 1985).

Em perfis de seção I laminados, a flambagem local e lateral podem se combinar e produzir um modo de flambagem em que os dois modos agem simultaneamente, provocando a distorção e a deflexão lateral (BRADFORD, 1986; BRADFORD, 1988). Esse tipo de flambagem é conhecida como flambagem lateral com torção e distorção (FLTD), devido a DA ao longo da seção transversal quando a estrutura atinge a sua capacidade resistente (BRADFORD, 1992; HASSAN; MOHAREB, 2015). Segundo autores como Bradford (1992) e Yoo e Lee (2011), a clássica assunção de que as seções planas permanecem planas após a deformação não é válida neste caso, em razão da natureza das condições de contorno, que podem potencializar o fenômeno da DA.

O fenômeno da DA tem sido investigado como “distorção lateral” (Figura 2.9) (ZIRAKIAN; SHOWKATI, 2006).



Fonte: adaptado de Zirakian e Showkati (2006)

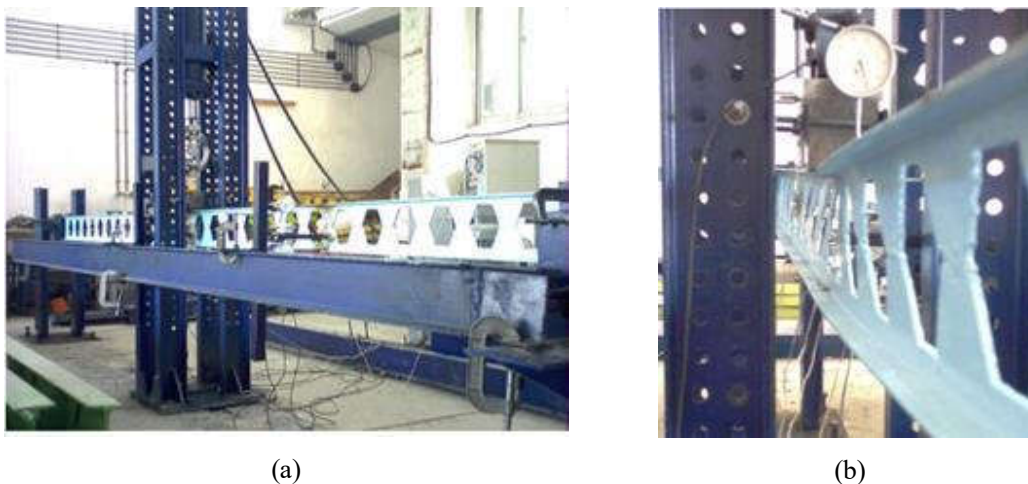
Esse efeito é mais significativo em seções transversais esbeltas, com almas sem enrijecedores, do que em seções transversais robustas (BRADFORD, 1985; BRADFORD, 1992).

Bradford (1985, 1986, 1988, 1992) por meio de uma metodologia desenvolvida com base no MEF estudou a influência da DA em perfis metálicos monossimétricos e com dupla simetria. O autor variou as condições de contorno para avaliar a influência das vinculações na DA. Em seu primeiro estudo, o autor considerou apenas vigas biapoiadas. Posteriormente, o

autor considerou a mesa superior com restrição lateral contínua. Também, variou os parâmetros geométricos, como a altura do perfil, espessura da alma e comprimento das mesas. Nesses estudos, as análises numéricas mostraram que os efeitos da DA em vigas simplesmente apoiadas são menores do que aquelas com restrição lateral contínua na mesa comprimida. Ainda, quando caracterizada a DA, ocorreram reduções na capacidade de carga das vigas com pequenos vãos e alma esbelta.

Zirakian e Showkati (2006) investigaram a DA em vigas casteladas por meio de ensaios experimentais (Figura 2.10).

Figura 2.10 – Ensaio experimental em vigas casteladas realizados por Zirakian e Showkati (2006)



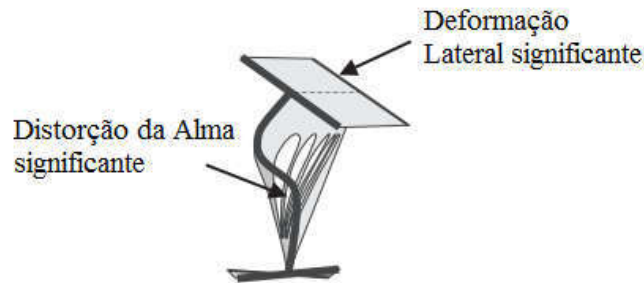
Fonte: Zirakian e Showkati (2006)

Em todos os testes, as vigas eram consideradas simplesmente apoiadas e carga aplicada no meio do vão. Nesse estudo, os autores avaliaram as deformações na alma em pontos que se encontram a $L/4$ dos apoios e no meio do vão ($L/2$). Em todas as situações ocorreram a instabilidade por FLT+DA (Figura 2.11).

Kalkan e Buyukkaragoz (2011) investigaram o efeito da DA na FLT em perfis I de aço duplamente simétricos por meio do MEF. Nesse estudo, os autores concluíram que: a redução da capacidade de carga em perfis I de aço duplamente simétricos devido a distorção da alma aumenta com o aumento da esbeltez da alma, os procedimentos existentes como a AS 4100:1998 e EN 1993-1-1 (2005), superestimam a capacidade de carga para vigas de aço sujeitas a DA+FLT e a redução da capacidade de carga em vigas de aço devido a DA aumenta com o aumento do comprimento destravado da viga.

Por fim, El-Sawy et al. (2014) concluíram que vigas celulares com seção não esbelta e pequenos vãos, o coeficiente adimensional de rigidez lateral com torção W aumenta e o colapso ocorre com a combinação dos modos FLT e DA (Figura 2.12).

Figura 2.11 – Modo de colapso caracterizado pela combinação da distorção da alma, FLT e DA

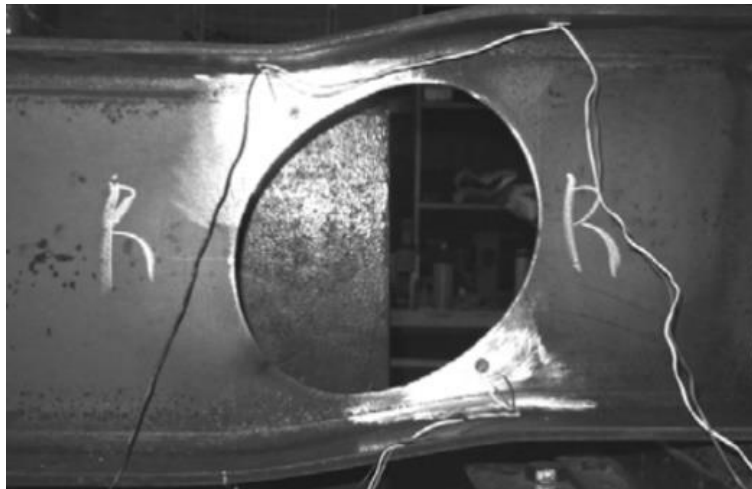


Fonte: adaptado de El-sawy et al. (2014)

2.4 MECANISMO VIERENDEEL (MV)

O mecanismo Vierendeel é dependente da presença do esforço cortante de alta magnitude, que ocorre para vigas celulares de vãos curtos (KERDAL; NETHERCOT, 1984; TSAVDARIDIS; D'MELLO, 2012). O fenômeno é caracterizado pela distorção e formação de rótulas plásticas em regiões próximas ao alvéolo (Figura 2.13).

Figura 2.12– Mecanismo Vierendeel



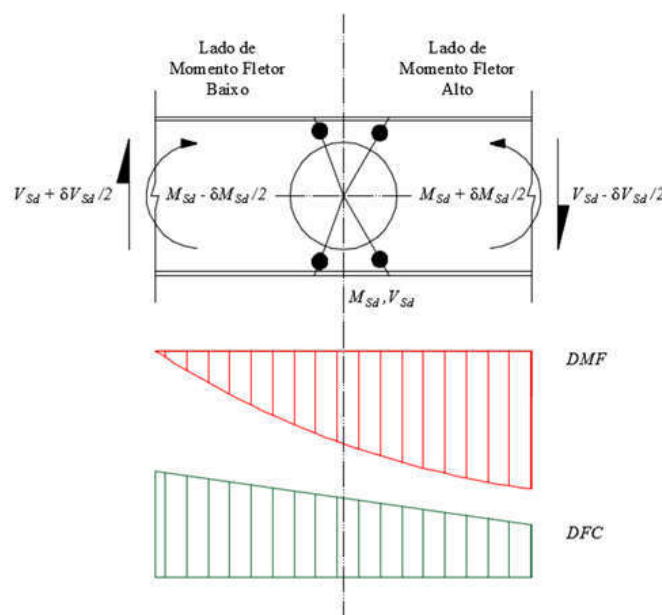
Fonte: Tsavdaridis et al. (2009)

As vigas celulares são capazes de suportar carga adicional até a formação de quatro rótulas plásticas em locais críticos (CHUNG; LIU; KO, 2001; PANEDPOJAMAN;

RONGRAM, 2014). Isso ocorre por meio da transferência do esforço cortante através da abertura na alma, e também, pelo momento fletor primário e secundário (ERDAL; SAKA, 2013). O momento fletor primário é o momento fletor convencional e/ou global. Já o momento fletor secundário, conhecido como momento Vierendeel, é o resultado da ação do esforço cortante na seção “tê” sob o comprimento horizontal da abertura (TSAVDARIDIS; D’MELLO, 2012). Logo, a interação entre os momentos fletores primário e secundário com forças axiais locais formam rótulas plásticas na seção “tê” (PANEDPOJAMAN; RONGRAM, 2014). Fisicamente, o mecanismo Vierendeel pode ser explicado quando o aço atinge a resistência ao escoamento nas extremidades dos tês devido à combinação de tensões normais e de cisalhamento. Os principais parâmetros que afetam este comportamento estrutural são a espessura da alma e o diâmetro do alvéolo.

No que diz a respeito do estudo da formação do MV, pode-se citar primeiramente os estudos de Chung et al. (2001). Os autores investigaram o MV em vigas de aço com aberturas circulares na alma por meio de estudos analíticos e simulações numéricas. Nesse estudo, os autores avaliaram a formação de rótulas plásticas nas regiões de momento fletor de menor valor e momento fletor de maior valor (Figura 2.14).

Figura 2.13 – Mecanismo Vierendeel ao redor de uma abertura circular



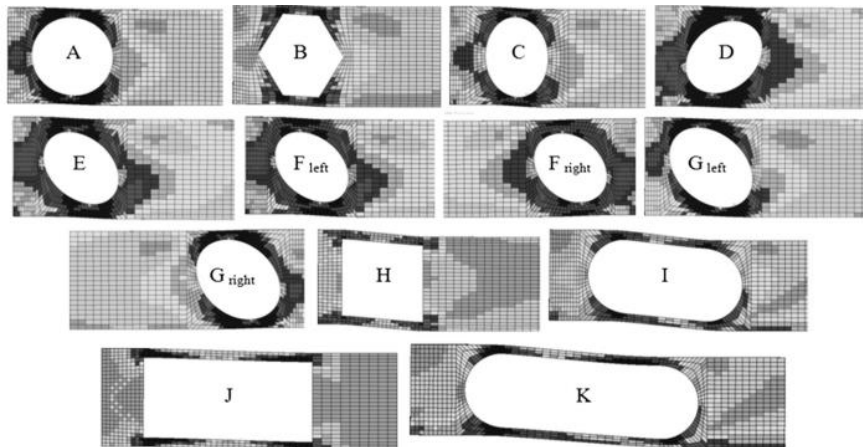
Fonte: adaptado de Chung et al. (2001)

De acordo com os autores, a região de momento fletor de menor valor, com o aumento da distribuição de tensões, a seção transversal muda de comportamento elástico para plástico.

Com isso, sob o aumento do momento fletor secundário, as tensões na alma na seção “tê” superior são de compressão e de maior valor do que as tensões na mesa. No geral, a rótula plástica somente será formada na seção transversal onde as ações são elevadas, mas a capacidade resistente é pequena. Situação análoga ocorre para a seção “tê” inferior. Por outro lado, na região de momento fletor de maior valor, as tensões na alma são menores do que na mesa, e a rótula plástica se formará para altos valores de V_{sd} e M_{sd} . É importante ressaltar que as rótulas plásticas sempre serão formadas primeiro na região de momento fletor de menor valor. Desse modo, depois da formação de rótulas plásticas na região de momento fletor de menor valor, existe uma redistribuição de tensões através da abertura. Assim, inicia-se a formação das rótulas plásticas na região de momento fletor de maior valor. Nesse estudo, os autores concluíram que para vigas de aço com aberturas circulares a redução da capacidade resistente à força cortante na seção alveolar é mais crítica do que a redução da capacidade resistente ao momento fletor. Ainda, em relação ao escoamento na alma promovido pela tensão de cisalhamento, tanto na parte superior quanto na parte inferior da seção “tê” é de suma importância para promover a formação de rótulas plásticas.

Tsavdaridis e D’Mello (2012) estudaram por meio MEF o comportamento do MV. Nesse estudo, os autores variaram a forma do alvéolo. O objetivo dos autores foi estudar detalhadamente os parâmetros geométricos que afetam o MV. Os autores verificaram que quanto maior a abertura, menor será a razão entre a força cortante solicitante pela resistente de cálculo (Figura 2.15).

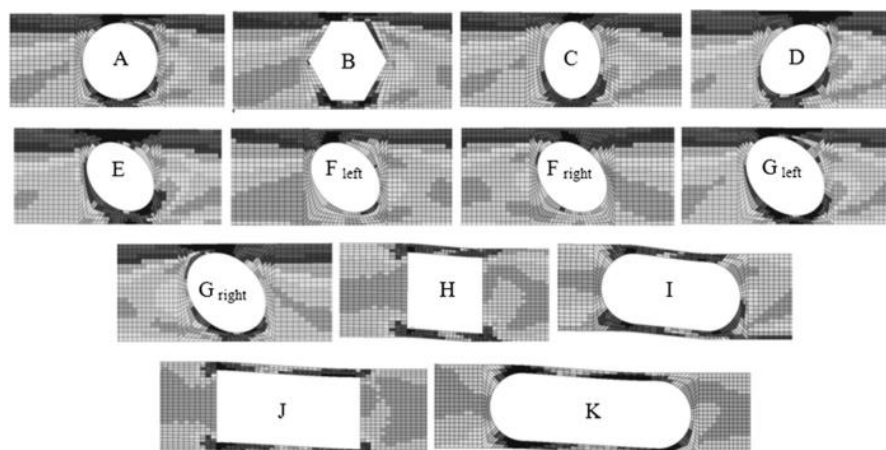
Figura 2.14 – Vigas sujeitas à intensa força cortante e baixo momento fletor



Fonte: Tsavdaridis e D’Mello (2012)

Em relação aos padrões de escoamento na formação do MV, de acordo com os autores, quando as seções perfuradas estão sob a ação de intensa força cortante e baixo momento fletor, as rótulas plásticas em ambos os lados, tanto o lado de menor valor de momento fletor quanto o lado de maior valor momento fletor, se mostraram totalmente desenvolvidas.

Figura 2.15 – Vigas sujeitas à intenso momento fletor e baixa força cortante



Fonte: Tsavdaridis e D’Mello (2012)

Por outro lado, quando as seções estão sob a ação de baixa força cortante e intenso momento fletor, as rótulas plásticas, em ambos os extremos da seção “tê”, tanto na parte superior, quanto na parte inferior, são mobilizados pela ação de forças axiais locais (Figura 2.16). Conseqüentemente, somente rótulas plásticas na região de menor valor de momento fletor são mostradas totalmente desenvolvidas. Os autores concluíram nesse estudo que o MV não é afetado somente pelo tamanho das aberturas, mas também pela geometria da abertura.

Erdal e Saka (2013) estudaram a capacidade de carga de viga celulares projetadas e otimizadas por meio de ensaios experimentais e análises numéricas. Neste tópico, tratar-se-ão apenas as vigas que tiveram o modo de colapso pela formação do MV. Em específico para a viga NPI-260, os modos de colapso foram caracterizados pela combinação do MV e FMA (Figura 2.17). Com isso, os autores concluíram que o MV ocorreu devido a aplicação da carga na parte superior das aberturas. Isso significa que quando a carga concentrada é aplicada diretamente acima das aberturas, a falha é governada pelo MV.

Figura 2.16 – Viga NPI-260 (a) Teste 2; (b) Teste 3

a)



b)

Fonte: ERDAL, 2011, adaptado

Tsavdaridis e Galiatsatos (2015) investigaram o comportamento de vigas celulares por meio MEF com pequeno espaçamento entre as aberturas e enrijecedores. É uma prática comum usar enrijecedores para reforçar a resistência contra o momento fletor e a força cortante ao longo das direções longitudinal e transversal em estruturas leves. Segundo os autores, o modo de falha predominante foi MV. Nesse estudo, concluíram que o uso de enrijecedores é efetivo quando se tem uma relação $p/d_g < 1,3$ em vista deles proporcionarem um aumento na resistência contra o momento fletor e a força cortante.

CAPÍTULO 3

TENSÕES RESIDUAIS

Este capítulo tem como objetivo definir o que são tensões residuais. Também, será apresentado um breve histórico entre as décadas de 1950 a 2010, com investigações realizadas em perfis laminados até vigas celulares, com seus respectivos modelos de distribuição de tensões residuais.

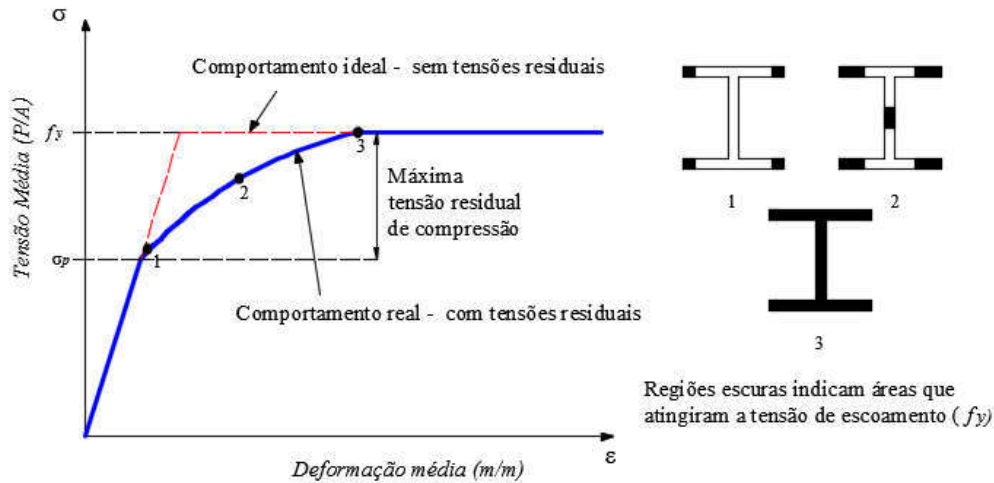
As tensões residuais surgem no aquecimento ou resfriamento não uniforme do perfil de aço durante o processo de produção, permanecendo no material como resultado das deformações plásticas e são encontradas, especialmente, em perfis laminados, e também naqueles que são fabricados por solda ou corte térmico (NAGARAJA RAO et al., 1964; ALPSTEN, 1968; YOUNG, 1975).

De acordo com Sonck e Van Impe (2013) e Sonck et al. (2014), as tensões residuais são tensões internas que existem em estruturas de aço que não estão sujeitas a forças externas, e conseqüentemente, elas estão em estado de equilíbrio estático interno. Ainda, se nenhuma força externa se opuser, as tensões residuais sempre serão elásticas.

As tensões residuais têm efeito significativo na fratura, fadiga, corrosão e resistência à flambagem em perfis estruturais de aço. Uma combinação de solicitações e tensões residuais promoverá o comportamento inelástico em diferentes fibras da seção transversal em valores de tensões menores do que o valor da resistência ao escoamento do aço (Figura 3.1) (GALAMBOS, 1963; APSTEN, 1968; ALPSTEN; TALL, 1969, TEBEDGE et al. 1973; YOUNG, 1975; SPOORENBERG et al., 2011). De acordo com a Figura 3.1, as tensões residuais influenciam na relação tensão-deformação do aço. Devido ao escoamento parcial da seção transversal sob a aplicação de tensões uniformes abaixo do ponto nominal de escoamento,

o aumento das deformações resulta em partes elásticas remanescentes da seção transversal, fazendo a relação tensão-deformação em uma relação não linear (HUBER; BEEDLE, 1954).

Figura 3.1 – Influência das tensões residuais na curva tensão deformação



Fonte: adaptado de Salmon et al. (2009)

As tensões residuais estão presentes completamente no volume todo da estrutura de aço. Entretanto, as tensões residuais que devem ser consideradas são as componentes de tensões longitudinais distribuídas ao longo da seção transversal, pelo fato de agirem no mesmo sentido que as tensões devido ao carregamento externo (SZALAI; PAPP, 2005; GOMES, 2006).

Os parâmetros que influenciam a distribuição das tensões residuais são a geometria da seção transversal, temperatura inicial, propriedades do material e condições de resfriamento (SONCK; VAN IMPE, 2013). Ainda, a respeito da geometria da seção transversal nos perfis laminados, os parâmetros que estão intrinsicamente relacionados com a distribuição das tensões residuais no processo de resfriamento são as razões: h/b , t_f/h , t_f/b , t_w/h e t_w/b (BALLIO; MAZZOLANI, 1983).

As tensões residuais podem ser induzidas em estruturas de aço por meio de dois processos durante a produção, o térmico e o mecânico.

3.1 NATUREZA TÉRMICA

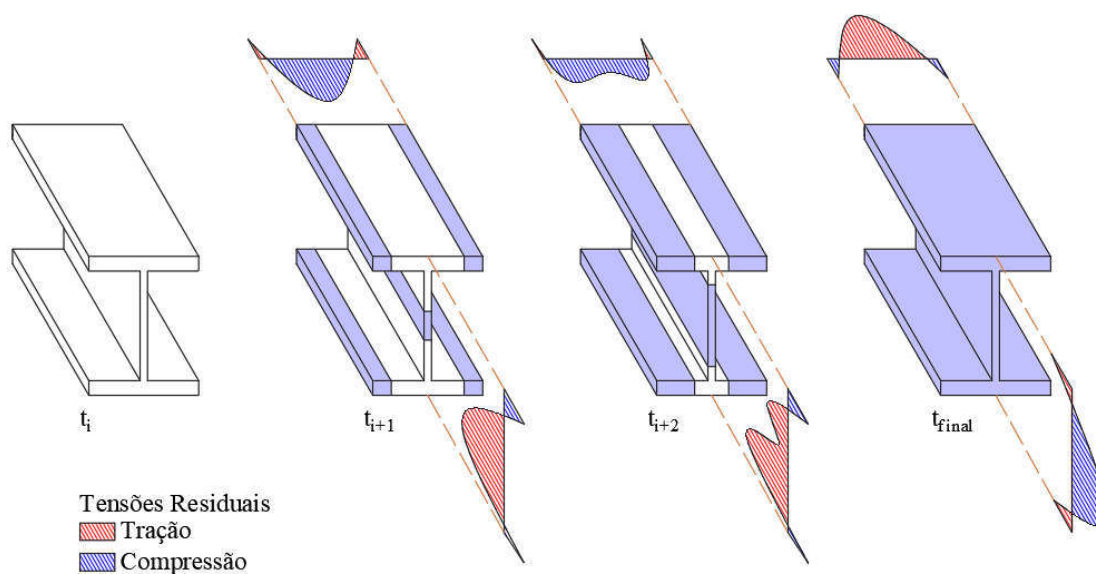
Nos perfis laminados a quente, as tensões residuais são de natureza térmica, e se devem ao processo de resfriamento.

O processo térmico pode ser explicado durante os estágios finais da laminação. As extremidades das mesas e o centro da alma, que são as partes mais expostas da seção transversal, se resfriam mais rápido do que as regiões centrais, como a junção da mesa com a alma (Figura 3.2) (HUBER; BEEDLE, 1954; YOUNG, 1975; SZALAI; PAPP, 2005; SPOORENBERG et al., 2011; SONCK; VAN IMPE, 2013, SONCK et al., 2014).

Quando essas tensões atingem o valor da resistência ao escoamento, que é muito baixo devido à altas temperaturas, deformações plásticas irão se desenvolver (YOUNG, 1975; SZALAI; PAPP, 2005).

O processo de resfriamento será explicado conforme a Figura 3.2 a seguir.

Figura 3.2 – Processo de resfriamento de um perfil I laminado a quente



Fonte: adaptado de Ballio e Mazzolani (1983)

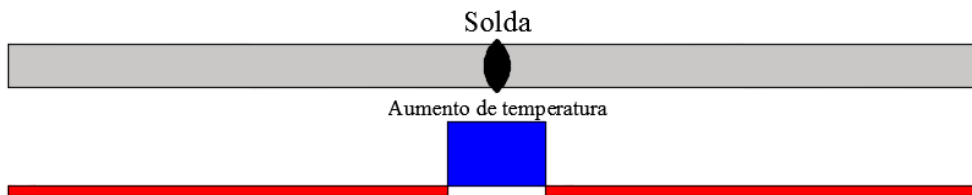
Considere uma temperatura final no processo de laminação (t_i) igual a 600°C. Um material de elevada temperatura, quando em temperatura ambiente, tende a resfriar-se para atingir o equilíbrio térmico. Logo, diferenças de temperaturas começam a surgir para um determinado tempo t_{i+1} . No tempo t_{i+1} as partes mais expostas como as extremidades das mesas e a parte central da alma, resfriam-se mais rapidamente do que as outras partes, por exemplo a junção da mesa com a alma. Com isso, as áreas mais frias tendem a encurtar-se e são impedidas pelas áreas mais mornas. Logo, começam a surgir tensões residuais. Para uma temperatura intermediária t_{i+2} , as áreas mornas sofrem deformações plásticas por compressão, devido as áreas que se resfriaram mais rapidamente. Isso faz com que ocorra uma redução nos valores das

tensões residuais. Por fim, para o completo resfriamento (t_{final}), as áreas que são mais expostas previnem a contração das áreas que se resfriaram mais lentamente. Conseqüentemente, as áreas que irão se resfriar primeiramente estarão comprimidas, por outro lado, as áreas que irão se resfriar lentamente estarão tracionadas (BALLIO; MAZZOLANI, 1983).

No geral, a parte da seção transversal que será resfriada mais lentamente terá tensão residual de tração (HUBER; BEEDLE, 1954). No final do resfriamento, as deformações plásticas devido à tração resultarão em uma dilatação residual, enquanto que, as deformações plásticas causadas por compressão resultarão em contração residual no material.

Outro exemplo de indução térmica é o processo de solda (Figura 3.3).

Figura 3.3 – Esquema de tensão residual de natureza térmica

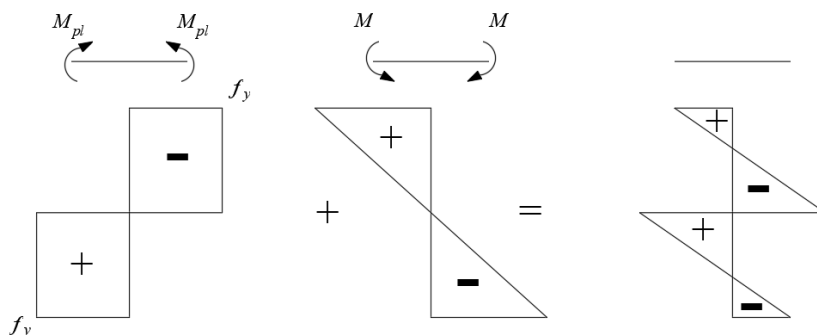


Fonte: adaptado de Sonck e Van Impe (2013)

Posteriormente à solda, a parte local aquecida da chapa de aço irá se resfriar. Após o resfriamento, o local da solda sofrerá contração térmica, que será restringido pela parte mais fria e rígida em torno da região soldada. Conseqüentemente, a região nas proximidades da solda estará em tensão residual de tração, e as outras regiões da chapa tendem a equilibrarem esta tensão de tração por serem de compressão. Na maioria dos casos, as regiões que se resfriarem por último serão de tração (SONCK; VAN IMPE, 2013).

3.2 NATUREZA MECÂNICA

Um exemplo de tensões residuais de natureza mecânica (Figura 3.4) é quando a estrutura de aço é solicitado pelo momento plástico (M_{pl}), após ser descarregado elasticamente (SONCK; VAN IMPE, 2013). Como observa-se na Figura 3.4, as tensões residuais de natureza mecânica são caracterizadas para materiais de comportamento elasto-plástico, os quais após solicitados por carregamentos de valor maior que o valor da resistência ao escoamento, irão sofrer deformações plásticas.

Figura 3.4 – Esquema de tensão residual de natureza mecânica

Fonte: adaptado de Sonck e Van Impe (2013)

3.3 MÉTODOS DE MEDIÇÕES E MODELOS DE DISTRIBUIÇÃO DAS TENSÕES RESIDUAIS

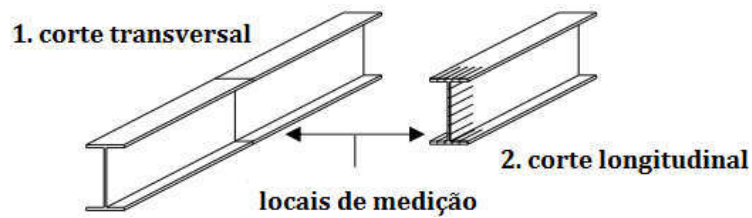
De acordo com Gomes (2006), a determinação das tensões residuais não é uma tarefa fácil, por isso vários métodos experimentais foram desenvolvidos. Os métodos de medições são subdivididos em destrutivo e não-destrutivo.

Os métodos destrutivos podem, também, ser descritos como métodos de relaxação, e a medição é feita no momento em que as tensões são aliviadas ao invés de medidas diretas. Pode-se citar como exemplo de métodos destrutivos: remoção das camadas, seccionamento e trepanação e da furação instrumentada.

Os métodos não destrutivos são aqueles em que um parâmetro físico é relacionado com a medição da tensão no material, como a condutividade, propriedades magnéticas e a difração. A vantagem desses métodos são as possibilidades de poupar o material. Como exemplo de métodos não-destrutivos tem-se: por raio x, difração, método acústico e o método fotomecânico.

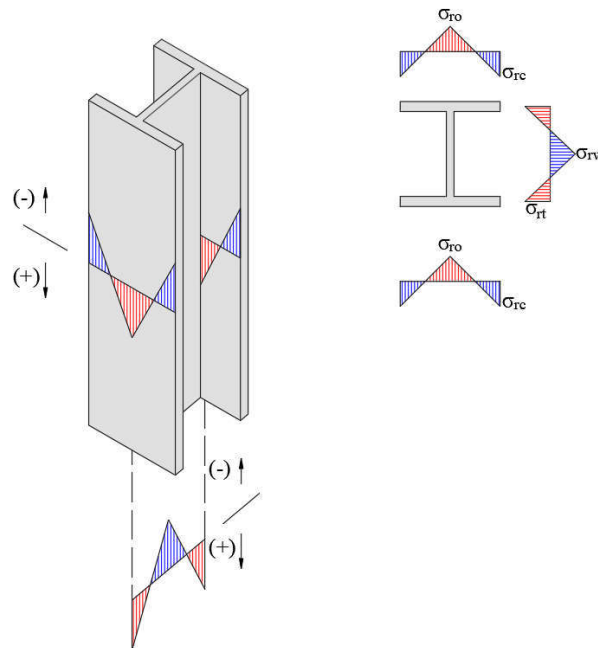
Neste item, será brevemente comentado a respeito do método do seccionamento, sendo esse o método que foi utilizado pelos autores Huber e Beedle (1954), Nagaraja Rao et al. (1964), Alpstein (1968), Alpstein e Tall (1969), Tebedge et al. (1973), Mazzolani (1975), Young (1975), Spoorenberg et al. (2010, 2011), Sonck e Van Impe (2013), Sonck et al. (2014), Sonck (2014) e Sonck et al. (2015).

O método do seccionamento é o mais antigo dos métodos (Figura 3.5). Nesse método, a viga é seccionada em diferentes seções no comprimento longitudinal. Logo, a medição das tensões é feita antes e depois do corte. Com essa diferença de deformação, as tensões residuais podem ser calculadas.

Figura 3.5 – Método do seccionamento

Fonte: SONCK, 2014, adaptado

Huber e Beedle (1954) investigaram a distribuição das tensões residuais por meio de estudos experimentais, com base no comportamento de perfis de aço submetidos à compressão axial, como é o caso de colunas. O estudo realizado pelos autores pode ser resumido nas seguintes etapas: testes de carregamentos axiais em colunas biapoiadas livres de flexão; testes de tração e compressão em corpos de prova; medição da distribuição das tensões residuais por meio do método do seccionamento. Nesse estudo, segundo os autores, a influência das tensões residuais nas colunas estudadas é a redução da capacidade de carga abaixo da capacidade de carga dos testes realizados com corpos de prova. Na maioria dos casos estudados, as tensões residuais assumiram uma distribuição linear (Figura 3.6).

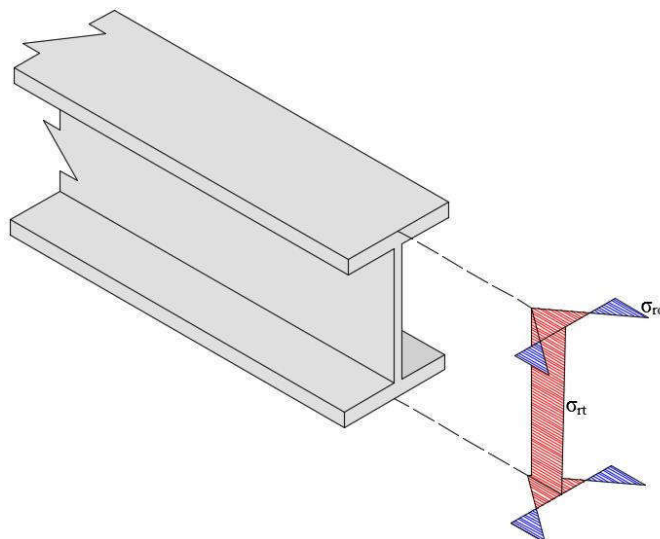
Figura 3.6 – Distribuição de tensões residuais idealizadas por Huber e Beedle (1954)

Fonte: adaptado de Huber e Beedle (1954)

Em que σ_{ro} é a tensão residual máxima de tração nas mesas, σ_{rc} é a tensão residual máxima de compressão nas mesas, σ_{rt} é a tensão residual máxima de tração na alma e σ_{rw} é a tensão residual máxima de compressão na alma. Os autores concluíram que a distribuição das tensões residuais nas mesas tem maior influência na capacidade de carga de colunas. Em adição, as tensões residuais exercem uma influência maior do que as imperfeições geométricas na porção não linear do diagrama tensão média por deformação média.

Galambos (1963) estudou o comportamento inelástico da FLT em perfis laminados em função do escoamento prematuro do aço causado pela presença das tensões residuais. Nesse estudo, o autor adotou a distribuição das tensões residuais de forma linear, conforme a Figura 3.7 a seguir:

Figura 3.7 – Distribuição de tensões residuais



Fonte: adaptado de Galambos (1963)

Em que σ_{rc} é a tensão residual máxima de compressão (Equação 3.1) e σ_{rt} é a tensão residual máxima de tração (Equação 3.2).

$$\sigma_{rc} = 0,3f_y \quad \text{Eq. (3.1)}$$

$$\sigma_{rt} = \left[\frac{b_f t_f}{b_f t_f + t_w (d - 2t_f)} \right] \sigma_{rc} \quad \text{Eq. (3.2)}$$

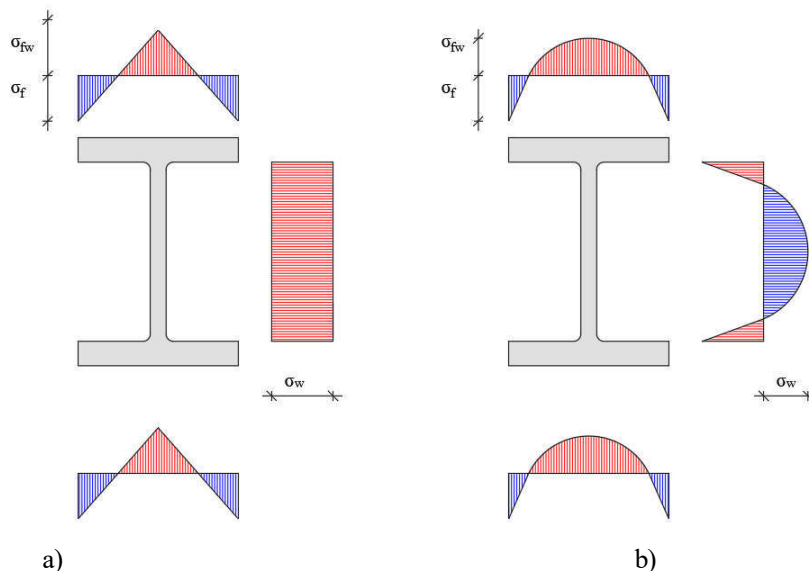
Em que b_f é a largura da mesa, t_f a espessura da mesa, t_w a espessura da alma e d a altura total do perfil. Nesse estudo o autor concluiu que as tensões residuais são os fatores preponderantes na redução da capacidade de carga na flambagem inelástica.

Alpstein (1968) apresentou um método para calcular as tensões residuais em perfis laminados. Os tópicos abordados no estudo do autor foram: estudo do mecanismo de formação térmica da distribuição das tensões residuais em perfis laminados; possíveis influências da distribuição das tensões residuais em função do processo de fabricação; influências das variações das propriedades dos materiais; influência dos parâmetros geométricos do perfil, como largura da mesa, espessura da mesa, comprimento da alma e espessura da alma. O autor concluiu que o principal fator que interfere na distribuição e magnitude das tensões residuais é a geometria do perfil e as condições de resfriamento. Em adição, existe uma tendência de aumento da magnitude das tensões residuais com o aumento das dimensões do perfil.

Mazzolani (1975) estudou experimentalmente e teoricamente, por meio do método do seccionamento, os parâmetros que são influenciados pela distribuição das tensões residuais, tais como a resistência ao escoamento e a capacidade resistente última em colunas metálicas. Comparando os resultados experimentais com os procedimentos normativos, o autor concluiu que estes são considerados conservativos, visto que, consideram apenas as tensões residuais de natureza térmica.

Young (1975) investigou o padrão de distribuição das tensões residuais em perfis laminados britânicos. Para isto, realizou medições das tensões residuais por meio do método do seccionamento. Para simplificar o tratamento de tensões residuais em colunas ou vigas na análise da capacidade de carga na flambagem inelástica, o autor assumiu distribuição de tensões residuais de forma parabólica, tanto na alma quanto na mesa (Figura 3.8).

Figura 3.8 – Distribuição de tensões residuais assumidas por Young (1975)



Fonte: adaptado de Young (1975)

Conforme a Figura 3.8, tem-se uma comparação entre o modelo americano (Figura 3.8a) de distribuição de tensões residuais em perfis laminados e na Figura 3.8b, o modelo de distribuição de tensões residuais parabólico proposto pelo autor, em que σ_f é a tensão residual máxima de compressão na mesa (Equação 3.3), σ_{fw} é a tensão residual máxima de tração na mesa (Equação 3.4) e σ_w a tensão residual na alma (Equação 3.5).

$$\sigma_f = 165 \left[1 - \frac{(d - 2t_f)t_w}{1,2(2b_f t_f)} \right] (MPa) \quad \text{Eq. (3.3)}$$

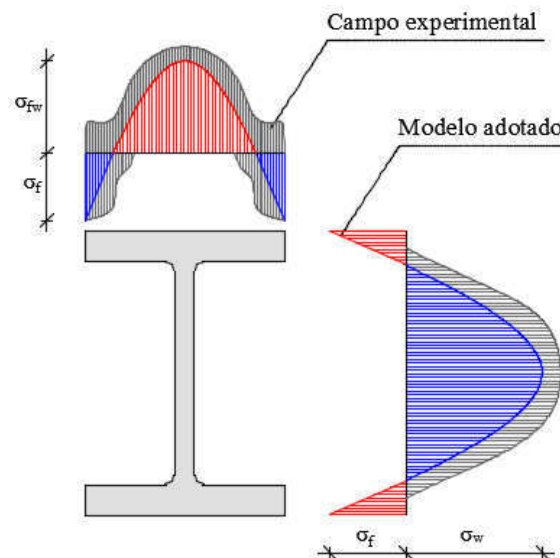
$$\sigma_{fw} = -100 \left[0,7 + \frac{(d - 2t_f)t_w}{2b_f t_f} \right] (MPa) \quad \text{Eq. (3.4)}$$

$$\sigma_w = 100 \left[1,5 + \frac{(d - 2t_f)t_w}{1,2(2b_f t_f)} \right] (MPa) \quad \text{Eq. (3.5)}$$

De acordo com Young (1975), as equações acima satisfazem as condições de equilíbrio sem que os valores ultrapassem a resistência ao escoamento do aço.

Um modelo similar de distribuição de tensões residuais foi desenvolvido com base nos resultados experimentais de Young (1975) (Figura 3.9).

Figura 3.9 – Distribuição de tensões residuais ECCS



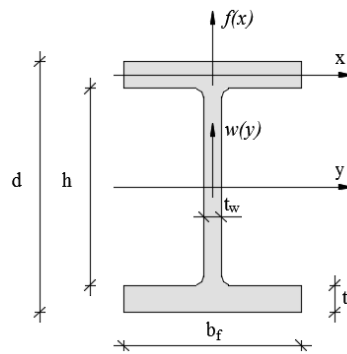
Fonte: adaptado de Ballio e Mazzolani (1983)

O modelo de distribuição de tensões residuais adotado pela *European Convention for Constructional Steelwork* (ECCS) em 1978 leva em consideração uma distribuição linear de

tensões nas extremidades, tanto da mesa quanto da alma, e também, uma distribuição parabólica nas regiões centrais. Os valores extremos são iguais aos valores propostos por Young (1975).

Szalai e Papp (2005) propuseram um novo padrão de distribuição de tensões residuais em perfis I laminados. A justificativa do estudo dos autores é de que pesquisadores anteriores deram mais atenção nas imperfeições físicas no caso de colunas metálicas, ou seja, elementos solicitados à compressão. Logo, os resultados de distribuição de tensões residuais propostos por autores que antecedem a pesquisa de Szalai e Papp (2005) podem não ser adequados para o caso de FLT, visto que não são compreendidas junto as equações de equilíbrio em relação ao empenamento e a torção. Na Figura 3.10 se encontram os eixos cartesianos e a origem das funções para o cálculo das tensões residuais.

Figura 3.10 – Domínios de funções para a distribuição de tensões residuais



Fonte: adaptado de Szalai e Papp (2005)

Para a seção transversal da Figura 3.10, os autores propuseram uma distribuição de tensões residuais de forma parabólica, conforme as equações abaixo:

$$f(x) = c_f + a_f x^2 \quad \text{Eq. (3.6)}$$

$$w(y) = c_w + a_w y^2 \quad \text{Eq. (3.7)}$$

Em que f e w são funções da distribuição das tensões residuais nas mesas e na alma, respectivamente; c_f , a_f , c_w e a_w são coeficientes em função das dimensões da seção transversal, conforme as equações a seguir:

$$c_f = a_f \left[\frac{b_f t_f (3b_f^2 + 4h^2)}{(2b_f^3 t_f + 8b_f h^2 t_f + h^3 t_w)} \right] \quad \text{Eq. (3.8)}$$

$$a_f = -af_y \left[\frac{(20b_f^3 t_f + 48b_f h^2 t_f + 4h^3 t_w)}{b_f^2 (2b_f^3 t_f + 8b_f h^2 t_f + h^3 t_w)} \right] \quad \text{Eq. (3.9)}$$

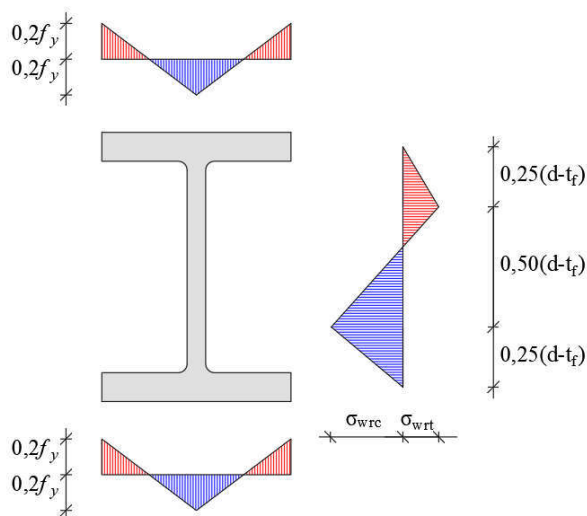
$$c_w = -af_y \left[\frac{b_f t_f (8b_f^3 t_f + 3b_f h^2 t_f + 2h^3 t_w)}{2h t_w (2b_f^3 t_f + 8b_f h^2 t_f + h^3 t_w)} \right] \quad \text{Eq. (3.10)}$$

$$a_w = -af_y \left[\frac{2b_f t_f (8b_f^3 t_f + 9b_f h^2 t_f + 10h^3 t_w)}{h^3 t_w (2b_f^3 t_f + 8b_f h^2 t_f + h^3 t_w)} \right] \quad \text{Eq. (3.11)}$$

Em que a é a distância arbitrária de um ponto na seção transversal e o centro de torção. Com esse estudo, os autores provaram que os resultados das distribuições de tensões residuais nas análises numéricas em função da FLT corrigem as condições de equilíbrio em relação a torção.

Spoorenberg et al. (2010 e 2011) investigaram experimentalmente e numericamente a distribuição das tensões residuais em perfis dobrados de abas largas, visto que até então não havia sido avaliado. De acordo com os autores, no processo de dobra na fabricação dos perfis, ocorre a modificação do padrão de tensões residuais. Baseados em estudos experimentais, os autores propuseram o seguinte modelo de distribuição de tensões residuais para perfis dobrados de abas largas (Figura 3.11):

Figura 3.11 – Modelo proposto por Spoorenberg et al. (2011)



Fonte: adaptado de Spoorenberg et al. (2011)

Em que σ_{wrc} é a tensão residual máxima de compressão na alma (Equação 3.12) e σ_{wrt} é a tensão residual máxima de tração na alma (Equação 3.13).

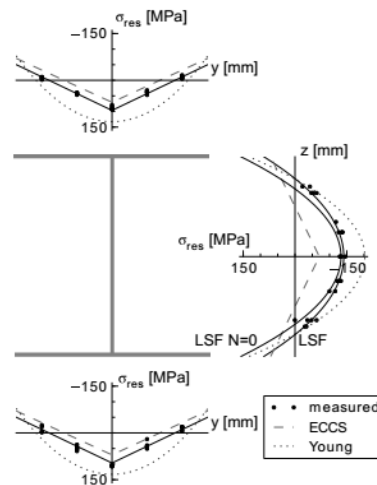
$$\sigma_{wrt} = \frac{7b_f t_f}{30(d - t_f)t_w} f_y (MPa) \quad \text{Eq. (3.12)}$$

$$\sigma_{wrc} = -\frac{b_f t_f}{30(d - t_f)t_w} f_y (MPa) \quad \text{Eq. (3.13)}$$

Nesse estudo, os autores encontraram que a distribuição das tensões residuais é de forma linear, porém é dependente da resistência ao escoamento do aço.

Autores como Sonck e Van Impe (2013), Sonck et al. (2014), Sonck (2014) e Sonck et al. (2015) investigaram numericamente e experimentalmente o comportamento de vigas alveolares em função da distribuição das tensões residuais. Primeiramente, os autores aferiram a distribuição das tensões residuais nos perfis de alma cheia, conforme Figura 3.12.

Figura 3.12 – Medição das tensões residuais no perfil de alma cheia

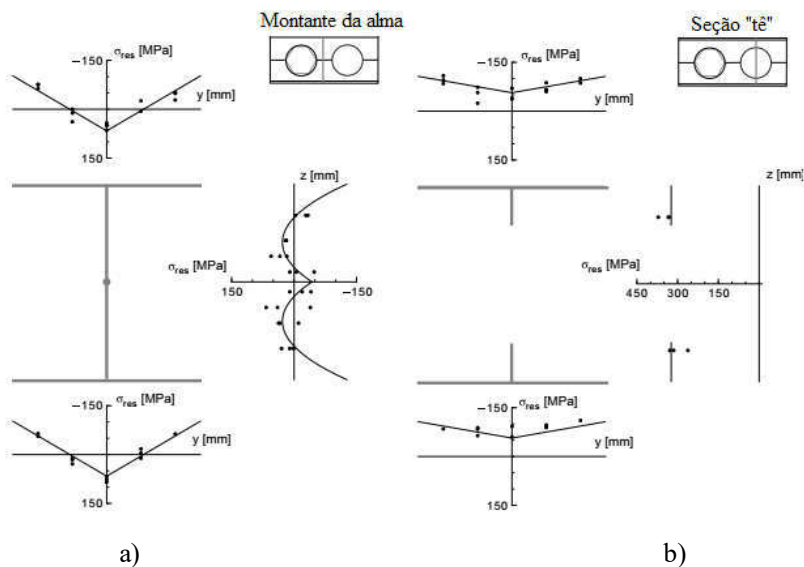


Fonte: Sonck (2014)

—
.....

Observa-se na Figura 3.12, que os valores de tensões residuais aferidos nas mesas, mostraram-se de forma linear, conforme as propostas dos autores anteriores a esse estudo. Já na alma, os resultados se apresentaram de forma parabólica. Em um segundo momento, após o término do processo de produção das vigas alveolares, os autores aferiram a distribuição das tensões residuais em duas seções: no montante da alma e no “tê”, conforme Figura 3.13 a seguir.

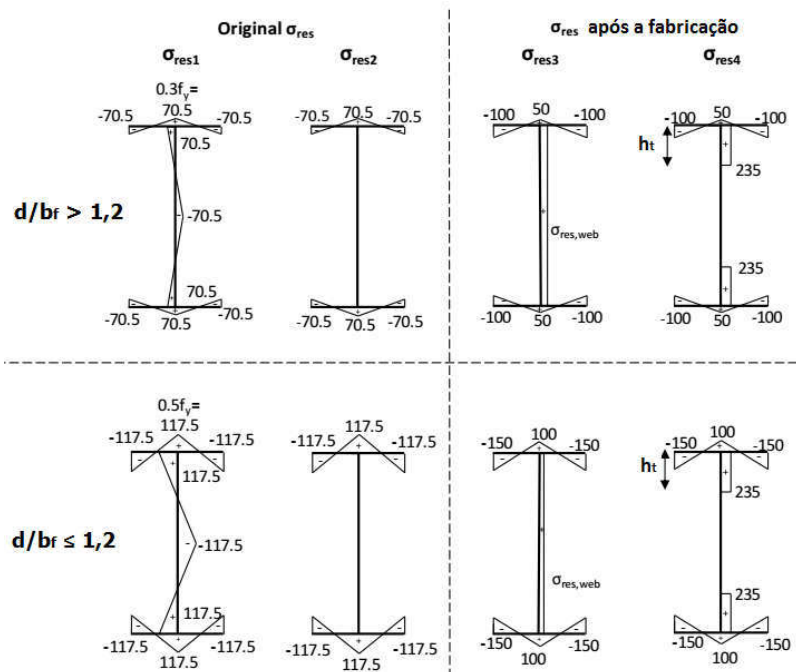
Figura 3.13– Medição das tensões residuais no (a) montante da alma e (b) na seção tê



Fonte: Sonck (2014)

No final desse estudo, os autores propuseram um modelo de distribuição das tensões residuais em função da altura e da largura do perfil, conforme a Figura 3.14 a seguir.

Figura 3.14 – Proposta dos autores de modelo de distribuição de tensões residuais, em MPa



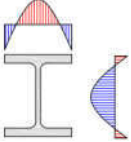
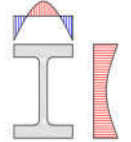
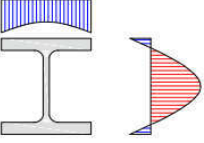
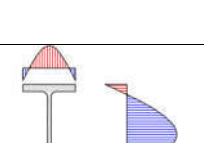
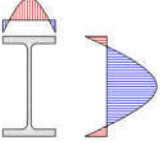
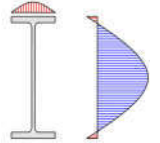
Fonte: adaptado de SONCK et al. (2015)

Em que $\sigma_{res,web}$ é a tensão residual na alma no comprimento do "tê" (Equação 3.14).

$$\sigma_{res,web} = 50 \frac{b_f t_f}{(d_g - t_f - D_o) t_w} (MPa) \quad \text{Eq. (3.14)}$$

A seguir, será ilustrado a síntese dos principais modelos de tensões residuais encontrados em Ballio e Mazzolani (1983) até Sonck (2014).

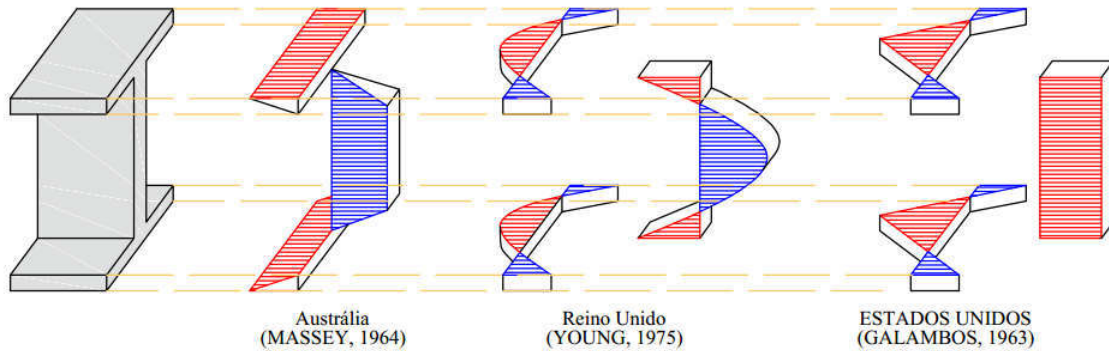
Tabela 3.1 – Distribuição de tensões residuais em perfis laminados I

$\frac{d}{b_f}$	MODELOS DE DISTRIBUIÇÃO	$\frac{t_w}{d}$	$\frac{t_w}{b_f}$	$\frac{t_f}{d}$	$\frac{t_f}{b_f}$
$\leq 1,2$		0,032	0,032	0,045	0,045
		a	a	a	a
		0,040	0,040	0,061	0,080
		0,075	0,078	0,091	0,093
		a	a	a	a
		0,100	0,112	0,162	0,182
$> 1,2$		0,062	0,068	0,104	0,113
		a	a	a	a
		0,068	0,073	0,114	0,121
		0,031	0,042	0,048	0,062
		a	a	a	a
		0,032	0,048	0,051	0,080
$< 1,7$		0,030	0,046	0,051	0,077
$\geq 1,7$		0,018	0,039	0,025	0,063
		a	a	a	a
		0,028	0,056	0,043	0,085

Fonte: adaptado de Ballio e Mazzolani (1983)

A seguir, encontram-se os modelos de distribuições de tensões residuais desenvolvidos por autores citados no item 3.4, e seus respectivos países de adoção, de acordo com a Figura 3.15:

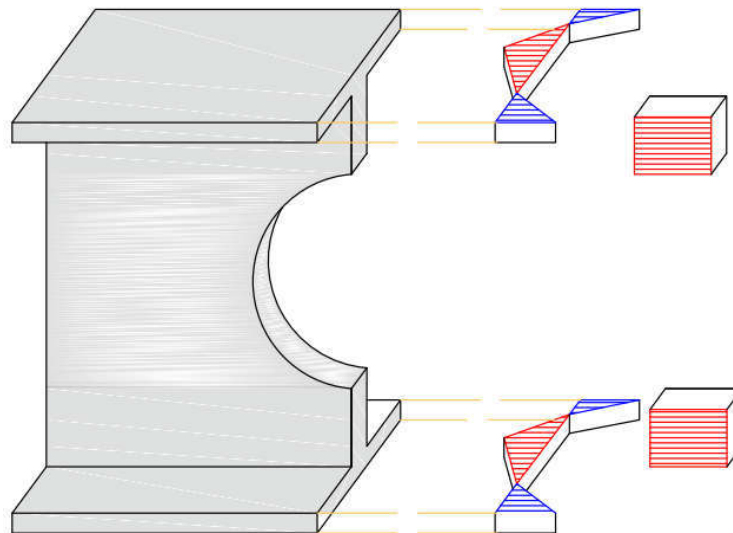
Figura 3.15 – Distribuição de tensões residuais adotadas pela Austrália, EUA e Reino Unido; cor vermelha e azul são tração e compressão, respectivamente



Fonte: BALLIO; MAZZOLANI, 1983, adaptado

Por fim, o modelo de distribuição de tensões residuais proposto por Sonck e Van Impe (2013), Sonck et al. (2014), Sonck (2014) e Sonck et al. (2015), na Figura 3.16, a seguir.

Figura 3.16 – Distribuição de tensões residuais em vigas celulares na seção duplo “tê”; cor vermelha e azul são tração e compressão, respectivamente



Fonte: Autor (2018)

CAPÍTULO 4

PROCEDIMENTOS ANALÍTICOS

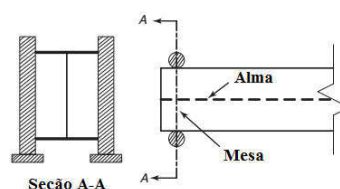
Este capítulo tem como objetivo apresentar os procedimentos analíticos de cálculo do momento resistente a FLT, os quais serão comparados com os valores dos resultados numéricos. Os procedimentos que serão tratados neste capítulo são: Timoshenko e Gere (1961), EN 1993-1-1 (2002), EN 1993-1-1 (2005), ABNT NBR 8800:2008, AS 4100-1998 (R2016), Sonck (2014) baseado em Taras e Greiner (2010), Panedpojaman et al. (2016), Abreu et al. (2010) e Abreu (2011). Para um melhor entendimento, inicialmente será citada a expressão do momento crítico elástico básico, conforme Timoshenko e Gere (1961).

4.1 O MOMENTO CRÍTICO ELÁSTICO (M_{cro}): O CASO FUNDAMENTAL

O momento crítico elástico (M_{cro}) é o momento fletor de flambagem em regime elástico de uma viga de aço que leva em consideração as seguintes hipóteses:

- Material com comportamento elástico, homogêneo e isotrópico;
- Viga simplesmente apoiada (com rotação impedida nos apoios) (Figura 4.1);

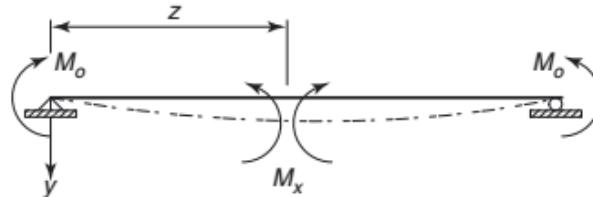
Figura 4.1 – Viga simplesmente apoiada



Fonte: adaptado de Yoo e Lee (2011)

- c) Viga sujeita à momento fletor uniforme em torno do eixo de maior inércia, conforme Figura 4.2, em que M_o é o momento fletor uniforme e z a distância longitudinal da origem a um ponto qualquer;

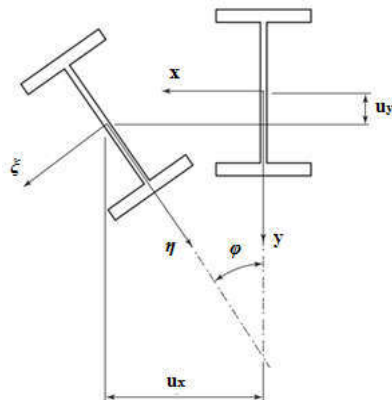
Figura 4.2 – Momento uniforme em torno do eixo de maior inércia



Fonte: Yoo e Lee (2011)

- d) Após a deformação a seção plana permanece plana (Figura 4.3);

Figura 4.3 – Seção plana permanece plana após a deformação



Fonte: adaptado de Yoo e Lee (2011)

Em que u_y é a deflexão vertical, u_x a deflexão lateral, φ é o ângulo de torção e ξ e η , correspondem a x e y respectivamente, em um novo eixo de referência após a deformação.

- e) Seção duplamente simétrica (centro de gravidade coincidente com o centro de torção);
 f) Carregamentos aplicados no centro de torção;
 g) Não haverá flambagem local;
 h) Não haverá distorção da alma durante a flambagem;
 i) As deflexões e o ângulo de torção são pequenos.

Utilizando-se o Método da Energia para descrever o fenômeno acima, a energia potencial total é dada por:

$$\begin{aligned}
\Pi &= U + V \\
&= \frac{1}{2} \int_0^L EI_y (u'')^2 dz + \frac{1}{2} \int_0^L GJ (\phi')^2 dz + \frac{1}{2} \int_0^L EC_w (\phi'')^2 dz - \\
&\quad + M_x \int_0^L (u')(\phi') dz
\end{aligned} \tag{4.1}$$

Em que E é o módulo de elasticidade longitudinal, I_y é o momento de inércia em torno do eixo y , G é o módulo de elasticidade transversal, J é a inércia a torção e C_w a constante de empenamento. Ainda, tem-se:

$$u = A \operatorname{sen} \left(\frac{\pi z}{L} \right) \tag{4.2}$$

$$\phi = B \operatorname{sen} \left(\frac{\pi z}{L} \right) \tag{4.3}$$

Em que A e B são constantes de integração.

Substituindo (4.2) e (4.3) em (4.1), a equação da energia potencial total se torna função de duas variáveis, A e B . Ainda, as equações (4.2) e (4.3) satisfazem ambas condições de contorno, tanto geométricas quanto naturais. Logo:

$$\begin{aligned}
\Pi &= U + V \\
&= \frac{1}{2} \int_0^L EI_y \left[-\frac{\pi^2}{L^2} A \operatorname{sen} \left(\frac{\pi z}{L} \right) \right]^2 dz + \frac{1}{2} \int_0^L GJ \left[\frac{\pi}{L} B \cos \left(\frac{\pi z}{L} \right) \right]^2 dz + \\
&\quad + \frac{1}{2} \int_0^L EC_w \left[-\frac{\pi^2}{L^2} B \operatorname{sen} \left(\frac{\pi z}{L} \right) \right]^2 dz + \\
&\quad - M_x \int_0^L \left[\frac{\pi}{L} A \cos \left(\frac{\pi z}{L} \right) \right] \left[\frac{\pi}{L} B \cos \left(\frac{\pi z}{L} \right) \right] dz
\end{aligned} \tag{4.4}$$

Aplicando-se o princípio da mínima energia potencial total em (4.5), tem-se:

$$\frac{d\Pi}{dA} = \frac{d\Pi}{dB} = 0 \tag{4.5}$$

Como a flambagem é um problema de instabilidade, calcula-se o momento crítico básico fazendo-se o determinante do sistema de equações 2x2 igual a zero. Com isso, tem-se:

$$GJ \frac{\pi^2}{L} + EC_w \frac{\pi^4}{L^3} - \frac{M_x^2 L}{EI_y} = 0 \tag{4.6}$$

Por fim, tem-se:

$$M_x = M_{cro} = \frac{\pi}{L} \sqrt{EI_y GJ + \left(\frac{\pi}{L}\right)^2 EI_y EC_w} \quad \text{Eq. (4.7)}$$

Portanto, a Eq. (4.7) fornece o momento crítico elástico para o caso fundamental da FLT, em regime elástico, conforme as hipóteses consideradas no início desse item, que foi proposto inicialmente por Timoshenko e Gere (1961).

4.2 EN 1993-1-1 (2005) (EC3)

A atual versão do EC3 apresenta dois procedimentos de cálculos de momento resistente a FLT: o método geral e o método específico. Panedpojaman et al. (2016) provaram que para as vigas celulares, o método específico superestima o cálculo do momento resistente, se mostrando significativamente estar contra à segurança. Assim, no presente trabalho será considerado apenas o método geral. De acordo com o método geral tem-se:

$$M_{Rd} = \frac{\chi_{LT} W_y f_y}{\gamma_{M1}} \quad \text{Eq. (4.8)}$$

Em que χ_{LT} é o fator de redução, W_y o módulo resistente plástico em relação ao eixo perpendicular a alma e f_y a resistência ao escoamento do aço. O fator de redução é calculado em função da curva de flambagem:

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\phi_{LT} + \sqrt{\phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2}} \leq 1.0 \quad \text{Eq. (4.9)}$$

$$\phi_{LT} = 0.5 \left[1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_{LT} - 0.2) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right] \quad \text{Eq. (4.10)}$$

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{W_y f_y}{M_{cr}}} \quad \text{Eq. (4.11)}$$

$$M_{cr} = C_b M_{cr,0} \quad \text{Eq. (4.12)}$$

Em que C_b é o de fator de modificação para o diagrama de momento fletor não-uniforme, que tem a função de levar em conta a influência da variação do momento fletor ao longo do comprimento destravado L_b . De acordo com Kirby e Nethercot (1979) tem-se:

$$C_b = \frac{12.5 M_{\max}}{2.5 M_{\max} + 3 M_A + 4 M_B + 3 M_C} \quad \text{Eq. (4.13)}$$

Em que M_{\max} é o momento fletor máximo, em módulo, no comprimento destravado, M_A , M_B , M_C são os momentos situados à $L_b/4$, $L_b/2$ e $3L_b/4$, respectivamente. A escolha da curva de

flambagem, conforme a Figura 4.4, é função dos parâmetros geométricos da seção transversal, de acordo com a Tabela 4.1 a seguir:

Figura 4.4 – Curvas de resistência, EC3.

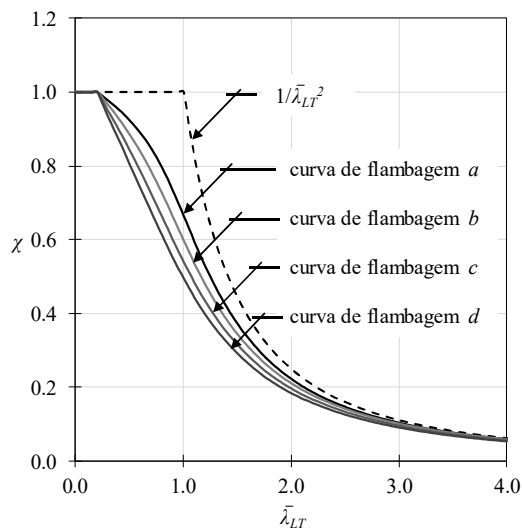


Tabela 4.1 – Fatores de imperfeição, de acordo com o EC3

Seção	Limite	Curva de flambagem	Fator de imperfeição (α_{LT})
I laminado	$d/b_f \leq 2$	<i>a</i>	0,21
	$d/b_f > 2$	<i>b</i>	0,34
I soldado	$d/b_f \leq 2$	<i>c</i>	0,49
	$d/b_f > 2$	<i>d</i>	0,64
Outra seção	-	<i>d</i>	0,64

Taras e Greiner (2010) propuseram uma formulação, a possível atualização do EC3, para a resistência à flambagem que leva em consideração o parâmetro de esbelteza em torno do eixo de menor inércia ($\bar{\lambda}_y$). O fator de imperfeição é determinado de acordo com o tipo de seção transversal e é dependente das imperfeições físicas, conforme a Tabela 4.2. Tem-se o valor de α' igual à 0,12, 0,16 e 0,21, para a seção laminada com $d/b_f > 1,2$, $d/b_f \leq 1,2$ e soldada, respectivamente.

$$\phi_{LT} = 0.5 \left\{ 1 + f_M \left[\frac{\bar{\lambda}_{LT}^2}{\bar{\lambda}_y^2} \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_y - 0.2) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right] \right\} \quad \text{Eq. (4.14)}$$

$$\bar{\lambda}_z = \sqrt{\frac{Af_y}{N_{cr}}} \quad \text{Eq. (4.15)}$$

Tabela 4.2 – Fatores de imperfeição, conforme Taras e Greiner (2010)

Tipo de seção transversal		α_{LT}
Laminada	$d/b_f > 1.2$	$\alpha' \sqrt{\frac{W_{x,el}}{W_{y,el}}} \leq 0,34$
	$d/b_f \leq 1.2$	$\alpha' \sqrt{\frac{W_{x,el}}{W_{y,el}}} \leq 0,49$
Soldada	-	$\alpha' \sqrt{\frac{W_{x,el}}{W_{y,el}}} \leq 0,64$

Para o caso de vigas celulares de aço, Sonck (2014) propôs fatores de imperfeição baseados na formulação de Taras e Greiner (2010) com o valor de α' igual a 0,18 e 0,25, para a seção laminada com $d_g/b_f > 1.2$, $d_g/b_f \leq 1.2$, respectivamente, limitando-se a 0,64. Essa proposta foi baseada em estudos experimentais e numéricos. Importante ressaltar que o valor α' é função da distribuição das tensões residuais. Além disso, a autora mostrou que o cálculo do momento resistente à FLT, conforme as prescrições do EC3, por um valor médio da constante de torção ($J_{médio}$), os resultados se apresentaram com maior concordância. Ainda, de acordo com a autora, o cálculo do momento resistente em função da constante de torção calculada no centro da abertura (J_{2T}), conforme utilizado por autores como Abreu et al. (2010) e Abreu (2011), Sweedan (2011), El-Sawy et al. (2014), Panedpojaman et al. (2016), superestima o momento resistente à FLT, fator que está contra a segurança. Diante disso, o presente trabalho será baseado na constante média de torção, conforme Eq. (4.16):

$$J_{médio} = 0.9 \frac{nD_o}{L} J_{2T} + (1 - 0.9 \frac{nD_o}{L}) J_{cheio} \quad \text{Eq. (4.16)}$$

Panedpojaman et al. (2016), em seus estudos, basearam-se na curva *b* do EC3 e propuseram um coeficiente de correção em função do esforço cortante.

$$M_{Rd} = \frac{k_{LB} \chi_{LT} W_{y,2T} f_y}{\gamma_{M1}} \quad \text{Eq. (4.17)}$$

Para vigas celulares de aço com a ausência de esforço cortante tem-se:

$$k_{LB} = \frac{1}{-0.01 \bar{\lambda}_{LT} + 1.05} \quad \text{Eq. (4.18)}$$

Para vigas celulares de aço com a presença de esforço cortante tem-se:

$$k_{LB} = \frac{\min \left[\left(0.16 \frac{A_f}{A_w} + 0.66 \right), (1.0) \right]}{\max \left[(-0.1\bar{\lambda}_{LT} + 1.13), (0.9) \right]} \quad \text{Eq. (4.19)}$$

Em que A_f é a área total das mesas e A_w a área da alma. A proposta dos autores tem como justificativa a atual prescrição do EC3 ser conservadora em regime inelástico de FLT.

Como o presente trabalho também tem como objetivo a investigação de carregamentos desestabilizantes e o cálculo da resistência à FLT da atual versão do EC3 não leva em consideração a posição do carregamento, será utilizado como objeto de comparação a versão do EN 1993-1-1(2002), a qual prescreve a equação dos três fatores. Dessa maneira, considerando as hipóteses de Timoshenko e Gere (1961), tem-se:

$$M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 EI_z}{L^2} \left[\sqrt{\frac{C_w}{I_z} + \frac{L^2 GJ}{\pi^2 EI_z} + (C_2 z_g)^2} - C_2 z_g \right] \quad \text{Eq. (4.20)}$$

Em que C_1 e C_2 são, respectivamente os coeficientes associados à forma do diagrama de momento fletor e a posição do carregamento na seção transversal, respectivamente, z_g é a distância do ponto de aplicação de carga até o centro de torção, com $z_g < 0$, quando o carregamento aplicado na mesa superior e $z_g > 0$ quando o carregamento aplicado na mesa inferior. Para a consideração de carregamento uniformemente distribuído, tem-se C_1 e C_2 igual à 1,132 e 0,459, respectivamente. Já considerando carga concentrada, tem-se C_1 e C_2 igual à 1,365 e 0,553, respectivamente.

4.3 A NORMA ABNT NBR 8800:2008

De acordo com a norma brasileira ABNT NBR 8800:2008, o momento fletor resistente nominal para o estado-limite último de vigas com seção I duplamente simétrica, fletidas em torno do eixo de maior inércia, considerando o regime elástico, tem-se:

$$M_{cr} = C_b M_{cro} \quad \text{Eq.(4.21)}$$

Em que C_b é o de fator de modificação para o diagrama de momento fletor não-uniforme, que tem a função de levar em conta a influência da variação do momento fletor ao longo do comprimento destravado L_b , conforme Eq. (4.13)

A FLT em regime elástico ocorre se o parâmetro de esbeltez λ_b for maior que λ_r , sendo:

$$\lambda_b = \frac{L_b}{r_y} \quad \text{Eq.(4.22)}$$

e

$$\lambda_r = \frac{1,38\sqrt{I_y J}}{r_y J \beta_1} \sqrt{1 + \sqrt{1 + \frac{27C_w \beta_1^2}{I_y}}} \quad \text{Eq.(4.23)}$$

Em que L_b é o comprimento destravado, λ_r é a esbeltez limite para o início do escoamento do aço e r_y é o raio de giração da seção em relação ao eixo y . Ainda:

$$\beta_1 = \frac{(f_y - \sigma_r) W_x}{EJ} \quad \text{Eq.(4.24)}$$

Em que β_1 é o coeficiente de correção para a esbeltez crítica, σ_r é a máxima tensão residual de compressão (correspondendo à 30% da resistência ao escoamento) e W_x é o módulo resistente elástico. A constante de empenamento C_w para perfis I é dado por:

$$C_w = \frac{I_y (d - t_f)^2}{4} \quad \text{Eq.(4.25)}$$

Em que d a altura total da seção e t_f a espessura da mesa.

Para que o colapso ocorra por meio da plastificação total da seção transversal, o parâmetro λ_b deve ser menor que λ_p que é dado por:

$$\lambda_p = 1,76 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad \text{Eq.(4.26)}$$

Em que λ_p é a esbeltez limite para o início da plastificação da seção transversal.

Dessa maneira, o momento fletor nominal resistente M_{Rk} , será igual ao momento de plastificação, M_{pl} .

Se o parâmetro λ_b estiver entre λ_p e λ_r , a flambagem lateral com torção ocorre em regime inelástico e o momento resistente é dado por:

$$M_{Rk} = C_b \left[M_{pl} - (M_{pl} - M_r) \frac{(\lambda_b - \lambda_p)}{(\lambda_r - \lambda_p)} \right] \leq M_{pl} \quad \text{Eq.(4.27)}$$

Em que M_{pl} (Equação 28) é o momento de plastificação e M_r (Equação 29) o momento em que se inicia o escoamento do aço.

$$M_{pl} = Z_x f_y \quad \text{Eq.(4.28)}$$

Em que Z_x é o módulo resistente plástico.

$$M_r = (f_y - \sigma_r) W_x \quad \text{Eq.(4.29)}$$

Em que σ_r é a máxima tensão residual de compressão (correspondendo à 30% da resistência ao escoamento)

Importante ressaltar que a norma brasileira não prescreve procedimentos de cálculos considerando as vigas celulares de aço. Dessa forma, para o cálculo do momento resistente em vigas celulares de aço, será considerado o modelo de cálculo análogo para perfis I de alma cheia, entretanto, considerando as propriedades geométricas dos perfis celulares.

4.4 A NORMA AUSTRALIANA AS 4100-1998 (R2016)

De acordo com a norma Australiana AS 4100:1998 (2016), a resistência à flambagem lateral com torção é influenciada por muitos fatores, como por exemplo, a geometria da viga, a distribuição do carregamento e os efeitos das condições de vinculação. Por causa disso, recomendações de projetos são incluídas (itens 5.6.1, 5.6.2 e 5.6.3 da norma). Ainda, enquanto essas recomendações são geralmente a favor da segurança, existem muitas situações em que elas se tornam antieconômicas, conforme o estudo feito por Ellobody (2012). Além disso, a norma AS 4100-1998 (R2016) é uma norma que leva em consideração a posição do carregamento, utilizando-se para isto o método do comprimento efetivo. O procedimento de cálculo pode ser assim resumido:

$$M_{Rk} = \alpha_m \alpha_s M_{pl} \leq M_{pl} \quad \text{Eq.(4.30)}$$

$$\alpha_m = \frac{\sqrt{3}M_{m\acute{a}x}}{\sqrt{[(M_A)^2 + (M_B)^2 + (M_C)^2]}} \leq 2.5 \quad \text{Eq.(4.31)}$$

$$\alpha_s = 0.6 \left\{ \sqrt{\left[\left(\frac{M_{pl}}{M_o} \right)^2 + 3 \right]} - \left(\frac{M_{pl}}{M_o} \right) \right\} \quad \text{Eq.(4.32)}$$

$$M_o = \sqrt{\left\{ \left[\left(\frac{\pi^2 EI_y}{l_e^2} \right) \right] \left[GJ + \left(\frac{\pi^2 EC_w}{l_e^2} \right) \right] \right\}} \quad \text{Eq.(4.33)}$$

$$l_e = k_t k_l k_r L \quad \text{Eq.(4.34)}$$

Em que α_m é o fator de modificação do diagrama de momento fletor, α_s é o fator de redução de esbeltez, M_o é o momento de referência em função do comprimento efetivo da viga, l_e é o comprimento efetivo, k_t é o fator de restrição a torção, k_l o fator que leva em consideração a posição do carregamento, k_r o fator que leva a restrição a rotação e L o vão.

4.5 O PROCEDIMENTO DE ABREU et al. (2010) E ABREU (2011)

Com base na ABNT NBR 8800:2008, Abreu et al. (2010) e Abreu (2011) propuseram um procedimento de cálculo do momento resistente para vigas celulares levando em consideração a FLT. O procedimento pode ser assim resumido:

- se $L_b > L_{r,cor}$, com:

$$L_{r,cor} = \frac{1,66\sqrt{I_y J_{2T}}}{J_{2T} \beta_1} \sqrt{1 + \sqrt{1 + \frac{27C_w \beta_1^2}{I_y}}} \quad \text{Eq.(4.35)}$$

Em que:

$$\beta_1 = \frac{0,7f_y W_x}{EJ_{2T}} \quad \text{Eq.(4.36)}$$

Em que L_b é o comprimento destravado, $L_{r,cor}$ é o comprimento corrigido para o qual inicia-se o escoamento do aço, f_y é a resistência ao escoamento do aço, W_x : o módulo resistente elástico da seção transversal em relação ao eixo central perpendicular a alma e E o módulo de elasticidade do aço; tem-se:

$$M_{Rk} = M_{cr} = C_b M_{cro} \quad \text{Eq.(4.37)}$$

- se $L_p < L_b < L_{r,cor}$, com

$$L_p = 1,76r_y \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad \text{Eq.(4.38)}$$

Em que L_p é o comprimento limite de plastificação da seção transversal e r_y é o raio de giração em relação ao eixo central que passa pelo plano médio da alma; tem-se que:

$$M_{Rk} = C_b \left[0,9M_{pl} - \left(0,9M_{pl} - M_{r,cor} \right) \frac{(L_b - L_p)}{(L_{r,cor} - L_p)} \right] \leq 0,9M_{pl} \quad \text{Eq.(4.39)}$$

Em que M_{pl} é o momento de plastificação da seção transversal e $M_{r,cor}$ o momento fletor correspondente ao início do escoamento, dado por:

$$M_{r,cor} = 0,31 \frac{E}{L_{r,cor}^2} \sqrt{I_y (1000C_w + 39J_{2T}L_b^2)} \quad \text{Eq.(4.40)}$$

- se $L_b \leq L_p$

$$M_{Rk} = 0,9M_{pl} \quad \text{Eq.(4.41)}$$

CAPÍTULO 5

CALIBRAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO

Este capítulo tem como objetivo uma breve descrição de como serão realizadas as análises numéricas no software ABAQUS 6.12. Além disto, o capítulo retratará a primeira etapa da metodologia presente nesse trabalho e os resultados da calibração do modelo numérico, ou seja, a comparação do modelo físico (real) com o modelo matemático.

5.1 ANÁLISES

Inicialmente será realizada a calibração do modelo físico (real) para o modelo matemático com base nos experimentos realizados por: Surtes e Liu (1995), Warren (2001), Tsavdaridis e D’Mello (2011) e Boissonnade et al. (2013), e Sonck (2014). Com isso, serão avaliadas as capacidades de carga de vigas celulares sob a combinação dos seguintes modos de colapso: Flambagem Lateral com Torção (FLT), Flambagem no Montante de Alma (FMA), Distorção de Alma (DA) e formação do Mecanismo Vierendeel (MV).

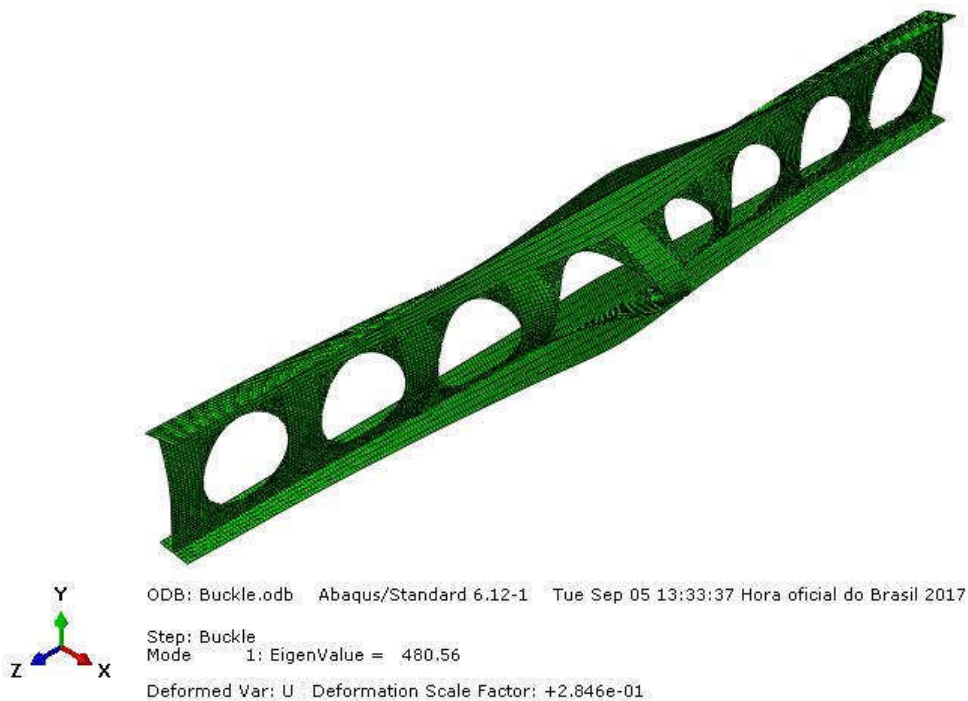
As análises serão processadas por meio do software ABAQUS 6.12, em duas etapas para cada viga: análises de estabilidade elástica e análise não linear material e geométrica.

5.1.1 Análise de Estabilidade Elástica

A análise de estabilidade elástica é realizada com objetivo de estimar a carga crítica de flambagem elástica. Para isso, utiliza-se o método de perturbação linear “*Buckle*”, o qual é

possível estimar a carga de flambagem elástica pela obtenção de autovalores e seus respectivos autovetores (Figura 5.1).

Figura 5.1 – Autovetor (deformada) e autovalor no modo “*Buckle*”



Fonte: Autor (2019)

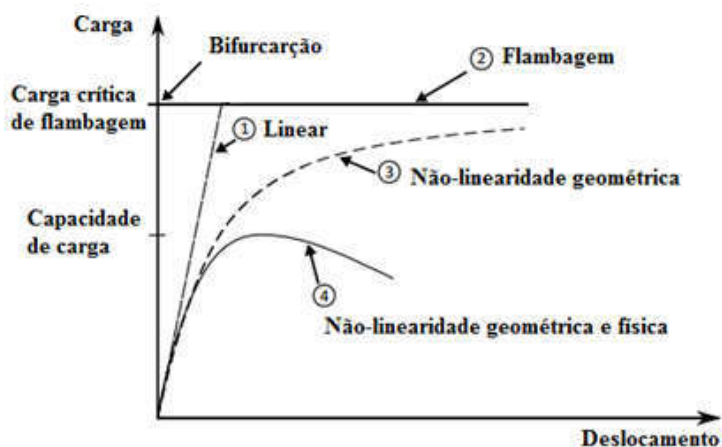
Nesse método, a carga de flambagem elástica é obtida por meio do produto do primeiro autovalor positivo (primeiro modo de flambagem) pela carga externa aplicada na estrutura no estado inicial. Importante ressaltar que nesse tipo de análise não são consideradas quaisquer imperfeições na estrutura. Portanto, a resposta da carga de flambagem elástica não coincide necessariamente com a carga de colapso da estrutura real. Assim, a análise de estabilidade elástica é utilizada principalmente para estimar cargas críticas de flambagem em estruturas, e também pode ser usada como a forma associada à uma imperfeição geométrica inicial para o início da análise não linear material e geométrica (DASSAULT SYSTÈMES, 2012).

5.1.2 Análise Não-Linear Material e Geométrica

Após a etapa de análise de estabilidade elástica, realiza-se a análise não linear material e geométrica, considerando as tensões residuais no perfil, bem como as imperfeições geométricas iniciais. A forma da estrutura na análise de estabilidade elástica, normalizada para

o valor de imperfeição inicial no perfil é adotada como sendo a forma no início dessa análise. Devido às descontinuidades de resposta no ponto de bifurcação (Figura 5.2), é necessário transformar o problema de pós-flambagem em um problema de resposta contínua por meio da implementação de imperfeições iniciais (CASTRO E SILVA, 2006).

Figura 5.2 – Descontinuidades



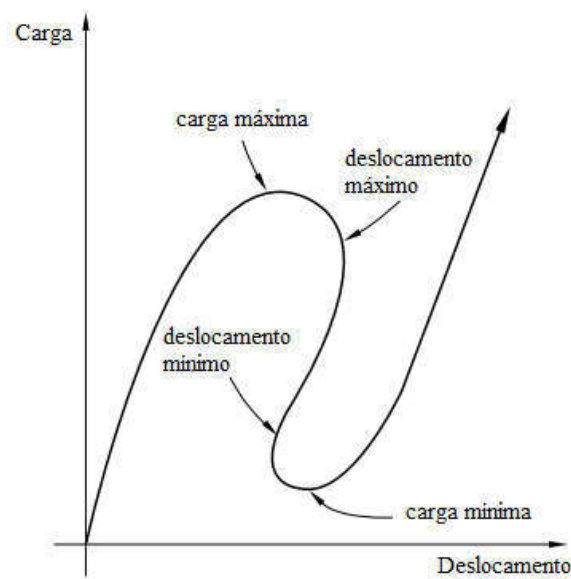
Fonte: adaptado de Trahair (1993) apud Sonck (2014)

Observa-se na Figura 5.2, no ponto 1, uma estrutura perfeitamente retilínea sem quaisquer imperfeições. O ponto de bifurcação ocorrerá com a chegada da carga crítica de flambagem elástica. Após o ponto de bifurcação, no ponto 2, a estrutura se torna instável e qualquer perturbação externa fará com que aumente o deslocamento até que a estrutura colapse. Como citado anteriormente, nenhum material é perfeitamente retilíneo e elástico linear, ou seja, existem imperfeições do material e geométricas. No ponto 3, considere somente o material com imperfeições geométricas iniciais. Observa-se que a curva carga por deslocamento não representa mais uma reta. Assim, a carga de flambagem será atingida por uma carga menor que a carga de flambagem elástica. Por fim, no ponto 4, considera-se a presença de tensões residuais e imperfeições geométricas iniciais. Observa-se que a curva carga deslocamento apresenta elevada deflexão, visto que a presença de imperfeições físicas afeta o comportamento elasto-plástico do material. Dessa forma, a implementação das imperfeições do material e geométricas no software ABAQUS 6.12 são realizadas por meio dos comandos `*INITIAL CONDITIONS, TYPE=STRESS` e `*IMPERFECTION`, respectivamente. Assim, com a presença das imperfeições, tanto material quanto geométrica, a estrutura atingirá sua carga máxima, denominada também de capacidade de carga, para um valor menor que o valor da carga

estimada na análise de estabilidade elástica. Com isso, a trajetória da curva carga deslocamento será única.

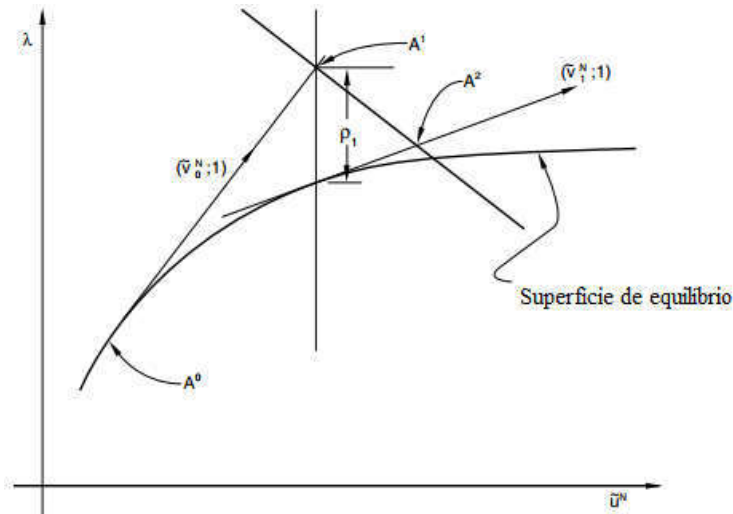
Para a solução do problema de não linearidade material e geométrica, utiliza-se o método “*Static Riks*”. Esse método, conhecido também com algoritmo de *Riks* modificado, é capaz de obter soluções de equilíbrio para problemas de instabilidade, em que o comportamento da resposta do diagrama de carga por deslocamento pode ser ilustrado conforme a Figura 5.3 a seguir.

Figura 5.3 – Curva carga por deslocamento



Fonte: adaptado de Dassault Systèmes (2012)

No algoritmo de *Riks* modificado o tamanho do incremento é limitado por mover-se em uma determinada distância ao longo da linha tangente à curva para o ponto corrente da solução e a procura do equilíbrio é realizada em um plano ortogonal, que passa através do ponto obtido (DASSAULT SYSTÈMES, 2012). Além disso, na configuração do procedimento é necessário implementar o comprimento inicial de arco, o qual refere-se a uma porcentagem inicial do carregamento externo. Dessa maneira, nos próximos incrementos o software ABAQUS, automaticamente durante a análise, ajusta os incrementos de carga para que ocorra a convergência do problema por meio de certa tolerância ou critério de parada, como fator de proporção de carga máxima ou deslocamentos máximos nas direções dos planos do eixo de coordenadas. Este procedimento é descrito conforme a Figura 5.4 a seguir, em que LPF é o fator de proporção de carga e \hat{u}^N é o vetor deslocamento.

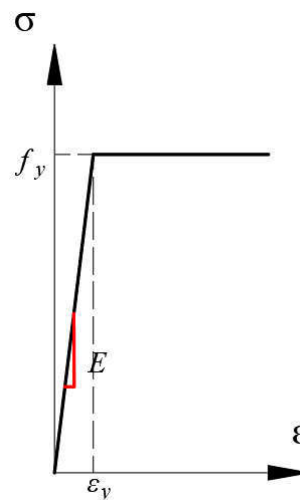
Figura 5.4 – Algoritmo de *Riks* modificado

Fonte: adaptado de Dassault Systèmes (2012)

Em adição, para resolver as equações de equilíbrio das não-linearidades o software ABAQUS 6.12 utiliza-se do método de Newton-Raphson. Esse método é geralmente utilizado para resolver as equações de integração.

5.2 MATERIAIS

Para simular o comportamento do aço, adotou-se o diagrama tensão por deformação linear (Figura 5.5), com módulo de elasticidade longitudinal igual à 200.000 MPa.

Figura 5.5 – Diagrama tensão por deformação implementado no ABAQUS 6.12

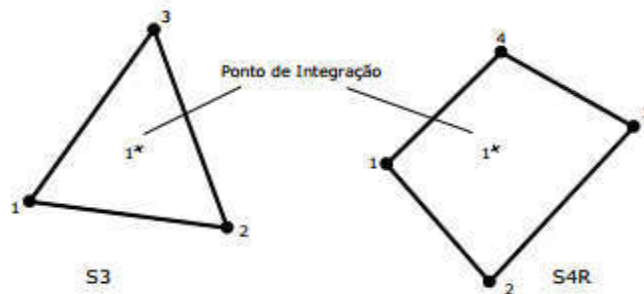
Fonte: Autor (2019)

5.3 DISCRETIZAÇÃO DOS ELEMENTOS

Foram implementadas às geometrias das vigas analisadas os elementos do tipo casca. Os elementos de casca (*Shell*) são utilizados para modelar estruturas em que uma dimensão (no caso, a espessura) é significativamente menor que as outras dimensões (como o comprimento da mesa e a altura da alma) e que as tensões no sentido da espessura são desprezadas (DASSAULT SYSTÈMES, 2012).

Os elementos a serem utilizados para as simulações são o S3 e S4R (Figura 5.6):

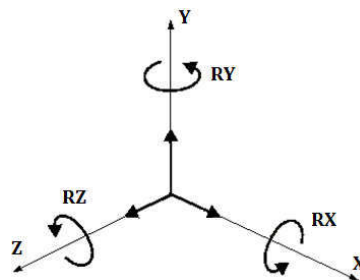
Figura 5.6 – Elementos tipo casca: S3 e S4R



Fonte: Vieira (2011)

O elemento de casca S3 é um elemento triangular com três nós que pode ser usado para refinar a discretização dos elementos finitos. Além disso, o elemento S3 é adequado para considerar deformações à flexão. Por outro lado, o elemento S4R é um elemento quadrilátero com quatro nós e integração reduzida, fator que reduz o tempo de processamento. Ambos os elementos possuem seis graus de liberdade por nó – três rotações e três translações – referenciados em um sistema de três eixos (X, Y e Z), conforme a Figura 5.7 a seguir:

Figura 5.7 – Graus de liberdade

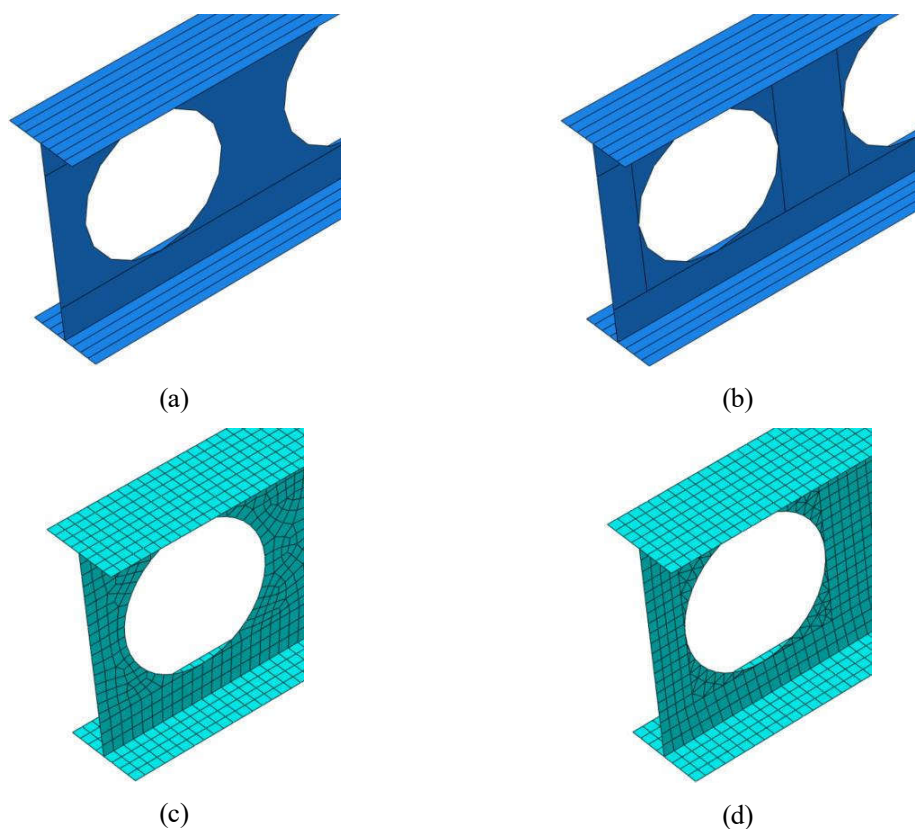


Fonte: adaptado de Dassault Systèmes (2012)

Em que RX é a rotação em torno do eixo X , RY a rotação em torno do eixo Y e RZ a rotação em torno do eixo Z .

Para avaliar a discretização e dimensão dos elementos a serem utilizadas nas simulações dos modelos numéricos fizeram-se análises preliminares. O objetivo dessa investigação preliminar é avaliar o resultado e o tempo de processamento em função dos elementos finitos. Para isso, analisou-se dois tipos de discretizações: malha livre e malha refinada, conforme a Figura 5.8 a seguir.

Figura 5.8 – Partições: (a) malha livre; (b) malha refinada. Discretização: (c) malha livre; (d) malha refinada



Fonte: Autor (2019)

Observa-se na Figura 5.8a e Figura 5.8b que para a discretização dos elementos da malha livre para a malha refinada, há necessidade de fazer um número maior de partições, fator que aumenta o tempo de pré-processamento. Por outro lado, na discretização das malhas, tanto livre quanto refinada, observa-se na Figura 5.8c que para a malha livre o software ABAQUS 6.12 gera automaticamente os elementos e a geometria do elemento. Como se observa nessa mesma figura, há presença dos elementos S3 e S4R. Por fim, na Figura 5.8d, observa-se que para cada

região conforme as partições o tipo de elemento foi gerado manualmente, ou seja, na região da periferia do alvéolo adotaram-se elementos S3, enquanto que nas outras regiões utilizou-se o elemento S4R para um melhor refinamento.

Por fim, realizaram-se simulações numéricas para avaliar o tempo de processamento. Os resultados estão apresentados em função da dimensão do elemento finito e do tempo de processamento, conforme a Tabela 5.1, em que PAEE é a carga da análise de estabilidade elástica e PANLMG é a carga da análise não linear material e geométrica.

Tabela 5.1 – Objetividade da malha

Ensaio	Ref.	P_{exp} (kN)	Dimensão dos lados dos elementos (mm)	Número de elementos	Tipo de malha	P_{AEE} (kN)	P_{ANLMG} (kN)	$\frac{P_{exp}}{P_{ANLMG}}$	Tempo total de análise ^a (min)
IPE 330	Boissonnade et al. (2013)	176,90	15	29.642	Livre	225,82	169,86	1,04	14,94
			10	75.956		227,94	170,77	1,04	51,83
			5	305.807		228,42	171,00	1,03	230,68
			15	31.400	Refinada	225,82	169,86	1,04	16,00
			10	80.210		227,96	170,77	1,04	49,75
			5	321.376		228,42	171,00	1,03	220,05
CS2_L3	Sonck (2014)	22,34	15	5.500	Livre	26,38	22,54	0,99	2,33
			10	9.537		26,29	22,48	0,99	3,78
			5	38.922		26,33	22,40	1,00	18,62
			15	5.820	Refinada	26,38	22,51	0,99	2,45
			10	10.260		26,30	22,46	0,99	3,85
			5	40.441		26,33	22,40	1,00	17,80

^a O tempo total de análise é a soma dos tempos de processamento da análise de estabilidade elástica com a análise não linear material e geométrica. As análises são realizadas por um computador com processador Intel Core i7-7500U 2.7GHz com 16GB de memória RAM.

Fonte: Autor (2019)

Observa-se na Tabela 5.1 a respeito da discretização da malha livre e refinada que não houve diferença no resultado da carga na análise não linear material e geométrica. Também, quanto ao tempo de processamento, há pouca diferença quando comparado o tipo de malha. Para o caso do ensaio IPE 330, para o elemento de dimensão 10mm, houve uma diferença de 2 min, enquanto que para o elemento com dimensão de 5mm, a diferença foi de 10min. Para o ensaio CS2_L3, a diferença foi no máximo de 1min. Ainda, em relação ao tamanho da dimensão do elemento, observou-se que quanto menor o tamanho do elemento, o resultado numérico aproxima-se mais do valor experimental. Entretanto, quando comparado os resultados dos elementos de dimensão 10mm e 5mm, os resultados apresentaram-se com pouca diferença, porém o tempo de processamento dos ensaios com elemento de dimensão igual à 5mm,

mostraram-se aproximadamente 5 vezes superior às análises realizadas com elementos de dimensão 10mm.

Com esse estudo preliminar, o presente trabalho realizar-se-á com análises adotando elementos de 10mm e malha livre.

5.4 VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO

Para a validação do modelo numérico utilizaram-se modelos experimentais de vigas celulares encontrados na literatura, tais como Surtees e Liu (1995), Warren (2001), Tsavaridis e D’Mello (2011), Boissonnade et al. (2013) e Sonck (2014).

Os valores da imperfeição geométrica inicial e das tensões residuais a serem adotados estão descritos a seguir.

5.4.1 Imperfeição Geométrica Inicial

Autores como Ellobody (2012), Bezerra (2011), Silveira (2011) e Sonck (2014) adotaram $L/1000$ de amplitude para a imperfeição geométrica inicial, em que L é o comprimento da viga. De acordo com os autores, esse valor apresenta correlação nos resultados numéricos com os valores experimentais. Importante ressaltar que os autores citados anteriormente estudaram vigas com elevada esbelteza global, em que o valor de imperfeição inicial é função do comprimento da viga. Também, de acordo com Silveira (2011), a imperfeição $L/1000$ é o valor usual admitido nas normas de projeto de estruturas de aço. Silveira (2011) relacionou a razão L/d_g , em que d_g é a altura da seção alveolar, com o possível modo de colapso. Dessa maneira, a autora evidencia que para vigas com relação $L/d_g < 20$, o modo de colapso é governado pela força cortante, no entanto, a razão $L/d_g \geq 20$, o modo de colapso é governado pela plastificação dos “tês”.

Por outro lado, Vieira (2015) mediu as imperfeições geométricas com ênfase no montante da alma. O autor, com foco no estudo da FMA, concluiu que os valores de imperfeição geométrica $d_g/100$ são compatíveis com os modelos numéricos (Tabela 5.2). Além disso, ACB (2015) recomenda que o limite de imperfeição geométrica no montante de alma não deve ser superior que 4 mm para seções com $d_g < 600$ mm e $d_g/100$ para seções com $d_g \geq 600$ mm. Conforme a Tabela 5.2, as relações L/d_g estudadas por Vieira (2015) foram menor que 10.

Tabela 5.2 – Ensaio realizados

Ensaio	L (mm)	d_g (mm)	L/d_g
A1	2424,20	454,50	5,33
A2	2.424,20	454,50	5,33
B1	2189,20	454,50	4,82
B2	2189,20	454,50	4,82
B3	2229,60	463,50	4,81
B4	2229,60	463,50	4,81
B5	2283,40	475,50	4,80
B6	2283,40	475,50	4,80
C1	2424,20	604,50	4,01
C2	2424,20	604,50	4,01
C3	2469,20	613,50	4,02
C4	2469,20	613,50	4,02
C5	2529,30	625,50	4,04
C6	2529,30	625,50	4,04

Fonte: adaptado de Vieira (2015)

Assim, para a validação do modelo numérico do presente trabalho, como os comprimentos das vigas variam de 1700mm à 11000mm e a altura da seção transversal de 220mm à 569mm, a imperfeição geométrica inicial será aplicada da seguinte forma:

$$IMP = \begin{cases} \frac{d_g}{100}, se \frac{L}{d_g} < 10 \\ \frac{L}{1000}, se \frac{L}{d_g} \geq 10 \end{cases} \quad \text{Eq. (5.1)}$$

5.4.2 Tensões Residuais

As tensões residuais serão aplicadas de acordo com o modelo de Sonck (2014), conforme a Tabela 5.3.

Tabela 5.3 – Valores de tensões residuais

	Fabricação padrão		Fabricação não-padrão
	$\frac{d_g}{b_f} > 1,2$	$\frac{d_g}{b_f} \leq 1,2$	ambos
σ_{fc}	100 MPa	150 MPa	150 MPa
σ_{fi}	50 MPa	100 MPa	0
$\sigma_{res,web}$	50 $\left[\frac{b_f t_f}{(d_g - t_f - D_o) t_w} \right]$ MPa		

Fonte: Autor (2019)

Em que σ_{fc} é a tensão residual máxima de compressão nas mesas, σ_{ft} é a tensão residual máxima de tração nas mesas e σ_{wt} é a tensão residual de tração na alma. Dessa maneira, será considerado a modificação da distribuição das tensões residuais após o processo de fabricação em todas as vigas a serem validadas. A seguir os detalhes dos ensaios experimentais realizados em vigas celulares.

5.4.3 Ensaios Experimentais

A seguir na Tabela 5.4 os ensaios experimentais realizados em vigas celulares e suas respectivas referências, os quais serão adotados para a validação do modelo numérico do presente trabalho. Além disso, será apresentado a nomenclatura para cada ensaio para a identificação.

Tabela 5.4 – Modelos experimentais

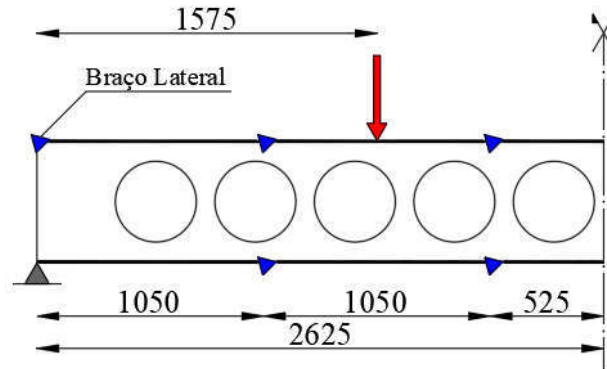
Ensaio	Referência	Identificação no presente trabalho
BEAM2	Surtees e Liu (1995)	SL1995_BEAM2_L5250
4B	Warren (2001)	W2001_4B_L7400
A1	Tsavaridis e D'Mello (2011)	TDM2011_A1_L1700
B1	Tsavaridis e D'Mello (2011)	TDM2011_B1_L1700
HEA340	Boissonnade et al. (2013)	B2013_HEA340_L7500
IPE330	Boissonnade et al. (2013)	B2013_IPE330_L11000
CS2_L3	Sonck (2014)	S2014_CS2_L3_L3150
CS2_L4	Sonck (2014)	S2014_CS2_L4_L3990

Fonte: Autor (2018)

A seguir as representações esquemáticas das vigas para a validação do modelo numérico.

Viga SL1995_BEAM2_L5250

Figura 5.9 – Viga SL1995_BEAM2_L5250 (Dimensões em mm)



Fonte: Autor (2019)

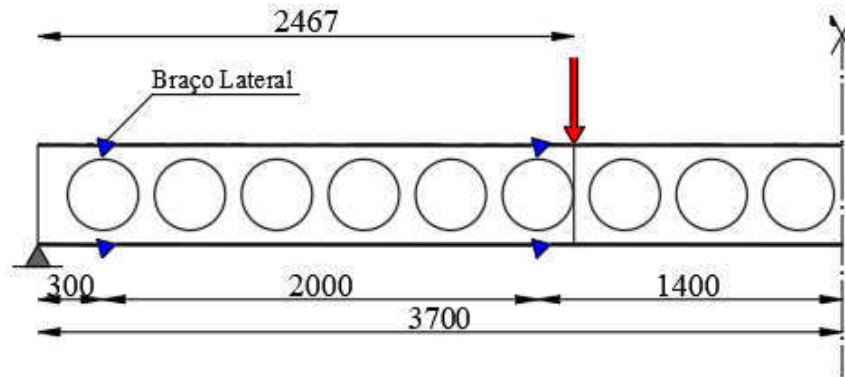
Tabela 5.5 – Viga SL1995_BEAM2_L5250: características geométricas e propriedades mecânicas

Propriedades geométricas		Propriedades Mecânicas		Resultados experimentais	
d_g (mm)	569,0	$f_{y,mesa}$ (MPa)	401,0	$P_{máximo}$ (kN)	188,50
b_f (mm)	141,8	$f_{y,alma}$ (MPa)	392,0	Modo de colapso	DA + FMA
t_f (mm)	8,6	E (GPa)	200,0		
t_w (mm)	6,4				
b_{we} (mm)	363,0				
p (mm)	461,0				
D_o (mm)	375,0				
$t_{s,apoio}$ (mm)	6,4				

Fonte: Autor (2019)

Viga W2001_4B_L7400

Figura 5.10 – Viga W2001_4B_L7400 (Dimensões em mm)



Fonte: Autor (2019)

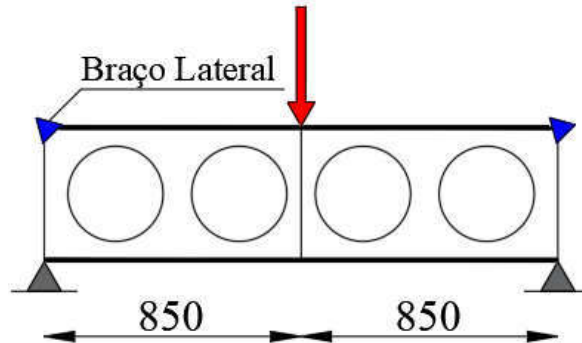
Tabela 5.6 – Viga W2001_4B_L7400: características geométricas e propriedades mecânicas

Propriedades geométricas		Propriedades Mecânicas		Resultados experimentais	
d_g (mm)	463,2	$f_{y,mesa}$ (MPa)	360,0	$P_{máximo}$ (kN)	114,0
b_f (mm)	101,6	$f_{y,alma}$ (MPa)	390,0	Modo de colapso	FMA
t_f (mm)	6,8	E (GPa)	200,0		
t_w (mm)	5,8				
b_{we} (mm)	137,5				
p (mm)	400,0				
D_o (mm)	325,0				
$t_{s,apoios}$ (mm)	8,0				
$t_{s,cc}$ (mm)	8,0				

Fonte: Autor (2019)

Viga TDM2011_A1_L1700

Figura 5.11 – Viga TDM2011_A1_L1700 (Dimensões em mm)



Fonte: Autor (2019)

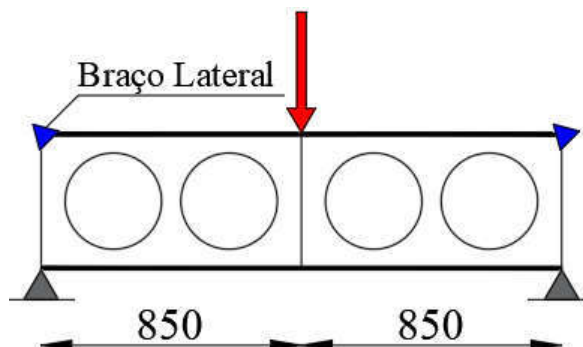
Tabela 5.7 – Viga TDM2011_A1_L1700: características geométricas e propriedades mecânicas

Propriedades geométricas		Propriedades Mecânicas		Resultados experimentais	
d_g (mm)	449,8	$f_{y,mesa}$ (MPa)	359,7	$P_{máximo}$ (kN)	288,70
b_f (mm)	152,4	$f_{y,alma}$ (MPa)	375,3	Modo de colapso	FMA
t_f (mm)	10,9	E (GPa)	200,0		
t_w (mm)	7,6				
b_{we} (mm)	78,25				
p (mm)	409,5				
D_o (mm)	315,0				
$t_{s,apoios}$ (mm)	10,9				
$t_{s,cc}$ (mm)	20,0				

Fonte: Autor (2019)

Viga TDM2011_B1_L1700

Figura 5.12 – Viga TDM2011_B1_L1700 (Dimensões em mm)



Fonte: Autor (2019)

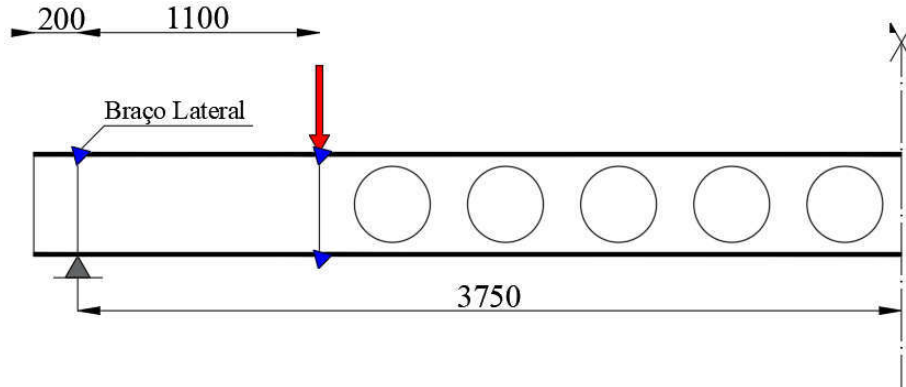
Tabela 5.8 – Viga TDM2011_B1_L1700: características geométricas e propriedades mecânicas

Propriedades geométricas		Propriedades Mecânicas		Resultados experimentais	
d_g (mm)	449,8	$f_{y,mesa}$ (MPa)	359,7	$P_{máximo}$ (kN)	255,0
b_f (mm)	152,4	$f_{y,alma}$ (MPa)	375,3	Modo de colapso	FMA
t_f (mm)	10,9	E (GPa)	200,0		
t_w (mm)	7,6				
b_{we} (mm)	78,5				
p (mm)	378,0				
D_o (mm)	315,0				
$t_{s,apoios}$ (mm)	10,9				
$t_{s,cc}$ (mm)	20,0				

Fonte: Autor (2019)

Viga B2013_HEA340_L7500

Figura 5.13 – Viga N2011_HEA340_L7500 (Dimensões em mm)



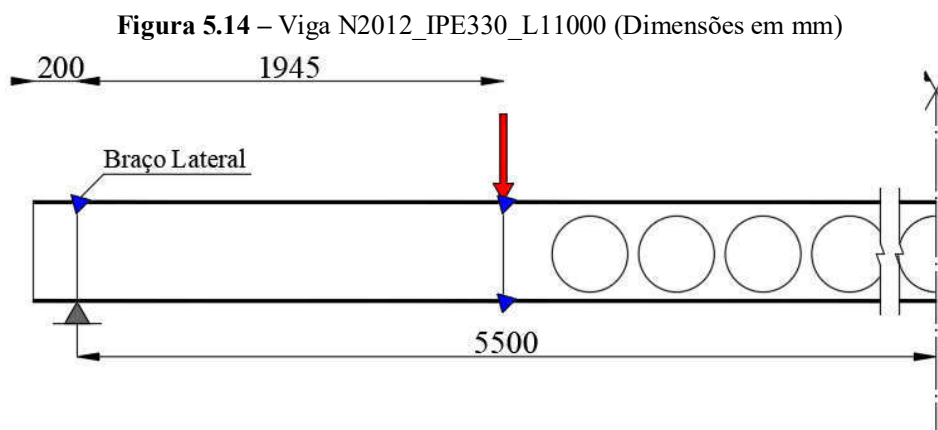
Fonte: Autor (2019)

Tabela 5.9 – Viga B2013_HEA340_L7500: características geométricas e propriedades mecânicas

Propriedades geométricas		Propriedades Mecânicas		Resultados experimentais	
d_g (mm)	470,0	$f_{y,mesa}$ (MPa)	480,0	$P_{máximo}$ (kN)	1.977,0
b_f (mm)	297,4	$f_{y,alma}$ (MPa)	552,0	Modo de colapso	FLT
t_f (mm)	16,0	E (GPa)	205,0		
t_w (mm)	10,35				
b_{we} (mm)	160,0				
p (mm)	515,0				
D_o (mm)	345,0				
$t_{s,apoios}$ (mm)	20,0				
$t_{s,cc}$ (mm)	20,0				

Fonte: Autor (2019)

Viga B2013_IPE330_L11000



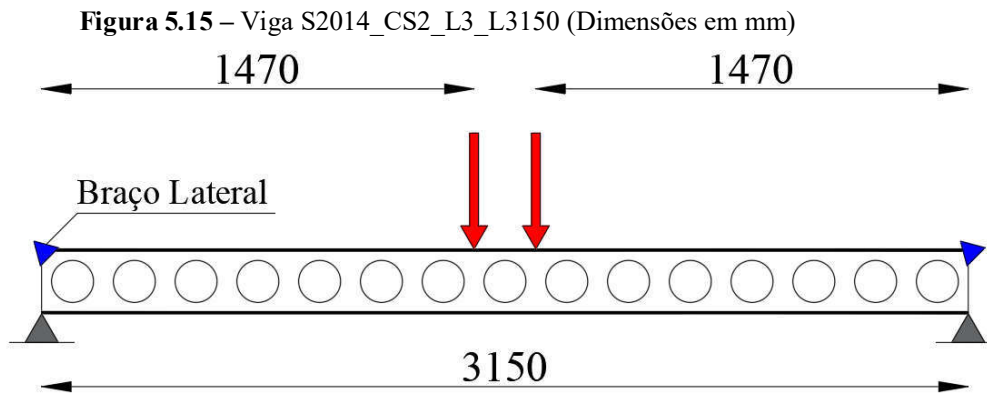
Fonte: Autor (2019)

Tabela 5.10 – Viga B2013_IPE330_L11000: características geométricas e propriedades mecânicas

Propriedades geométricas		Propriedades Mecânicas		Resultados experimentais	
d_g (mm)	460,0	$f_{y,mesa}$ (MPa)	373,0	$P_{máximo}$ (kN)	176,9
b_f (mm)	161,55	$f_{y,alma}$ (MPa)	481,0	Modo de colapso	FLT
t_f (mm)	10,75	E (GPa)	205,0		
t_w (mm)	7,75				
b_{we} (mm)	222,5				
p (mm)	395,0				
D_o (mm)	345				
$t_{s,apoios}$ (mm)	20,0				
$t_{s,cc}$ (mm)	20,0				

Fonte: Autor (2019)

Viga S2014_CS2_L3_L3150



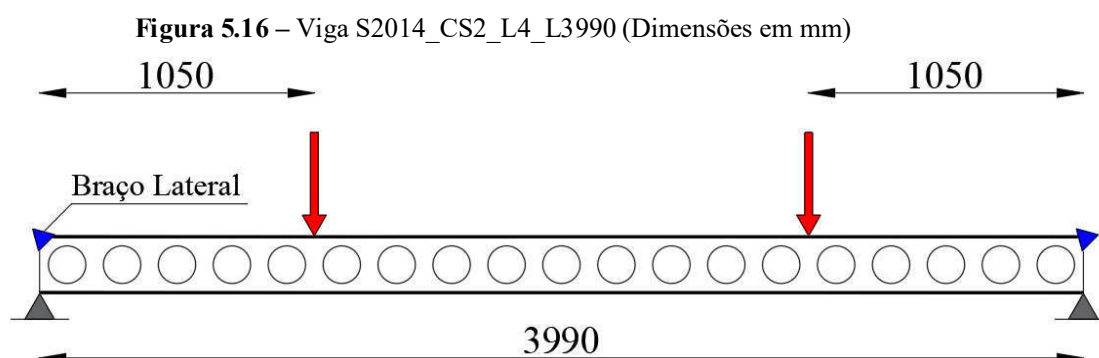
Fonte: Autor (2019)

Tabela 5.11 – Viga S2014_CS2_L3_L3150: características geométricas e propriedades mecânicas

Propriedades geométricas		Propriedades Mecânicas		Resultados experimentais	
d_g (mm)	220,0	$f_{y,mesa}$ (MPa)	346,0	$P_{máximo}$ (kN)	22,34
b_f (mm)	83,1	$f_{y,alma}$ (MPa)	332,0	Modo de colapso	FLT
t_f (mm)	7,3	E (GPa)	200,0		
t_w (mm)	5,5				
b_{we} (mm)	33,6				
p (mm)	210,0				
D_o (mm)	142,8				

Fonte: Autor (2019)

Viga S2014_CS2_L4_L3990



Fonte: Autor (2019)

Tabela 5.12 – Viga S2014_CS2_L4_L3990: características geométricas e propriedades mecânicas

Propriedades geométricas		Propriedades Mecânicas		Resultados experimentais	
d_g (mm)	220,0	$f_{y,mesa}$ (MPa)	346,0	$P_{máximo}$ (kN)	23,62
b_f (mm)	83,1	$f_{y,alma}$ (MPa)	332,0	Modo de colapso	FLT
t_f (mm)	7,3	E (GPa)	200,0		
t_w (mm)	5,5				
b_{we} (mm)	33,6				
p (mm)	210,0				
D_o (mm)	142,8				

Fonte: Autor (2019)

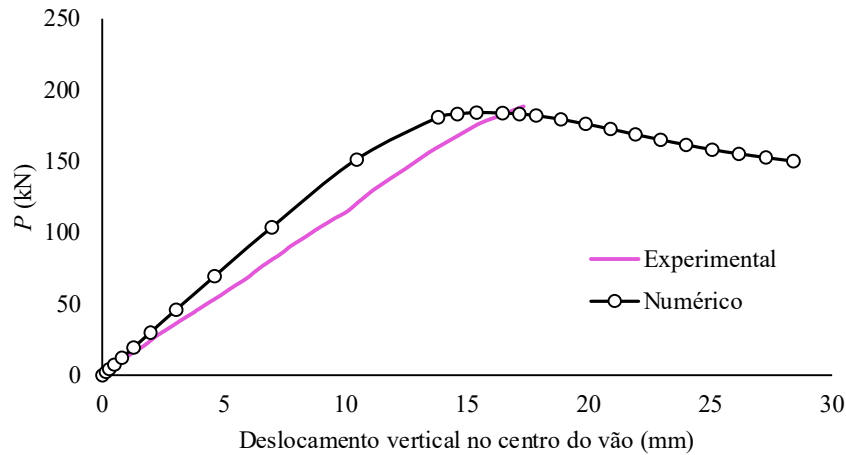
5.4.4 Resultados de Validação

A seguir, os resultados da validação do modelo numérico do presente trabalho. Em alguns casos, os resultados também foram comparados com outros valores encontrados na literatura.

- Viga SL1995_BEAM2_L5250

Primeiramente, na Figura 5.17, tem-se o gráfico de carga por deslocamento vertical no centro do vão. Neste caso, o valor da carga da simulação numérica foi igual à 184,0 kN, valor próximo ao valor experimental, igual à 188,5 kN. Em adição, os modos de colapso foram coincidentes, ou seja, o modo de falha do modelo numérico foi DA+FMA.

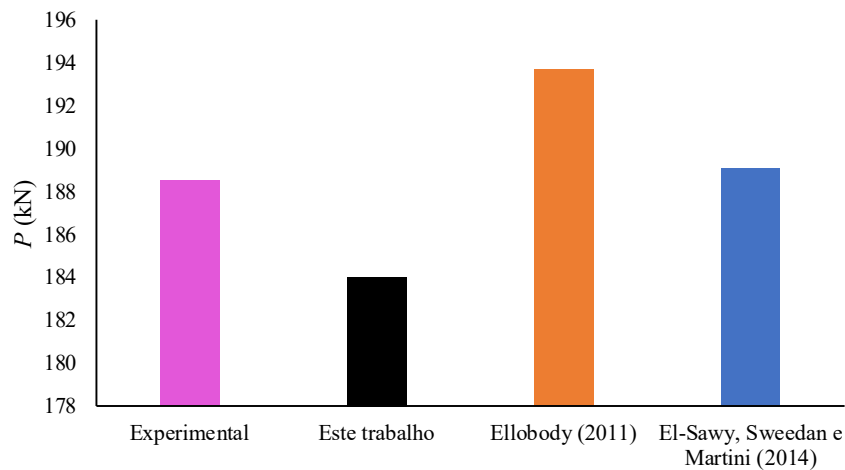
Figura 5.17 – Gráfico carga por deslocamento vertical no centro do vão para a Viga SL1995_BEAM2_L5250



Fonte: Autor (2019)

Neste caso, também se fez a comparação do valor do resultado numérico do presente trabalho com outros valores encontrados na literatura, conforme Figura 5.18 a seguir.

Figura 5.18 – Comparações com outros resultados encontrados na literatura da Viga SL1995_BEAM2_L5250



Fonte: Autor (2019)

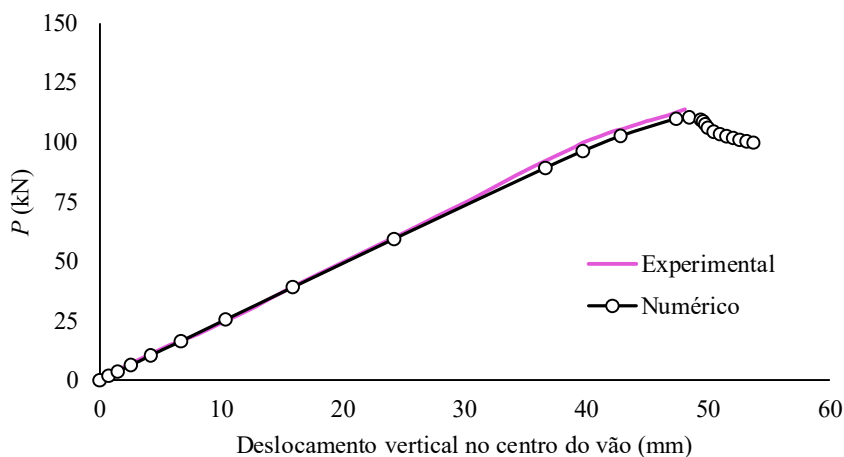
De acordo com a Figura 5.18, observa-se diferença entre os resultados encontrados na literatura. Em seu trabalho, Ellobody (2012) adotou em suas análises o valor de imperfeição geométrica inicial igual à $L/1000$, enquanto que os valores de tensões residuais aplicados foram

de acordo com o modelo utilizado por Chen e Jia (2010). Por outro lado, El-Sawy et al. (2014) adotaram um valor de imperfeição geométrica inicial igual à $L/1500$ e nenhum modelo de tensão residual foi aplicado. Importante ressaltar que a Viga SL1995_BEAM2_L5250 apresenta uma relação $L/d_g < 10$. Logo o presente trabalho adotou para esta simulação numérica o valor de imperfeição geométrica inicial igual à $d_g/100$, sendo esse um valor maior quando comparado com os outros modelos de imperfeição geométrica inicial adotada pelos outros autores.

- Viga W2001_4B_L7400

A seguir, na Figura 5.19, o gráfico de carga por deslocamento vertical no centro do vão em comparação com o ensaio experimental para a Viga W2001_4B_L7400.

Figura 5.19 – Gráfico carga por deslocamento vertical no centro do vão para a Viga W2001_4B_L7400



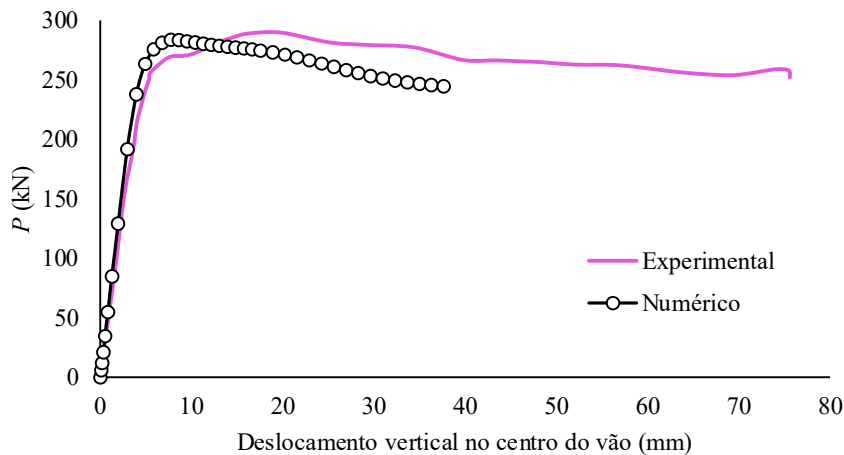
Fonte: Autor (2019)

Conforme a Figura 5.19, o valor do resultado numérico foi de 110,5 kN, enquanto que o valor experimental foi de 114,0 kN. Nesse caso, observa-se a coincidência das curvas de carga por deslocamento de ambos os resultados. Também, o modo de falha foi coincidente, ou seja, ambas tiveram o modo de falha caracterizado por FMA. Neste caso, $L/d_g \geq 10$, portanto o valor de imperfeição geométrica inicial aplicado foi igual à $L/1000$.

- Viga TDM2011_A1_L1700

A seguir, na Figura 5.20, o resultado do modelo numérico quando comparado com o modelo experimental. Neste caso, o valor do resultado numérico foi igual à 283,8 kN, enquanto que o resultado do modelo experimental foi igual à 288,7 kN.

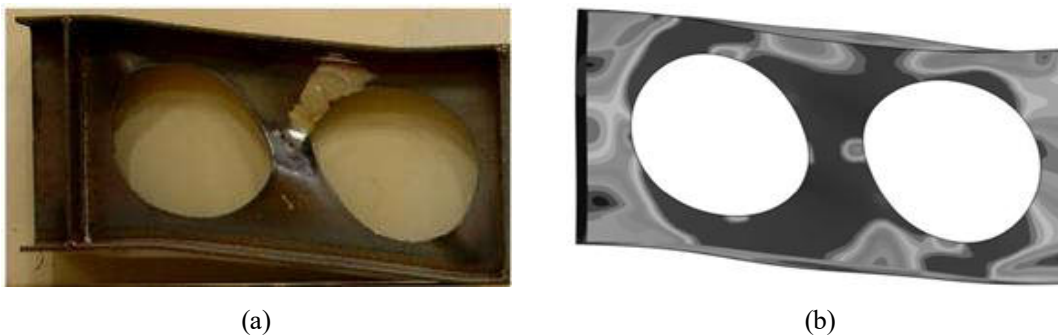
Figura 5.20 – Gráfico carga por deslocamento vertical no centro do vão para a Viga TDM2011_A1_L1700



Fonte: Autor (2019)

Neste caso, o valor aplicado da imperfeição inicial geométrica foi igual à $d_g/100$, pois neste caso tem-se $L/d_g < 10$. Além disso, devido o modelo experimental apresentar fotos do modo de falha, também se fez comparação com a deformada do modelo numérico, conforme a Figura 5.21, com ambos caracterizados pelo modo de falha FMA.

Figura 5.21 – Viga TDM2011_A1_L1700: comparações: (a) experimental e (b) numérico



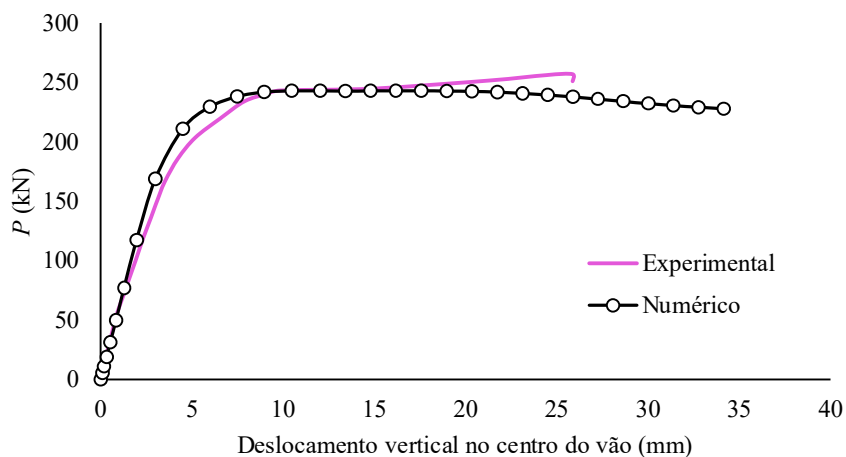
Fonte: Autor (2019)

Observa-se na Figura 5.21 que ambos os modos de falha foram caracterizados por FMA.

- Viga TDM2011_B1_L1700

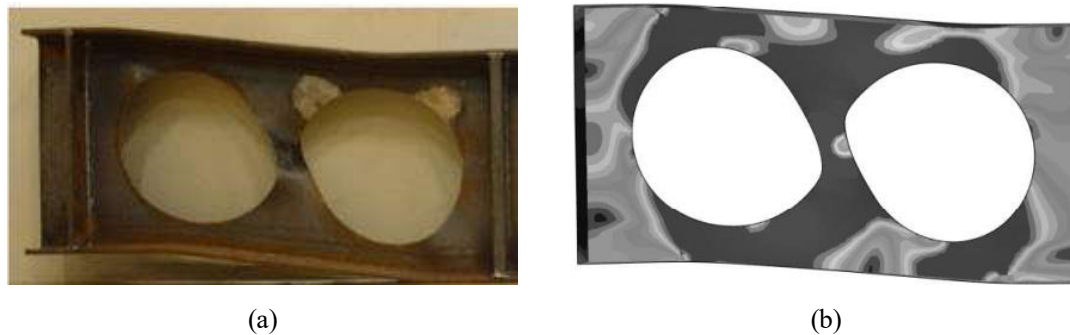
Conforme a Figura 5.22 e Figura 5.23, o resultado do modelo numérico quando comparado com o modelo experimental foram coincidentes. Tem-se nesse caso, o valor do resultado numérico igual à 243,0 kN, enquanto que o resultado do modelo experimental foi igual à 255,0 kN. Ambos os casos foram caracterizados pelo modo de falha FMA.

Figura 5.22 – Gráfico carga por deslocamento vertical no centro do vão para a Viga TDM2011_B1_L1700



Fonte: Autor (2019)

Figura 5.23 – Viga TDM2011_B1_L1700: comparações: (a) experimental e (b) numérico

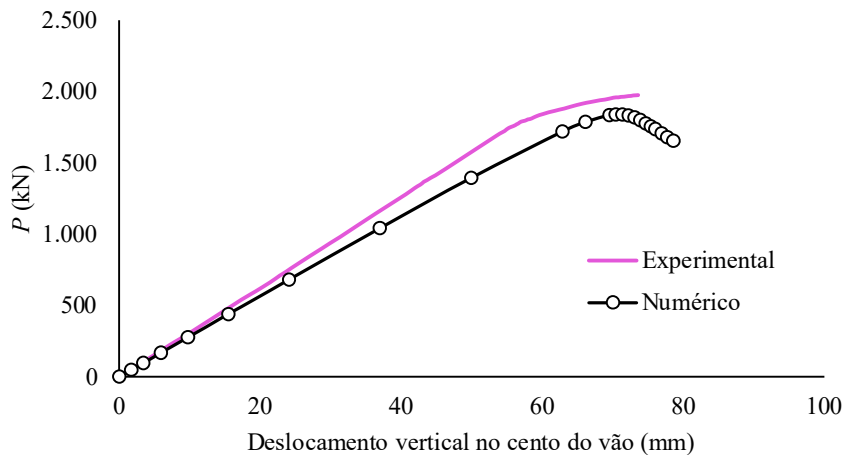


Fonte: Autor (2019)

- Viga B2013_HEA340_L7500

A seguir, na Figura 5.24, o resultado numérico em comparação com o resultado experimental em função do gráfico carga por deslocamento vertical no centro do vão.

Figura 5.24 – Gráfico carga por deslocamento vertical no centro do vão para a Viga B2013_HEA340_L7500



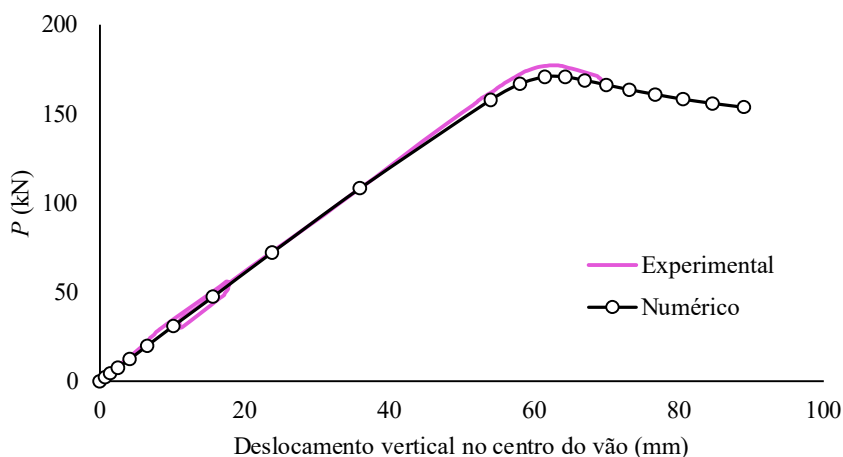
Fonte: Autor (2019)

De acordo com a Figura 5.24, o valor numérico é igual à 1837,9 kN, enquanto que o valor experimental é igual à 1977,0 kN. Apresentando uma relação $L/d_g \geq 10$, implementou-se o valor da imperfeição geométrica inicial igual à $L/1000$. Nesse caso, ambos os modos de falha foram coincidentes, ou seja, falharam por FLT.

- Viga B2013_IPE330_L11000

A seguir, na Figura 5.25, a apresentação do resultado da simulação numérica em comparação com o ensaio experimental por meio do gráfico carga por deslocamento vertical no centro do vão. Nesse caso, observa-se na Figura 5.25 a coincidência de ambas as curvas. O valor do resultado numérico foi igual à 170,7 kN, enquanto que, o valor do resultado experimental foi de valor igual à 176,9 kN. Análogo a situação anterior, a Viga B2013_IPE330_L11000 também apresentou a relação $L/d_g \geq 10$. Com isto, implementou-se o valor da imperfeição geométrica inicial igual à $L/1000$. Além disso, ambos falharam por FLT.

Figura 5.25 – Gráfico carga por deslocamento vertical no centro do vão para a Viga B2013_IPE330_L11000

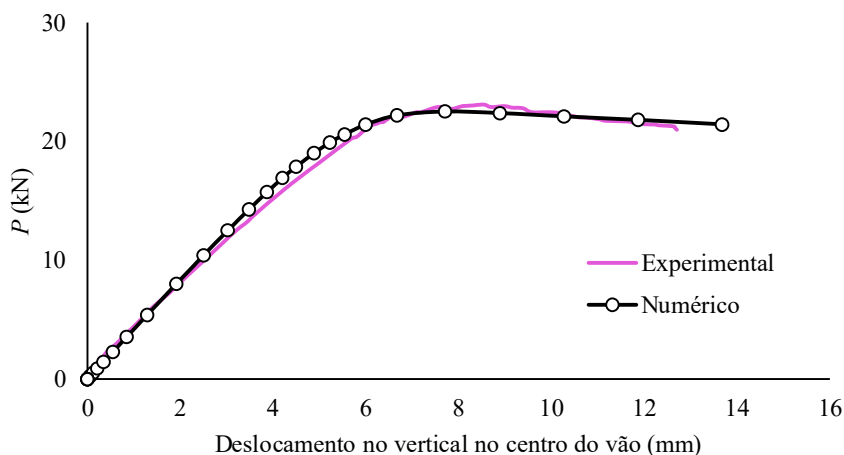


Fonte: Autor (2019)

- Viga S2014_CS2_L3_L3150

Tem-se, neste caso, o valor numérico igual à 22,5 kN, enquanto que o valor experimental foi de valor igual à 22,34 kN (Figura 5.26). Também, observa-se a coincidência de ambas as curvas. Os modos de falha foram coincidentes: ambos os casos tiveram a caracterização da falha por FLT.

Figura 5.26 – Gráfico carga por deslocamento vertical no centro do vão para a Viga S2014_CS2_L3_L3150

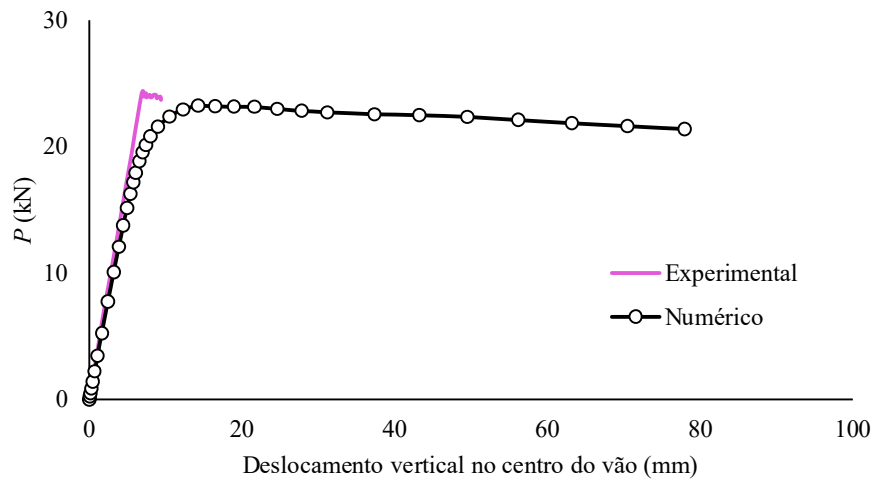


Fonte: Autor (2019)

- Viga S2014_CS2_L4_L3990

Por fim, na Figura 5.27, a apresentação do último ensaio de validação numérica do presente trabalho.

Figura 5.27 – Gráfico carga por deslocamento vertical no centro do vão para a Viga S2014_CS2_L4_L3990



Fonte: Autor (2019)

De acordo com a Figura 5.27, o valor da carga numérica foi igual à 23,2 kN, enquanto que o resultado da carga experimental foi igual à 23,6 kN. Análoga a situação anterior, tem-se neste caso a relação $L/d_g \geq 0$, ou seja, implementou-se o valor da imperfeição geométrica inicial igual à $L/1000$. Também, os modos de falha foram coincidentes: ambos os casos tiveram a caracterização da falha por FLT.

5.4.5 Síntese dos Resultados de Validação

De acordo com a comparação dos resultados numéricos com os resultados experimentais, os resultados de validação do modelo numérico mostraram-se estar em concordância com os resultados experimentais. Desta forma, fez-se a síntese dos resultados, conforme a Tabela 5.13, para uma melhor visualização.

Tabela 5.13 – Síntese dos resultados de validação

Análise	P_{exp} (kN)	P_{num} (kN)	P_{exp}/P_{num}
Viga SL1995_BEAM2_L5250	188,5	184,0	1,02
Viga W2001_4B_L7400	114,0	110,5	1,03
Viga TDM2011_A1_L1700	288,7	283,8	1,02
Viga TDM2011_B1_L1700	255,0	243,0	1,05
Viga B2013_HEA340_L7500	1.977,0	1.837,9	1,08
Viga B2013_IPE330_L11000	176,9	170,7	1,04
Viga S2014_CS2_L3_L3150	22,3	22,5	0,99
Viga S2014_CS2_L4_L3990	23,6	23,2	1,02
		Méd.	1,03
		Des.	0,02
		Var.	0,06%

Fonte: Autor (2019)

Observa-se na Tabela 5.13, que o maior valor do erro relativo, quando comparado o resultado numérico com o resultado experimental, foi de valor igual à 8%, enquanto que o menor valor do erro relativo foi igual à 1%. Assim, conclui-se, de acordo com a apresentação dos resultados que o modelo numérico está validado.

CAPÍTULO 6

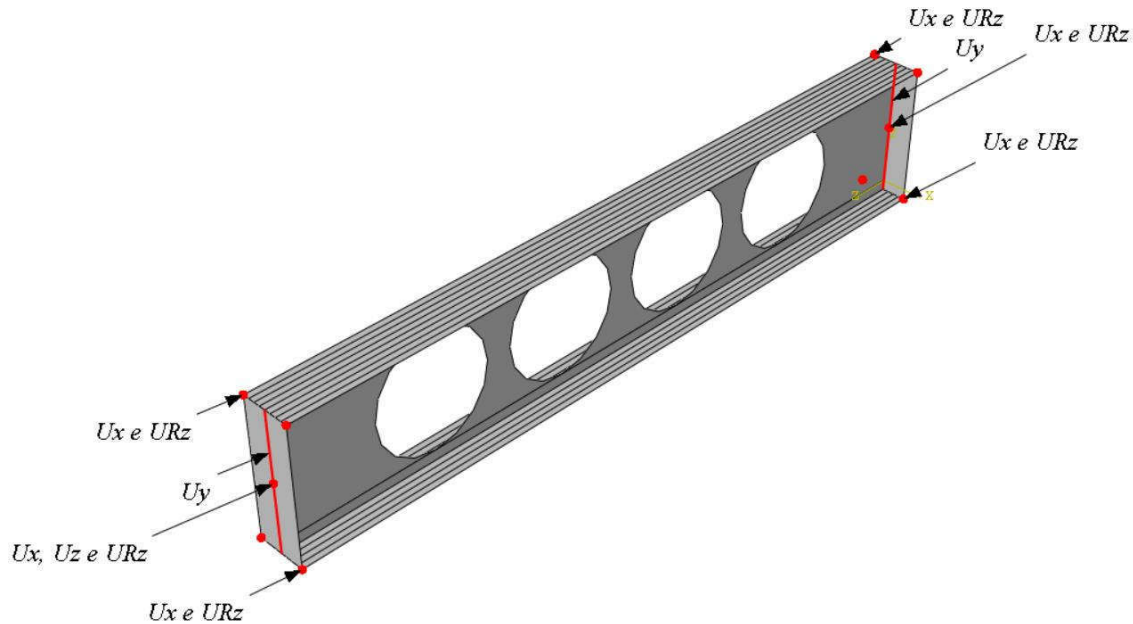
O MODELO NUMÉRICO: PARAMETRIZAÇÃO

Este capítulo tem como objetivo apresentar a definição da geometria das vigas celulares que serão estudadas por meio das simulações numéricas. As vigas celulares abordadas serão utilizadas na parametrização do modelo numérico.

6.1 GENERALIDADES

A seguir, as características gerais dos modelos a serem estudados:

- i. As vigas são simplesmente apoiadas com vínculo de garfo nas extremidades;
- ii. Adotou-se o aço ASTM A572 Grau 50, cuja resistência ao escoamento é igual a 345 MPa;
- iii. O deslocamento longitudinal (direção z) foi restringido no ponto central da altura da alma, em apenas um apoio; o deslocamento vertical (eixo y) foi restringido no decorrer do comprimento da alma em ambos os apoios; o deslocamento lateral (eixo x) e a rotação (em torno do eixo z) foram restringidas em ambos os apoios, no ponto central da altura da alma e nas extremidades das mesas. Para um melhor entendimento, a seguir na Figura 6.1 as condições de contorno do modelo numérico.

Figura 6.1 – O modelo numérico: condições de contorno

Fonte: Autor (2018)

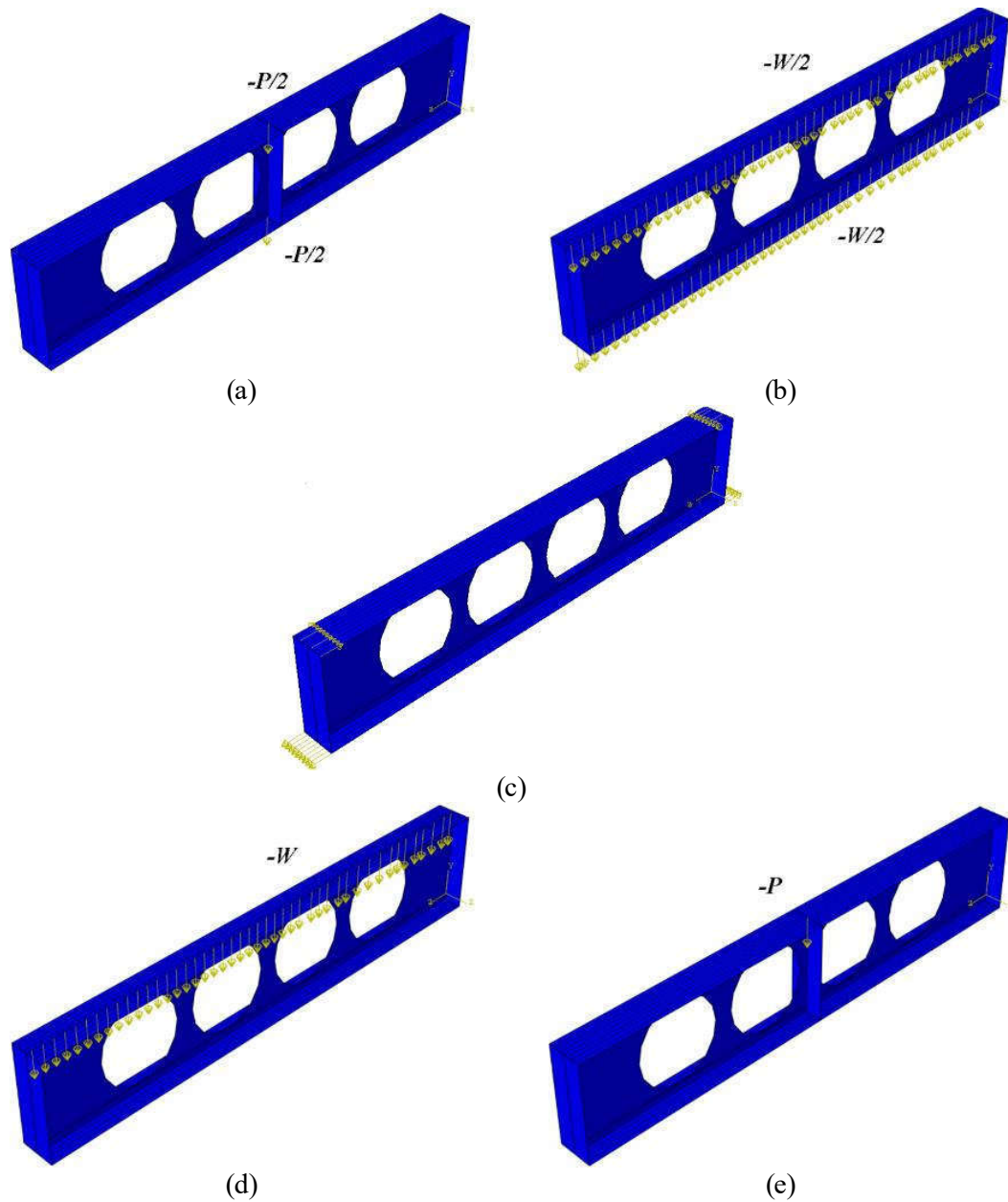
- iv. Foram colocados enrijecedores nos apoios e nos pontos de aplicação de carga (para o caso de aplicação de carga concentrada no centro do vão);
- v. As distribuições das aberturas, conforme o Capítulo 1, adotou-se para o Tipo I o valor constante de $p = 1,20D_o$ e para o Tipo II, $p = 1,45 D_o$, e a largura dos montantes de extremidade seja no mínimo igual à largura dos demais montantes, conforme Eq. (1.1):
- vi. Em relação ao diâmetro da abertura, adotou-se para o Tipo I o valor constante igual à $1,15d$ e para o Tipo II, igual à $0,95d$.

$$b_{we} \geq p - \frac{D_o}{2} \quad \text{Eq. (1.1)}$$

6.2 TIPOS DE CARREGAMENTOS

Aplicaram-se carregamentos considerando os efeitos neutros e desestabilizantes, conforme a Figura 6.2 a seguir:

Figura 6.2 – Efeito neutro: (a) Momento fletor constante; (b) Carga concentrada no meio do vão e (c) Carregamento uniformemente distribuído. Efeito desestabilizante: (d) Carregamento uniformemente distribuído e (e) Carga concentrada no meio do vão



Fonte: Autor (2018)

6.3 DEFINIÇÃO DA GEOMETRIA

Adotaram-se para o estudo paramétrico três perfis originais fabricados pela GERDAU AÇOMINAS: W200x22,5, W310x32,7 e por fim W530x85. Para cada perfil variou-se o fator

de expansão. Para as vigas celulares do Tipo I, adotou-se $k = 1,4, 1,45, \text{ e } 1,50$. Por outro lado, para as vigas do Tipo II, adotou-se $k = 1,3, 1,35, \text{ e } 1,40$. A seguir nas Tabelas 6.1 a 6.6 a definição da geometria em função dos seguintes parâmetros: d a altura do perfil original; b_f a largura da mesa; t_f a espessura da mesa; t_w a espessura da alma; k é o fator de expansão; n o número de alvéolos; D_o o diâmetro do alvéolo; d_g a altura do perfil alveolar; b_w largura dos montantes intermediários; b_{we} largura dos montantes de extremidade; p é o passo; L o comprimento da viga celular.

Tabela 6.1 – Definição geometria Tipo I e perfil original W200x22,5

Perfil Original	d (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	t_w (mm)	k	n	D_o (mm)	d_g (mm)	b_w (mm)	b_{we} (mm)	p (mm)	L (mm)
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,4	4	238	288	50	199	288	1500
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,4	5	238	288	50	205	288	1800
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,4	6	238	288	50	211	288	2100
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,4	7	238	288	50	217	288	2400
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,4	9	238	288	50	229	288	3000
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,4	11	238	288	50	191	288	3500
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,4	14	238	288	50	209	288	4400
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,4	16	238	288	50	221	288	5000
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,4	18	238	288	50	183	288	5500
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,4	20	238	288	50	195	288	6100
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,45	4	238	299	50	199	288	1500
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,45	5	238	299	50	205	288	1800
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,45	6	238	299	50	211	288	2100
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,45	7	238	299	50	217	288	2400
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,45	9	238	299	50	229	288	3000
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,45	11	238	299	50	191	288	3500
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,45	14	238	299	50	209	288	4400
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,45	16	238	299	50	221	288	5000
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,45	18	238	299	50	183	288	5500
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,45	20	238	299	50	195	288	6100
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,5	4	238	309	50	199	288	1500
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,5	5	238	309	50	205	288	1800
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,5	6	238	309	50	211	288	2100
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,5	7	238	309	50	217	288	2400
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,5	9	238	309	50	229	288	3000
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,5	11	238	309	50	191	288	3500
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,5	14	238	309	50	209	288	4400
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,5	16	238	309	50	221	288	5000
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,5	18	238	309	50	183	288	5500
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,5	20	238	309	50	195	288	6100

Fonte: Autor (2019)

Tabela 6.2 – Definição geometria Tipo II e perfil original W200x22,5

Perfil Original	d (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	t_w (mm)	k	n	D_o (mm)	d_g (mm)	b_w (mm)	b_{we} (mm)	p (mm)	L (mm)
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,3	4	196	268	88	226	284	1500
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,3	5	196	268	88	234	284	1800
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,3	6	196	268	88	242	284	2100
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,3	7	196	268	88	250	284	2400
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,3	9	196	268	88	266	284	3000
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,3	11	196	268	88	232	284	3500
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,3	14	196	268	88	256	284	4400
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,3	16	196	268	88	272	284	5000
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,3	18	196	268	88	238	284	5500
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,3	20	196	268	88	254	284	6100
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,35	4	196	278	88	226	284	1500
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,35	5	196	278	88	234	284	1800
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,35	6	196	278	88	242	284	2100
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,35	7	196	278	88	250	284	2400
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,35	9	196	278	88	266	284	3000
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,35	11	196	278	88	232	284	3500
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,35	14	196	278	88	256	284	4400
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,35	16	196	278	88	272	284	5000
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,35	18	196	278	88	238	284	5500
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,35	20	196	278	88	254	284	6100
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,4	4	196	288	88	226	284	1500
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,4	5	196	288	88	234	284	1800
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,4	6	196	288	88	242	284	2100
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,4	7	196	288	88	250	284	2400
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,4	9	196	288	88	266	284	3000
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,4	11	196	288	88	232	284	3500
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,4	14	196	288	88	256	284	4400
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,4	16	196	288	88	272	284	5000
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,4	18	196	288	88	238	284	5500
W200x22,5	206	102	8	6,2	1,4	20	196	288	88	254	284	6100

Fonte: Autor (2019)

Tabela 6.3 – Definição geometria Tipo I e perfil original W310x32,7

Perfil Original	d (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	t_w (mm)	k	n	D_o (mm)	d_g (mm)	b_w (mm)	b_{we} (mm)	p (mm)	L (mm)
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,4	4	360	438	72	272	432	2200
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,4	6	360	438	72	290	432	3100
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,4	8	360	438	72	308	432	4000
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,4	9	360	438	72	342	432	4500
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,4	11	360	438	72	260	432	5200
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,4	13	360	438	72	278	432	6100
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,4	15	360	438	72	296	432	7000
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,4	17	360	438	72	264	432	7800
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,4	20	360	438	72	266	432	9100
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,4	22	360	438	72	284	432	10000
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,45	4	360	454	72	272	432	2200
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,45	6	360	454	72	290	432	3100
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,45	8	360	454	72	308	432	4000
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,45	9	360	454	72	342	432	4500
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,45	11	360	454	72	260	432	5200
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,45	13	360	454	72	278	432	6100
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,45	15	360	454	72	296	432	7000
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,45	17	360	454	72	264	432	7800
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,45	20	360	454	72	266	432	9100
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,45	22	360	454	72	284	432	10000
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,5	4	360	470	72	272	432	2200
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,5	6	360	470	72	290	432	3100
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,5	8	360	470	72	308	432	4000
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,5	9	360	470	72	342	432	4500
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,5	11	360	470	72	260	432	5200
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,5	13	360	470	72	278	432	6100
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,5	15	360	470	72	296	432	7000
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,5	17	360	470	72	264	432	7800
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,5	20	360	470	72	266	432	9100
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,5	22	360	470	72	284	432	10000

Fonte: Autor (2019)

Tabela 6.4 – Definição geometria Tipo II e perfil original W310x32,7

Perfil Original	d (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	t_w (mm)	k	n	D_o (mm)	d_g (mm)	b_w (mm)	b_{we} (mm)	p (mm)	L (mm)
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,3	4	298	407	134	303	432	2200
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,3	6	298	407	134	321	432	3100
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,3	8	298	407	134	339	432	4000
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,3	9	298	407	134	373	432	4500
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,3	11	298	407	134	291	432	5200
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,3	13	298	407	134	309	432	6100
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,3	15	298	407	134	327	432	7000
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,3	17	298	407	134	295	432	7800
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,3	20	298	407	134	297	432	9100
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,3	22	298	407	134	315	432	10000
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,35	4	298	423	134	303	432	2200
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,35	6	298	423	134	321	432	3100
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,35	8	298	423	134	339	432	4000
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,35	9	298	423	134	373	432	4500
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,35	11	298	423	134	291	432	5200
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,35	13	298	423	134	309	432	6100
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,35	15	298	423	134	327	432	7000
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,35	17	298	423	134	295	432	7800
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,35	20	298	423	134	297	432	9100
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,35	22	298	423	134	315	432	10000
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,4	4	298	438	134	303	432	2200
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,4	6	298	438	134	321	432	3100
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,4	8	298	438	134	339	432	4000
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,4	9	298	438	134	373	432	4500
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,4	11	298	438	134	291	432	5200
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,4	13	298	438	134	309	432	6100
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,4	15	298	438	134	327	432	7000
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,4	17	298	438	134	295	432	7800
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,4	20	298	438	134	297	432	9100
W310x32,7	313	102	10,8	6,6	1,4	22	298	438	134	315	432	10000

Fonte: Autor (2019)

Tabela 6.5 – Definição geometria Tipo I e perfil original W530x85

Perfil Original	d (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	t_w (mm)	k	n	D_o (mm)	d_g (mm)	b_w (mm)	b_{we} (mm)	p (mm)	L (mm)
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,4	4	616	749	124	432	740	3700
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,4	5	616	749	124	462	740	4500
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,4	6	616	749	124	442	740	5200
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,4	7	616	749	124	472	740	6000
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,4	9	616	749	124	482	740	7500
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,4	11	616	749	124	492	740	9000
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,4	13	616	749	124	502	740	10500
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,4	15	616	749	124	512	740	12000
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,4	17	616	749	124	522	740	13500
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,4	19	616	749	124	532	740	15000
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,45	4	616	776	124	432	740	3700
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,45	5	616	776	124	462	740	4500
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,45	6	616	776	124	442	740	5200
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,45	7	616	776	124	472	740	6000
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,45	9	616	776	124	482	740	7500
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,45	11	616	776	124	492	740	9000
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,45	13	616	776	124	502	740	10500
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,45	15	616	776	124	512	740	12000
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,45	17	616	776	124	522	740	13500
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,45	19	616	776	124	532	740	15000
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,5	4	616	803	124	432	740	3700
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,5	5	616	803	124	462	740	4500
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,5	6	616	803	124	442	740	5200
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,5	7	616	803	124	472	740	6000
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,5	9	616	803	124	482	740	7500
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,5	11	616	803	124	492	740	9000
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,5	13	616	803	124	502	740	10500
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,5	15	616	803	124	512	740	12000
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,5	17	616	803	124	522	740	13500
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,5	19	616	803	124	532	740	15000

Fonte: Autor (2019)

Tabela 6.6 – Definição geometria Tipo II e perfil original W530x85

Perfil Original	d (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	t_w (mm)	k	n	D_o (mm)	d_g (mm)	b_w (mm)	b_{we} (mm)	p (mm)	L (mm)
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,3	4	508	696	230	489	738	3700
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,3	5	508	696	230	520	738	4500
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,3	6	508	696	230	501	738	5200
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,3	7	508	696	230	532	738	6000
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,3	9	508	696	230	544	738	7500
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,3	11	508	696	230	556	738	9000
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,3	13	508	696	230	568	738	10500
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,3	15	508	696	230	580	738	12000
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,3	17	508	696	230	592	738	13500
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,3	19	508	696	230	604	738	15000
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,35	4	508	722	230	489	738	3700
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,35	5	508	722	230	520	738	4500
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,35	6	508	722	230	501	738	5200
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,35	7	508	722	230	532	738	6000
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,35	9	508	722	230	544	738	7500
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,35	11	508	722	230	556	738	9000
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,35	13	508	722	230	568	738	10500
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,35	15	508	722	230	580	738	12000
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,35	17	508	722	230	592	738	13500
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,35	19	508	722	230	604	738	15000
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,4	4	508	749	230	489	738	3700
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,4	5	508	749	230	520	738	4500
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,4	6	508	749	230	501	738	5200
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,4	7	508	749	230	532	738	6000
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,4	9	508	749	230	544	738	7500
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,4	11	508	749	230	556	738	9000
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,4	13	508	749	230	568	738	10500
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,4	15	508	749	230	580	738	12000
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,4	17	508	749	230	592	738	13500
W530x85	535	166	16,5	10,3	1,4	19	508	749	230	604	738	15000

Fonte: Autor (2019)

6.4 RESULTADOS

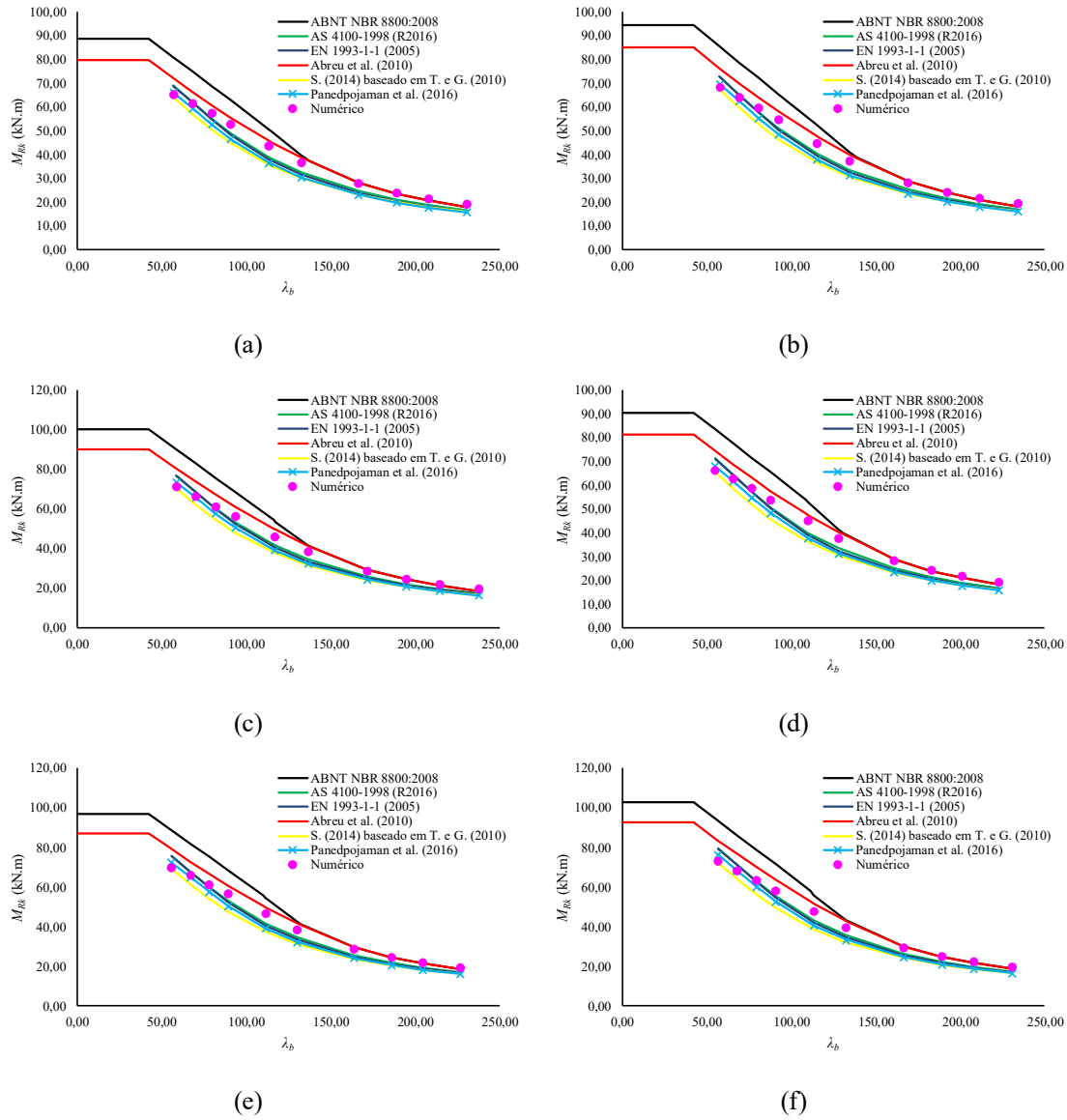
A seguir, a apresentação dos resultados por meio de gráficos de momento resistente (M_{Rk}) por índice de esbeltez global (λ_b) em comparação com os modelos analíticos e normativos citados no presente trabalho. No ANEXO A, se encontram todos os resultados por meio de tabelas.

6.4.1 Aplicação de Momento Fletor Constante

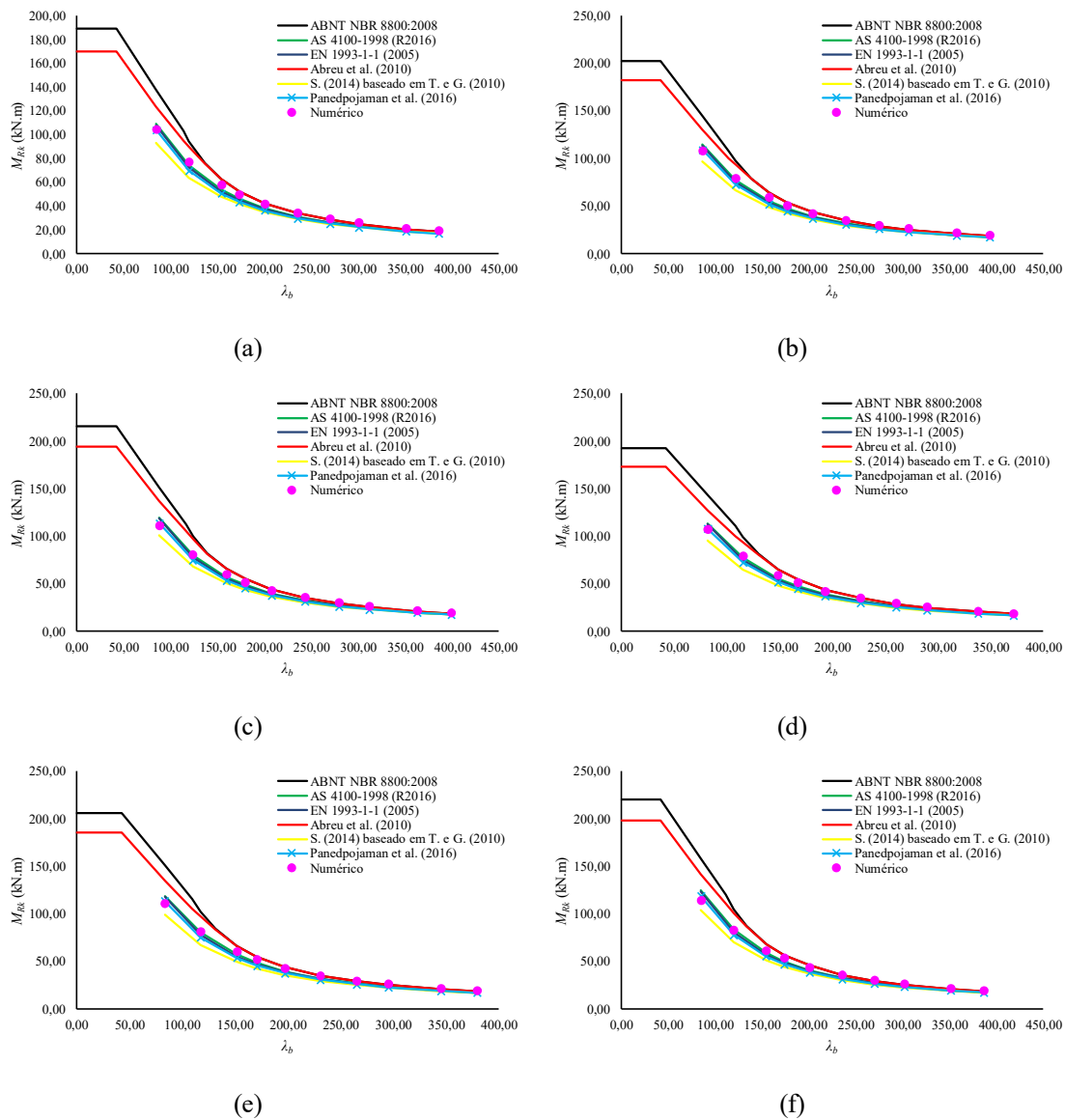
Figura 6.3 – Perfil original W200x22,5 e aplicação de momento fletor constante.

Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$.

Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$



Fonte: Autor (2019)

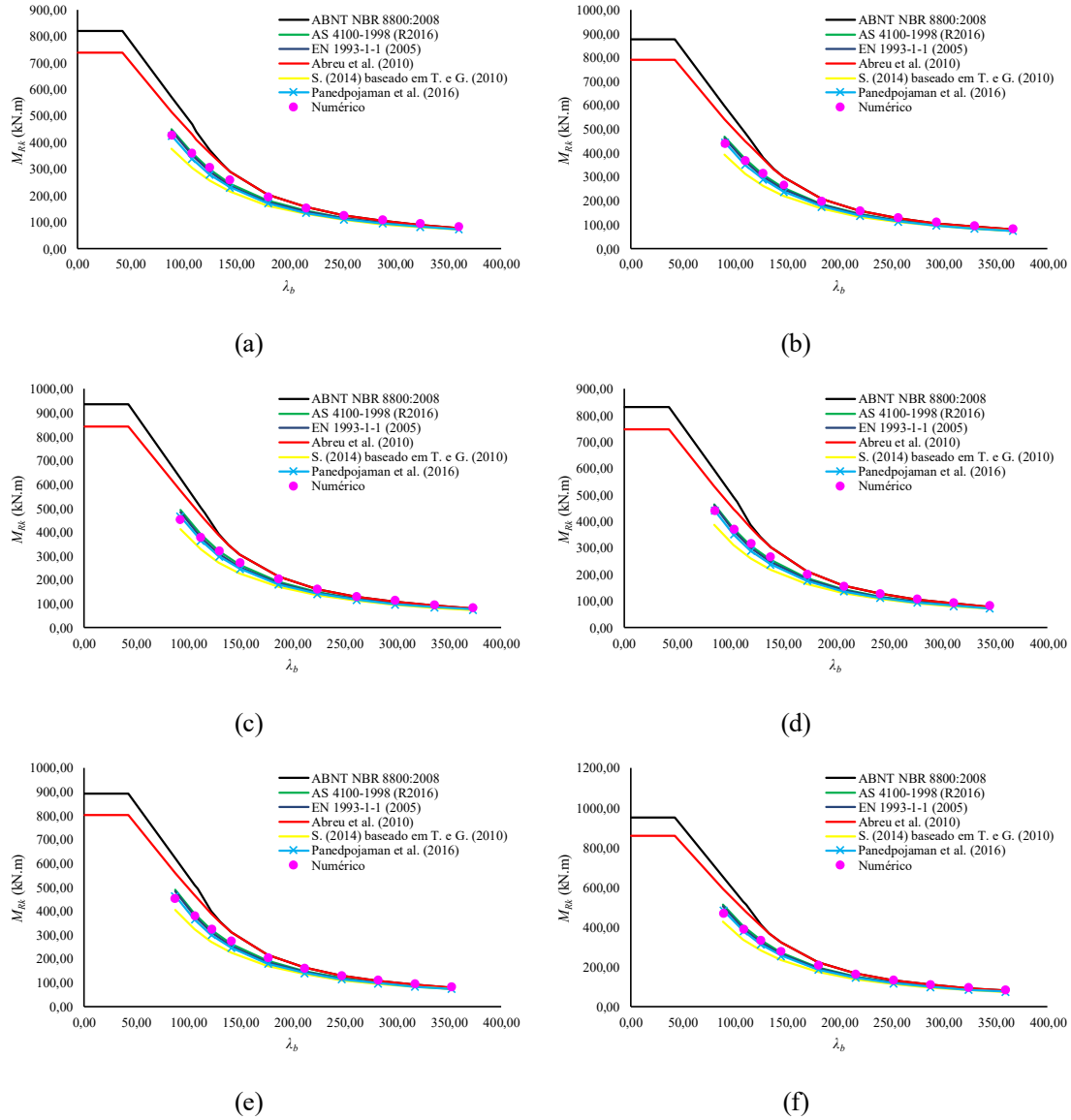
Figura 6.4 – Perfil original W310x32,7 e aplicação de momento fletor constante.Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$.Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$ 

Fonte: Autor (2019)

Figura 6.5 – Perfil original W530x85 e aplicação de momento fletor constante.

Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$.

Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$



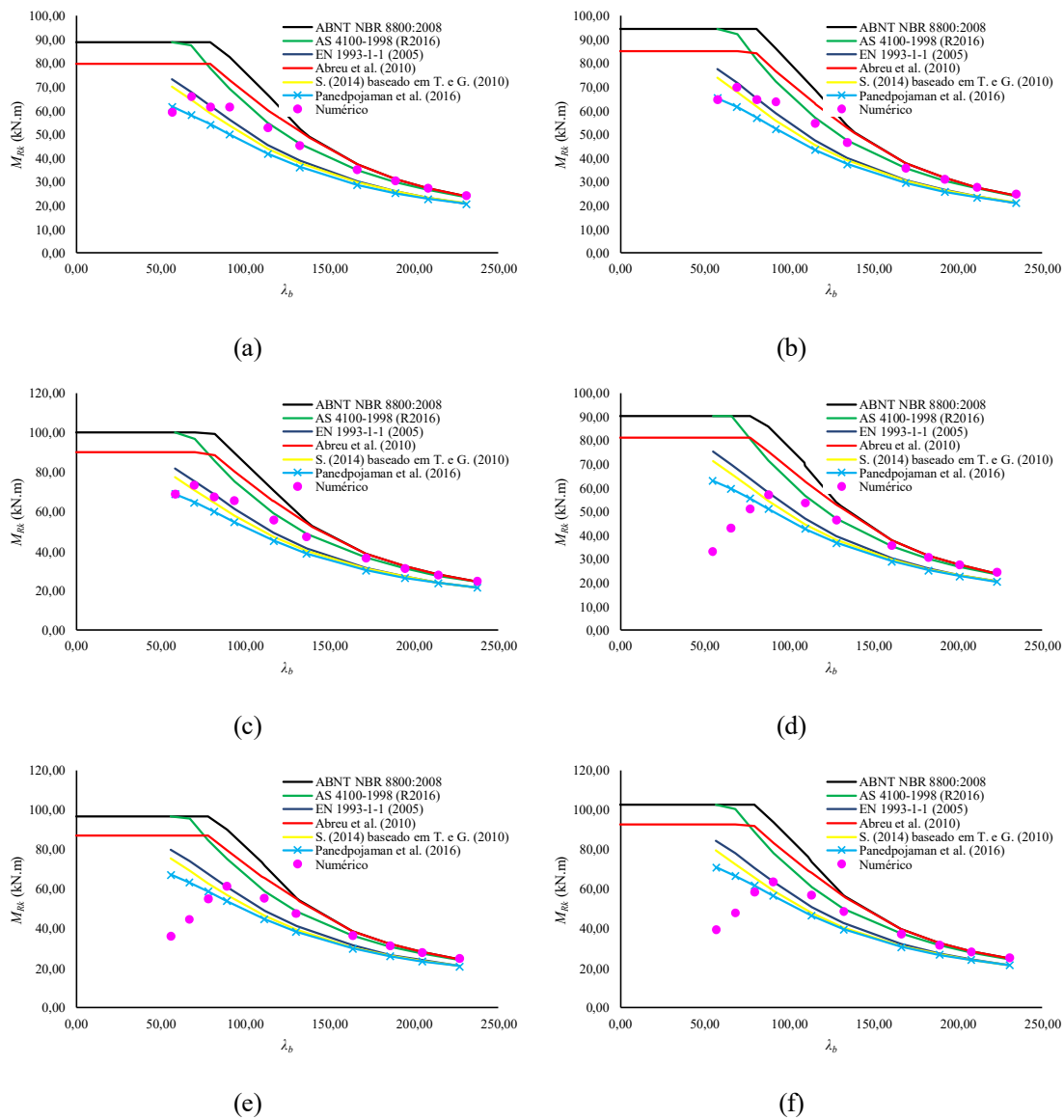
Fonte: Autor (2019)

6.4.2 Aplicação de Carga Concentrada

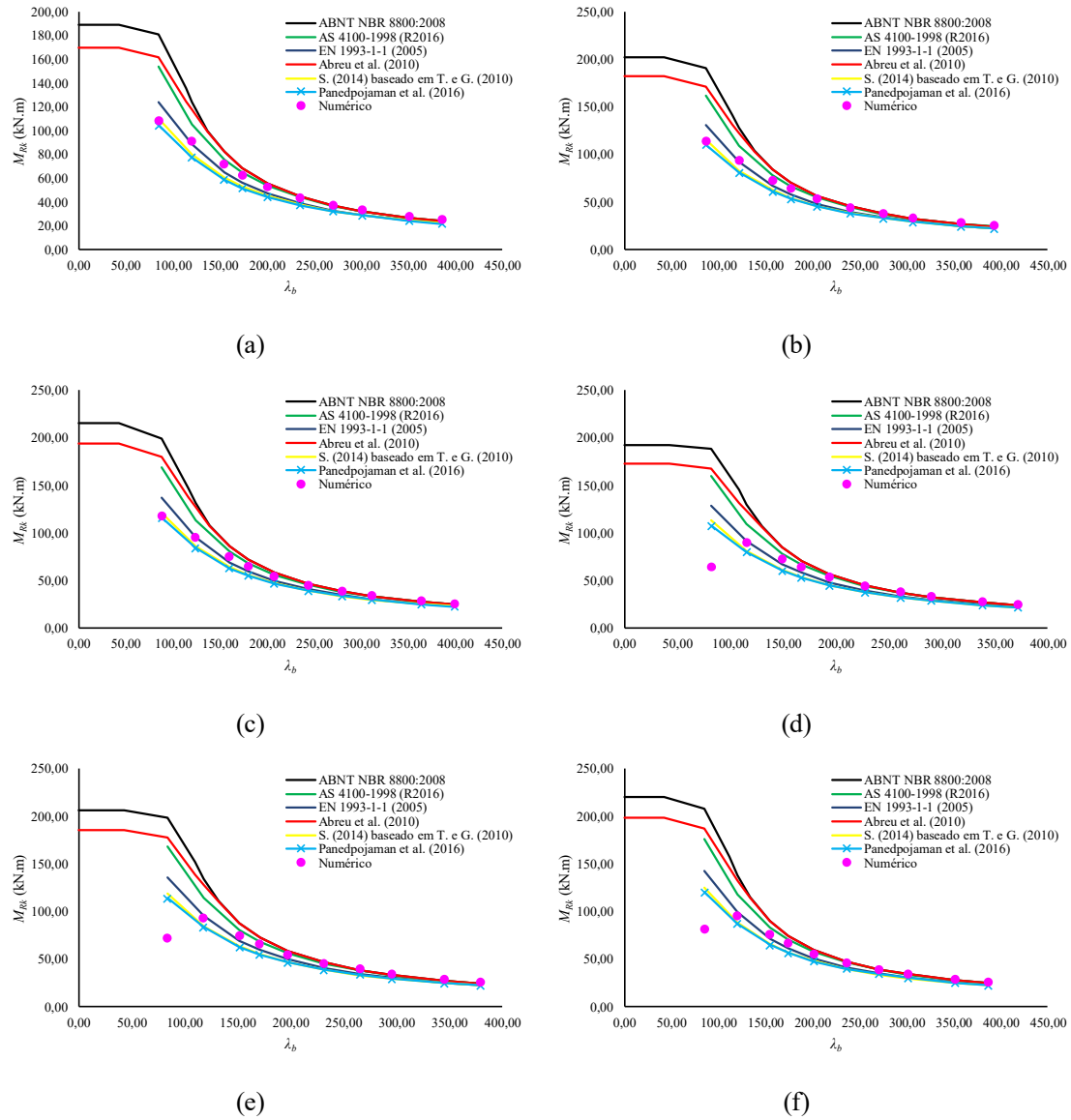
Figura 6.6 – Perfil original W200x22,5 e aplicação de carga concentrada.

Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$.

Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$



Fonte: Autor (2019)

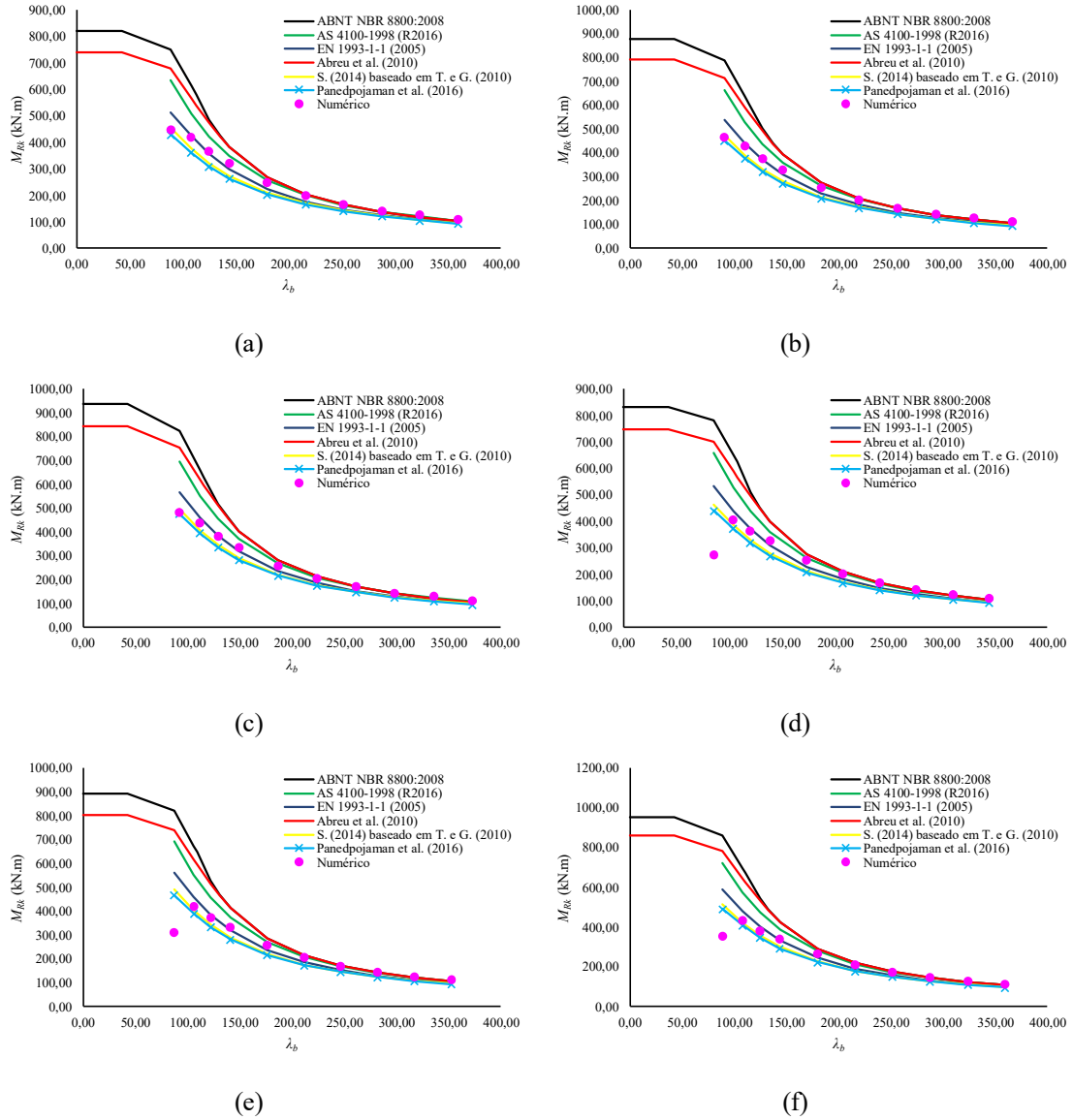
Figura 6.7 – Perfil original W310x32,7 e aplicação de carga concentrada.Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$.Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$ 

Fonte: Autor (2019)

Figura 6.8 – Perfil original W530x85 e aplicação de carga concentrada.

Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$.

Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$



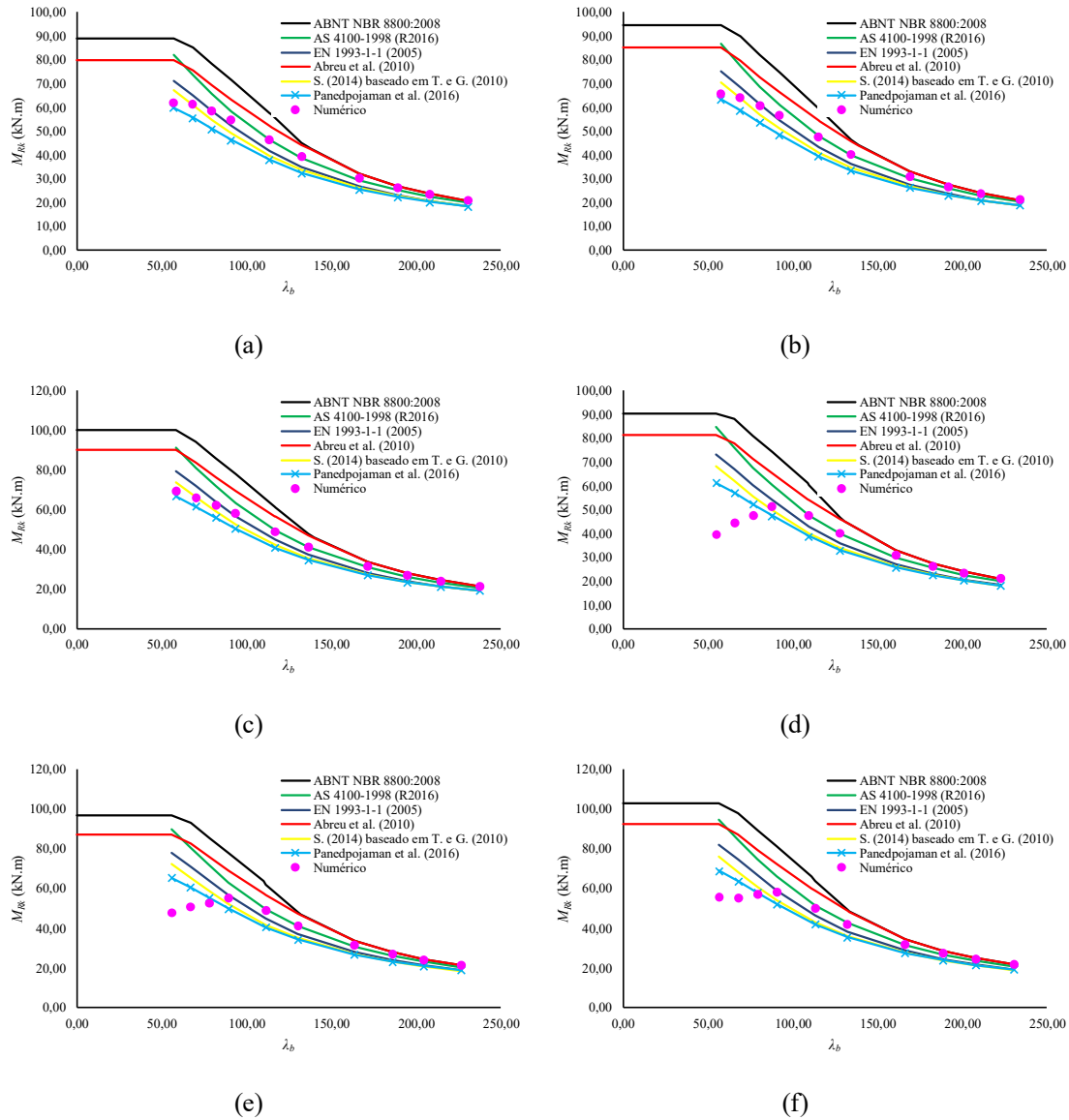
Fonte: Autor (2019)

6.4.3 Aplicação de Carregamento Uniformemente Distribuído

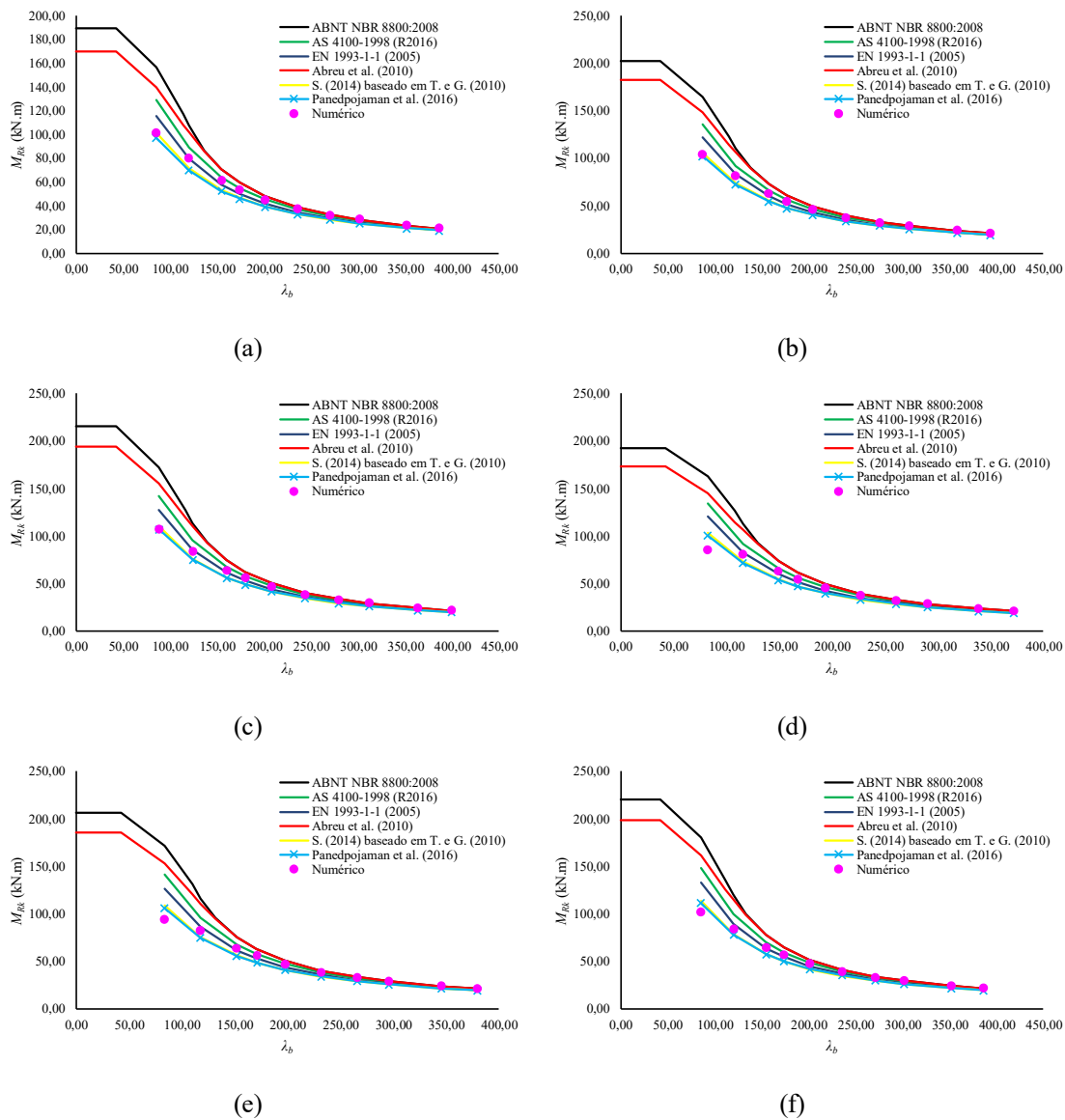
Figura 6.9 – Perfil original W200x22,5 e aplicação de carregamento uniformemente distribuído.

Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$.

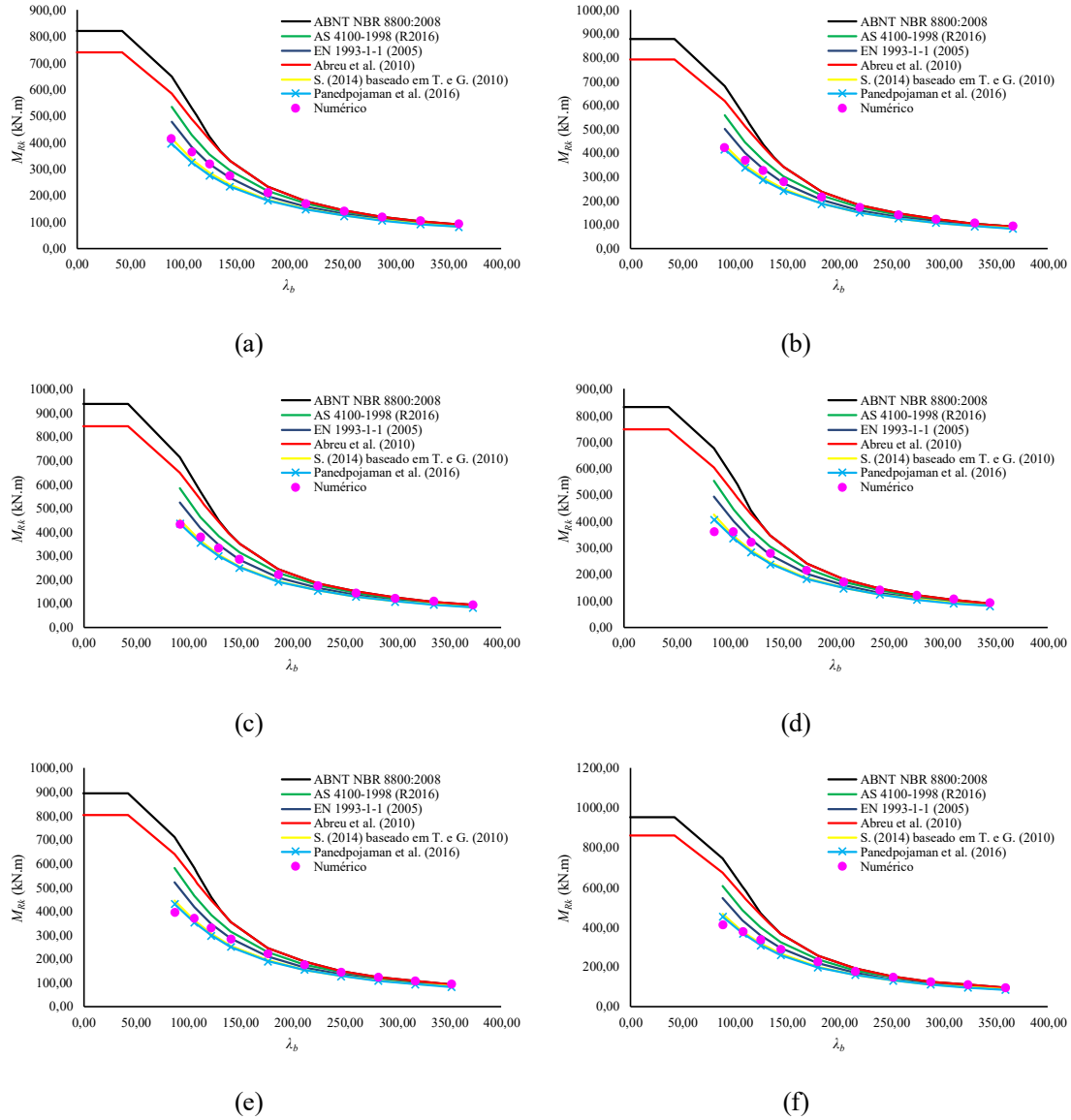
Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$



Fonte: Autor (2019)

Figura 6.10 – Perfil original W310x32,7 e aplicação de carregamento uniformemente distribuído.Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$.Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$ 

Fonte: Autor (2019)

Figura 6.11 – Perfil original W530x85 e aplicação de carregamento uniformemente distribuído.Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$.Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$ 

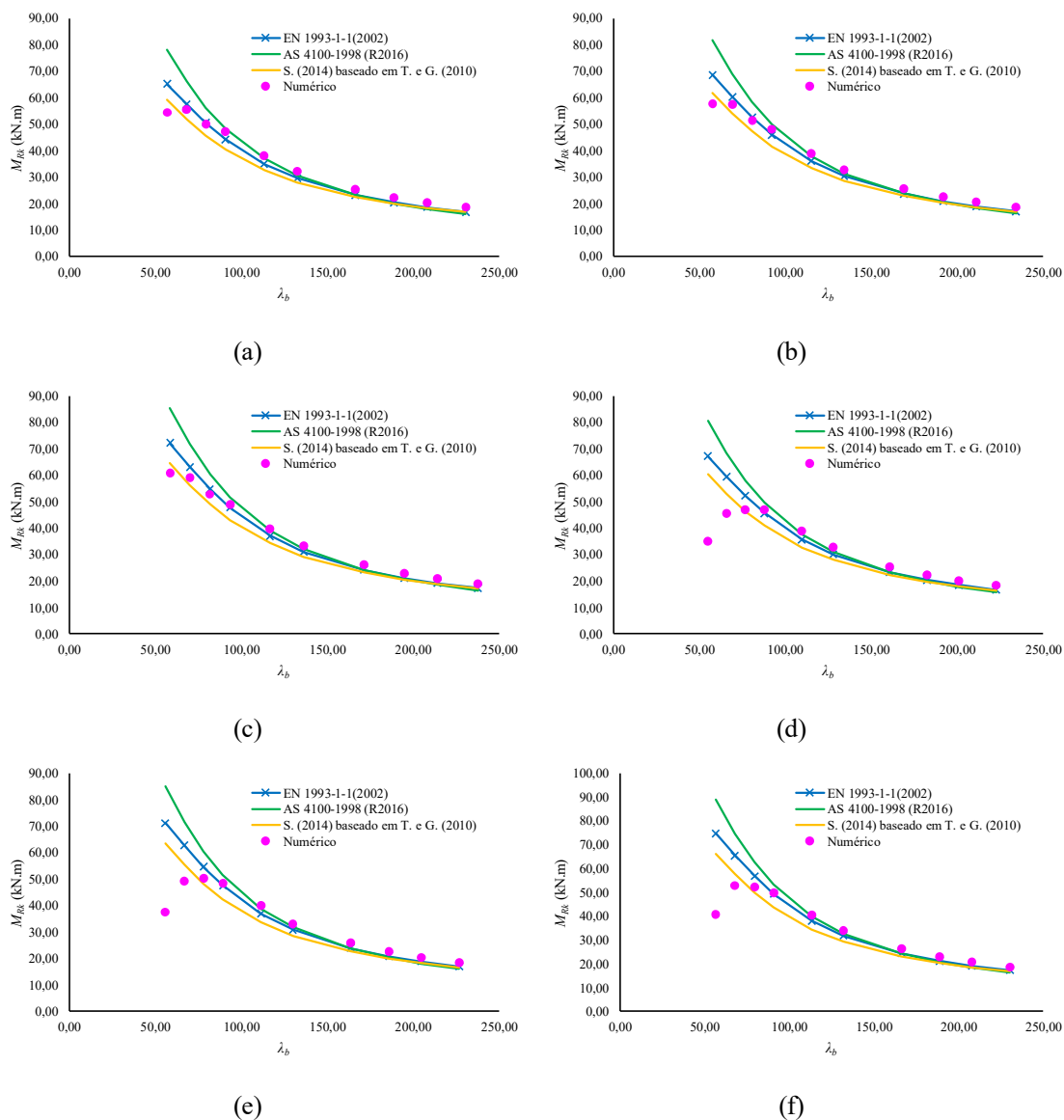
Fonte: Autor (2019)

6.4.4 Aplicação de Carga Concentrada Desestabilizante no Meio do Vão

Figura 6.12 – Perfil original W200x22,5 e aplicação de carga concentrada no meio do vão desestabilizante.

Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$.

Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$

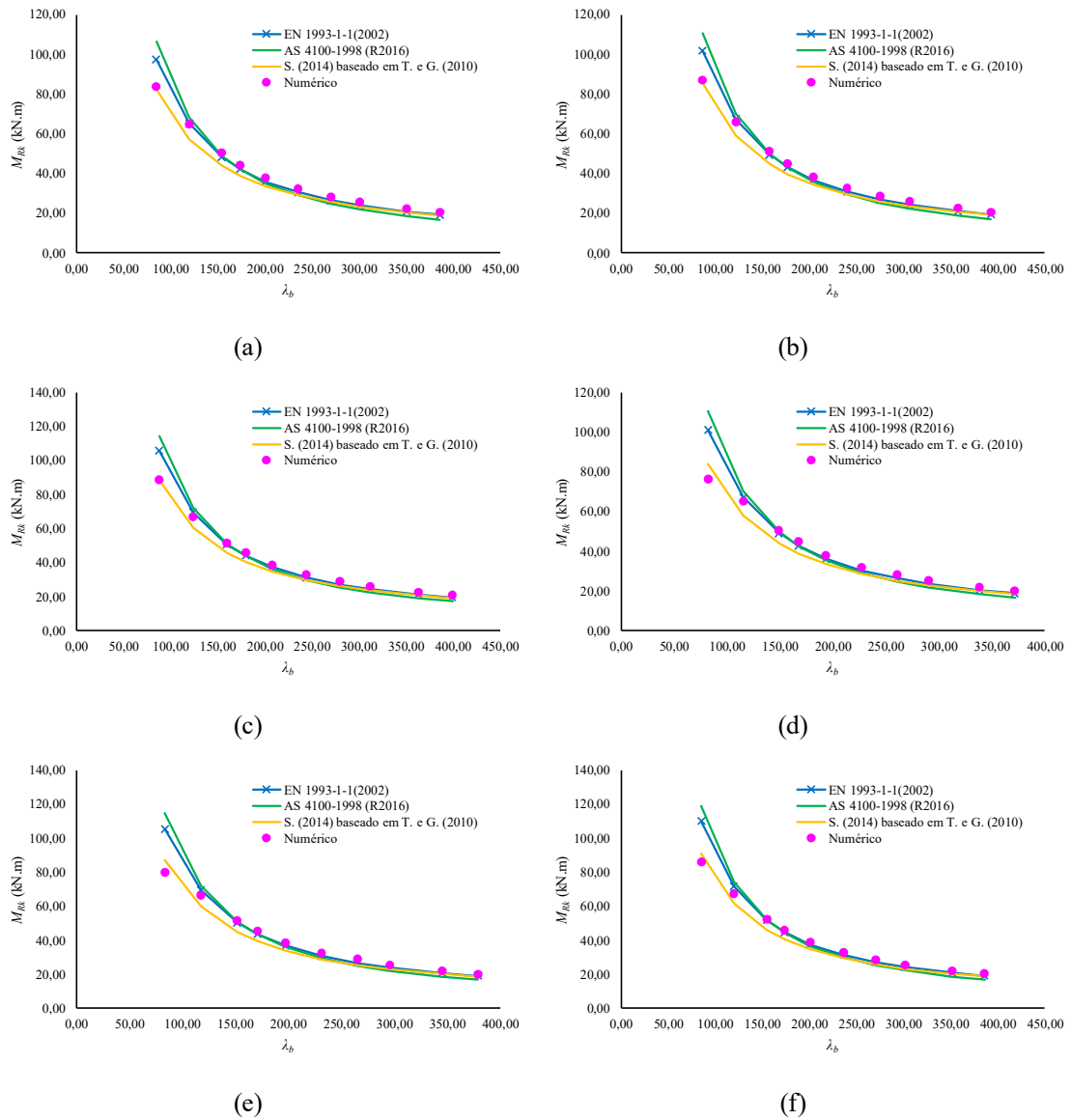


Fonte: Autor (2019)

Figura 6.13 – Perfil original W310x32,7 e aplicação de carga concentrada no meio do vão destabilizante.

Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$.

Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$

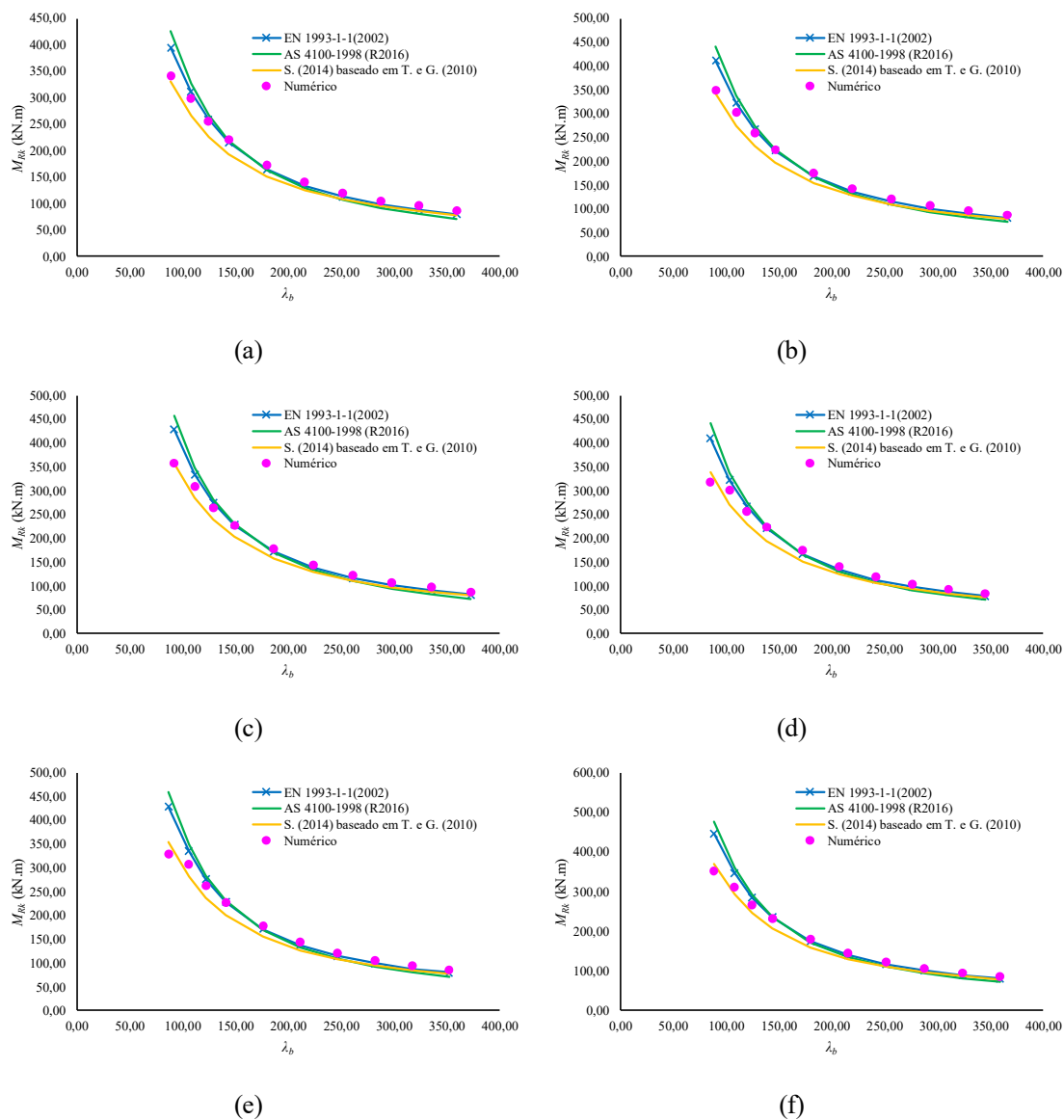


Fonte: Autor (2019)

Figura 6.14 – Perfil original W530x85 e aplicação de carga concentrada no meio do vão desestabilizante.

Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$.

Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$



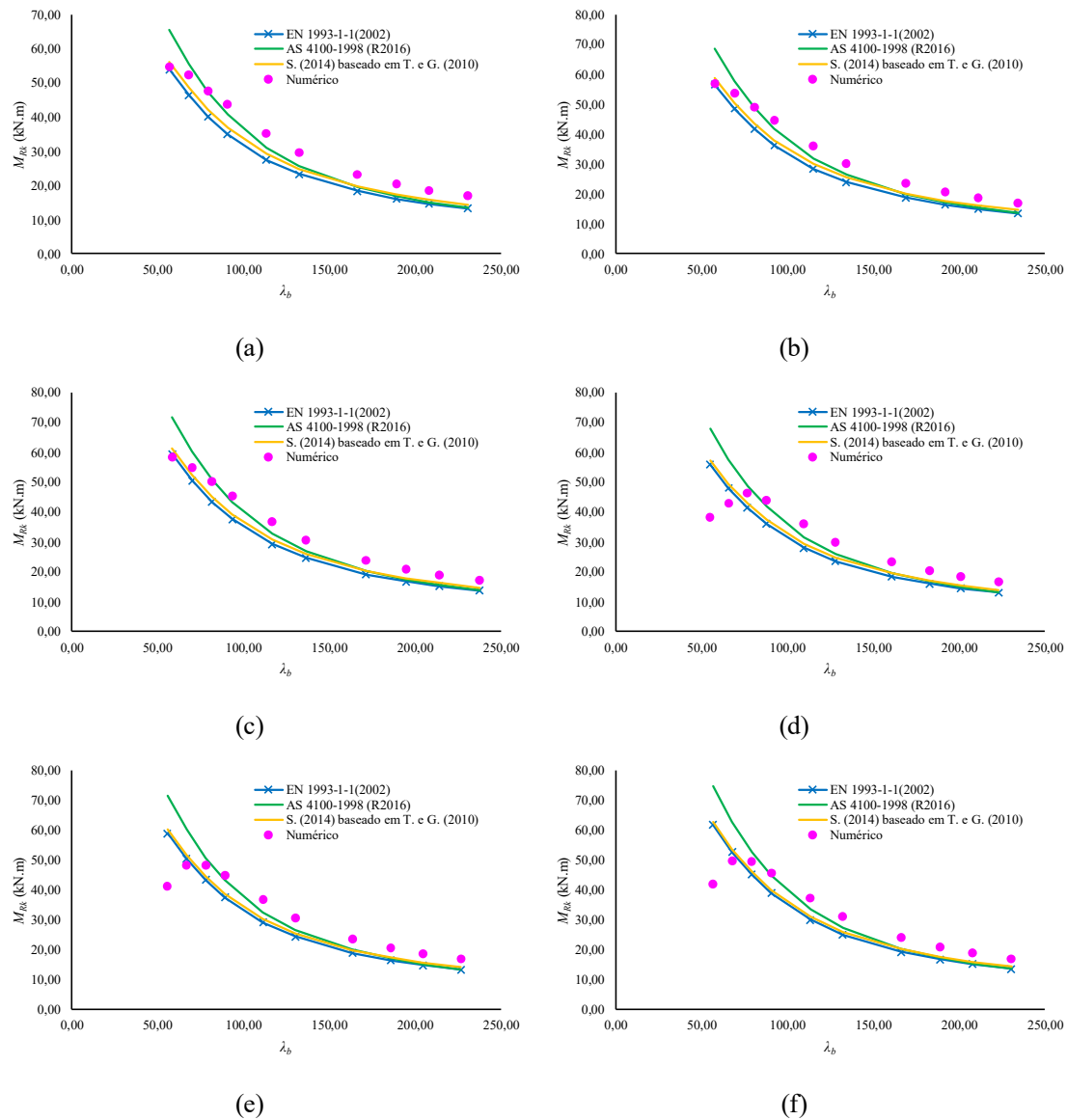
Fonte: Autor (2019)

6.4.5 Aplicação de Carregamento Uniformemente Distribuído Desestabilizante

Figura 6.15 – Perfil original W200x22,5 e aplicação de carregamento uniformemente distribuído desestabilizante.

Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$.

Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$

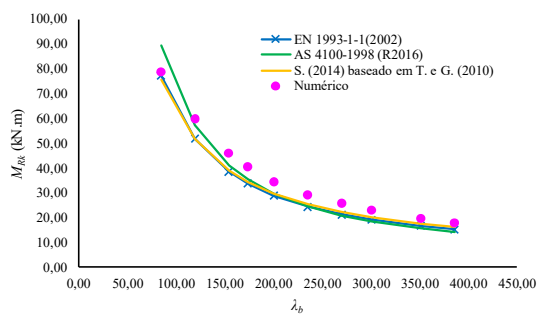


Fonte: Autor (2019)

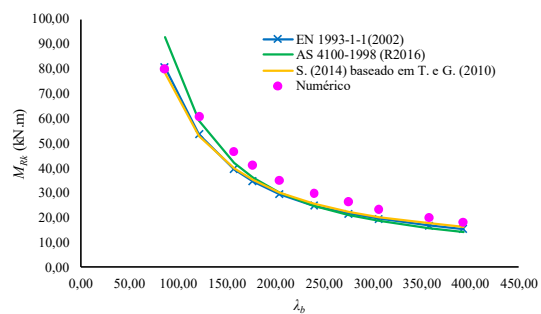
Figura 6.16 – Perfil original W310x32,7 e aplicação de carregamento uniformemente distribuído desestabilizante.

Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$.

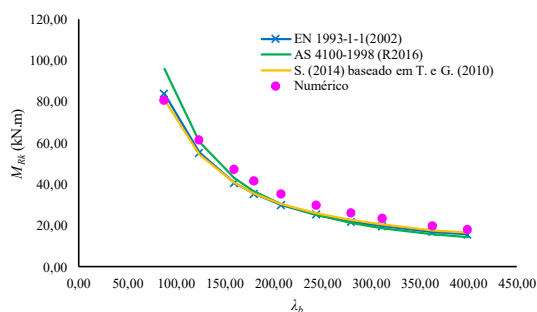
Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$



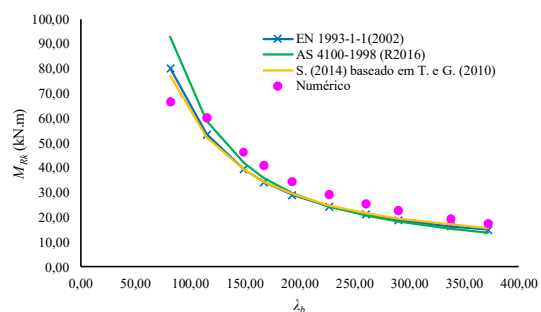
(a)



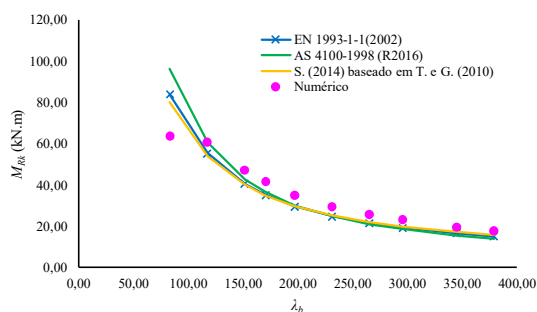
(b)



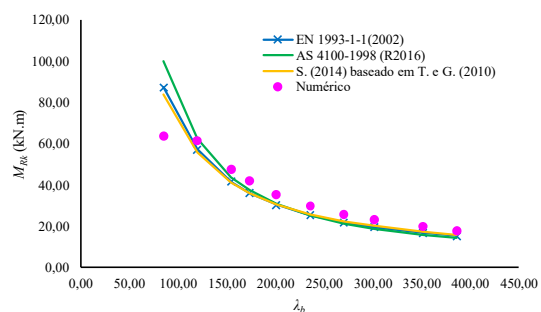
(c)



(d)



(e)



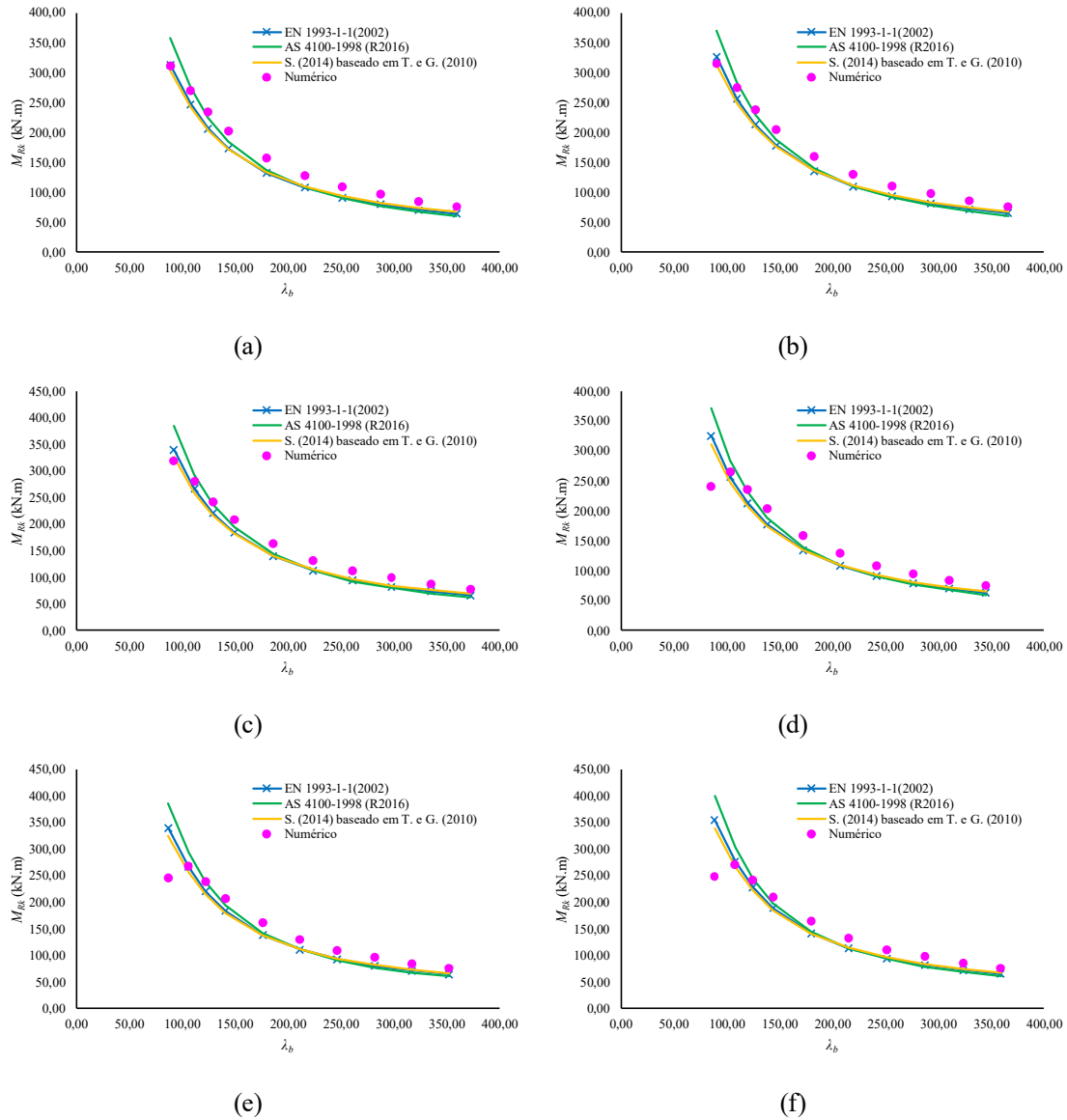
(f)

Fonte: Autor (2019)

Figura 6.17 – Perfil original W530x85 e aplicação de carregamento uniformemente distribuído desestabilizante.

Tipo 2, (a) $k=1,30$, (b) $k=1,35$ e (c) $k=1,40$.

Tipo 1, (d) $k=1,40$, (e) $k=1,45$ e (f) $k=1,50$



Fonte: Autor (2019)

CAPÍTULO 7

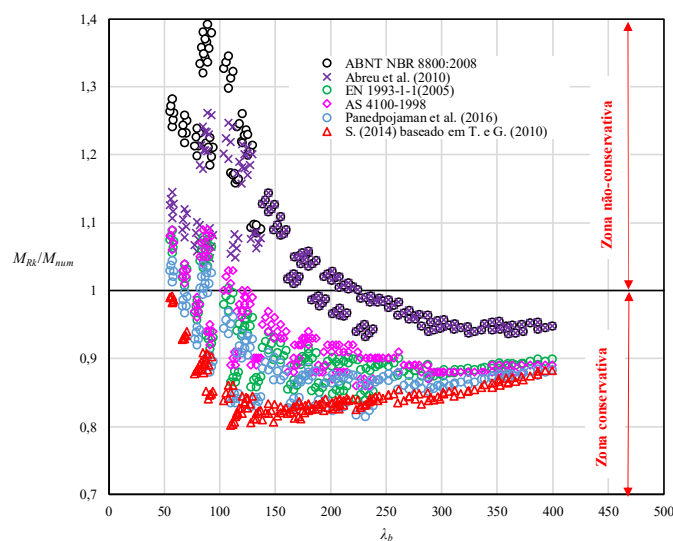
DISCUSSÃO

Este capítulo aborda a discussão dos resultados apresentados no Capítulo 6, com base nos resultados numéricos e nos procedimentos normativos e analíticos.

7.1 APLICAÇÃO DE MOMENTO FLETOR CONSTANTE

A seguir na Figura 7.1, a avaliação dos resultados numéricos em comparação com os procedimentos analíticos e normativos.

Figura 7.1 – Gráfico M_{Rk}/M_{num} por índice de esbeltez global para a aplicação de momento fletor constante



Fonte: Autor (2019)

No que diz respeito a utilização da norma brasileira ABNT NBR 8800:2008 para o cálculo do momento resistente à FLT, conforme a Figura 7.1, o procedimento em questão se mostrou insatisfatório para vigas que se encontram em regime inelástico. Isto se deve pelo fato de que em regime inelástico, as tensões nas fibras da seção transversal são maiores que a resistência ao escoamento do aço. Este comportamento somado com o efeito das imperfeições, tanto material quanto geométrica reduzem a resistência à flambagem. Para o caso de aplicação de momento fletor constante, no total de 180 observações, 108 observações (cerca de 60%) se apresentaram estar contra à segurança. Esses valores foram analisados para o intervalo $\lambda_b < 225,0$. Dessa forma, para a caso de aplicação de momento fletor constante, pode-se concluir que a norma brasileira superestima os valores de resistência à flambagem, podendo atingir cerca de 40% de erro.

Analogamente à norma brasileira, o procedimento proposto por Abreu (2011), no total de 180 observações, 108 observações se apresentaram estar contra à segurança. Assim, apesar do procedimento analítico em questão majorar o comprimento onde se inicia o escoamento do aço em 20% e aplicar a correção do momento fletor em regime inelástico, o procedimento em questão não se mostrou eficaz. Entretanto, diferentemente da norma brasileira ABNT NBR 8800:2008, o erro entre o resultado numérico quando comparado com o modelo analítico, pode atingir cerca de 25%.

Sobre o cálculo da resistência à flambagem em vigas celulares de aço, utilizando para isso a atual versão atual do EC3, apenas 14% do número total de observações se mostraram estar contra a segurança. Esses valores foram analisados para o intervalo $\lambda_b < 100,0$. Para uma melhor visualização dos resultados numéricos quando comparados com a atual versão do EC3, ver ANEXO B.

Para as vigas celulares de aço submetidas a momento fletor constante, a norma AS 4100-1998 se apresnetou a favor da segurança, visto que 86% das observações apresentaram o valor $M_{Rk}/M_{num} < 1,0$. Ainda, a norma australiana se apresentou insegura para as observações em que ocorreram a FLT+DA, em específico para o intervalo $\lambda_b < 125,0$. Por outro lado, as observações em que ocorreram a FLT pura, os resultados podem se apresentar cerca de 15% a favor da segurança.

Em relação ao procedimento proposto por Panedpojaman et al. (2016), apenas 9% do número total de observações se apresentaram estar contra a segurança. Esse erro, pode atingir apenas 5% ($M_{Rk}/M_{num} \leq 1,05$). Além disso, para essas observações, verificaram-se as ocorrências de FLT+DA, em específico para o intervalo $\lambda_b < 100,0$. Importante ressaltar que o procedimento

analítico em questão considera a curva de flambagem b da atual versão do EC3, entretanto é aplicado um fator de correção.

Por fim, sobre a formulação de Taras e Greiner (2010) diante do fator de imperfeição proposto por Sonck (2014), o qual considera a modificação da distribuição das tensões residuais após o processo de fabricação das vigas celulares de aço, 100% do número de observações apresentaram-se estar a favor da segurança. Essa margem pode atingir cerca de 20% em regime inelástico, o qual foram observados a combinação dos modos FLT+DA. Dessa forma, para a aplicação de momento fletor constante, que de acordo com Timoshenko e Gere (1961) é a situação mais crítica, pois em todas a seções transversais são solicitadas pelo momento fletor máximo, o procedimento em questão se apresentou efetivo.

A seguir na Tabela 7.1, o resumo dos dados estatísticos dos procedimentos analisados.

Tabela 7.1 – Resumo dos dados estatísticos dos procedimentos analisados para a aplicação de momento fletor constante

	ABNT NBR 8800:2008	Abreu et al. (2010)	EN 1993-1-1 (2005)	AS 4100-1998 (R2016)	Panedpojaman et. al (2016)	S. (2014) baseado em T. e G. (2010)
Média	1,09	1,05	0,92	0,93	0,89	0,85
Desv.	0,14	0,09	0,06	0,06	0,06	0,04
Var.	1,86%	0,85%	0,39%	0,38%	0,32%	0,14%

Fonte: Autor (2019)

Também, relacionaram-se os resultados numéricos com as equações (4.7) e (4.23).

$$M_x = M_{cro} = \frac{\pi}{L} \sqrt{EI_y GJ + \left(\frac{\pi}{L}\right)^2 EI_y EC_w} \quad \text{Eq. (4.7)}$$

$$M_{Rk} = M_{cr} = C_b M_{cro} \quad \text{Eq.(4.12)}$$

Desta forma, ter-se-á com os resultados numéricos a seguinte relação:

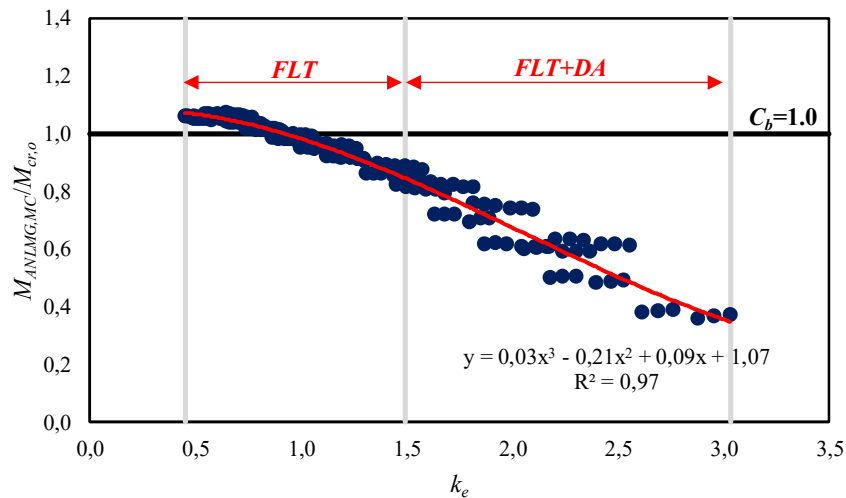
$$M_{numérico} = C_b M_{cro} \quad \text{Eq.(7.1)}$$

Essas relações foram utilizadas primeiramente por Chen e Lui (1987). Posteriormente, El-Sawy et al. (2014) utilizaram-se da mesma relação para investigar o comportamento de vigas celulares por meio da constante adimensional de rigidez lateral com torção, conforme equação (2.1).

Estes resultados são apresentados na Figura 7.2. Observa-se na Figura 7.2 que há uma relação entre os resultados numéricos com o fenômeno descrito por Timoshenko e Gere (1961). Além disso, tem-se que o coeficiente C_b é variável e não é constante igual à 1,0 (para o caso de

momento fletor uniforme) como proposto por Kirby e Nethercort (1979). O valor de C_b é próximo de 1,0 em regime elástico de flambagem. Em adição, foi possível analisar essa relação em função do modo de colapso, assim como fizeram anteriormente El-Sawy et al. (2014).

Figura 7.2 – Gráfico $M_{ANLGM,MC}/M_{cr,o}$ por adimensional de rigidez lateral com torção para a aplicação de momento fletor constante



Fonte: Autor (2018)

Assim, observou-se que quanto menor o coeficiente adimensional lateral com torção ($k_e \leq 1,5$), maior será a esbelteza global (λ_b). Logo, todos os resultados abaixo desse intervalo foram caracterizados pelo modo de falha FLT pura (Figura 7.3a). Por outro lado, para valores no intervalo de $1,5 < k_e \leq 3,0$, além de ter ocorrido a falha por FLT, ocorreu instabilidade local na alma, conhecida por distorção da alma (Figura 7.3b).

Figura 7.3 – (a) FLT; (b) FLTD

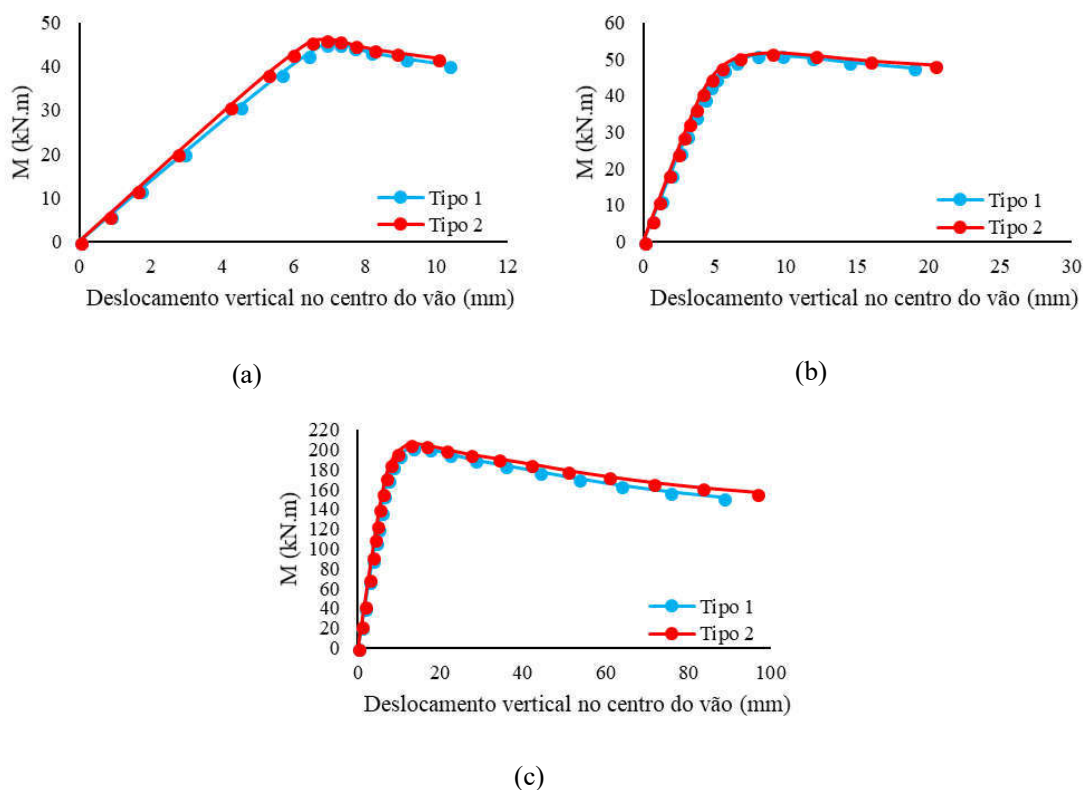


Fonte: Autor (2019)

Em seguida, compararam-se por meio de gráficos de momento fletor por deslocamento vertical no centro do vão, para um mesmo fator de expansão ($k=1,40$), o comportamento de vigas celulares do tipo 1 com o tipo 2 (Figura 7.4).

Figura 7.4 – Gráfico momento fletor por deslocamento vertical no centro do vão:

(a) W200x22,5 e vão 3000mm; (b) W310x32,7 e vão 4500mm; (c) W530x85 e vão 7500mm



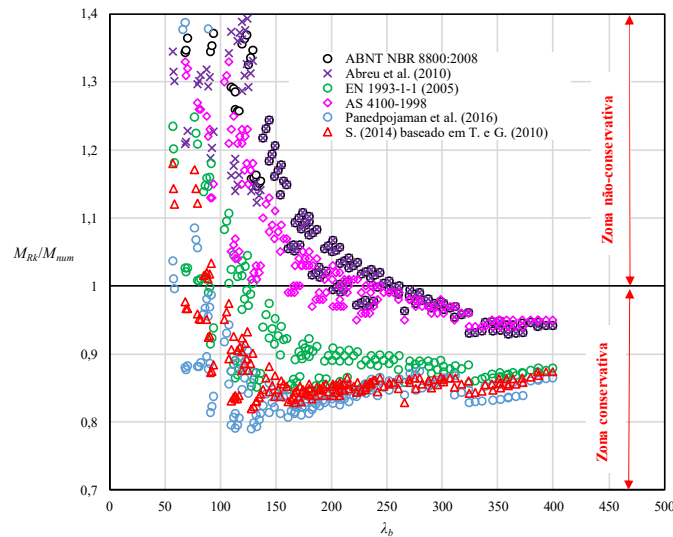
Fonte: Autor (2019)

Observa-se na Figura 7.4 que apesar das vigas celulares tanto do tipo 1 quanto do tipo 2 apresentarem aproximadamente o mesmo valor de momento fletor crítico, tem-se que as vigas celulares do tipo 2 sofrem um deslocamento vertical menor, visto que as vigas dessas situações têm uma maior rigidez à flexão devido ao diâmetro de abertura ser inferior ao diâmetro de abertura das vigas celulares do tipo 1, apresentando uma área maior da seção “tê”.

7.2 APLICAÇÃO DE CARGA CONCENTRADA NO MEIO DO VÃO

A seguir na Figura 7.5, a avaliação dos resultados numéricos em comparação com os procedimentos analíticos e normativos.

Figura 7.5 – Gráfico M_{Rk}/M_{num} por índice de esbeltez global para a aplicação de carga concentrada no meio do vão



Fonte: Autor (2019)

Sobre a utilização da norma brasileira ABNT NBR 8800:2008 para o cálculo do momento resistente a FLT, conforme a Figura 7.5, o procedimento em questão se mostrou insatisfatório visto que cerca de 70% do total do número de observações se apresentaram estar contra à segurança ($M_{Rk}/M_{num} > 1,0$). Isto se deve pelo fato de que em regime inelástico, a aplicação da carga concentrada potencializa o efeito de DA, e também, os modos de colapso em que o esforço cortante é preponderante à flexão, como o mecanismo Vierendeel e a FMA. Os valores que se apresentaram estar contra à segurança foram observados no intervalo $\lambda_b < 250,0$. Dessa forma, para a caso de aplicação de carga concentrada no meio do vão, pode-se concluir que a norma brasileira superestima os valores de resistência à flambagem. Portanto, a norma em questão não é recomendada para o cálculo de momento resistente à FLT em vigas celulares de aço que se encontram em regime inelástico, para o caso de aplicação de carga concentrada no meio do vão.

Analogamente à norma brasileira, o procedimento proposto por Abreu (2011) no total de 180 observações, 125 observações apresentaram-se estar contra à segurança. Assim, apesar do procedimento analítico em questão majorar o intervalo do regime inelástico de flambagem e aplicar a correção do momento fletor, o procedimento em questão não se mostrou eficaz. Assim, também, o procedimento em questão não é recomendado para o cálculo do momento resistente à FLT em regime inelástico.

Sobre o cálculo da resistência à flambagem em vigas celulares de aço, utilizando para isso a atual versão atual do EC3, 25% do número total de observações se mostraram estar contra a segurança. Esses valores foram analisados para o intervalo $\lambda_b < 130,0$. Para uma melhor visualização dos resultados numéricos quando comparados com a atual versão do EC3, ver ANEXO B.

Para as vigas celulares de aço submetidas a carga concentrada no meio do vão, a norma AS 4100-1998 não se apresentou com acurácia, visto que 45% das observações apresentaram o valor $M_{Rk}/M_{num} < 1.0$ ($250,0 < \lambda_b$). Ainda, a norma australiana se apresentou insegura para as observações em que ocorreram a combinação dos modos de flambagem, como FLT+DA e FLT+FMA, e também, modos como FMA e mecanismo Vierendeel ($\lambda_b \leq 250,0$). Por outro lado, as observações em que ocorreram a FLT pura, os resultados podem se apresentar cerca de 5% a favor da segurança.

Em relação ao procedimento proposto por Panedpojaman et al. (2016), o qual leva em consideração o fator de correção em função da presença e ausência do esforço cortante, apenas 10% do número total de observações apresentaram-se estar contra a segurança. Entretanto, esse erro, pode atingir cerca de 40% ($M_{Rk}/M_{num} \leq 1.4$), em específico para o intervalo $\lambda_b < 100,0$. Desta maneira, pode-se concluir que esse procedimento é efetivo para a aplicação de carga concentrada no meio do vão, porém, para vigas celulares de aço que se encontram em regime inelástico de flambagem, estados limites últimos como a FMA e o mecanismo Vierendeel devem ser verificados primeiramente.

Por fim, sobre a formulação de Taras e Greiner (2010) diante do fator de imperfeição proposto por Sonck (2014), o qual considera a modificação da distribuição das tensões residuais após o processo de fabricação das vigas celulares de aço, 13% do número de observações apresentaram-se estar contra a segurança. Essa margem pode atingir cerca de 20% ($M_{Rk}/M_{num} \leq 1.2$) em regime inelástico de flambagem. Importante ressaltar que o procedimento em questão é a possível atualização da atual versão do EC3. Também, o procedimento não necessita de nenhuma correção quanto a presença e ausência do esforço cortante, uma vez em que estados limites últimos como o mecanismo Vierendeel e a FMA devem ser verificados primeiramente, assim como o procedimento anterior (PANEDPOJAMAN et al., 2016).

A seguir na Tabela 7.2, o resumo dos dados estatísticos dos procedimentos analisados.

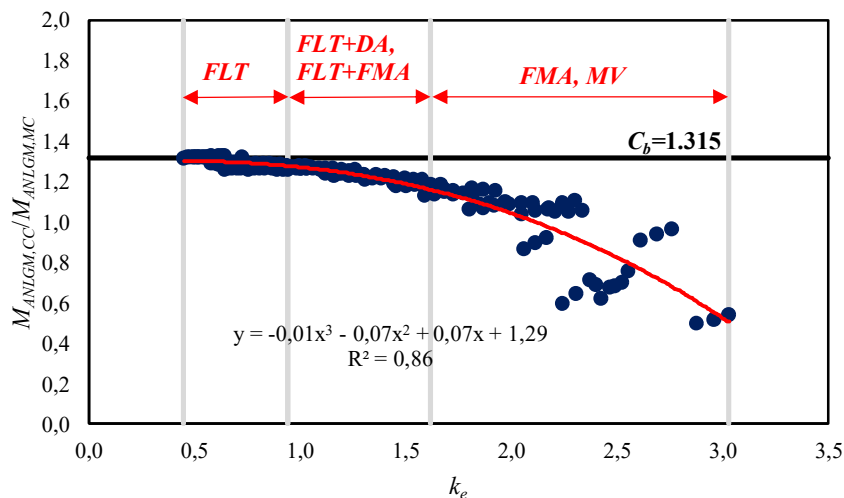
Tabela 7.2 – Resumo dos dados estatísticos dos procedimentos analisados para a aplicação de carga concentrada no meio do vão

	ABNT NBR 8800:2008	Abreu et al. (2010)	EN 1993-1-1 (2005)	AS 4100-1998 (R2016)	Panedpojaman et. al (2016)	S. (2014) baseado em T. e G. (2010)
Média	1,25	1,20	0,99	1,16	0,91	0,93
Desv.	0,41	0,34	0,26	0,35	0,19	0,22
Var.	17,15%	11,60%	6,76%	12,22%	3,69%	5,04%

Fonte: Autor (2019)

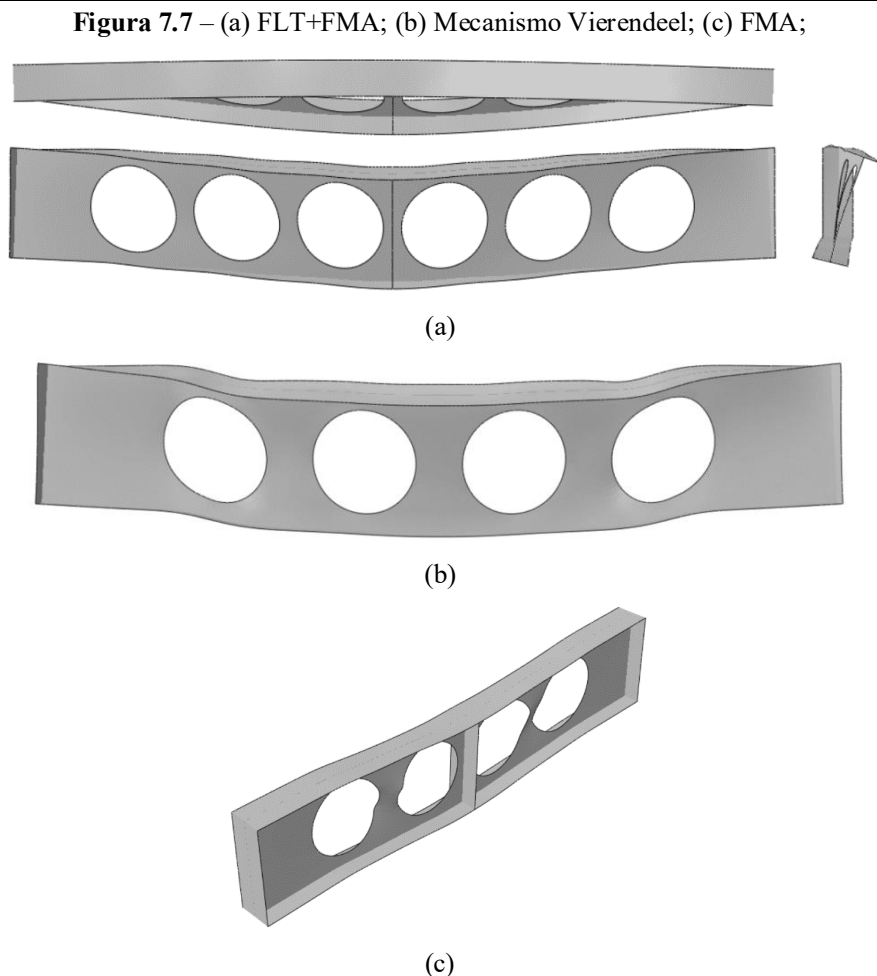
Analogamente a situação de momento fletor uniforme, também relacionaram os resultados numéricos com o caso fundamental, conforme a Figura 7.6 a seguir.

Figura 7.6 – Gráfico $M_{ANLGM,CC}/M_{ANLGM,MC}$ por adimensional de rigidez lateral com torção para a aplicação de carga concentrada no meio do vão



Fonte: Autor (2019)

De acordo com a Figura 7.6, quando comparado o coeficiente C_b proposto por Kirby e Nethercot (1979) (igual à 1,315 para aplicação de carga concentrada), verificou conformidade para a caracterização da FLT ($k_e \leq 0,9$). Por outro lado, caracterizou-se a combinação dos modos FLT+DA e FLT+FMA (FIGURA 7.7a) para o intervalo $0,9 < k_e \leq 1,6$. Além de ter ocorrido esses modos de falha, a aplicação de carga concentrada fez com que em regime inelástico de FLT ocorressem outros modos de falha, como o mecanismo Vierendeel (Figura 7.7b) e a FMA (Figura 7.7c). Esses modos de colapso foram caracterizados para valores no intervalo $1,6 < k_e \leq 3,0$.



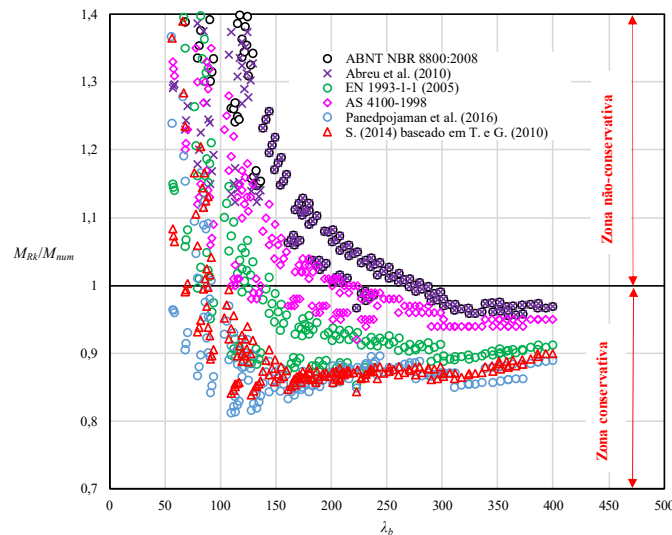
Fonte: Autor (2019)

7.3 APLICAÇÃO DE CARREGAMENTO UNIFORMEMENTE DISTRIBUÍDO

A seguir na Figura 7.8, a avaliação dos resultados numéricos em comparação com os procedimentos analíticos e normativos.

No que diz respeito a norma brasileira ABNT NBR 8800:2008 para o cálculo do momento resistente à FLT considerando carregamento uniformemente distribuído, conforme a Figura 7.8, o procedimento em questão se mostrou insatisfatório visto que cerca de 76% do total do número de observações se apresentou estar contra à segurança ($M_{Rk}/M_{num} > 1,0$). Os valores que se apresentaram estar contra à segurança foram observados no intervalo $\lambda_b < 300,0$. Diante desses resultados, é possível afirmar que a norma brasileira não é efetiva para o cálculo do momento resistente à FLT em regime inelástico, considerando o esforço cortante, visto que o procedimento em questão superestima os valores de resistência.

Figura 7.8 – Gráfico M_{Rk}/M_{num} por índice de esbelteza global para a aplicação de carregamento uniformemente distribuído



Fonte: Autor (2019)

Analogamente à norma brasileira, o procedimento proposto por Abreu (2010) no total de 180 observações, 137 observações se apresentaram estar contra à segurança. Assim, também, o procedimento em questão não é recomendado para o cálculo do momento resistente à FLT em regime inelástico, considerando carregamento uniformemente distribuído.

Até então, como se observa, os procedimentos de cálculos do momento resistente à FLT existentes no Brasil, são válidos apenas para a FLT em regime elástico. Além disso, não são recomendados para o cálculo do momento resistente considerando a presença do esforço cortante em regime inelástico de flambagem.

Sobre o cálculo da resistência à flambagem em vigas celulares de aço, utilizando para isso a atual versão atual do EC3, 27% do número total de observações se mostraram estar contra a segurança. Esses valores foram analisados para o intervalo $\lambda_b < 150,0$. Para uma melhor visualização dos resultados numéricos quando comparados com a atual versão do EC3, ver ANEXO B.

Para as vigas celulares de aço submetidas a carregamento uniformemente distribuído, a norma AS 4100-1998 não apresentou efetividade, visto que quase metade do número total de observações apresentaram o valor $M_{Rk}/M_{num} < 1,0$ ($250,0 < \lambda_b$). Ainda, a norma australiana se apresentou insegura para as observações em que ocorreram a combinação dos modos de flambagem, como FLT+DA, FLT+FMA e mecanismo Vierendeel ($\lambda_b \leq 250,0$). Por outro lado,

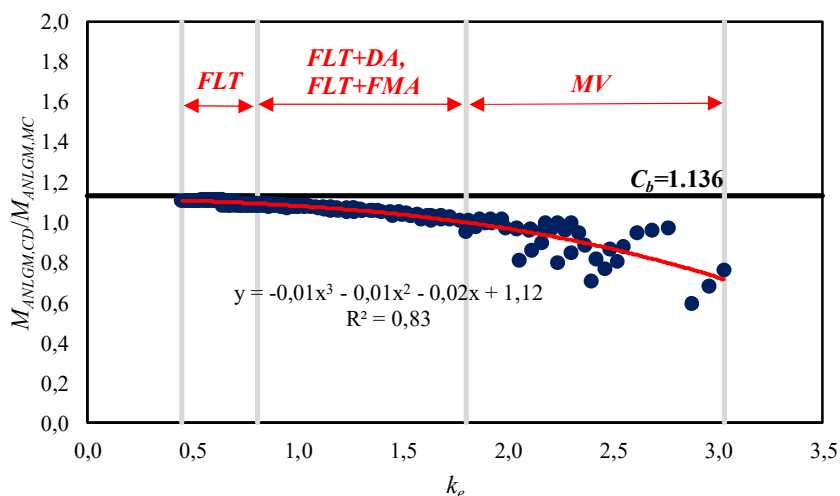
as observações em que ocorreram a FLT pura, os resultados podem se apresentar cerca de 5% a favor da segurança.

Em relação ao procedimento proposto por Panedpojaman et al. (2016), apenas 9% do número total de observações se apresentaram estar contra a segurança. Entretanto, esse erro, pode atingir cerca de 35% ($M_{Rk}/M_{num} \leq 1,35$), em específico para o intervalo $\lambda_b < 225,0$. Desta maneira, pode-se concluir que esse procedimento é efetivo para a aplicação de carregamento uniformemente distribuído, porém, estado limite último como o mecanismo Vierendeel deve ser verificado primeiramente.

Finalmente, sobre a formulação de Taras e Greiner (2010) diante do fator de imperfeição proposto por Sonck (2014), 13% do número de observações se apresentaram estar contra a segurança. Essa margem pode atingir cerca de 20% em regime inelástico de flambagem. Entretanto, esses valores ocorreram para vigas que se encontram no intervalo $\lambda_b < 100,0$, onde se predomina o mecanismo Vierendeel. Assim, devido a presença do esforço cortante estados limites últimos como o mecanismo Vierendeel e a FMA devem ser verificados primeiramente.

Por fim, a respeito da caracterização dos modos de colapsos em função do coeficiente adimensional de rigidez lateral com torção (Figura 7.9), caracterizou-se a FLT para o intervalo $0,8 \leq k_e$. Em adição, caracterizou-se a combinação dos modos de falha FLT+DA e FLT+FMA para o intervalo $0,8 < k_e \leq 1,8$, e o mecanismo Vierendeel caracterizado para o intervalo $1,8 < k_e \leq 3,0$.

Figura 7.9 – Gráfico $M_{ANLGM,UD}/M_{ANLGM,MC}$ por adimensional de rigidez lateral com torção para a aplicação de carregamento uniformemente distribuído



Fonte: Autor (2019)

A seguir na Tabela 7.3, o resumo dos dados estatísticos dos procedimentos analisados.

Tabela 7.3 – Resumo dos dados estatísticos dos procedimentos analisados para a aplicação de carregamento uniformemente distribuído

	ABNT NBR 8800:2008	Abreu et al. (2010)	EN 1993-1-1 (2005)	AS 4100-1998 (R2016)	Panedpojaman et. al (2016)	S. (2014) baseado em T. e G. (2010)
Média	1,20	1,16	0,99	1,08	0,90	0,92
Desv.	0,27	0,20	0,15	0,19	0,10	0,12
Var.	7,03%	4,13%	2,29%	3,57%	0,93%	1,45%

Fonte: Autor (2018)

7.4 APLICAÇÃO DE CARGA CONCENTRADA DESESTABILIZANTE NO MEIO DO VÃO

Para a aplicação de carga concentrada na mesa superior, quando comparado com a situação de aplicação de carga concentrada no centro de torção, se observou um número menor de ocorrências de falha por mecanismo Vierendeel, FMA e FMA+FLT. Esses modos de colapso, os quais são função principalmente da intensidade do esforço cortante, ocorreram para o intervalo $55,0 < \lambda_b \leq 110,0$. Por outro lado, devido a intensidade da carga concentrada, somado ao efeito desestabilizante, verificou-se um número maior de observações – cerca de 40% do total do número de observações para a aplicação de carga concentrada, em que o modo de falha é caracterizado por FLT+FMA. Verificaram-se a combinação desses modos de flambagem para o intervalo $88,0 < \lambda_b \leq 252,0$. Por fim, se observou a FLT para o intervalo $\lambda_b > 160,0$.

Sobre o cálculo da resistência à flambagem em vigas celulares de aço, utilizando para isso a versão EN 1993-1-1(2002), a qual considera a posição do carregamento na seção transversal, 28% do número total de observações se mostraram estar contra a segurança. Esses valores foram analisados para o intervalo $\lambda_b < 150,0$. Para uma melhor visualização dos resultados numéricos quando comparados com a versão anterior do EC3, ver ANEXO B.

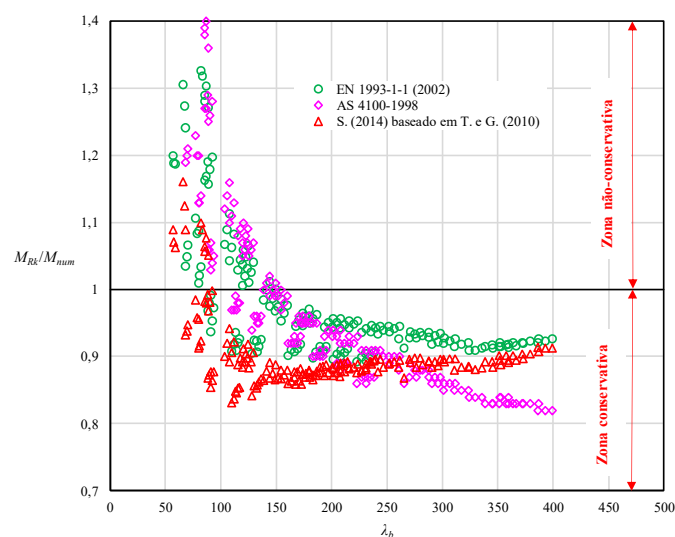
Em relação a norma AS 4100-1998, 32% do número total de observações apresentaram o valor $M_{Rk}/M_{num} < 1,0$ ($150,0 < \lambda_b$). Ainda, a norma em questão se apresentou insegura para as observações em que ocorreram a modos de falha em função do esforço cortante. Por outro lado, as observações em que ocorreram a FLT pura, os resultados podem se apresentar cerca de 20% a favor da segurança.

Por fim, sobre a possível atualização do EC3 (TARAS; GREINER, 2010), utilizando o fator de imperfeição proposto por Sonck (2014), e também a equação dos 3 fatores, conforme

EN 1993-1-1(2002), para o cálculo do momento resistente à FLT em vigas celulares de aço, o procedimento se mostrou efetivo, visto que apenas 8% do número total de observações se apresentaram estar contra à segurança. Esses valores foram analisados para o intervalo $\lambda_b < 100,0$, o qual o esforço cortante é preponderante à flexão. Dessa forma, para o intervalo em questão foram analisados modos de falha como o mecanismo Vierendeel e a FMA. Assim, apesar do procedimento apresentar eficácia, para vigas robustas (que se encontram em regime inelástico de FLT), os estados limites últimos, os quais são caracterizados, principalmente, pela intensidade do esforço cortante, devem ser verificados primeiramente.

A seguir na Figura 7.10, a avaliação dos resultados numéricos em comparação com os procedimentos analíticos e normativos que consideram a posição do carregamento na seção transversal.

Figura 7.10 – Gráfico M_{Rk}/M_{num} por índice de esbeltez global para a aplicação de carga concentrada no meio do vão desestabilizante



Fonte: Autor (2019)

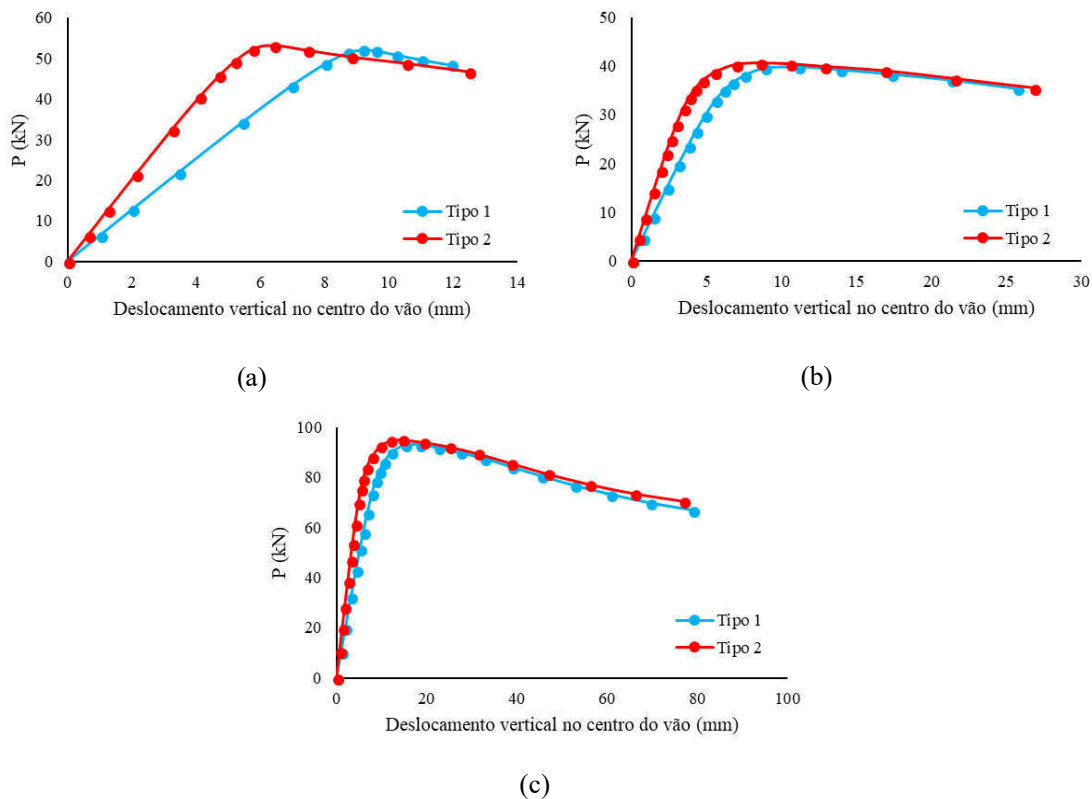
Observa-se aqui, que para o caso de carregamentos desestabilizantes ocorre uma redução na resistência à flambagem, quando comparados com carregamentos aplicados no centro de torção. De acordo com Fruchtingarten (2005), não é possível estender a consideração da carga estar aplicada no centro de torção das vigas como um caso geral de projeto, de forma que o valor do momento crítico pode estar sendo incorretamente avaliado em função da posição efetiva da carga. Portanto, nesses casos, tem-se uma situação mais crítica quando comparado

com carregamentos aplicados no centro de torção, visto que há uma maximização do efeito desestabilizante, fazendo com que ocorra a redução do momento crítico.

Por fim, compararam-se por meio de gráficos de carga por deslocamento vertical no centro do vão o comportamento de vigas celulares do tipo 1 e do tipo 2 (Figura 7.11).

Figura 7.11 – Gráfico carga por deslocamento vertical no centro do vão:

(a) W200x22,5 e vão 3000mm; (b) W310x32,7 e vão 4500mm; (c) W530x85 e vão 7500mm



Fonte: Autor (2019)

Observa-se na Figura 7.11, que para o caso de aplicação de carga concentrada na mesa superior com enrijecedor no ponto de aplicação de carga, apesar das vigas celulares tanto do tipo 1 quanto do tipo 2 apresentarem aproximadamente o mesmo valor de carga, tem-se que as vigas celulares do tipo 2 sofrem um menor deslocamento vertical, visto que as vigas dessas situações têm uma maior rigidez à flexão devido o diâmetro do alvéolo ser inferior ao diâmetro do alvéolo das vigas celulares do tipo 1. Essa diferença de deslocamento, conforme a Figura 7.11a, é de aproximadamente 30%.

A seguir na Tabela 7.4, o resumo dos dados estatísticos dos procedimentos analisados.

Tabela 7.4 – Resumo dos dados estatísticos dos procedimentos analisados para a aplicação de carga concentrada no meio do vão desestabilizante

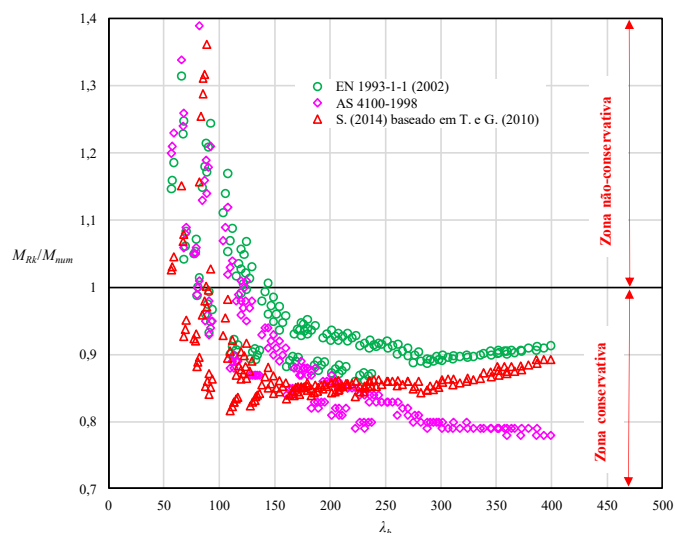
	EN 1993-1-1 (2002)	AS 4100-1998 (R2016)	S. (2014) baseado em T. e G. (2010)
Média	1,00	1,01	0,92
Desv.	0,15	0,23	0,12
Var.	2,34%	5,17%	1,33%

Fonte: Autor (2019)

7.5 APLICAÇÃO DE CARREGAMENTO UNIFORMEMENTE DISTRIBUÍDO DESESTABILIZANTE

A seguir na Figura 7.12, a avaliação dos resultados numéricos em comparação com os procedimentos analíticos e normativos para a aplicação de carregamento uniformemente distribuído desestabilizante.

Figura 7.12 – Gráfico M_{Rk}/M_{num} por índice de esbeltez global para a aplicação de carregamento uniformemente distribuído desestabilizante



Fonte: Autor (2019)

Para a condição em que as vigas celulares de aço são submetidas a carregamento uniformemente distribuído desestabilizante, se observou um número maior de ocorrências da FLT+DA ($80,0 < \lambda_b \leq 225,0$). Verificaram-se a ocorrência dos modos de falha em função do esforço cortante no intervalo $55,0 < \lambda_b \leq 92,0$. Por fim, a FLT ocorreu para o intervalo $\lambda_b > 226,0$. Importante ressaltar que o efeito desestabilizante favorece o movimento de rotação da seção

transversal, fator que reduz o momento resistente, quando comparado com a situação de carregamento neutro. Dessa forma, em relação a versão anterior do EC3, a qual utiliza a equação dos 3 fatores para o cálculo do momento crítico, do número total de observações, 26% se apresentaram estar contra à segurança. Assim, nos casos em que há presença do esforço cortante, a curva de flambagem torna-se uma opção para o cálculo do momento resistente à flambagem, embora, primeiramente, deve-se verificar os estados limites últimos, como o mecanismo Vierendeel e a FMA. Para uma melhor visualização dos resultados numéricos quando comparados com a versão anterior do EC3, ver ANEXO B.

Sobre a norma AS 4100-1998, verificou-se que 20% do número total de observações estão contra a segurança ($\lambda_b < 125,0$). Entretanto, analogamente a situação da norma EN 1993-1-1(2002), estados limites últimos, como o mecanismo Vierendeel e a FMA devem ser verificados primeiramente.

Finalmente, os resultados numéricos quando comparado com a proposta de Sonck (2014) baseado em Taras e Greiner (2010), os resultados apresentaram com acurácia. Do total do número de observações, menos de 10% se apresentaram estar contra à segurança ($\lambda_b < 100,0$).

A seguir na Tabela 7.5, o resumo dos dados estatísticos dos procedimentos analisados.

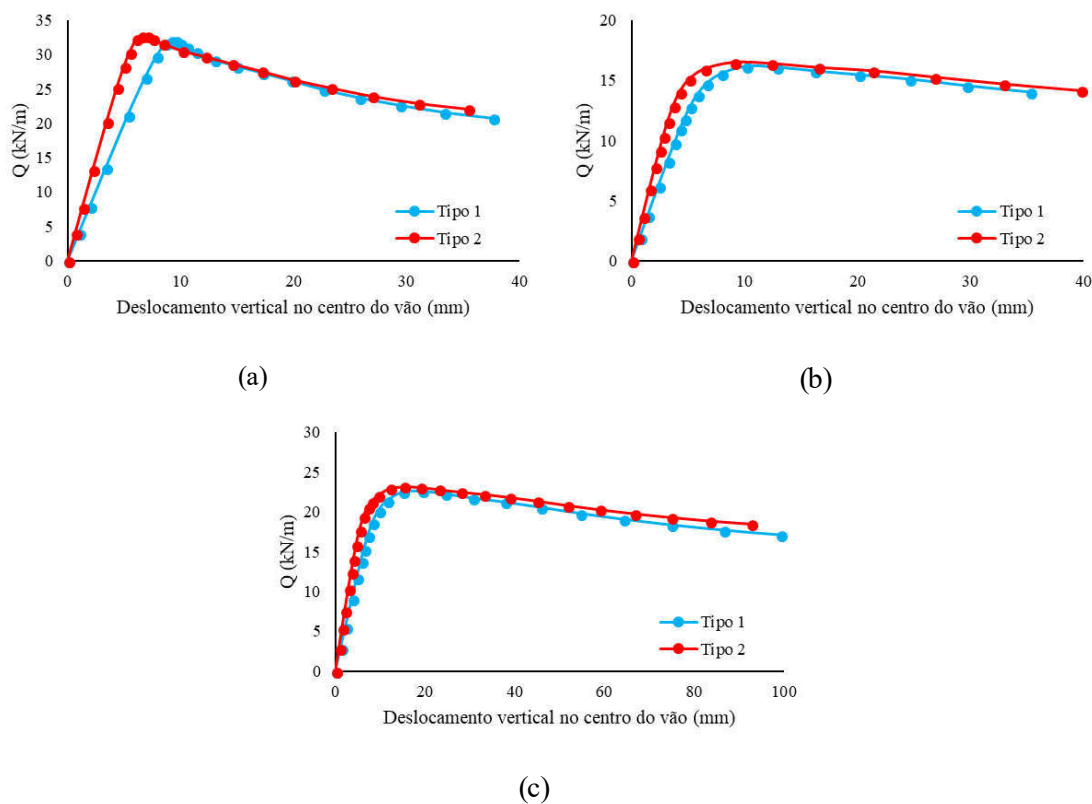
Tabela 7.5 – Resumo dos dados estatísticos dos procedimentos analisados para a aplicação de carregamento uniformemente distribuído desestabilizante

	EN 1993-1-1 (2002)	AS 4100-1998 (R2016)	S. (2014) baseado em T. e G. (2010)
Média	0,99	0,93	0,90
Desv.	0,17	0,20	0,12
Var.	2,86%	3,82%	1,38%

Fonte: Autor (2019)

Além disso, compararam-se por meio de curvas de carregamento uniformemente distribuído por deslocamento vertical no centro do vão o comportamento de vigas celulares, tanto do tipo 1 quanto do tipo 2, para um mesmo fator de expansão $k=1,40$ (Figura 7.13).

Figura 7.13 – Gráfico carregamento uniformemente distribuído por deslocamento vertical no centro do vão: (a) W200x22,5 e vão 3000mm; (b) W310x32,7 e vão 4500mm; (c) W530x85 e vão 7500mm



Fonte: Autor (2019)

Analogamente as situações anteriores, as análises numéricas para vigas celulares do tipo 2 quando comparadas com vigas celulares do tipo 1, mostraram-se mais conservadoras.

CAPÍTULO 8

CONSIDERAÇÕES FINAIS

Este capítulo tem como objetivo abordar a conclusão geral do presente trabalho, e também sugerir questões que podem ser investigadas em futuros trabalhos.

8.1 CONCLUSÃO

O presente trabalho se desenvolveu por meio de modelagens numéricas em vigas celulares de aço com enfoque na FLT.

Nos estudos da objetividade da malha, verificou-se que apesar da utilização de elementos do tipo S3 e S4R para uma discretização de malha livre quando comparados com a discretização refinada, ambos apresentaram equivalência no resultado numérico, entretanto na modelagem com a discretização da malha livre, se obteve um menor tempo de processamento.

Em relação as análises numéricas, considerou a não linearidade do material e geométrica das vigas celulares. Para simular o comportamento do aço, adotou o diagrama bilinear com o comportamento elasto-plástico perfeito.

A imperfeição geométrica inicial foi aplicada em função da razão do comprimento da viga pela altura total do perfil celular: para $L/d_g \leq 10$, tem-se $IMP = d_g/100$, e para $L/d_g > 10$, tem-se $IMP = L/1000$. Essa imperfeição geométrica inicial é associada ao primeiro modo de flambagem da análise de estabilidade elástica para o início da análise não linear material. Por outro lado, as tensões residuais foram aplicadas conforme o modelo de distribuição de tensões residuais aferido experimentalmente e proposto por autores citados no presente trabalho. Esse modelo considera a redistribuição das tensões residuais após o processo de corte e solda.

O modelo numérico foi calibrado por meio de ensaios experimentais encontrados na literatura. No total foram validadas 8 vigas celulares de aço. Nessa etapa, compararam-se os resultados das simulações numéricas com os resultados experimentais por meio de diagramas de carga por deslocamento vertical no centro do vão. Observou-se concordância entre os resultados numéricos com os resultados experimentais, verificando-se assim que os modelos de imperfeições aplicados na modelagem numérica apresentaram efetividade quando comparados com os modelos reais.

Posteriormente a etapa de calibração da modelagem numérica, se fez um amplo estudo paramétrico em vigas celulares de aço.

Para o estudo paramétrico, se adotou três perfis originais: W200x22,5, W310x32,7 e o W530x85. Para cada perfil estudou-se dois tipos de geometria. Para as geometrias de vigas celulares do tipo 1, as quais são utilizadas para coberturas, passarelas e terças, mantiveram-se constante o diâmetro ($D_o=1,15d$) e o passo ($p=1,20 D_o$), considerando para isso os valores médios. Além disso, variou-se o fator de expansão (k) em 1,40, 1,45 e 1,50. Já para as geometrias das vigas celulares do tipo 2, as quais são utilizadas para pavimentos, estacionamentos e estruturas *Offshore*, também considerando os valores médios, mantiveram-se constantes o diâmetro ($D_o=0,95d$) e o passo ($p=1,45 D_o$), e variou o fator de expansão (k) em 1,30, 1,35 e 1,40.

Nas modelagens numéricas parametrizadas, avaliaram-se cinco tipos de carregamentos: momento fletor constante (o caso fundamental), aplicação de carga concentrada no meio do vão e carregamento uniformemente distribuído. Nos dois últimos caso consideraram-se o efeito desestabilizante.

Os resultados apresentados para a aplicação de carregamentos considerando o efeito neutro, quando comparados com os procedimentos brasileiros, estes se mostraram não apresentar concordância em regime inelástico de FLT. Também, avaliou-se o modo de colapso em função de uma constante adimensional de rigidez lateral com torção (k_e). Observaram-se nessas situações modos de colapsos em função da ausência e presença do esforço cortante. Considerando a aplicação de momento fletor uniforme, observaram-se modos de colapso como FLT e FLTD. Este modo de colapso é a ocorrência simultânea entre a FLT+DA, o qual foi caracterizado para o intervalo $1,5 < k_e \leq 3,0$. Por outro lado, considerando a presença do esforço cortante, além de terem sido observados modos de falha análogos à situação de aplicação de momento fletor constante, também ocorreram modos como o mecanismo Vierendeel, FMA e FMA+FLT. Esses modos são característicos de FLT em regime inelástico, e também, para o caso de vigas robustas, em que o esforço cortante é preponderante à flexão.

A apresentação dos resultados para a aplicação de carregamentos com consideração do efeito desestabilizante foram comparados com o procedimento analíticos que consideram a posição do carregamento na seção transversal. No presente trabalho, observou-se que para aplicação de carregamentos desestabilizantes ocorreram modos de falha, como o MV, FMA e a ocorrência simultânea da FMA+FLT. As ocorrências desses modos de falhas foram caracterizadas predominantemente em regime inelástico de FLT.

Os resultados numéricos foram comparados com procedimentos normativos e analíticos, tanto nacionais quanto internacionais. Diante de todos os resultados apresentados, o presente trabalho sugere para o cálculo do momento resistente à flambagem lateral com torção, a proposta de Sonck (2014) baseado na formulação de Taras e Greiner (2010), conforme item 4.2, a qual é a possível atualização da versão atual do EC3.

A principal questão levantada para a elaboração do presente trabalho foi de que até então não tinha sido utilizada a metodologia com a consideração da distribuição das tensões residuais após o processo de corte e solda em vigas celulares para perfis laminados fabricados no Brasil, e também, não há nenhum estudo no Brasil considerando cargas desestabilizante em vigas celulares. Assim, conclui-se que esta metodologia é crítica em regime inelástico de FLT quando comparados com os procedimentos brasileiros.

8.2 SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS

Com a realização do presente trabalho, levantou-se uma série de questões que podem ser investigadas em futuros trabalhos. Pode-se citar:

- i. Analisar quantitativamente a separação dos efeitos, tanto das tensões residuais quanto da posição do carregamento em vigas celulares de aço;
- ii. Estudar separadamente a influência da distorção da alma na flambagem lateral com torção em vigas celulares de aço;
- iii. Investigar o comportamento de vigas celulares de aço que apresentam monossimetria;
- iv. Realizar programas experimentais com vigas celulares de aço fabricadas com perfis brasileiros com foco nos possíveis modos de falha.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABREU, L. M. P.; FAKURY, R. H.; CASTRO E SILVA, A. L. R. Determinação do momento fletor resistente à flambagem lateral com torção de vigas de aço celulares. In: Associação Argentina de Mecânica Computacional, 2010, Buenos Aires, Argentina. Vol. XXIX, p. 7255-7271.

ABREU, L. M. P. **Determinação do momento fletor resistente à flambagem lateral com torção de vigas de aço celulares**. 2011. 90p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil), Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte.

ALPSTEN, G. A. Thermal residual stresses in hot-rolled steel members. 1968, **Fritz Laboratory Reports**. Paper 329.

ALPSTEN, G. A.; TALL, L. Residual stresses in heavy welded shapes. **AWS 50th Annual Meeting held in Philadelphia**, Pa, 1969.

ArcelorMittal. Cellular Beams. ACB (R) 2015-1.

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

AUSTRALIAN STANDARDS AS 4.100. Steel structures. Sydney, Australia: Standards Australia, AS 4.100-1998 (2016).

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

BAZILLE, A.; TEXIER, J. Essais de poutres ajourées. **Construction Métallique**, 3 (September 1968) 12-25.

BEZERRA, E. M. **Determinação do momento fletor resistente à flambagem lateral com torção de vigas de aço casteladas**. 2011. 120p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil), Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte.

BOISSONNADE, N.; NSEIR, J.; LO, M.; SOMJA, H. Design of cellular beams against lateral torsional buckling. Proceedings of the Institution of Civil Engineers. **Structures and Buildings**. v.167, p.436-444, 2013.

BRADFORD, A. M. Distortional buckling of monosymmetric I-beams. **Journal of Constructional Steel Research**. v.5, p.123-136, 1985.

BRADFORD, A. M. Inelastic distortional buckling of I-beams. **Computers & Structures**. v.24, n.6, p.923-933, 1986.

BRADFORD, A. M. Buckling of elastically restrained beams with web distortions. **Thin-Walled Structures**. v.6, p.287,304, 1988.

BRADFORD, A. M. Buckling of doubly-symmetric cantilevers with slender webs. **Engineering Structures**. v.14, n.5, p.327-333, 1992.

CASTRO E SILVA, A., L., R. **Análise numérica não-linear da flambagem local de perfis de aço estrutural submetidos à compressão uniaxial**. 2005. 228p. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas), Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte.

CHEN, W.F.; LUI, E.M. Structural stability-theory and implementation. Elsevier Science Publishing, 1987.

CHUNG, K. F.; LIU, T. C. H.; Ko, A. C. H. Investigation on Vierendeel mechanism in steel beams with circular web openings. **Journal of Constructional Steel Research**. v.57, p.467-490, 2001.

DASSAULT SYSTÈMES. ABAQUS v6.12; 2012.

DERMIDJIAN, S. **Stability of castellated beam webs**. (Master thesis) p.140. McGill University. Montreal, Canada, 1999.

ELLOBODY, E. Nonlinear analysis of cellular steel beams under combined buckling modes. **Thin-Walled Structures**. v.52, p.66-79, 2012.

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

ERDAL, F.; SAKA, M. P. Ultimate load carrying capacity of optimally designed steel cellular beam. **Journal of Constructional Steel Research**. v.80, p.355-368, 2013.

EUROCODE 3. EN 1993-1-1 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. Parte 1.1 General rules and rules for buildings. CEN - European Committee for Standardization, 2005.

FRUCHTENGARTEN, J. Sobre o estudo da flambagem lateral de vigas de aço por meio da utilização de uma teoria não-linear geometricamente exata. 2005. 251f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo.

GALAMBOS, T. V. Inelastic lateral buckling of beams. Proc. ASCE, Vol. 89 (ST5), 1963. Publication N° 236 (63-20) (1963). **Fritz Laboratory Reports. Paper 1340.**

GALAMBOS, T. V.; SUROVEK, A. E. Structural stability of steel: concepts and applications for structural engineers. New Jersey: John Wiley & Sons, Inc, 2008. 387 p.

GOMES, A. B. G. **Resistência à compressão de perfis H laminados de abas paralelas.** 2006. 167p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil), Universidade Federal de Ouro Preto. Ouro Preto.

HASSAN, R.; MOHAREB, M. Distortional lateral torsional buckling for simply supported beams with cleats. **Canadian Journal of Civil Engineering**. v.42, p.1091-1103, 2015.

HUBER, A. W.; BEEDLE, L. S. Residual stress and the compressive strength of steel. *Welding Journal*. 33 (12), p. 589-s, 1954. Reprint, 96 (54-3), 1954. **Fritz Laboratory Reports. Paper 1510.**

KALKAN, I.; BUYUKKARAGOZ, A. A numerical and analytical study on distortional buckling of doubly-symmetric steel I-beams. **Journal of Constructional Steel Research**. v.70, p.289-297, 2011.

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

KIRBY, P. A.; NETHERCOT, D. A. Design for structural stability. Suffolk: Granada Publishing; 1979.

LUBKE, G. P.; ALVES, E. C.; AZEVEDO, M. S. Dimensionamento otimizado de vigas celulares de aço. **Revista da Estrutura de Aço - REA**. v.6, n.1 p.01-20, 2017.

MASSEY, C. The lateral stability of steel I beams in the plastic range. Civil Engineering Transactions, Institution of Engineers Australia. v.6, n.2, p.119, 1964.

MAZOLLANI, F. M. Buckling curves of hot-rolled steel shapes with structural imperfections. IABSE. (23), 1975.

MÜLLER et al. Final Report: Large web openings for service integration in composite floors. RFS-CT-2005-00037:2006

NADJAI, A.; GOODFELLOW, N.; VASSART, O.; ALI, F.; CHOI, S. Simple calculation method of composite cellular beams at elevated temperatures. Proceedings of the Fifth International Conference on Structures in Fire. 2008.

NAGARAJA RAO, N.; ESTUAR, F.; TALL, L. Residual stresses in welded shapes. The Welding Journal, Vo. 43, July 1964, p. 295-s. Publication N°. 241 (64-4) 1964. **Fritz Laboratory Reports**. Paper 64.

PANEDPOJAMAN, P.; RONGRAM, T. Design equations for vierendeel bending of steel beams with circular web openings. Proceedings of the World Congress on Engineering. Vol. II. London, U.K, 2014.

PANEDPOJAMAN, P.; THEPCHATRI, T.; LIMKATANYU, S. Novel design equations for shear strength of local web-post buckling in cellular beams. **Thin-Walled Structures**. v. 76, p.92-104, 2014.

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.

REDWOOD, R.; DEMIRDJIAN, S. Castellated beam web buckling in shear. **Journal of Structural Engineering**. v.124, n.10, p.1202-1207, 1998.

SALMON, C. G.; JOHNSON, J. E.; MALHAS, F. A. Steel structures: Design and Behavior. Fifth Edition. New Jersey: Person Prentice Hall, Inc, 2009. 872p

SAYED-AHMED, E. Y. Lateral buckling of steel i-beams: a numerical investigation and proposed equivalent moment factor equations. **Al Azhar University Engineering Journal**. v.7, n.1, p.111-123, 2004.

SILVEIRA, G., E. **Avaliação do comportamento de vigas alveolares de aço com ênfases nos modos de colapso por plastificação**. 2011. 165p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil), Universidade Federal de Viçosa. Viçosa.

SONCK, D; VANLAERE, W.; VAN IMPE, R. Influence of plasticity on lateral-torsional buckling behavior of cellular beams. **Materials Research Innovations**. v.15, p.158-161, 2011.

SONCK, D.; VAN IMPE, R. Study of residual stresses in I-section members and cellular members. Proceedings of the Annual Stability. Conference Structural Stability Research Council. St. Louis, Missouri, 2013.

SONCK, D. Global buckling of castelled and cellular steel beams and columns. (Phd thesis) p.349 Ghent University, 2014.

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

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

SONCK, D.; VAN LANCKER, B.; BELIS, J. Influence of residual stresses on the global buckling resistance of cellular and catellated members. Proceedings of the Annual Stability. Conference Structural Stability Research Council. Nashville, Tennessee, 2015.

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

SPOORENBERG, R.C.; SNIJDER, H.H.; HOENDERKAMP, J.C.D. Proposed residual stress model for roller bent steel wide flange sections. **Journal of Constructional Steel Research**. v.66, p.992-1000, 2011.

SURTEES, J.; LIU, Z. Report of loading tests on cellform beams. Research report. University of Leeds; 1995.

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

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

TARAS, A; GREINER, R. New design curves for lateral-torsional buckling—Proposal based on a consistent derivation. **Journal of Constructional Steel Research**. v.66, p.648-663, 2010.

TEBEDGE, N.; ALPSTEN, G.; TALL, L. Residual-stress measurement by the sectioning method. SESA – Spring Meeting held in Cleveland, 1973.

TIMOSHENKO, S. P.; GERE, J. M. Theory of Elastic Stability. New York: McGraw-Hill, 1961.

TRAHAIR, N. Flexural-Torsional buckling behaviour of structures. E & FN Spon, First edition, 1993

TOPRAC, A. A.; COOKE, B. R. An experimental investigation of openweb beams. Welding Research Council Bulletin Series, No. 47, February 1959.

TSAVDARIDIS K. D; E D'MELLO, C.; HAWES, M. Experimental study of ultra shallow floor beams with perforated steel sections. Nordic Steel Construction Conference. 2009.

TSAVDARIDIS, K. D.; D'MELLO, C. Web buckling study of the behaviour and strength of perforated steel beams with different novel web opening shapes. **Journal of Constructional Steel Research**. v.67, p.1605-1620, 2011.

TSAVDARIDIS K. D.; D'MELLO, C. Vierendeel bending study of perforated steel beams with various novel web opening shapes through nonlinear finite-element analyses. **Journal of Structural Engineering**. v.138, n.10, p.1214-1230, 2012.

TSAVDARIDIS K. D.; GALIATSATOS, G. Assessment of cellular beams with transverse stiffeners and closely spaced web openings. **Thin-Walled Structures**. v.94, p.636-650, 2015.

VIEIRA, W. B. **Simulação numérica do comportamento estrutural de vigas casteladas de aço com ênfase na flambagem no montante de alma**. 2011. 132p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil), Universidade Federal de Viçosa. Viçosa.

VIEIRA, W. B. **Estudo numérico-experimental da flambagem do montante de alma em vigas casteladas de aço**. 2015. 239p. Tese (Doutorado em Engenharia Civil), Universidade Federal de Viçosa. Viçosa.

WANG, Y. C.; EI-KHENFAS, M. A.; NETHERCOR, D. A. Lateral-torsional buckling of end-restrained beams. **Journal of Constructional Steel Research**. v.7, p.335-362, 1987.

WARREN, J. **Ultimate load and deflection behaviour of cellular beams**. MSc thesis. Durban: School of Civil Engineering, University of Natal; 2001.

WESTOK. Acessado em 25/07/2017. Web Page: <https://www.kloecknermetalsuk.com>

YOO, C. H.; LEE, S. C. **Stability of structures: principles and applications**. Elsevier Inc, 2011. 529p.

YOUNG, B. W. Residual stresses in hot rolled members. **IABSE**. (23), 1975.

ZAAROUR, W.; REDWOOD, R. Web buckling in thin webbed castellated beams. **Journal of Structural Engineering**. v.122, n.8, p.860-866, 1996.

ZIEMIAN, R. D. Guide to stability design criteria for metal structures. Sixth Edition. New Jersey: John Wiley & Sons, Inc, 2010. 1078p.

ZIRAKIAN, T.; SHOWKATI, H. Distortional buckling of castellated beams. **Journal of Constructional Steel Research**. v.62, p.223–230, 2006.

APÊNDICE A:

TABELAS

A.1. APLICAÇÃO DE MOMENTO FLETOR UNIFORME

Tabela A.1 – Aplicação de momento fletor uniforme para o perfil W200x22,5, tipo 2

k	n	L (mm)	λ_b	EC3	AS 4100	Panedpojaman et al. (2016)	NBR 8800	Abreu (2011)	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,30	4	1500	56,77	69	69,1	66,1	81,08	72,25	64,2	65,3	FLT
	5	1800	68,13	62	62	59,6	75	66,43	57,2	61,6	FLT
	6	2100	79,48	55	55,2	52,9	68,92	60,85	50,7	57,5	FLT
	7	2400	90,84	48,5	49	46,7	62,85	55,54	44,9	53	FLT
	9	3000	113,55	37,9	38,9	36,5	50,7	45,88	35,6	43,7	FLT
	11	3500	132,47	31,5	32,5	30,4	39,76	38,92	30	36,6	FLT
	14	4400	166,54	23,9	24,7	23,1	28,21	28,21	23,2	27,9	FLT
	16	5000	189,25	20,5	21,1	19,9	23,55	23,55	20,1	24,1	FLT
	18	5500	208,17	18,3	18,8	17,8	20,69	20,69	18	21,5	FLT
	20	6100	230,88	16,2	16,6	15,8	18,05	18,05	16,1	19,4	FLT
1,35	4	1500	57,63	72,8	72,9	69,8	85,6	76,38	67,3	68,4	FLT
	5	1800	69,16	65,2	65,2	62,6	78,94	70,11	59,8	64,1	FLT
	6	2100	80,68	57,6	57,8	55,4	72,28	64,08	52,8	59,6	FLT
	7	2400	92,21	50,6	51,2	48,7	65,63	58,33	46,5	54,8	FLT
	9	3000	115,26	39,3	40,3	37,9	52,31	47,8	36,7	45	FLT
	11	3500	134,47	32,5	33,6	31,4	40,79	40,14	30,8	37,5	FLT
	14	4400	169,05	24,5	25,3	23,7	28,85	28,85	23,7	28,5	FLT
	16	5000	192,1	21	21,6	20,4	24,04	24,04	20,5	24,5	FLT
	18	5500	211,31	18,7	19,2	18,2	21,1	21,1	18,4	21,9	FLT
	20	6100	234,36	16,6	16,9	16,1	18,39	18,39	16,4	19,6	FLT
1,40	4	1500	58,47	76,7	76,8	73,5	90,17	80,56	70,5	71,4	FLT
	5	1800	70,17	68,4	68,4	65,7	82,91	73,83	62,3	66,3	FLT
	6	2100	81,86	60,2	60,5	57,9	75,66	67,34	54,8	61,4	FLT
	7	2400	93,56	52,6	53,3	50,6	68,4	61,14	48,2	56,5	FLT
	9	3000	116,95	40,6	41,8	39,2	53,7	49,72	37,8	46,1	FLT
	11	3500	136,44	33,5	34,6	32,4	41,83	41,33	31,6	38,4	FLT
	14	4400	171,53	25,1	26	24,4	29,49	29,49	24,2	28,9	FLT
	16	5000	194,92	21,5	22,1	20,8	24,54	24,54	20,9	24,8	FLT
	18	5500	214,41	19,1	19,6	18,6	21,51	21,51	18,7	22,2	FLT
	20	6100	237,8	16,9	17,3	16,5	18,72	18,72	16,7	19,8	FLT

Fonte: Autor (2019)

Tabela A.2 – Aplicação de momento fletor uniforme para o perfil W200x22,5, tipo 1

<i>k</i>	<i>n</i>	<i>L</i> (mm)	λ_b	EC3	AS 4100	Panedpojaman et al. (2016)	NBR 8800	Abreu (2011)	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,40	4	1500	54,84	71	71,3	68,1	83,58	74,47	65,5	66,1	FLT
	5	1800	65,81	64,1	64	61,5	77,52	68,56	58,4	62,9	FLT
	6	2100	76,78	57	57,1	54,7	71,46	62,88	51,7	58,9	FLT
	7	2400	87,74	50,2	50,7	48,3	65,39	57,47	45,7	53,7	FLT
	9	3000	109,68	39,1	40,1	37,7	52,93	47,59	36,2	45,1	FLT
	11	3500	127,96	32,3	33,4	31,2	41,1	40,46	30,3	37,6	FLT
	14	4400	160,86	24,2	25,1	23,5	28,85	28,85	23,2	28,4	FLT
	16	5000	182,8	20,7	21,3	20,1	23,94	23,94	20	24,3	FLT
	18	5500	201,08	18,4	18,9	17,9	20,94	20,94	17,9	21,7	FLT
	20	6100	223,02	16,3	16,6	15,8	18,19	18,19	15,9	19,3	FLT
1,45	4	1500	55,82	75,5	75,6	72,4	88,78	79,22	69,1	69,8	FLT
	5	1800	66,98	67,8	67,7	65,1	82,03	72,79	61,3	65,9	FLT
	6	2100	78,14	59,9	60,1	57,6	75,28	66,59	54,1	61,4	FLT
	7	2400	89,3	52,6	53,2	50,6	68,53	60,66	47,6	56,6	FLT
	9	3000	111,63	40,7	41,7	39,2	54,54	49,76	37,4	46,6	FLT
	11	3500	130,24	33,5	34,6	32,3	42,27	41,78	31,2	38,5	FLT
	14	4400	163,73	25	25,8	24,2	29,57	29,57	23,8	29	FLT
	16	5000	186,05	21,3	21,9	20,6	24,5	24,5	20,5	24,8	FLT
	18	5500	204,66	18,9	19,4	18,3	21,4	21,4	18,3	22,1	FLT
	20	6100	226,98	16,6	17	16,2	18,57	18,57	16,3	19,6	FLT
1,50	4	1500	56,69	79,5	79,7	76,2	93,55	83,59	72,4	73	FLT
	5	1800	68,02	71,1	71,1	68,3	86,16	76,67	64	68,5	FLT
	6	2100	79,36	62,6	62,9	60,2	78,77	69,98	56,2	63,6	FLT
	7	2400	90,7	54,7	55,4	52,7	71,38	63,57	49,3	58,2	FLT
	9	3000	113,37	42,1	43,2	40,6	56,01	51,71	38,6	47,8	FLT
	11	3500	132,27	34,5	35,7	33,3	43,34	42,95	32,1	39,6	FLT
	14	4400	166,28	25,6	26,5	24,8	30,24	30,24	24,3	29,5	FLT
	16	5000	188,96	21,8	22,4	21,1	25,01	25,01	20,9	25,2	FLT
	18	5500	207,85	19,3	19,8	18,8	21,83	21,83	18,7	22,4	FLT
	20	6100	230,53	17	17,3	16,5	18,92	18,92	16,6	19,9	FLT

Fonte: Autor (2019)

Tabela A.3 – Aplicação de momento fletor uniforme para o perfil W310x32,7, tipo 2

<i>k</i>	<i>n</i>	<i>L</i> (<i>mm</i>)	λ_b	EC3	AS 4100	Panedpojaman et al. (2016)	NBR 8800	Abreu (2011)	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,30	4	2200	84,95	108,1	108,9	104	137,97	123,24	93,1	104,5	FLT
	6	3100	119,7	72,3	74,5	69,8	94,49	89,71	64,1	77,5	FLT
	8	4000	154,45	51,9	53,7	50,2	62,53	62,53	47,4	57,8	FLT
	9	4500	173,75	44,6	46	43,2	52,22	52,22	41,3	49,7	FLT
	11	5200	200,78	37	38	36	42,26	42,26	34,8	41,6	FLT
	13	6100	235,53	30,4	30,9	29,6	33,85	33,85	29	34,4	FLT
	15	7000	270,28	25,8	26,1	25,2	28,22	28,22	24,9	29,4	FLT
	17	7800	301,17	22,7	22,8	22,2	24,59	24,59	22,1	26	FLT
	20	9100	351,37	19,1	19	18,7	20,37	20,37	18,8	21,5	FLT
	22	10000	386,12	17,2	17,1	16,9	18,22	18,22	17	19,3	FLT
1,35	4	2200	86,5	113,4	114,4	109,1	145,02	130,29	97	108	DA+FLT
	6	3100	121,88	75,1	77,4	72,5	97,35	93,47	66,2	79,2	DA+FLT
	8	4000	157,27	53,5	55,3	51,8	64,18	64,18	48,7	59,2	FLT
	9	4500	176,92	45,8	47,2	44,5	53,5	53,5	42,3	50,9	FLT
	11	5200	204,44	38	38,9	36,9	43,2	43,2	35,5	42,4	FLT
	13	6100	239,83	31,1	31,6	30,3	34,52	34,52	29,5	35	FLT
	15	7000	275,21	26,3	26,5	25,7	28,72	28,72	25,3	29,8	FLT
	17	7800	306,67	23,1	23,2	22,6	25	25	22,4	26,3	FLT
	20	9100	357,78	19,4	19,3	19	20,67	20,67	19	21,8	FLT
	22	10000	393,16	17,5	17,3	17,2	18,47	18,47	17,2	19,5	FLT
1,40	4	2200	87,92	118,4	119,6	113,9	151,65	136,94	100,7	111	DA+FLT
	6	3100	123,89	77,6	80,1	75	100,05	96,96	68,2	80,9	DA+FLT
	8	4000	159,86	55,1	56,9	53,3	65,74	65,74	49,9	60,3	FLT
	9	4500	179,84	47	48,4	45,6	54,71	54,71	43,2	51,8	FLT
	11	5200	207,82	38,8	39,7	37,8	44,08	44,08	36,2	43,2	FLT
	13	6100	243,79	31,7	32,2	30,9	35,15	35,15	30	35,6	FLT
	15	7000	279,76	26,8	27	26,2	29,19	29,19	25,7	30,2	FLT
	17	7800	311,73	23,5	23,6	23	25,38	25,38	22,8	26,7	FLT
	20	9100	363,68	19,7	19,6	19,3	20,95	20,95	19,2	22,1	FLT
	22	10000	399,65	17,7	17,5	17,4	18,71	18,71	17,4	19,7	FLT

Fonte: Autor (2019)

Tabela A.4 – Aplicação de momento fletor uniforme para o perfil W310x32,7, tipo 1

<i>k</i>	<i>n</i>	<i>L</i> (mm)	λ_b	EC3	AS 4100	Panedpojaman et al. (2016)	NBR 8800	Abreu (2011)	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,40	4	2200	81,86	112,4	113,1	108,1	143,59	127,53	95,2	107,7	DA+FLT
	6	3100	115,34	75,1	77,3	72,5	99,08	93,52	65,4	79,8	DA+FLT
	8	4000	148,83	53,5	55,3	51,8	64,88	64,88	48,1	59,6	FLT
	9	4500	167,44	45,7	47,2	44,3	53,9	53,9	41,7	51,4	FLT
	11	5200	193,48	37,7	38,7	36,6	43,33	43,33	35	42,5	FLT
	13	6100	226,97	30,8	31,3	30	34,46	34,46	29	34,8	FLT
	15	7000	260,45	26	26,2	25,3	28,57	28,57	24,7	29,6	FLT
	17	7800	290,22	22,8	22,9	22,3	24,8	24,8	21,9	26	FLT
	20	9100	338,59	19	19	18,7	20,44	20,44	18,5	21,5	FLT
	22	10000	372,08	17,1	17	16,8	18,23	18,23	16,7	19,2	FLT
1,45	4	2200	83,47	118	118,9	113,5	150,9	134,9	99,5	111,2	DA+FLT
	6	3100	117,61	78	80,4	75,3	102	97,37	67,7	81,9	DA+FLT
	8	4000	151,76	55,2	57,1	53,4	66,57	66,57	49,5	60,7	FLT
	9	4500	170,73	47	48,5	45,6	55,21	55,21	42,8	52,5	FLT
	11	5200	197,28	38,7	39,6	37,6	44,3	44,3	35,8	43,2	FLT
	13	6100	231,43	31,5	32	30,7	35,16	35,16	29,6	35,5	FLT
	15	7000	265,57	26,5	26,7	25,9	29,09	29,09	25,2	30,1	FLT
	17	7800	295,92	23,2	23,3	22,7	25,22	25,22	22,3	26,4	FLT
	20	9100	345,25	19,4	19,3	19	20,74	20,74	18,8	21,8	FLT
	22	10000	379,39	17,4	17,2	17,1	18,49	18,49	17	19,4	FLT
1,50	4	2200	85,04	123,5	124,7	118,8	158,22	142,31	104,2	114,6	DA+FLT
	6	3100	119,83	80,8	83,4	78	104,93	101,18	70,3	83,3	DA+FLT
	8	4000	154,62	56,9	58,8	55,1	68,28	68,28	51,1	61,6	FLT
	9	4500	173,95	48,4	49,8	46,9	56,54	56,54	44,1	53,6	FLT
	11	5200	201,01	39,7	40,6	38,6	45,27	45,27	36,7	44	FLT
	13	6100	235,8	32,2	32,6	31,4	35,85	35,85	30,3	36,1	FLT
	15	7000	270,59	27	27,2	26,4	29,61	29,61	25,7	30,5	FLT
	17	7800	301,52	23,7	23,7	23,2	25,64	25,64	22,7	26,8	FLT
	20	9100	351,77	19,7	19,5	19,3	21,05	21,05	19,1	22	FLT
	22	10000	386,56	17,7	17,5	17,4	18,75	18,75	17,2	19,7	FLT

Fonte: Autor (2019)

Tabela A.5 – Aplicação de momento fletor uniforme para o perfil W530x85, tipo 2

<i>k</i>	<i>n</i>	<i>L</i> (<i>mm</i>)	λ_b	EC3	AS 4100	Panedpojaman et al. (2016)	NBR 8800	Abreu (2011)	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,30	4	3700	88,74	443,1	448,3	426,4	571,89	515,4	378	427,8	DA+FLT
	5	4500	107,92	350,3	359,5	337,9	468,12	430,46	303,8	360,6	DA+FLT
	6	5200	124,71	289,5	299,1	279,7	370,35	361,31	255,3	308,9	FLT
	7	6000	143,9	238,4	246,7	230,7	291,17	291,17	213,9	261,1	FLT
	9	7500	179,87	176,1	181,2	170,9	203,9	203,9	162,1	196,7	FLT
	11	9000	215,85	138,4	141,2	134,8	155,2	155,2	129,9	154,9	FLT
	13	10500	251,82	113,8	115,1	111,1	124,81	124,81	108,3	128	FLT
	15	12000	287,8	96,6	97	94,5	104,27	104,27	92,9	110,9	FLT
	17	13500	323,77	84	83,8	82,3	89,55	89,55	81,5	95,5	FLT
	19	15000	359,75	74,4	73,8	73	78,52	78,52	72,6	83,9	FLT
1,35	4	3700	90,35	463,6	469,6	446,2	599,21	543,33	393,1	441,6	DA+FLT
	5	4500	109,89	364,4	374,4	351,5	485,28	450,68	314,5	369,8	DA+FLT
	6	5200	126,98	300,1	310,1	289,9	381,42	374,8	263,5	316,4	FLT
	7	6000	146,52	246,3	254,7	238,4	299,34	299,34	220,2	267,1	FLT
	9	7500	183,15	181,1	186	175,8	208,97	208,97	166,1	201,1	FLT
	11	9000	219,78	141,9	144,4	138,1	158,63	158,63	132,7	157,8	FLT
	13	10500	256,41	116,3	117,4	113,6	127,29	127,29	110,3	130,1	FLT
	15	12000	293,04	98,6	98,7	96,4	106,16	106,16	94,5	112,7	FLT
	17	13500	329,67	85,5	85,2	83,9	91,04	91,04	82,7	96,9	FLT
	19	15000	366,3	75,6	74,9	74,3	79,73	79,73	73,6	85	FLT
1,40	4	3700	92	484,8	491,8	466,7	627,63	572,53	411,1	455	DA+FLT
	5	4500	111,89	379	389,8	365,7	502,89	471,65	327,4	380,1	DA+FLT
	6	5200	129,3	311	321,5	300,6	392,99	388,58	273,3	323,6	FLT
	7	6000	149,19	254,4	263,1	246,4	307,88	307,88	227,6	273,3	FLT
	9	7500	186,49	186,2	191,1	180,9	214,27	214,27	170,9	205,2	FLT
	11	9000	223,79	145,4	147,8	141,7	162,23	162,23	136	162	FLT
	13	10500	261,09	118,9	119,8	116,2	129,89	129,89	112,8	132,1	FLT
	15	12000	298,39	100,5	100,5	98,5	108,13	108,13	96,4	114,5	FLT
	17	13500	335,68	87,1	86,6	85,5	92,6	92,6	84,2	98,3	FLT
	19	15000	372,98	76,9	76	75,7	81	81	74,9	86,1	FLT

Fonte: Autor (2019)

Tabela A.6 – Aplicação de momento fletor uniforme para o perfil W530x85, tipo 1

<i>k</i>	<i>n</i>	<i>L</i> (<i>mm</i>)	λ_b	EC3	AS 4100	Panedpojaman et al. (2016)	NBR 8800	Abreu (2011)	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,40	4	3700	85,21	460,8	465,3	443,4	595,72	532,49	388,1	441,7	DA+FLT
	5	4500	103,64	364,9	373,8	351,8	494,24	447,23	311,9	372,3	DA+FLT
	6	5200	119,76	301	310,7	290,7	389,17	377,63	261,6	319,6	FLT
	7	6000	138,19	247	255,5	238,9	304,26	304,26	218,6	269,8	FLT
	9	7500	172,73	180,9	186,2	175,6	211	211	164,5	202,8	FLT
	11	9000	207,28	141,1	144	137,3	159,25	159,25	130,9	158,4	FLT
	13	10500	241,82	115,2	116,5	112,4	127,17	127,17	108,5	129,4	FLT
	15	12000	276,37	97,3	97,6	95,1	105,63	105,63	92,6	110,3	FLT
	17	13500	310,92	84,2	83,9	82,5	90,3	90,3	80,9	95,7	FLT
	19	15000	345,46	74,2	73,6	72,9	78,87	78,87	71,9	83,7	FLT
1,45	4	3700	86,96	483,2	488,7	465	625,11	562,86	407,2	456	DA+FLT
	5	4500	105,76	380,2	390,1	366,7	512,21	469,05	325,6	383,2	DA+FLT
	6	5200	122,22	312,4	322,7	301,8	400,88	391,94	272,1	326,3	FLT
	7	6000	141,02	255,5	264,3	247,3	312,94	312,94	226,6	276,2	FLT
	9	7500	176,27	186,3	191,5	180,9	216,41	216,41	169,6	207	FLT
	11	9000	211,53	144,8	147,5	141	162,94	162,94	134,5	161,6	FLT
	13	10500	246,78	117,9	119	115,1	129,84	129,84	111,1	131,9	FLT
	15	12000	282,04	99,3	99,5	97,2	107,66	107,66	94,6	113,6	FLT
	17	13500	317,29	85,8	85,4	84,2	91,9	91,9	82,5	97,2	FLT
	19	15000	352,55	75,6	74,8	74,3	80,18	80,18	73,2	85	FLT
1,50	4	3700	88,67	505,5	512	486,6	654,53	593,41	426,4	470,3	DA+FLT
	5	4500	107,85	395,4	406,3	381,4	529,99	490,85	339,2	393,8	DA+FLT
	6	5200	124,62	323,8	334,7	312,9	412,65	406,08	282,6	335,4	FLT
	7	6000	143,8	264	273	255,5	321,65	321,65	234,5	281,1	FLT
	9	7500	179,75	191,6	196,7	186,2	221,86	221,86	174,8	209,8	FLT
	11	9000	215,69	148,5	151	144,7	166,65	166,65	138	164,7	FLT
	13	10500	251,64	120,6	121,5	117,8	132,53	132,53	113,7	134,3	FLT
	15	12000	287,59	101,4	101,4	99,3	109,71	109,71	96,7	113,8	FLT
	17	13500	323,54	87,5	86,9	85,9	93,52	93,52	84,1	98,7	FLT
	19	15000	359,49	76,9	76	75,7	81,49	81,49	74,5	86,2	FLT

Fonte: Autor (2019)

A.2. APLICAÇÃO DE CARGA CONCENTRADA NO MEIO DO VÃO

Tabela A.7 – Aplicação de carga concentrada no meio do vão para o perfil W200x22,5, tipo 2

<i>k</i>	<i>n</i>	<i>L</i> (mm)	λ_b	EC3	AS 4100	Panedpojaman et al. (2016)	NBR 8800	Abreu (2011)	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,30	4	1500	56,77	73,4	88,8	61,6	88,78	79,9	70,1	59,4	MV
	5	1800	68,13	67,9	87,7	58,2	88,78	79,9	64,6	66,1	MV
	6	2100	79,48	62	78	54,2	88,78	79,9	59	61,6	MV
	7	2400	90,84	56,2	69,3	50	82,65	73,03	53,6	61,5	MV
	9	3000	113,55	45,8	55	41,9	66,67	60,33	44,2	52,9	FLT
	11	3500	132,47	38,8	46	36,2	52,28	51,18	37,9	45,6	FLT
	14	4400	166,54	30	34,9	28,7	37,09	37,09	29,7	35,3	FLT
	16	5000	189,25	25,9	29,9	25,2	30,97	30,97	25,9	30,6	FLT
	18	5500	208,17	23,3	26,6	22,9	27,2	27,2	23,4	27,4	FLT
	20	6100	230,88	20,7	23,5	20,6	23,74	23,74	21	24,5	FLT
1,35	4	1500	57,63	77,6	94,4	65,3	94,41	84,97	73,8	64,6	MV
	5	1800	69,16	71,6	92,2	61,5	94,41	84,97	67,7	70,1	MV
	6	2100	80,68	65,2	81,8	57,1	94,41	84,27	61,6	64,8	MV
	7	2400	92,21	58,8	72,3	52,4	86,3	76,71	55,8	63,8	MV
	9	3000	115,26	47,6	57	43,6	68,79	62,86	45,6	54,7	FLT
	11	3500	134,47	40,1	47,5	37,5	53,64	52,78	39	46,6	FLT
	14	4400	169,05	30,8	35,8	29,5	37,93	37,93	30,4	36	FLT
	16	5000	192,1	26,6	30,6	25,9	31,62	31,62	26,5	31,1	FLT
	18	5500	211,31	23,8	27,1	23,4	27,74	27,74	23,8	27,9	FLT
	20	6100	234,36	21,2	23,9	21,1	24,18	24,18	21,3	24,9	FLT
1,40	4	1500	58,47	81,9	100,2	69	100,15	90,14	77,6	69,3	MV
	5	1800	70,17	75,3	96,7	64,8	100,15	90,14	70,9	73,4	MV
	6	2100	81,86	68,4	85,5	60	99,49	88,55	64,3	67,6	MV
	7	2400	93,56	61,5	75,4	54,9	89,95	80,4	57,9	65,6	MV
	9	3000	116,95	49,3	59,1	45,3	70,61	65,38	47,1	56,2	FLT
	11	3500	136,44	41,5	49	38,7	55,01	54,34	40,1	47,7	FLT
	14	4400	171,53	31,7	36,7	30,4	38,78	38,78	31,1	36,6	FLT
	16	5000	194,92	27,3	31,2	26,6	32,27	32,27	27	31,6	FLT
	18	5500	214,41	24,4	27,7	24	28,28	28,28	24,3	28,1	FLT
	20	6100	237,8	21,6	24,4	21,6	24,62	24,62	21,7	25,2	FLT

Fonte: Autor (2019)

Tabela A.8 – Aplicação de carga concentrada no meio do vão para o perfil W200x22,5, tipo 1

<i>k</i>	<i>n</i>	<i>L</i> (<i>mm</i>)	λ_b	EC3	AS 4100	Panedpojaman et al. (2016)	NBR 8800	Abreu (2011)	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,40	4	1500	54,84	75,4	90,5	63,1	90,47	81,42	71,5	33,2	FMA
	5	1800	65,81	69,9	90,5	59,6	90,47	81,42	65,8	43,3	FMA
	6	2100	76,78	64	80,7	55,6	90,47	81,42	60,1	51,3	FMA
	7	2400	87,74	58	71,7	51,3	85,99	75,57	54,5	57,3	FMA
	9	3000	109,68	47,1	56,7	42,9	69,6	62,59	44,7	53,9	FMA+FLT
	11	3500	127,96	39,8	47,2	36,9	54,05	53,21	38,2	46,7	FMA+FLT
	14	4400	160,86	30,5	35,4	29	37,93	37,93	29,8	36	FLT
	16	5000	182,8	26,2	30,2	25,3	31,48	31,48	25,9	31	FLT
	18	5500	201,08	23,4	26,7	22,9	27,53	27,53	23,2	27,7	FLT
	20	6100	223,02	20,8	23,5	20,6	23,92	23,92	20,7	24,6	FLT
1,45	4	1500	55,82	80,2	96,9	67,3	96,91	87,22	75,7	36,2	FMA
	5	1800	66,98	74,1	95,8	63,4	96,91	87,22	69,4	44,7	FMA
	6	2100	78,14	67,6	85	58,9	96,91	87,22	63,1	55,2	FMA
	7	2400	89,3	61	75,2	54,1	90,12	79,77	57	61,7	FMA
	9	3000	111,63	49,2	59	44,8	71,71	65,43	46,5	55,6	FMA+FLT
	11	3500	130,24	41,3	48,9	38,3	55,59	54,94	39,5	48	FMA+FLT
	14	4400	163,73	31,5	36,5	30	38,89	38,89	30,6	36,7	FLT
	16	5000	186,05	27	31	26,1	32,22	32,22	26,5	31,6	FLT
	18	5500	204,66	24	27,4	23,6	28,15	28,15	23,8	28,2	FLT
	20	6100	226,98	21,3	24	21,2	24,42	24,42	21,2	25	FLT
1,50	4	1500	56,69	84,7	102,9	71,1	102,88	92,59	79,6	39,7	FMA
	5	1800	68,02	78	100,5	66,8	102,88	92,59	72,7	48,2	FMA
	6	2100	79,36	70,9	88,9	61,9	102,88	92,02	65,8	58,7	FMA
	7	2400	90,7	63,8	78,4	56,7	93,86	83,6	59,3	63,9	FMA
	9	3000	113,37	51,1	61,1	46,6	73,65	68	48	57,3	FMA+FLT
	11	3500	132,27	42,7	50,4	39,7	56,99	56,48	40,6	49	FMA+FLT
	14	4400	166,28	32,3	37,4	30,9	39,77	39,77	31,3	37,5	FLT
	16	5000	188,96	27,7	31,7	26,8	32,89	32,89	27,1	32	FLT
	18	5500	207,85	24,6	27,9	24,2	28,71	28,71	24,2	28,6	FLT
	20	6100	230,53	21,7	24,5	21,7	24,88	24,88	21,6	25,4	FLT

Fonte: Autor (2019)

Tabela A.9 – Aplicação de carga concentrada no meio do vão para o perfil W310x32,7, tipo 2

<i>k</i>	<i>n</i>	<i>L</i> (<i>mm</i>)	λ_b	EC3	AS 4100	Panedpojaman et al. (2016)	NBR 8800	Abreu (2011)	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,30	4	2200	84,95	124,2	154	104,6	181,43	162,07	110,8	109,1	MV
	6	3100	119,7	88,4	105,4	77,7	124,26	117,97	80,3	91,6	DA+FLT
	8	4000	154,45	65,1	75,9	59	82,23	82,23	60,7	72,5	DA+FLT
	9	4500	173,75	56,4	65	51,8	68,67	68,67	53,2	63,1	DA+FLT
	11	5200	200,78	47,1	53,7	44,1	55,57	55,57	45,1	52,9	FLT
	13	6100	235,53	38,9	43,7	37,3	44,51	44,51	37,7	44	FLT
	15	7000	270,28	33,1	36,8	32,4	37,11	37,11	32,5	37,6	FLT
	17	7800	301,17	29,3	32,3	28,9	32,34	32,34	28,9	33,5	FLT
	20	9100	351,37	24,7	26,9	24,3	26,79	26,79	24,6	28,5	FLT
22	10000	386,12	22,3	24,2	22	23,96	23,96	22,3	25,5	FLT	
1,35	4	2200	86,5	130,8	161,8	110,5	190,71	171,33	115,9	114,1	MV
	6	3100	121,88	92,1	109,5	81,1	128,02	122,92	83,2	93,9	DA+FLT
	8	4000	157,27	67,3	78,2	61,1	84,4	84,4	62,5	73,1	DA+FLT
	9	4500	176,92	58,1	66,8	53,5	70,36	70,36	54,5	64,6	DA+FLT
	11	5200	204,44	48,4	55	45,4	56,8	56,8	46,1	54	FLT
	13	6100	239,83	39,8	44,6	38,3	45,39	45,39	38,5	44,7	FLT
	15	7000	275,21	33,8	37,5	33,2	37,77	37,77	33	38,2	FLT
	17	7800	306,67	29,8	32,8	29,4	32,87	32,87	29,3	34	FLT
	20	9100	357,78	25,1	27,3	24,7	27,18	27,18	24,9	28,9	FLT
22	10000	393,16	22,6	24,5	22,3	24,29	24,29	22,6	25,8	FLT	
1,40	4	2200	87,92	137,1	169,1	116	199,42	180,08	120,7	118,3	MV
	6	3100	123,89	95,5	113,3	84,2	131,57	127,5	85,8	96,1	DA+FLT
	8	4000	159,86	69,4	80,4	63	86,45	86,45	64,1	75,2	DA+FLT
	9	4500	179,84	59,7	68,5	55	71,95	71,95	55,8	65,8	DA+FLT
	11	5200	207,82	49,6	56,2	46,7	57,97	57,97	47,1	54,9	FLT
	13	6100	243,79	40,7	45,5	39,2	46,22	46,22	39,2	45,3	FLT
	15	7000	279,76	34,5	38,1	33,9	38,39	38,39	33,5	38,8	FLT
	17	7800	311,73	30,4	33,3	29,9	33,37	33,37	29,8	34,4	FLT
	20	9100	363,68	25,5	27,7	25,1	27,55	27,55	25,2	29,2	FLT
22	10000	399,65	23	24,8	22,6	24,6	24,6	22,8	26,1	FLT	

Fonte: Autor (2019)

Tabela A.10 – Aplicação de carga concentrada no meio do vão para o perfil W310x32,7, tipo 1

<i>k</i>	<i>n</i>	<i>L</i> (<i>mm</i>)	λ_b	EC3	AS 4100	Panedpojaman et al. (2016)	NBR 8800	Abreu (2011)	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,40	4	2200	81,86	128,5	159,9	107,7	188,82	167,7	113	64,6	FMA
	6	3100	115,34	91,6	109,4	80,1	130,29	122,98	81,8	90,4	FMA+FLT
	8	4000	148,83	67,1	78,2	60,4	85,31	85,31	61,5	73,4	FMA+FLT
	9	4500	167,44	57,8	66,7	52,8	70,87	70,87	53,7	64,8	FMA+FLT
	11	5200	193,48	48	54,7	44,8	56,98	56,98	45,3	54	FMA+FLT
	13	6100	226,97	39,4	44,3	37,6	45,32	45,32	37,7	44,5	FLT
	15	7000	260,45	33,4	37,1	32,5	37,57	37,57	32,3	38	FLT
	17	7800	290,22	29,3	32,4	28,9	32,61	32,61	28,6	33,7	FLT
	20	9100	338,59	24,6	26,8	24,2	26,87	26,87	24,2	28,4	FLT
	22	10000	372,08	22,1	24	21,8	23,97	23,97	21,9	25,4	FLT
1,45	4	2200	83,47	135,5	168,1	113,8	198,43	177,39	118,5	72,3	FMA
	6	3100	117,61	95,5	113,7	83,6	134,13	128,04	84,9	93,3	FMA+FLT
	8	4000	151,76	69,4	80,7	62,6	87,54	87,54	63,4	74,8	FMA+FLT
	9	4500	170,73	59,6	68,6	54,6	72,61	72,61	55,2	66	FMA+FLT
	11	5200	197,28	49,4	56	46,1	58,25	58,25	46,4	55	FMA+FLT
	13	6100	231,43	40,3	45,2	38,6	46,23	46,23	38,5	45,3	FLT
	15	7000	265,57	34,1	37,8	33,4	38,25	38,25	32,9	39,7	FLT
	17	7800	295,92	29,9	32,9	29,4	33,16	33,16	29,1	34,1	FLT
	20	9100	345,25	25	27,2	24,6	27,28	27,28	24,6	28,8	FLT
	22	10000	379,39	22,5	24,3	22,1	24,31	24,31	22,3	25,7	FLT
1,50	4	2200	85,04	142,5	176,3	120	208,06	187,14	124,6	82	FMA
	6	3100	119,83	99,3	117,9	87,1	137,99	133,06	88,4	95,8	FMA+FLT
	8	4000	154,62	71,6	83,1	64,8	89,79	89,79	65,6	76,2	FMA+FLT
	9	4500	173,95	61,4	70,4	56,3	74,35	74,35	56,9	67,1	FMA+FLT
	11	5200	201,01	50,7	57,4	47,5	59,53	59,53	47,7	55,8	FMA+FLT
	13	6100	235,8	41,3	46,1	39,7	47,15	47,15	39,4	46	FLT
	15	7000	270,59	34,8	38,5	34,1	38,94	38,94	33,6	39,2	FLT
	17	7800	301,52	30,5	33,5	29,9	33,71	33,71	29,7	34,6	FLT
	20	9100	351,77	25,5	27,6	25	27,69	27,69	25	29,2	FLT
	22	10000	386,56	22,9	24,7	22,4	24,65	24,65	22,6	26	FLT

Fonte: Autor (2019)

Tabela A.11 – Aplicação de carga concentrada no meio do vão para o perfil W530x85, tipo 2

<i>k</i>	<i>n</i>	<i>L</i> (<i>mm</i>)	λ_b	EC3	AS 4100	Panedpojaman et al. (2016)	NBR 8800	Abreu (2011)	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,30	4	3700	88,74	515,2	633,9	429,1	752,04	677,75	454,5	449,5	MV
	5	4500	107,92	423,1	508,3	360,8	615,58	566,06	376,5	421,6	MV
	6	5200	124,71	357	422,9	309,6	487,01	475,12	321,8	367,5	DA+FLT
	7	6000	143,9	298,3	348,8	263,1	382,88	382,88	273	323,3	DA+FLT
	9	7500	179,87	223,6	256,2	202,9	268,13	268,13	209,5	249,5	DA+FLT
	11	9000	215,85	177,1	199,7	165	204,09	204,09	168,8	198,9	FLT
	13	10500	251,82	146,2	162,8	139,5	164,12	164,12	141,2	165	FLT
	15	12000	287,8	124,5	137,2	120,3	137,12	137,12	121,4	141,2	FLT
	17	13500	323,77	108,5	118,5	104,8	117,76	117,76	106,6	126,6	FLT
	19	15000	359,75	96,2	104,4	92,9	103,26	103,26	95,1	111,2	FLT
1,35	4	3700	90,35	541,2	664,1	451,7	787,96	714,48	474,4	466,4	MV
	5	4500	109,89	441,6	529,4	377,3	638,14	592,65	390,9	431,3	MV
	6	5200	126,98	371	438,5	322,3	501,57	492,86	332,8	375,4	DA+FLT
	7	6000	146,52	308,8	360,2	272,9	393,63	393,63	281,4	329,7	DA+FLT
	9	7500	183,15	230,2	263,1	209,4	274,79	274,79	214,9	254,7	DA+FLT
	11	9000	219,78	181,7	204,2	169,8	208,6	208,6	172,6	202,5	FLT
	13	10500	256,41	149,6	166	143,3	167,39	167,39	143,9	167,8	FLT
	15	12000	293,04	127,1	139,6	122,5	139,6	139,6	123,5	143,2	FLT
	17	13500	329,67	110,5	120,4	106,6	119,72	119,72	108,3	128,5	FLT
	19	15000	366,3	97,9	105,9	94,4	104,85	104,85	96,5	112,7	FLT
1,40	4	3700	92	568,2	695,4	475,3	825,33	752,87	497,7	481,6	MV
	5	4500	111,89	460,8	551,2	394,5	661,29	620,22	407,9	440,4	DA+FLT
	6	5200	129,3	385,4	454,6	335,5	516,78	510,98	345,9	383,8	DA+FLT
	7	6000	149,19	319,6	372	283	404,86	404,86	291,4	335,6	DA+FLT
	9	7500	186,49	237,1	270,2	216,3	281,77	281,77	221,3	260,1	DA+FLT
	11	9000	223,79	186,4	209	174,8	213,34	213,34	177	206,3	FLT
	13	10500	261,09	153	169,4	147,3	170,81	170,81	147,2	170,7	FLT
	15	12000	298,39	129,7	142,2	124,9	142,19	142,19	126	145,5	FLT
	17	13500	335,68	112,6	122,4	108,4	121,77	121,77	110,3	130,5	FLT
	19	15000	372,98	99,6	107,5	95,9	106,52	106,52	98,1	114,4	FLT

Fonte: Autor (2019)

Tabela A.12 – Aplicação de carga concentrada no meio do vão para o perfil W530x85, tipo 1

<i>k</i>	<i>n</i>	<i>L</i> (mm)	λ_b	EC3	AS 4100	Panedpojaman et al. (2016)	NBR 8800	Abreu (2011)	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,40	4	3700	85,21	532,7	657,9	441,1	783,37	700,23	464,8	274,7	FMA
	5	4500	103,64	438,9	528,6	372,1	649,92	588,11	385,4	405,2	FMA
	6	5200	119,76	370,2	439,3	319,1	511,75	496,58	329	364,6	FMA+FLT
	7	6000	138,19	308,5	361,3	270,5	400,1	400,1	278,5	328,5	FMA+FLT
	9	7500	172,73	229,6	263,3	207,2	277,46	277,46	212,4	255,9	FMA+FLT
	11	9000	207,28	180,5	203,6	167,3	209,41	209,41	170,1	202,7	FMA+FLT
	13	10500	241,82	148	164,8	140,7	167,22	167,22	141,4	167,6	FLT
	15	12000	276,37	125,3	138	120,6	138,91	138,91	121	142,6	FLT
	17	13500	310,92	108,7	118,7	104,6	118,74	118,74	105,8	124,4	FLT
	19	15000	345,46	96	104,1	92,4	103,72	103,72	94,1	111,1	FLT
1,45	4	3700	86,96	561,3	691	465,9	822,02	740,16	489,6	312,4	FMA
	5	4500	105,76	459,2	551,7	390,1	673,55	616,8	403,6	419,5	FMA+FLT
	6	5200	122,22	385,4	456,4	332,9	527,16	515,4	343,1	374,4	FMA+FLT
	7	6000	141,02	319,9	373,7	281,1	411,51	411,51	289,2	334,3	FMA+FLT
	9	7500	176,27	236,7	270,8	214,3	284,58	284,58	219,3	260,4	FMA+FLT
	11	9000	211,53	185,4	208,5	172,5	214,26	214,26	174,8	206,8	FLT
	13	10500	246,78	151,6	168,3	144,8	170,74	170,74	144,9	170,1	FLT
	15	12000	282,04	128,1	140,7	123,1	141,58	141,58	123,7	144,7	FLT
	17	13500	317,29	110,9	120,8	106,5	120,85	120,85	108	126,3	FLT
	19	15000	352,55	97,8	105,8	94	105,44	105,44	95,9	112,8	FLT
1,50	4	3700	88,67	589,7	724	490,7	860,71	780,34	514,4	355,8	FMA
	5	4500	107,85	479,3	574,5	408,1	696,94	645,47	421,7	432,8	FMA+FLT
	6	5200	124,62	400,5	473,2	346,7	542,63	533,99	357,1	383,2	FMA+FLT
	7	6000	143,8	331,2	386	291,7	422,97	422,97	299,8	340,2	FMA+FLT
	9	7500	179,75	243,9	278,2	221,4	291,75	291,75	226,1	264,6	FMA+FLT
	11	9000	215,69	190,3	213,5	177,8	219,14	219,14	179,6	210,4	FLT
	13	10500	251,64	155,2	171,8	148,9	174,28	174,28	148,5	173,1	FLT
	15	12000	287,59	130,9	143,3	125,5	144,27	144,27	126,4	147	FLT
	17	13500	323,54	113,1	122,8	108,5	122,98	122,98	110,1	128	FLT
	19	15000	359,49	99,6	107,4	95,6	107,16	107,16	97,6	114,5	FLT

Fonte: Autor (2019)

A.3. APLICAÇÃO DE CARREGAMENTO UNIFORMEMENTE DISTRIBUÍDO

Tabela A.13 – Aplicação de carregamento uniformemente distribuído para o perfil W200x22,5, tipo 2

<i>k</i>	<i>n</i>	<i>L</i> (mm)	λ_b	EC3	AS 4100	Panedpojaman et al. (2016)	NBR 8800	Abreu (2011)	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,30	4	1500	56,77	71,2	82,1	59,7	88,78	79,9	67,1	61,9	MV
	5	1800	68,13	64,9	73,6	55,5	85,2	75,46	60,8	61,4	MV
	6	2100	79,48	58,4	65,6	50,9	78,3	69,12	54,6	58,7	MV
	7	2400	90,84	52,2	58,2	46,2	71,4	63,09	49	54,9	MV
	9	3000	113,55	41,5	46,2	37,8	57,59	52,12	39,5	46,4	FLT
	11	3500	132,47	34,8	38,6	32,3	45,16	44,21	33,5	39,4	FLT
	14	4400	166,54	26,6	29,3	25,4	32,04	32,04	26,1	30,2	FLT
	16	5000	189,25	22,9	25,1	22,2	26,75	26,75	22,6	26,1	FLT
	18	5500	208,17	20,5	22,3	20,2	23,5	23,5	20,4	23,4	FLT
	20	6100	230,88	18,2	19,7	18,2	20,51	20,51	18,2	21	FLT
1,35	4	1500	57,63	75,2	86,7	63,2	94,41	84,97	70,5	65,6	MV
	5	1800	69,16	68,4	77,4	58,6	89,68	79,65	63,6	64	MV
	6	2100	80,68	61,3	68,7	53,4	82,12	72,8	57	60,6	MV
	7	2400	92,21	54,5	60,8	48,3	74,55	66,27	50,8	56,7	MV
	9	3000	115,26	43,1	47,9	39,2	59,42	54,31	40,7	47,6	FLT
	11	3500	134,47	35,9	39,9	33,4	46,34	45,6	34,4	40,3	FLT
	14	4400	169,05	27,3	30,1	26,1	32,77	32,77	26,6	30,8	FLT
	16	5000	192,1	23,5	25,7	22,8	27,31	27,31	23,1	26,6	FLT
	18	5500	211,31	21	22,8	20,7	23,96	23,96	20,8	23,8	FLT
	20	6100	234,36	18,6	20,1	18,6	20,89	20,89	18,5	21,2	FLT
1,40	4	1500	58,47	79,3	91,2	66,7	100,15	90,14	74	69,5	MV
	5	1800	70,17	71,8	81,3	61,6	94,19	83,87	66,5	66,3	MV
	6	2100	81,86	64,1	71,8	56	85,94	76,5	59,3	62,4	MV
	7	2400	93,56	56,8	63,3	50,4	77,7	69,45	52,7	58,2	MV
	9	3000	116,95	44,6	49,6	40,7	61	56,48	42	49	FLT
	11	3500	136,44	37,1	41,1	34,5	47,52	46,95	35,4	41,2	FLT
	14	4400	171,53	28	30,8	26,9	33,5	33,5	27,2	31,4	FLT
	16	5000	194,92	24	26,2	23,4	27,88	27,88	23,6	27	FLT
	18	5500	214,41	21,4	23,3	21,2	24,43	24,43	21,1	24,2	FLT
	20	6100	237,8	19	20,5	19,1	21,27	21,27	18,9	21,6	FLT

Fonte: Autor (2019)

Tabela A.14 – Aplicação de carregamento uniformemente distribuído para o perfil W200x22,5, tipo 1

<i>k</i>	<i>n</i>	<i>L</i> (<i>mm</i>)	λ_b	EC3	AS 4100	Panedpojaman et al. (2016)	NBR 8800	Abreu (2011)	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,40	4	1500	54,84	73,2	84,7	61,2	90,47	81,42	68,4	39,5	MV
	5	1800	65,81	66,9	76,1	57	88,06	77,88	62	44,6	MV
	6	2100	76,78	60,4	67,8	52,3	81,17	71,43	55,7	47,8	MV
	7	2400	87,74	53,9	60,2	47,5	74,29	65,28	49,8	51,4	MV
	9	3000	109,68	42,8	47,6	38,7	60,12	54,07	40,1	47,6	FMA+FLT
	11	3500	127,96	35,7	39,6	32,9	46,7	45,96	33,8	40,3	FMA+FLT
	14	4400	160,86	27	29,8	25,7	32,77	32,77	26,1	30,8	FLT
	16	5000	182,8	23,1	25,3	22,4	27,19	27,19	22,6	26,2	FLT
	18	5500	201,08	20,6	22,5	20,2	23,79	23,79	20,2	23,6	FLT
	20	6100	223,02	18,2	19,8	18,2	20,67	20,67	18	21,4	FLT
1,45	4	1500	55,82	77,8	89,9	65,2	96,91	87,22	72,4	47,7	MV
	5	1800	66,98	70,9	80,4	60,5	93,19	82,69	65,2	50,8	MV
	6	2100	78,14	63,7	71,4	55,3	85,52	75,64	58,3	52,8	MV
	7	2400	89,3	56,6	63,2	49,9	77,85	68,91	52	55,4	MV
	9	3000	111,63	44,6	49,6	40,4	61,95	56,52	41,5	49,1	FMA+FLT
	11	3500	130,24	37	41,1	34,2	48,02	47,46	34,9	41,4	FMA+FLT
	14	4400	163,73	27,8	30,7	26,5	33,6	33,6	26,8	31,5	FLT
	16	5000	186,05	23,8	26	23,1	27,83	27,83	23,1	27	FLT
	18	5500	204,66	21,1	23	20,8	24,31	24,31	20,7	24	FLT
	20	6100	226,98	18,7	20,2	18,7	21,1	21,1	18,4	21,4	FLT
1,50	4	1500	56,69	82,1	94,6	68,9	102,88	92,59	75,9	55,6	MV
	5	1800	68,02	74,5	84,4	63,7	97,87	87,09	68,2	55,2	MV
	6	2100	79,36	66,6	74,7	57,9	89,48	79,5	60,7	57,3	MV
	7	2400	90,7	59	65,8	52,1	81,08	72,22	53,9	58,2	MV
	9	3000	113,37	46,2	51,4	41,9	63,62	58,75	42,8	50,1	FMA+FLT
	11	3500	132,27	38,2	42,4	35,3	49,24	48,79	35,9	42,1	FMA+FLT
	14	4400	166,28	28,6	31,4	27,3	34,35	34,35	27,4	32	FLT
	16	5000	188,96	24,4	26,6	23,7	28,42	28,42	23,6	27,4	FLT
	18	5500	207,85	21,6	23,5	21,3	24,8	24,8	21,1	24,4	FLT
	20	6100	230,53	19,1	20,6	19,1	21,49	21,49	18,7	21,7	FLT

Fonte: Autor (2019)

Tabela A.15 – Aplicação de carregamento uniformemente distribuído para o perfil W310x32,7, tipo 2

<i>n</i>	<i>L</i> (<i>mm</i>)	λ_b	EC3	AS 4100	Panedpojaman et al. (2016)	NBR 8800	Abreu (2011)	Sonck (2014)	Abaqus	Falha	
1,30	4	2200	84,95	115,8	129,4	97,1	156,74	140	101,3	101,8	MV
	6	3100	119,7	79,6	88,5	69,6	107,34	101,91	71,4	80,3	MV
	8	4000	154,45	57,8	63,8	52,2	71,04	71,04	53,3	61,8	DA+FLT
	9	4500	173,75	49,8	54,6	45,7	59,33	59,33	46,5	53,8	DA+FLT
	11	5200	200,78	41,5	45,1	38,9	48,01	48,01	39,3	45,1	FLT
	13	6100	235,53	34,1	36,7	32,9	38,46	38,46	32,8	37,4	FLT
	15	7000	270,28	29	31	28,3	32,06	32,06	28,2	32,1	FLT
	17	7800	301,17	25,6	27,1	25	27,94	27,94	25	28,8	FLT
	20	9100	351,37	21,5	22,6	21,1	23,14	23,14	21,3	23,9	FLT
	22	10000	386,12	19,4	20,3	19	20,7	20,7	19,3	21,4	FLT
1,35	4	2200	86,5	121,7	135,9	102,3	164,75	148,01	105,8	104,7	MV
	6	3100	121,88	82,8	92	72,5	110,59	106,18	73,8	82,3	DA+FLT
	8	4000	157,27	59,7	65,7	54	72,91	72,91	54,8	63,2	DA+FLT
	9	4500	176,92	51,2	56,1	47,2	60,78	60,78	47,6	54,8	FLT
	11	5200	204,44	42,5	46,2	40,1	49,07	49,07	40,1	45,9	FLT
	13	6100	239,83	34,9	37,5	33,8	39,21	39,21	33,4	38	FLT
	15	7000	275,21	29,6	31,5	28,9	32,63	32,63	28,6	32,6	FLT
	17	7800	306,67	26,1	27,6	25,4	28,4	28,4	25,4	29,2	FLT
	20	9100	357,78	21,9	22,9	21,4	23,48	23,48	21,6	24,2	FLT
	22	10000	393,16	19,7	20,6	19,3	20,98	20,98	19,5	21,7	FLT
1,40	4	2200	87,92	127,3	142,1	107,1	172,28	155,57	109,9	107,2	MV
	6	3100	123,89	85,7	95,2	75,2	113,66	110,14	76,1	83,9	DA+FLT
	8	4000	159,86	61,4	67,6	55,7	74,68	74,68	56,1	64,2	DA+FLT
	9	4500	179,84	52,6	57,5	48,6	62,15	62,15	48,7	56	DA+FLT
	11	5200	207,82	43,6	47,2	41,2	50,08	50,08	41	46,6	FLT
	13	6100	243,79	35,6	38,2	34,6	39,93	39,93	34	38,6	FLT
	15	7000	279,76	30,1	32	29,4	33,16	33,16	29,1	33	FLT
	17	7800	311,73	26,5	28	25,8	28,83	28,83	25,8	29,6	FLT
	20	9100	363,68	22,2	23,3	21,7	23,8	23,8	21,8	24,5	FLT
	22	10000	399,65	20	20,8	19,5	21,25	21,25	19,8	21,9	FLT

Fonte: Autor (2019)

Tabela A.16 – Aplicação de carregamento uniformemente distribuído para o perfil W310x32,7, tipo 1

<i>k</i>	<i>n</i>	<i>L</i> (mm)	λ_b	EC3	AS 4100	Panedpojaman et al. (2016)	NBR 8800	Abreu (2011)	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,40	4	2200	81,86	120,1	134,4	100,2	171,42	153,24	103,5	85,9	MV
	6	3100	115,34	82,6	91,9	71,8	115,87	110,61	72,8	81,2	FMA+FLT
	8	4000	148,83	59,5	65,7	53,5	75,63	75,63	54	63	FMA+FLT
	9	4500	167,44	51,1	56	46,7	62,72	62,72	46,9	55,1	FMA+FLT
	11	5200	193,48	42,2	46	39,5	50,32	50,32	39,5	45,6	FMA+FLT
	13	6100	226,97	34,5	37,2	33,1	39,94	39,94	32,8	37,9	FMA+FLT
	15	7000	260,45	29,2	31,2	28,4	33,05	33,05	28	32,3	FLT
	17	7800	290,22	25,6	27,2	25	28,65	28,65	24,8	28,8	FLT
	20	9100	338,59	21,5	22,5	20,9	23,57	23,57	21	23,8	FLT
	22	10000	372,08	19,3	20,2	18,8	21	21	19	21,3	FLT
1,45	4	2200	83,47	126,4	141,2	105,6	179,74	161,66	108,3	94,7	MV
	6	3100	117,61	85,9	95,5	74,8	119,21	114,94	75,4	82,8	FMA+FLT
	8	4000	151,76	61,5	67,8	55,4	77,57	77,57	55,6	64	FMA+FLT
	9	4500	170,73	52,6	57,6	48,2	64,23	64,23	48,2	56	FMA+FLT
	11	5200	197,28	43,4	47,1	40,7	51,43	51,43	40,4	46,6	FMA+FLT
	13	6100	231,43	35,4	38	34,1	40,73	40,73	33,5	38,5	FMA+FLT
	15	7000	265,57	29,8	31,7	29	33,64	33,64	28,5	32,8	FLT
	17	7800	295,92	26,1	27,6	25,4	29,12	29,12	25,3	29,3	FLT
	20	9100	345,25	21,8	22,9	21,3	23,92	23,92	21,3	24,2	FLT
	22	10000	379,39	19,6	20,5	19,1	21,3	21,3	19,3	21,6	FLT
1,50	4	2200	85,04	132,6	148,1	111	649,67	585,49	113,6	101,9	MV
	6	3100	119,83	89,2	99,1	77,8	531,79	489,01	78,4	84,5	FMA+FLT
	8	4000	154,62	63,4	69,8	57,3	420,71	410,45	57,4	65,2	FMA+FLT
	9	4500	173,95	54,1	59,2	49,7	330,77	330,77	49,7	56,9	FMA+FLT
	11	5200	201,01	44,5	48,2	41,9	231,63	231,63	41,5	47,5	FMA+FLT
	13	6100	235,8	36,2	38,8	35	176,3	176,3	34,2	39,2	FMA+FLT
	15	7000	270,59	30,4	32,3	29,5	141,78	141,78	29,1	33,3	FLT
	17	7800	301,52	26,6	28,1	25,9	118,45	118,45	25,7	29,7	FLT
	20	9100	351,77	22,2	23,2	21,6	101,73	101,73	21,7	24,5	FLT
	22	10000	386,56	19,9	20,7	19,4	89,2	89,2	19,6	21,9	FLT

Fonte: Autor (2019)

Tabela A.17 – Aplicação de carregamento uniformemente distribuído para o perfil W530x85, tipo 2

<i>k</i>	<i>n</i>	<i>L</i> (<i>mm</i>)	λ_b	EC3	AS 4100	Panedpojaman et al. (2016)	NBR 8800	Abreu (2011)	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,30	4	3700	88,74	477,3	532,6	395,3	649,67	585,49	413,3	414,2	MV
	5	4500	107,92	383,8	427,1	325,4	531,79	489,01	336,6	365	MV
	6	5200	124,71	320	355,3	276,2	420,71	410,45	284,9	321,2	DA+FLT
	7	6000	143,9	265,1	293	233,2	330,77	330,77	240	276,5	DA+FLT
	9	7500	179,87	197	215,2	179,1	231,63	231,63	182,8	212,3	FLT
	11	9000	215,85	155,4	167,7	145,5	176,3	176,3	146,8	168,8	FLT
	13	10500	251,82	128	136,8	122,4	141,78	141,78	122,6	140,2	FLT
	15	12000	287,8	108,8	115,3	104,1	118,45	118,45	105,3	120,1	FLT
	17	13500	323,77	94,7	99,6	90,7	101,73	101,73	92,4	106,1	FLT
	19	15000	359,75	83,9	87,7	80,4	89,2	89,2	82,3	93,4	FLT
1,35	4	3700	90,35	500,2	557,9	415,2	680,7	617,23	430,5	423,8	MV
	5	4500	109,89	399,8	444,8	339,6	551,27	511,98	348,9	372,6	MV
	6	5200	126,98	332	368,4	287,1	433,3	425,77	294,3	326,9	DA+FLT
	7	6000	146,52	274,1	302,6	241,7	340,05	340,05	247,1	281,5	DA+FLT
	9	7500	183,15	202,7	221	184,8	237,39	237,39	187,4	216,8	FLT
	11	9000	219,78	159,3	171,6	149,8	180,21	180,21	150	172,1	FLT
	13	10500	256,41	130,8	139,5	124,9	144,6	144,6	124,9	142,6	FLT
	15	12000	293,04	111	117,3	106,1	120,59	120,59	107,1	122	FLT
	17	13500	329,67	96,4	101,2	92,2	103,43	103,43	93,8	107,8	FLT
	19	15000	366,3	85,3	89	81,6	90,58	90,58	83,5	94,7	FLT
1,40	4	3700	92	524	584,3	435,9	712,99	650,39	450,9	432,6	MV
	5	4500	111,89	416,3	463,1	354,4	571,28	535,79	363,5	380,6	MV
	6	5200	129,3	344,4	382	298,6	446,44	441,43	305,5	332,6	DA+FLT
	7	6000	149,19	283,4	312,6	250,5	349,75	349,75	255,7	286,9	DA+FLT
	9	7500	186,49	208,6	227	190,8	243,41	243,41	192,9	220,8	FLT
	11	9000	223,79	163,3	175,6	154,2	184,3	184,3	153,8	175,5	FLT
	13	10500	261,09	133,8	142,3	127,6	147,56	147,56	127,7	144,9	FLT
	15	12000	298,39	113,3	119,4	108,1	122,84	122,84	109,2	124	FLT
	17	13500	335,68	98,2	102,8	93,8	105,2	105,2	95,5	109,5	FLT
	19	15000	372,98	86,8	90,3	82,9	92,02	92,02	84,9	96	FLT

Fonte: Autor (2019)

Tabela A.18 – Aplicação de carregamento uniformemente distribuído para o perfil W530x85, tipo 1

<i>k</i>	<i>n</i>	<i>L</i> (mm)	λ_b	EC3	AS 4100	Panedpojaman et al. (2016)	NBR 8800	Abreu (2011)	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,40	4	3700	85,21	495	552,8	407,7	676,74	604,91	423,6	362,9	MV
	5	4500	103,64	399	444,1	336,2	561,45	508,06	345,1	362,5	MV
	6	5200	119,76	332,3	369,1	285	442,09	428,98	291,7	324,1	FMA+FLT
	7	6000	138,19	274,5	303,6	240	345,64	345,64	245	280,4	FMA+FLT
	9	7500	172,73	202,4	221,2	182,9	239,69	239,69	185,4	216,3	FMA+FLT
	11	9000	207,28	158,4	171	147,6	180,91	180,91	147,9	172	FMA+FLT
	13	10500	241,82	129,5	138,4	123,4	144,46	144,46	122,8	142,2	FLT
	15	12000	276,37	109,5	116	104,4	120	120	104,9	121	FLT
	17	13500	310,92	94,8	99,7	90,5	102,58	102,58	91,7	106,4	FLT
	19	15000	345,46	83,7	87,5	79,9	89,6	89,6	81,5	93,2	FLT
1,45	4	3700	86,96	520,2	580,6	429,4	710,12	639,41	445,2	396	MV
	5	4500	105,76	416,5	463,5	351,8	581,87	532,84	360,8	371,6	MV
	6	5200	122,22	345,4	383,4	297	455,4	445,24	303,7	329,6	FMA+FLT
	7	6000	141,02	284,2	314	249,2	355,49	355,49	254,2	285,5	FMA+FLT
	9	7500	176,27	208,5	227,5	189,1	245,84	245,84	191,3	221,1	FMA+FLT
	11	9000	211,53	162,6	175,2	152,2	185,1	185,1	152	175,1	FMA+FLT
	13	10500	246,78	132,6	141,4	126,2	147,5	147,5	125,8	144,5	FLT
	15	12000	282,04	111,9	118,2	106,5	122,31	122,31	107,2	122,9	FLT
	17	13500	317,29	96,7	101,5	92,2	104,4	104,4	93,5	108,1	FLT
	19	15000	352,55	85,2	88,9	81,3	91,08	91,08	83	94,6	FLT
1,50	4	3700	88,67	545,3	608,3	451,1	743,55	674,11	466,9	412,9	MV
	5	4500	107,85	433,8	482,7	367,2	602,07	557,61	376,4	378,5	MV
	6	5200	124,62	358,3	397,6	308,9	468,77	461,3	315,7	335,7	FMA+FLT
	7	6000	143,8	293,9	324,3	258,3	365,4	365,4	263,3	290,5	FMA+FLT
	9	7500	179,75	214,6	233,7	195,4	252,03	252,03	197,2	224,7	FMA+FLT
	11	9000	215,69	166,8	179,3	156,8	189,31	189,31	156,1	178,7	FMA+FLT
	13	10500	251,64	135,7	144,4	129	150,55	150,55	128,8	146,6	FLT
	15	12000	287,59	114,2	120,4	108,7	124,63	124,63	109,5	124,7	FLT
	17	13500	323,54	98,6	103,2	93,9	106,24	106,24	95,4	109,9	FLT
	19	15000	359,49	86,8	90,3	82,6	92,58	92,58	84,5	96	FLT

Fonte: Autor (2019)

A.4. APLICAÇÃO DE CARGA CONCENTRADA DESESTABILIZANTE NO MEIO DO VÃO

Tabela A.19 – Aplicação de carga concentrada desestabilizante no meio do vão para o perfil W200x22,5, tipo 2

k	n	L (mm)	λ_b	EC3	AS 4100	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,3	4	1500	56,77	65.2	78.1	59.2	54.3	MV
	5	1800	68,13	57.6	66.2	51.9	55.6	MV
	6	2100	79,48	50.4	56.3	45.6	49.9	MV
	7	2400	90,84	44.2	48.4	40.3	47.2	FLT
	9	3000	113,55	34.8	37.0	32.4	38.2	FLT
	11	3500	132,47	29.3	30.6	27.7	32.3	FLT
	14	4400	166,54	23.0	23.3	22.2	25.3	FLT
	16	5000	189,25	20.2	20.0	19.7	22.3	FLT
	18	5500	208,17	18.3	17.9	18.1	20.4	FLT
	20	6100	230,88	16.6	16.0	16.5	18.5	FLT
1,35	4	1500	57,63	68.7	81.8	61.9	57.8	MV
	5	1800	69,16	60.4	69.0	54.0	57.6	MV
	6	2100	80,68	52.6	58.4	47.3	51.5	DA+FLT
	7	2400	92,21	45.9	50.0	41.6	48.1	DA+FLT
	9	3000	115,26	35.9	38.0	33.2	39.0	DA+FLT
	11	3500	134,47	30.1	31.4	28.4	32.9	FLT
	14	4400	169,05	23.5	23.7	22.6	25.7	FLT
	16	5000	192,1	20.5	20.4	20.0	22.6	FLT
	18	5500	211,31	18.6	18.2	18.3	20.6	FLT
	20	6100	234,36	16.8	16.2	16.7	18.7	FLT
1,4	4	1500	58,47	72.1	85.5	64.6	60.8	MV
	5	1800	70,17	63.1	71.8	56.1	59.2	MV
	6	2100	81,86	54.7	60.5	48.9	52.9	DA+FLT
	7	2400	93,56	47.6	51.6	42.9	48.9	DA+FLT
	9	3000	116,95	37.0	39.0	34.1	39.9	DA+FLT
	11	3500	136,44	30.9	32.1	29.0	33.4	DA+FLT
	14	4400	171,53	24.0	24.2	23.0	26.1	FLT
	16	5000	194,92	20.9	20.7	20.3	22.9	FLT
	18	5500	214,41	19.0	18.5	18.5	20.8	FLT
	20	6100	237,8	17.1	16.4	16.9	18.9	FLT

Fonte: Autor (2019)

Tabela A.20 – Aplicação de carga concentrada desestabilizante no meio do vão para o perfil W200x22,5, tipo 1

k	n	L (mm)	λ_b	EC3	AS 4100	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,4	4	1500	54,84	67.2	80.8	60.4	34.9	FMA
	5	1800	65,81	59.5	68.4	52.9	45.5	FMA
	6	2100	76,78	52.1	58.1	46.3	47.0	FMA+FLT
	7	2400	87,74	45.5	49.7	40.8	47.0	DA+FLT
	9	3000	109,68	35.5	37.7	32.5	39.1	DA+FLT
	11	3500	127,96	29.7	31.0	27.6	32.8	FLT
	14	4400	160,86	23.0	23.3	21.9	25.5	FLT
	16	5000	182,8	20.0	20.0	19.3	22.3	FLT
	18	5500	201,08	18.1	17.8	17.6	20.2	FLT
	20	6100	223,02	16.3	15.8	16.0	18.3	FLT
1,45	4	1500	55,82	71.2	85.1	63.5	37.4	FMA
	5	1800	66,98	62.7	71.7	55.3	49.2	FMA
	6	2100	78,14	54.5	60.5	48.2	50.3	FMA+FLT
	7	2400	89,3	47.5	51.6	42.3	48.4	DA+FLT
	9	3000	111,63	36.8	38.9	33.5	40.0	DA+FLT
	11	3500	130,24	30.6	31.8	28.3	33.1	FLT
	14	4400	163,73	23.5	23.8	22.3	25.8	FLT
	16	5000	186,05	20.5	20.3	19.7	22.6	FLT
	18	5500	204,66	18.5	18.1	17.9	20.4	FLT
	20	6100	226,98	16.6	16.0	16.2	18.5	FLT
1,5	4	1500	56,69	74.9	89.0	66.3	40.7	FMA
	5	1800	68,02	65.6	74.6	57.5	52.8	FMA
	6	2100	79,36	56.8	62.7	49.9	52.2	FMA+FLT
	7	2400	90,7	49.2	53.3	43.6	49.7	DA+FLT
	9	3000	113,37	37.9	39.9	34.3	40.5	DA+FLT
	11	3500	132,27	31.4	32.5	29.0	34.0	DA+FLT
	14	4400	166,28	24.0	24.3	22.7	26.1	FLT
	16	5000	188,96	20.9	20.7	20.0	22.8	FLT
	18	5500	207,85	18.8	18.4	18.1	20.6	FLT
	20	6100	230,53	16.9	16.3	16.4	18.6	FLT

Fonte: Autor (2019)

Tabela A.21 – Aplicação de carga concentrada desestabilizante no meio do vão para o perfil W310x32,7, tipo 2

k	n	L (mm)	λ_b	EC3	AS 4100	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,3	4	2200	84,95	97.4	106.3	82.2	83.7	MV
	6	3100	119,7	65.2	68.2	57.2	64.8	DA+FLT
	8	4000	154,45	48.0	48.9	43.6	50.3	DA+FLT
	9	4500	173,75	42.0	42.1	38.7	44.3	FLT
	11	5200	200,78	35.7	35.2	33.5	37.8	FLT
	13	6100	235,53	30.2	29.0	28.8	32.2	FLT
	15	7000	270,28	26.3	24.8	25.4	28.3	FLT
	17	7800	301,17	23.7	21.9	23.0	25.7	FLT
	20	9100	351,37	20.5	18.5	20.2	22.4	FLT
	22	10000	386,12	18.8	16.7	18.6	20.4	FLT
1,35	4	2200	86,5	101.7	110.5	85.3	87.0	MV
	6	3100	121,88	67.3	70.2	58.8	66.0	DA+FLT
	8	4000	157,27	49.3	50.0	44.6	51.1	DA+FLT
	9	4500	176,92	42.9	43.0	39.4	45.0	DA+FLT
	11	5200	204,44	36.4	35.8	34.0	38.3	FLT
	13	6100	239,83	30.7	29.5	29.1	32.5	FLT
	15	7000	275,21	26.7	25.1	25.7	28.6	FLT
	17	7800	306,67	24.0	22.2	23.3	25.9	FLT
	20	9100	357,78	20.7	18.7	20.3	22.5	FLT
	22	10000	393,16	18.9	16.8	18.7	20.5	FLT
1,4	4	2200	87,92	105.8	114.4	88.2	88.8	MV
	6	3100	123,89	69.4	72.0	60.3	67.2	DA+FLT
	8	4000	159,86	50.4	51.0	45.5	51.7	DA+FLT
	9	4500	179,84	43.8	43.7	40.1	45.7	DA+FLT
	11	5200	207,82	37.0	36.3	34.5	38.7	FLT
	13	6100	243,79	31.1	29.9	29.5	32.9	FLT
	15	7000	279,76	27.0	25.4	25.9	28.8	FLT
	17	7800	311,73	24.2	22.4	23.5	26.2	FLT
	20	9100	363,68	20.9	18.9	20.4	22.7	FLT
	22	10000	399,65	19.1	17.0	18.8	20.6	FLT

Fonte: Autor (2019)

Tabela A.22 – Aplicação de carga concentrada desestabilizante no meio do vão para o perfil W310x32,7, tipo 1

k	n	L (mm)	λ_b	EC3	AS 4100	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,4	4	2200	81,86	101.1	110.4	83.8	76.2	FMA
	6	3100	115,34	67.1	70.1	57.8	65.1	DA+FLT
	8	4000	148,83	48.8	49.7	43.6	50.4	DA+FLT
	9	4500	167,44	42.4	42.6	38.5	44.8	DA+FLT
	11	5200	193,48	35.8	35.3	33.0	37.9	DA+FLT
	13	6100	226,97	30.0	29.0	28.2	32.1	FLT
	15	7000	260,45	26.0	24.6	24.8	28.0	FLT
	17	7800	290,22	23.3	21.7	22.4	25.3	FLT
	20	9100	338,59	20.0	18.2	19.5	21.9	FLT
	22	10000	372,08	18.3	16.4	18.0	19.9	FLT
1,45	4	2200	83,47	105.6	114.8	87.2	80.1	FMA
	6	3100	117,61	69.4	72.2	59.6	66.4	DA+FLT
	8	4000	151,76	50.2	50.9	44.7	51.5	DA+FLT
	9	4500	170,73	43.4	43.5	39.3	45.5	DA+FLT
	11	5200	197,28	36.5	36.0	33.6	38.4	DA+FLT
	13	6100	231,43	30.5	29.5	28.7	32.4	FLT
	15	7000	265,57	26.4	25.0	25.1	28.9	FLT
	17	7800	295,92	23.6	22.0	22.7	25.6	FLT
	20	9100	345,25	20.3	18.5	19.7	22.1	FLT
	22	10000	379,39	18.5	16.6	18.2	20.1	FLT
1,5	4	2200	85,04	110.2	119.1	91.0	86.1	FMA
	6	3100	119,83	71.6	74.2	61.7	67.6	DA+FLT
	8	4000	154,62	51.5	52.0	45.9	52.2	DA+FLT
	9	4500	173,95	44.5	44.4	40.3	46.1	DA+FLT
	11	5200	201,01	37.3	36.6	34.4	39.0	DA+FLT
	13	6100	235,8	31.1	29.9	29.2	32.8	FLT
	15	7000	270,59	26.8	25.3	25.5	28.6	FLT
	17	7800	301,52	23.9	22.3	23.0	25.8	FLT
	20	9100	351,77	20.5	18.7	20.0	22.3	FLT
	22	10000	386,56	18.7	16.8	18.3	20.2	FLT

Fonte: Autor (2019)

Tabela A.23 – Aplicação de carga concentrada desestabilizante no meio do vão para o perfil W530x85, tipo 2

<i>k</i>	<i>n</i>	<i>L</i> (mm)	λ_b	EC3	AS 4100	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,3	4	3700	88,74	395.1	425.5	330.7	341.3	MV
	5	4500	107,92	310.8	326.6	266.0	298.1	DA+FLT
	6	5200	124,71	258.2	267.2	225.5	255.5	DA+FLT
	7	6000	143,9	215.3	219.6	191.7	220.9	DA+FLT
	9	7500	179,87	163.6	163.0	150.0	172.3	DA+FLT
	11	9000	215,85	132.6	129.3	124.1	140.7	DA+FLT
	13	10500	251,82	112.1	107.1	106.6	119.7	FLT
	15	12000	287,8	97.7	91.5	94.0	105.1	FLT
	17	13500	323,77	86.9	79.9	84.4	95.5	FLT
	19	15000	359,75	78.5	71.0	76.8	85.8	FLT
1,35	4	3700	90,35	411.7	441.3	342.7	349.3	MV
	5	4500	109,89	322.0	336.8	274.4	302.9	DA+FLT
	6	5200	126,98	266.5	274.6	231.7	259.7	DA+FLT
	7	6000	146,52	221.4	224.9	196.4	224.4	DA+FLT
	9	7500	183,15	167.4	166.3	152.9	175.0	DA+FLT
	11	9000	219,78	135.1	131.4	126.0	142.4	DA+FLT
	13	10500	256,41	114.0	108.7	108.0	121.0	FLT
	15	12000	293,04	99.1	92.7	95.0	106.3	FLT
	17	13500	329,67	88.0	80.9	85.2	96.7	FLT
	19	15000	366,3	79.4	71.8	77.4	86.5	FLT
1,4	4	3700	92	429.0	457.6	357.2	358.0	DA+FLT
	5	4500	111,89	333.6	347.4	284.6	308.4	DA+FLT
	6	5200	129,3	275.1	282.3	239.4	264.3	DA+FLT
	7	6000	149,19	227.7	230.5	202.1	227.6	DA+FLT
	9	7500	186,49	171.3	169.7	156.5	178.0	DA+FLT
	11	9000	223,79	137.8	133.7	128.5	144.4	DA+FLT
	13	10500	261,09	115.9	110.3	109.7	122.6	FLT
	15	12000	298,39	100.5	94.0	96.3	107.5	FLT
	17	13500	335,68	89.1	81.9	86.2	97.6	FLT
	19	15000	372,98	80.3	72.6	78.3	87.3	FLT

Fonte: Autor (2019)

Tabela A.24 – Aplicação de carga concentrada desestabilizante no meio do vão para o perfil W530x85, tipo 1

k	n	L (mm)	λ_b	EC3	AS 4100	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,4	4	3700	85,21	410.3	442.3	338.5	318.1	FMA
	5	4500	103,64	321.9	338.0	271.4	301.3	FMA+FLT
	6	5200	119,76	266.2	275.2	228.9	256.8	DA+FLT
	7	6000	138,19	220.5	224.7	193.5	223.8	DA+FLT
	9	7500	172,73	165.7	165.2	149.8	174.4	DA+FLT
	11	9000	207,28	132.9	129.9	122.8	141.0	DA+FLT
	13	10500	241,82	111.5	106.9	104.7	119.3	DA+FLT
	15	12000	276,37	96.5	90.9	91.8	103.9	FLT
	17	13500	310,92	85.4	79.1	82.1	93.4	FLT
19	15000	345,46	76.9	70.1	74.5	84.2	FLT	
1,45	4	3700	86,96	428.6	459.4	354.0	328.5	FMA
	5	4500	105,76	334.2	349.1	282.3	306.8	FMA+FLT
	6	5200	122,22	275.3	283.2	237.2	262.3	DA+FLT
	7	6000	141,02	227.2	230.5	199.8	227.3	DA+FLT
	9	7500	176,27	169.8	168.7	153.8	177.0	DA+FLT
	11	9000	211,53	135.7	132.3	125.5	143.1	DA+FLT
	13	10500	246,78	113.5	108.7	106.7	120.8	DA+FLT
	15	12000	282,04	98.0	92.3	93.3	105.1	FLT
	17	13500	317,29	86.6	80.2	83.3	94.3	FLT
19	15000	352,55	77.9	71.0	75.5	85.0	FLT	
1,5	4	3700	88,67	446.6	476.4	369.4	351.3	FMA
	5	4500	107,85	346.3	360.2	293.1	311.2	FMA+FLT
	6	5200	124,62	284.3	291.1	245.5	267.0	DA+FLT
	7	6000	143,8	233.9	236.3	206.0	231.1	DA+FLT
	9	7500	179,75	174.0	172.2	157.7	179.2	DA+FLT
	11	9000	215,69	138.5	134.6	128.2	145.3	DA+FLT
	13	10500	251,64	115.5	110.4	108.7	122.3	DA+FLT
	15	12000	287,59	99.6	93.6	94.8	106.3	FLT
	17	13500	323,54	87.8	81.3	84.5	95.3	FLT
19	15000	359,49	78.9	71.9	76.4	85.8	FLT	

Fonte: Autor (2019)

A.5. APLICAÇÃO DE CARREGAMENTO UNIFORMEMENTE DISTRIBUÍDO DESESTABILIZANTE

Tabela A.25 – Aplicação de carregamento uniformemente distribuído desestabilizante para o perfil W200x22,5, tipo 2

k	n	L (mm)	λ_b	EC3	AS 4100	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,3	4	1500	56,77	62.8	65.6	56.2	54.8	MV
	5	1800	68,13	54.7	55.6	48.6	52.4	MV
	6	2100	79,48	47.2	47.3	42.2	47.8	DA+FLT
	7	2400	90,84	40.9	40.6	36.9	43.9	DA+FLT
	9	3000	113,55	31.7	31.1	29.3	35.3	FLT
	11	3500	132,47	26.5	25.7	24.9	29.7	FLT
	14	4400	166,54	20.5	19.6	19.7	23.3	FLT
	16	5000	189,25	17.9	16.8	17.4	20.4	FLT
	18	5500	208,17	16.2	15.1	15.9	18.6	FLT
	20	6100	230,88	14.6	13.4	14.4	17.0	FLT
1,35	4	1500	57,63	66.1	68.7	58.7	57.0	MV
	5	1800	69,16	57.2	57.9	50.5	53.9	MV
	6	2100	80,68	49.2	49.1	43.7	49.1	DA+FLT
	7	2400	92,21	42.4	42.0	38.1	44.7	DA+FLT
	9	3000	115,26	32.7	31.9	30.0	36.0	FLT
	11	3500	134,47	27.2	26.3	25.4	30.2	FLT
	14	4400	169,05	21.0	19.9	20.0	23.6	FLT
	16	5000	192,1	18.3	17.1	17.7	20.7	FLT
	18	5500	211,31	16.5	15.3	16.1	18.8	FLT
	20	6100	234,36	14.9	13.6	14.6	17.1	FLT
1,4	4	1500	58,47	69.4	71.9	61.2	58.5	MV
	5	1800	70,17	59.7	60.3	52.4	55.1	MV
	6	2100	81,86	51.1	50.9	45.1	50.4	DA+FLT
	7	2400	93,56	44.0	43.4	39.2	45.4	DA+FLT
	9	3000	116,95	33.7	32.8	30.8	36.8	FLT
	11	3500	136,44	27.9	26.9	26.0	30.8	FLT
	14	4400	171,53	21.4	20.3	20.4	23.9	FLT
	16	5000	194,92	18.6	17.4	17.9	20.9	FLT
	18	5500	214,41	16.8	15.5	16.3	19.0	FLT
	20	6100	237,8	15.1	13.8	14.8	17.3	FLT

Fonte: Autor (2019)

Tabela A.26 – Aplicação de carregamento uniformemente distribuído desestabilizante para o perfil W200x22,5, tipo 1

k	n	L (mm)	λ_b	EC3	AS 4100	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,4	4	1500	54,84	64.9	67.9	57.4	38.3	FMA
	5	1800	65,81	56.6	57.5	49.6	43.0	MV
	6	2100	76,78	48.8	48.8	42.9	46.4	MV
	7	2400	87,74	42.2	41.8	37.4	43.9	MV
	9	3000	109,68	32.4	31.7	29.4	36.0	DA+FLT
	11	3500	127,96	26.9	26.0	24.8	30.1	FLT
	14	4400	160,86	20.6	19.6	19.4	23.3	FLT
	16	5000	182,8	17.8	16.8	17.1	20.3	FLT
	18	5500	201,08	16.1	14.9	15.5	18.4	FLT
	20	6100	223,02	14.4	13.2	14.0	16.7	FLT
1,45	4	1500	55,82	68.7	71.5	60.3	41.2	FMA
	5	1800	66,98	59.5	60.2	51.8	48.4	FMA
	6	2100	78,14	51.1	50.8	44.6	48.5	FMA+FLT
	7	2400	89,3	44.0	43.3	38.8	45.0	DA+FLT
	9	3000	111,63	33.6	32.7	30.3	36.8	DA+FLT
	11	3500	130,24	27.7	26.7	25.4	30.7	FLT
	14	4400	163,73	21.1	20.0	19.8	23.6	FLT
	16	5000	186,05	18.2	17.1	17.4	20.6	FLT
	18	5500	204,66	16.4	15.2	15.7	18.6	FLT
	20	6100	226,98	14.7	13.5	14.2	16.9	FLT
1,5	4	1500	56,69	72.1	74.8	62.8	42.1	FMA
	5	1800	68,02	62.2	62.7	53.7	49.8	FMA
	6	2100	79,36	53.1	52.7	46.1	49.6	FMA+FLT
	7	2400	90,7	45.5	44.7	40.0	45.8	DA+FLT
	9	3000	113,37	34.6	33.5	31.1	37.4	DA+FLT
	11	3500	132,27	28.4	27.3	26.0	31.3	FLT
	14	4400	166,28	21.5	20.4	20.2	24.0	FLT
	16	5000	188,96	18.6	17.4	17.7	20.9	FLT
	18	5500	207,85	16.7	15.5	16.0	18.9	FLT
	20	6100	230,53	14.9	13.7	14.4	17.1	FLT

Fonte: Autor (2019)

Tabela A.27 – Aplicação de carregamento uniformemente distribuído desestabilizante para o perfil W310x32,7, tipo 2

k	n	L (mm)	λ_b	EC3	AS 4100	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,3	4	2200	84,95	90.6	89.3	75.6	78.7	MV
	6	3100	119,7	59.3	57.3	51.7	59.8	DA+FLT
	8	4000	154,45	43.2	41.1	39.0	46.1	DA+FLT
	9	4500	173,75	37.6	35.4	34.4	40.5	FLT
	11	5200	200,78	31.7	29.5	29.6	34.4	FLT
	13	6100	235,53	26.7	24.4	25.2	29.3	FLT
	15	7000	270,28	23.1	20.8	22.2	25.7	FLT
	17	7800	301,17	20.7	18.4	20.0	23.2	FLT
	20	9100	351,37	17.8	15.5	17.4	19.8	FLT
	22	10000	386,12	16.3	14.0	16.0	17.9	FLT
1,35	4	2200	86,5	94.5	92.8	78.4	80.0	MV
	6	3100	121,88	61.2	59.0	53.1	60.9	DA+FLT
	8	4000	157,27	44.3	42.0	39.8	46.7	DA+FLT
	9	4500	176,92	38.4	36.1	35.0	41.1	DA+FLT
	11	5200	204,44	32.4	30.0	30.0	34.9	FLT
	13	6100	239,83	27.1	24.8	25.6	29.7	FLT
	15	7000	275,21	23.4	21.1	22.4	26.4	FLT
	17	7800	306,67	21.0	18.6	20.2	23.4	FLT
	20	9100	357,78	18.0	15.7	17.6	19.9	FLT
	22	10000	393,16	16.5	14.2	16.2	18.1	FLT
1,4	4	2200	87,92	98.2	96.1	81.0	80.8	MV
	6	3100	123,89	63.1	60.5	54.5	61.7	DA+FLT
	8	4000	159,86	45.4	42.9	40.6	47.3	DA+FLT
	9	4500	179,84	39.2	36.8	35.7	41.8	DA+FLT
	11	5200	207,82	33.0	30.5	30.5	35.4	FLT
	13	6100	243,79	27.5	25.1	25.9	30.0	FLT
	15	7000	279,76	23.8	21.4	22.7	26.3	FLT
	17	7800	311,73	21.2	18.8	20.4	23.6	FLT
	20	9100	363,68	18.2	15.8	17.7	20.1	FLT
	22	10000	399,65	16.6	14.3	16.3	18.2	FLT

Fonte: Autor (2019)

Tabela A.28 – Aplicação de carregamento uniformemente distribuído desestabilizante para o perfil W310x32,7, tipo 1

k	n	L (mm)	λ_b	EC3	AS 4100	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,4	4	2200	81,86	94.2	92.8	77.2	66.7	MV
	6	3100	115,34	61.2	58.9	52.3	60.1	DA+FLT
	8	4000	148,83	44.0	41.8	39.0	46.4	DA+FLT
	9	4500	167,44	38.0	35.8	34.3	40.9	DA+FLT
	11	5200	193,48	31.9	29.7	29.3	34.5	DA+FLT
	13	6100	226,97	26.6	24.4	24.8	29.1	FLT
	15	7000	260,45	22.9	20.7	21.7	25.4	FLT
	17	7800	290,22	20.4	18.2	19.6	22.9	FLT
	20	9100	338,59	17.5	15.3	16.9	19.4	FLT
	22	10000	372,08	16.0	13.8	15.6	17.6	FLT
1,45	4	2200	83,47	98.3	96.4	80.2	63.9	MV
	6	3100	117,61	63.2	60.6	53.9	61.0	DA+FLT
	8	4000	151,76	45.2	42.7	40.0	47.0	DA+FLT
	9	4500	170,73	39.0	36.6	35.0	41.5	DA+FLT
	11	5200	197,28	32.6	30.2	29.8	35.0	DA+FLT
	13	6100	231,43	27.1	24.8	25.2	29.5	FLT
	15	7000	265,57	23.3	21.0	22.0	25.7	FLT
	17	7800	295,92	20.7	18.5	19.8	23.1	FLT
	20	9100	345,25	17.7	15.5	17.1	19.6	FLT
	22	10000	379,39	16.1	14.0	15.7	17.8	FLT
1,5	4	2200	85,04	102.4	100.0	83.7	63.8	MV
	6	3100	119,83	65.2	62.3	55.7	61.7	DA+FLT
	8	4000	154,62	46.4	43.7	41.1	47.7	DA+FLT
	9	4500	173,95	39.9	37.3	35.9	42.1	DA+FLT
	11	5200	201,01	33.2	30.8	30.5	35.5	DA+FLT
	13	6100	235,8	27.6	25.2	25.7	29.9	FLT
	15	7000	270,59	23.6	21.3	22.3	26.0	FLT
	17	7800	301,52	21.0	18.7	20.1	23.4	FLT
	20	9100	351,77	17.9	15.7	17.3	19.8	FLT
	22	10000	386,56	16.3	14.1	15.9	17.9	FLT

Fonte: Autor (2019)

Tabela A.29 – Aplicação de carregamento uniformemente distribuído desestabilizante para o perfil W530x85, tipo 2

k	n	L (mm)	λ_b	EC3	AS 4100	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,3	4	3700	88,74	366.2	357.5	303.4	312.3	MV
	5	4500	107,92	284.5	274.4	241.6	270.0	DA+FLT
	6	5200	124,71	234.7	224.5	203.4	235.2	DA+FLT
	7	6000	143,9	194.4	184.5	171.9	202.2	DA+FLT
	9	7500	179,87	146.5	137.0	133.4	157.4	DA+FLT
	11	9000	215,85	117.9	108.6	109.6	128.2	DA+FLT
	13	10500	251,82	99.1	90.0	93.6	108.9	FLT
	15	12000	287,8	85.9	76.8	82.1	96.8	FLT
	17	13500	323,77	76.1	67.1	73.4	84.9	FLT
	19	15000	359,75	68.4	59.6	66.6	76.0	FLT
1,35	4	3700	90,35	381.2	370.7	314.1	315.5	MV
	5	4500	109,89	294.6	283.0	249.1	275.4	DA+FLT
	6	5200	126,98	242.2	230.7	209.1	238.8	DA+FLT
	7	6000	146,52	200.0	189.0	176.2	205.5	DA+FLT
	9	7500	183,15	149.9	139.7	136.0	160.1	DA+FLT
	11	9000	219,78	120.2	110.4	111.4	130.0	DA+FLT
	13	10500	256,41	100.8	91.3	94.9	110.3	FLT
	15	12000	293,04	87.2	77.9	83.1	97.9	FLT
	17	13500	329,67	77.1	68.0	74.1	85.9	FLT
	19	15000	366,3	69.3	60.3	67.2	76.7	FLT
1,4	4	3700	92	396.8	384.4	327.2	318.6	MV
	5	4500	111,89	305.1	291.9	258.2	280.3	DA+FLT
	6	5200	129,3	249.9	237.2	216.0	242.5	DA+FLT
	7	6000	149,19	205.7	193.6	181.4	208.7	DA+FLT
	9	7500	186,49	153.5	142.5	139.3	162.8	DA+FLT
	11	9000	223,79	122.6	112.4	113.6	132.0	DA+FLT
	13	10500	261,09	102.5	92.7	96.5	111.9	FLT
	15	12000	298,39	88.5	79.0	84.3	99.0	FLT
	17	13500	335,68	78.1	68.8	75.1	86.8	FLT
	19	15000	372,98	70.1	61.0	68.0	77.4	FLT

Fonte: Autor (2019)

Tabela A.30 – Aplicação de carregamento uniformemente distribuído desestabilizante para o perfil W530x85, tipo 1

k	n	L (mm)	λ_b	EC3	AS 4100	Sonck (2014)	Abaqus	Falha
1,4	4	3700	85,21	381.2	371.6	311.1	241.3	FMA
	5	4500	103,64	295.3	284.0	246.9	265.8	FMA+FLT
	6	5200	119,76	242.4	231.2	207.0	235.8	DA+FLT
	7	6000	138,19	199.6	188.8	174.0	203.6	DA+FLT
	9	7500	172,73	148.7	138.8	133.6	158.8	DA+FLT
	11	9000	207,28	118.4	109.1	108.8	128.5	DA+FLT
	13	10500	241,82	98.8	89.8	92.3	108.3	FLT
	15	12000	276,37	85.1	76.4	80.5	94.5	FLT
	17	13500	310,92	75.0	66.5	71.7	83.9	FLT
19	15000	345,46	67.2	58.9	64.8	74.7	FLT	
1,45	4	3700	86,96	397.6	386.0	325.0	246.6	FMA
	5	4500	105,76	306.3	293.3	256.7	268.6	FMA+FLT
	6	5200	122,22	250.5	237.9	214.4	238.8	DA+FLT
	7	6000	141,02	205.6	193.7	179.6	206.8	DA+FLT
	9	7500	176,27	152.4	141.7	137.1	161.2	DA+FLT
	11	9000	211,53	121.0	111.1	111.2	130.5	DA+FLT
	13	10500	246,78	100.6	91.3	94.0	109.8	FLT
	15	12000	282,04	86.5	77.5	81.9	97.1	FLT
	17	13500	317,29	76.1	67.4	72.8	84.8	FLT
19	15000	352,55	68.2	59.6	65.7	75.5	FLT	
1,5	4	3700	88,67	413.9	400.3	338.9	248.9	FMA
	5	4500	107,85	317.2	302.6	266.4	271.1	FMA+FLT
	6	5200	124,62	258.6	244.6	221.8	241.8	DA+FLT
	7	6000	143,8	211.6	198.5	185.2	210.1	DA+FLT
	9	7500	179,75	156.1	144.7	140.7	163.9	DA+FLT
	11	9000	215,69	123.5	113.1	113.7	132.6	DA+FLT
	13	10500	251,64	102.5	92.8	95.8	111.4	FLT
	15	12000	287,59	87.9	78.6	83.2	98.3	FLT
	17	13500	323,54	77.2	68.3	73.8	85.8	FLT
19	15000	359,49	69.1	60.4	66.6	76.3	FLT	

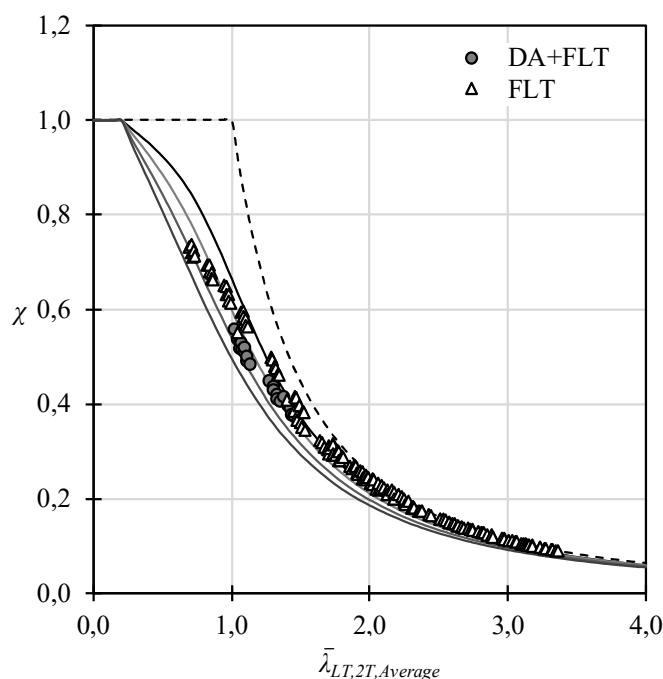
Fonte: Autor (2019)

APÊNDICE B: CURVAS DE RESISTÊNCIA EC3

B.1. APLICAÇÃO DE MOMENTO FLETOR UNIFORME

Sobre a aplicação de momento fletor constante (Figura B.1), se observou modos de falha como DA+FLT ($1.0 \leq \bar{\lambda}_{LT,2T,Average} \leq 1.45$) e FLT ($0.7 \leq \bar{\lambda}_{LT,2T,Average} \leq 3.36$). Verificou-se a DA+FLT para perfis celulares com altura no intervalo $438 \leq H \leq 803$ em mm. Para valores no intervalo $\bar{\lambda}_{LT,2T,Average} \leq 1.45$, se tem que a curva de flambagem b não é uma opção efetiva para o cálculo do momento resistente à DA+FLT. Dessa forma, conforme Boissonnade et al. (2013), a curva de flambagem c torna-se efetiva, visto que não superestima os resultados. Por outro lado, para o intervalo $\bar{\lambda}_{LT,2T,Average} > 1.45$, a curva de flambagem b torna-se efetiva, pois não ocorre a DA, fator que reduz o momento resistente a FLT, conforme Bradford (1985, 1986, 1988).

Figura B.1 – Aplicação de momento fletor constante, EN 1993-1-1 (2005)

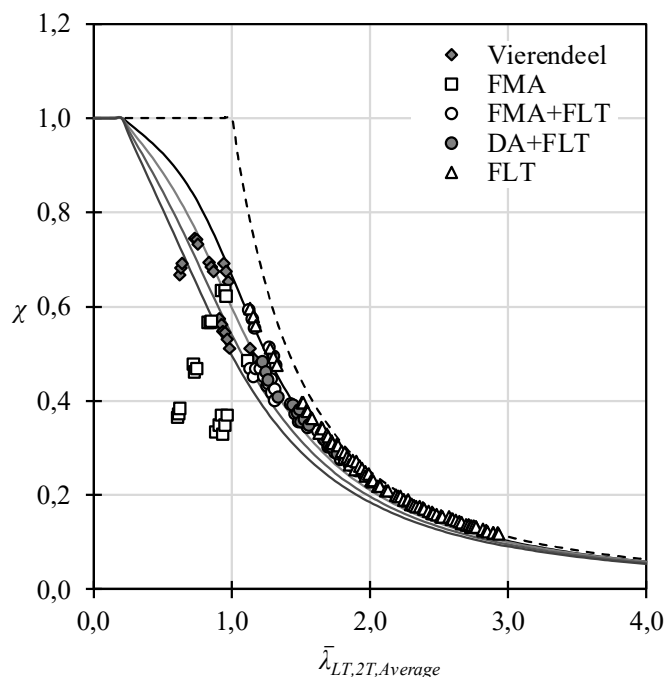


Fonte: Autor (2019)

B.2. APLICAÇÃO DE CARGA CONCENTRADA NO MEIO DO VÃO

Para a aplicação de carga concentrada no meio do vão (Figura B.2), os modos de colapso ocorreram em função do tipo de geometria. Para vigas celulares de aço do tipo 1 observou-se os seguintes modos de falha: FMA, FMA+FLT e FLT. Caracterizou-se a FMA para valores $0.6 \leq \bar{\lambda}_{LT,2T,Average} \leq 1.11$, e a FMA+FLT fora caracterizado para o intervalo igual à $1.11 \leq \bar{\lambda}_{LT,2T,Average} \leq 1.96$. Já para as vigas celulares de aço do tipo 2, não se observou a ocorrência da FMA. Isso se deve pelo fato de que as vigas celulares do tipo 2 apresentam o diâmetro do alvéolo menor que o diâmetro do alvéolo das vigas celulares do tipo 1, e também, a largura do montante da alma maior que a largura do montante da alma das vigas celulares do tipo 1.

Figura B.2 – Aplicação de carga concentrada no centro no meio, EN 1993-1-1 (2005)



Fonte: Autor (2019)

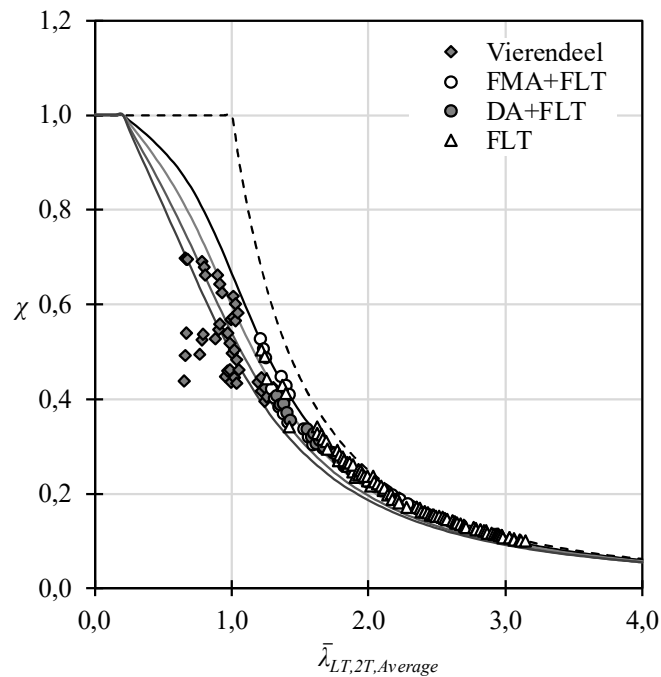
Dessa forma, há um conservadorismo no que se diz respeito a área da seção transversal e na área do montante da alma, fatores que aumentam a resistência ao esforço cortante. Assim, para as vigas celulares de aço do tipo 2, observou-se modos de falha como o mecanismo Vierendeel, DA+FLT e FLT. Segundo Panedpojaman et al. (2014), a diagonal comprimida no montante de alma causa a FMA e o escoamento na seção “tê” causa a falha por mecanismo

Vierendeel. Ainda, de acordo com os autores, a capacidade resistente ao esforço cortante aumenta em função da altura dos “tês” e largura do montante da alma e antes do mecanismo de flambagem se desenvolver, a altura do “tê” pode prevenir o mecanismo Vierendeel. Logo, observou-se a falha devido ao mecanismo Vierendeel para valores no intervalo $0.62 \leq \bar{\lambda}_{LT,2T,Average} \leq 1.11$. Já FMA+FLT ocorreu para valores no intervalo $1.22 \leq \bar{\lambda}_{LT,2T,Average} \leq 1.80$. Observou-se a FLT, tanto para vigas celulares de aço do tipo 1 quanto do tipo 2, para valores no intervalo $1.13 \leq \bar{\lambda}_{LT,2T,Average} \leq 2.93$. No caso da aplicação de carga concentrada no meio do vão, onde há a presença do esforço cortante de alta magnitude, para o intervalo $\bar{\lambda}_{LT,2T,Average} < 1.0$, recomenda-se verificar primeiramente os estados limites últimos, como o mecanismo Vierendeel e FMA. Caso contrário, para a aplicação de carga concentrada no meio do vão, conforme as prescrições do EC3, a curva de flambagem d é efetiva somente para valores no intervalo $1.2 \leq \bar{\lambda}_{LT,2T,Average}$.

B.3. APLICAÇÃO DE CARREGAMENTO UNIFORMEMENTE DISTRIBUÍDO

Para vigas celulares de aço submetidas a carregamento uniformemente distribuído (Figura B.3), onde não há intensidade de carga concentrada, não observou a ocorrência da FMA. Para vigas celulares de aço do tipo 1 e do tipo 2, observou-se o mecanismo Vierendeel para o intervalo $0.65 < \bar{\lambda}_{LT,2T,Average} \leq 1.31$. Já para vigas celulares de aço do tipo do tipo 1, verificou-se a ocorrência de FMA+FLT ($1.21 < \bar{\lambda}_{LT,2T,Average} \leq 2.29$) em função do espaçamento e diâmetro dos alvéolos. Para vigas celulares de aço do tipo 2, observou-se a ocorrência da DA+FLT para o intervalo igual à $1.34 < \bar{\lambda}_{LT,2T,Average} \leq 1.83$. Analogamente a situação de aplicação de carga concentrada no centro do vão, onde há presença do esforço cortante, também, deve-se verificar os estados limites últimos citados anteriormente. Caso contrário, conforme as prescrições do EC3, a curva de flambagem d apresenta efetividade, somente para valores $1.0 \leq \bar{\lambda}_{LT,2T,Average}$.

Figura B.3 – Aplicação de carregamento uniformemente distribuído, EN 1993-1-1 (2005)

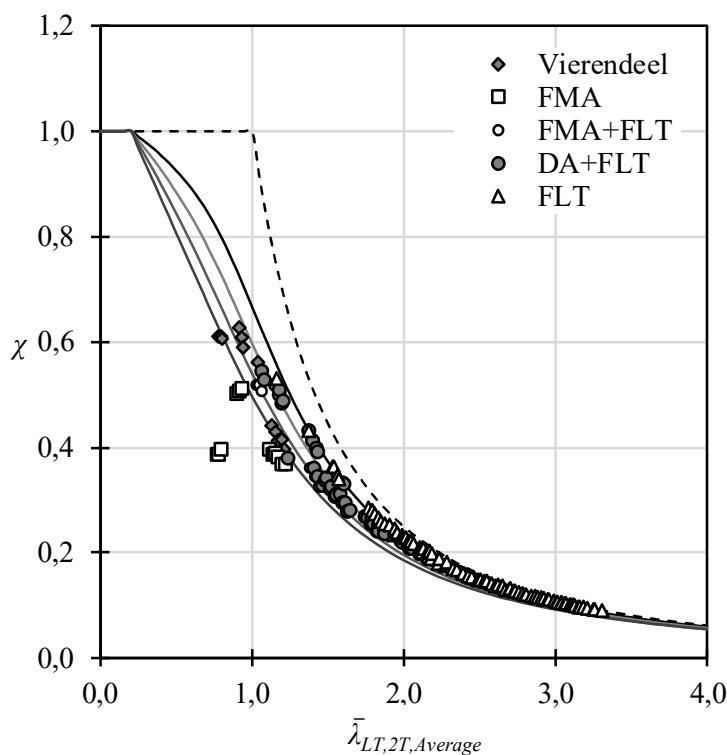


Fonte: Autor (2019)

B.4. APLICAÇÃO DE CARGA CONCENTRADA DESESTABILIZANTE NO CENTRO DO VÃO

Para a aplicação de carga concentrada na mesa superior (Figura B.4), quando comparado com a situação de aplicação de carga concentrada no centro de torção, observou-se um número menor de ocorrências de falha por mecanismo Vierendeel, FMA e FMA+FLT. Esses modos de colapso, os quais são função principalmente da intensidade do esforço cortante, ocorreram para o intervalo $0.77 < \bar{\lambda}_{LT,2T,Average} \leq 1.22$. Por outro lado, devido a intensidade da carga concentrada, somado ao efeito desestabilizante, verificou-se um número maior de observações – cerca de 40% do total do número de observações para a aplicação de carga concentrada, em que o modo de falha é caracterizado por DA+FLT. Verificou-se a combinação desses modos de flambagem para o intervalo $1.0 < \bar{\lambda}_{LT,2T,Average} \leq 2.7$. Por fim, verificou-se a FLT para o intervalo $\bar{\lambda}_{LT,2T,Average} > 1.4$.

Figura B.4 – Aplicação de carga concentrada desestabilizante no centro do vão, EN 1993-1-1 (2002)

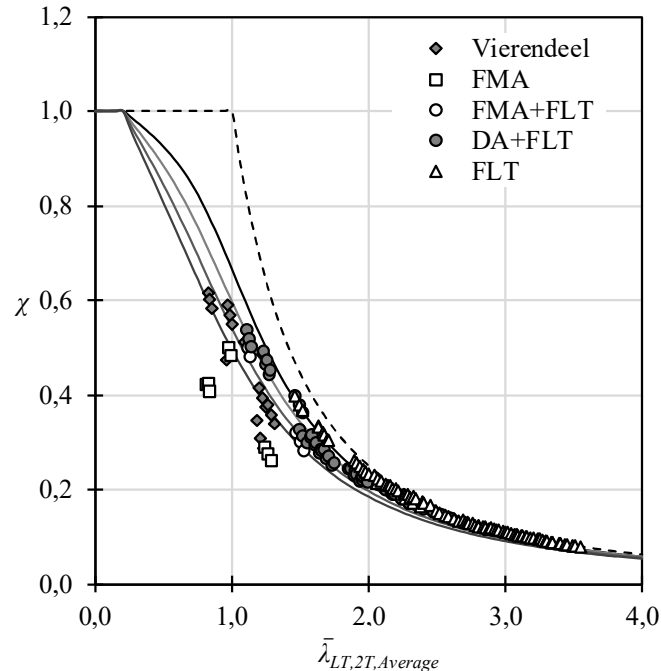


Fonte: Autor (2019)

B.5. APLICAÇÃO DE CARREGAMENTO UNIFORMEMENTE DISTRIBUÍDO DESESTABILIZANTE

Para a condição em que as vigas celulares de aço são submetidas a carregamento uniformemente (Figura B.5), observou-se um número maior de ocorrências da DA+FLT ($1.1 < \bar{\lambda}_{LT,2T,Average} \leq 2.6$). Verificou-se a ocorrência dos modos de falha em função do esforço cortante no intervalo $0.8 < \bar{\lambda}_{LT,2T,Average} \leq 1.53$. Por fim, a FLT ocorreu para o intervalo $\bar{\lambda}_{LT,2T,Average} > 1.4$. Importante ressaltar que o efeito desestabilizante favorece o movimento de rotação da seção transversal, fator que reduz o momento resistente, quando comparado com a situação de carregamento neutro. Assim, nos casos em que há presença do esforço cortante, a curva de flambagem d torna-se uma opção para o cálculo do momento resistente à flambagem, embora, primeiramente, deve-se verificar os estados limites últimos, como o mecanismo Vierendeel e a FMA.

Figura B.5 – Aplicação de carregamento uniformemente distribuído desestabilizante, EN 1993-1-1 (2002)



Fonte: Autor (2019)