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

FERNANDO LUIS ZAVATIN SALA

ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DA INSTABILIDADE LATERAL COM TORÇÃO E DISTORÇÃO DA ALMA EM VIGAS METÁLICAS COM SEÇÕES I SOLDADAS ESBELTAS E MONOSSIMÉTRICAS

MARINGÁ
2020

FERNANDO LUIS ZAVATIN SALA

ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DA INSTABILIDADE LATERAL COM TORÇÃO E DISTORÇÃO DA ALMA EM VIGAS METÁLICAS COM SEÇÕES I SOLDADAS ESBELTAS E MONOSSIMÉTRICAS

Dissertação apresentada como parte dos requisitos necessários para obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Estadual de Maringá.

Orientador: Prof. Dr. Carlos Humberto Martins

MARINGÁ

2020

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

Sala, Fernando Luis Zavatin

S159a Análise da influência da instabilidade lateral com torção e distorção da alma em vigas metálicas com seções I soldadas esbeltas e monossimétricas / Fernando Luis Zavatin Sala. -- Maringá, PR, 2020.

123 f.: il. color., figs., tabs.

Orientador: Prof. Dr. Carlos Humberto Martins.

Dissertação (Mestrado) - Universidade Estadual de Maringá, Centro de Tecnologia, Departamento de Engenharia Civil, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, 2020.

1. Esbeltez da alma. 2. Monossimetria. 3. Flambagem lateral. 4. Tensões residuais. 5. Distorção da alma. I. Martins, Carlos Humberto, orient. II. Universidade Estadual de Maringá. Centro de Tecnologia. Departamento de Engenharia Civil. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil. III. Título.

CDD 23.ed. 624.1821

Ademir Henrique dos Santos - CRB-9/1065

FERNANDO LUIS ZAVATIN SALA

ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DA INSTABILIDADE LATERAL COM TORÇÃO E DISTORÇÃO DA ALMA EM VIGAS METÁLICAS COM SEÇÕES I SOLDADAS ESBELTAS E MONOSSIMÉTRICAS

Dissertação de Mestrado apresentada no dia 28/08/2020. Aprovada em sua forma final pelo orientador e Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Estadual de Maringá, como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil

BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Carlos Humberto Martins
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil
Universidade Estadual de Maringá
Orientador

Profa. Dra. Gisele Cristina Antunes Martins
Departamento de Engenharia Civil
Universidade Estadual de Maringá

Profa. Dra. Gabriela Rezende Fernandes
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil
Universidade Federal de Goiás / Regional Catalão

Aos meus pais, Ana e Fernando, meu irmão Leandro e minha namorada Larissa.

AGRADECIMENTOS

Agradeço, primeiramente, a Deus, por todas as graças proporcionadas ao longo da minha vida que me trouxeram até aqui.

Aos meus pais, Fernando e Ana Beatriz, que sempre estão ao meu lado, dando-me todo o suporte, conselhos e motivação para continuar em frente, não importando a dificuldade. Ao meu irmão, Leandro, sempre disposto a me ajudar e me ensinar como ser melhor por meio de seus exemplos. A minha namorada, Larissa, por toda sua ajuda, paciência e carinho nesse período.

Ao orientador e amigo, Dr. Carlos Humberto Martins, pela sua dedicação e ensinamentos desde o primeiro ano da graduação até hoje. Ao amigo, Alexandre Rossi, sempre disposto a me ajudar, oferecendo seu conhecimento e tempo, sempre agindo com excelência.

Aos amigos do mestrado, alguns antigos e outros novos, com quem pude dividir bons momentos de amizade, compartilhando dúvidas e boas risadas, principalmente na "coca do almoço", que tornava o dia mais leve e alegre.

A todos os professores, técnicos e colaboradores do programa e de todo o Departamento de Engenharia Civil da UEM, sempre dedicados com todos os alunos.

À Fundação Araucária, pela bolsa concedida.

A todos que, de alguma forma, contribuíram para o meu desenvolvimento e o desenvolvimento do trabalho.

“Homens grandes não nascem
grandes, eles se tornam grandes”.

Don Corleone – O Poderoso Chefão

(Mario Puzo)

RESUMO

A flambagem lateral com torção e distorção da alma (FLTD) é a combinação dos efeitos de flambagem lateral com torção (FLT) e flambagem local da alma (FLA). Esse fenômeno faz com que ocorra a redução do momento fletor crítico da peça. Em seções de alma esbelta, esse fenômeno tende a ter valores mais significativos em virtude dos maiores valores para a distorção da alma. O processo normativo brasileiro e americano, ABNT NBR 8800:2008 e AISC 360:2016, respectivamente, não consideram a distorção da alma no cálculo do momento fletor crítico, sendo considerada apenas a FLT, levando a valores contra a segurança da estrutura. Diferentemente da norma brasileira, as normas europeia e australiana possuem distintos fatores para o dimensionamento, mas ainda assim não possuem uma consideração específica para a distorção da alma. Como perfis esbeltos são todos sodados, segundo a ABNT NBR 5884:2013, remete-se ao fato de que as tensões residuais e imperfeições físicas do processo de fabricação são fatores consideráveis na alteração da resistência do elemento. A assimetria em torno do eixo onde o momento fletor atua também pode ser considerado um fator crítico de resistência à FLTD da peça, sendo que ela possui diferentes comportamentos por causa das várias inércias que a seção pode proporcionar. Com o objetivo de analisar os efeitos da esbeltez da alma e da monossimetria da seção na FLTD, utilizou-se o software comercial ABAQUS baseado no Método dos Elementos Finitos, com calibração de modelos numéricos utilizando experimentos físicos presentes na literatura, ao ter em vista a distribuição das tensões residuais do processo de solda e imperfeições geométricas iniciais. Diferentes formas de carregamentos foram consideradas: carregamentos estabilizantes, desestabilizantes e neutros, de modo a verificar as diferenças na flambagem com distorção da alma causadas por esses carregamentos. A partir dos resultados obtidos, concluiu-se que, para esse tipo de seção transversal, a norma europeia apresenta resultados mais condizentes com a resistência que os perfis possuem, além de estar a favor da segurança.

Palavras-chave: esbeltez da alma, flambagem lateral, distorção da alma, monossimetria, tensões residuais.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1: Flambagem lateral com torção (FLT) 27
Figura 1.2: Flambagem Lateral com Torção e Flambagem Lateral com Torção e Distorção 28
Figura 1.3: Cargas estabilizantes, neutras e desestabilizantes 30
Figura 2.1: Rótula plástica 37
Figura 2.2: Tipos de equilíbrio 38
Figura 2.3: Instabilidade bifurcacional 39
Figura 2.4: Snap-Through 39
Figura 2.5: Flambagem local da mesa 41
Figura 2.6: Flambagem local da alma 41
Figura 2.7: Translação e rotação na FLT 42
Figura 2.8: Diagramas carga x deslocamento para os eixos X e Y da viga 43
Figura 2.9: Compressão e flambagem da mesa superior 44
Figura 2.10: Tipos de travamentos laterais 45
Figura 2.11: Tipos de vínculos 45
Figura 2.12: Efeitos das imperfeições geométricas 47
Figura 2.13: Recorte nas mesas, abertura na alma e lamela 47
Figura 2.14: Flambagem lateral com distorção da alma 48
Figura 2.15: Comprimento x Tensão variando a restrição da mesa 52
Figura 2.16: Alteração do centro de torção 52
Figura 3.1: Laminação de perfis metálicos 53
Figura 3.2: Detalhe de solda a arco manual 54
Figura 3.3: Seção Monossimétrica 55
Figura 3.4: Tipos de tensões residuais em perfis soldados 58
Figura 3.5: Modelo ECCS para tensão residual de perfis soldados 59
Figura 3.6: Tensões residuais em perfis H cortados com maçarico 60
Figura 3.7: Modelo de tensões residuais de Taras (2010) 61
Figura 3.8: Modelo de tensões residuais para perfis monossimétricos 62
Figura 4.1: Modos de colapso 68
Figura 4.2: Determinação dos momentos fletores para o cálculo de C_b 69
Figura 4.3: Comparação dos fatores C_b por posição 70
Figura 4.4: Posicionamento dos esforços para a Equação (4.12) 71

Figura 4.5: Curva de resistência com resumo de equações 73
Figura 4.6: Proposta de alteração para o regime inelástico de Mohebkhah (2011) 74
Figura 4.7: Seção considerada no cálculo do raio de giração 75
Figura 4.8: Curva fator de redução χ_{LT} 78
Figura 5.1: Elemento S4R 83
Figura 5.2: Modelo de comportamento elastoplástico 84
Figura 5.3: Ensaio de Kubo de Fukumoto (1988) 85
Figura 5.4: Ensaio de Franssen et al. (2016) 86
Figura 5.5: Ensaio de Richter (1998) 86
Figura 5.6: Tensões residuais ECCS (1984) e Taras (2010) 87
Figura 5.7: Linearização das tensões residuais de soldagem ECCS (1984) 88
Figura 5.8: Vínculo de garfo 89
Figura 5.9: Experimentos Numéricos 90
Figura 6.1: Erro Simulação x Dim. de Elemento 93
Figura 6.2: Comparativo experimento Richter (1998) com MEF 94
Figura 6.3: Nomenclatura Simulações 95
Figura 6.4: Momento crítico perfil sujeito a momento constante, com alma de 4mm, monossimetria de 0,5, comprimento de 06 metros(4-05-MC-06-M_{cr}) 96
Figura 6.5: 4-01-MC-8-M_{cr} 96
Figura 6.6: 4-09-MC-15-M_{cr} 97
Figura 6.7: Momento Elástico - 01-MC 98
Figura 6.8: Momento Elástico - 05-MC 99
Figura 6.9: Momento Elástico - 09-MC 99
Figura 6.10: Momento Elástico - 01-CN 101
Figura 6.11: Momento Elástico - 05-CN 101
Figura 6.12: Momento Elástico - 09-CN 102
Figura 6.13: Momento Elástico - 01-CE 103
Figura 6.14: Momento Elástico - 05-CE 103
Figura 6.15: Momento Elástico - 09-CE 104
Figura 6.16: Momento Elástico - 01-CD 105
Figura 6.17: Momento Elástico - 05-CD 105
Figura 6.18: Momento Elástico - 09-CD 106
Figura 6.19: Momento Último - 01-MC 107
Figura 6.20: Momento Último - 05-MC 107
Figura 6.21: Momento Último - 09-MC 108

Figura 6.22: Momento Último - 01-CN 109
Figura 6.23: Momento Último - 05-CN 109
Figura 6.24: Momento Último - 09-CN 110
Figura 6.25: Momento Último - 01-CE 111
Figura 6.26: Momento Último - 05-CE 111
Figura 6.27: Momento Último - 09-CE 112
Figura 6.28: Momento Último - 01-CD 113
Figura 6.29: Momento Último - 05-CD 113
Figura 6.30: Momento Último - 09-CD 114

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1: Perfis VS esbeltos da ABNT NBR 5884:2013 56
Tabela 3.2: Coeficientes das tensões residuais de Wang, Li e Chen (2012) 60
Tabela 3.3: Padrões de tolerância ABNT NBR 5884:2013 63
Tabela 4.1: Fator de imperfeição α_{LT} 78
Tabela 5.1: Dados de experimento de Kubo e Fukumoto (1988) 85
Tabela 5.2: Dados de experimento de Franssen et al. (2016) 86
Tabela 5.3: Dados de experimento de Richter (1998) 87

LISTA DE QUADROS

Quadro 1.1: Ações Metodológicas 34
Quadro 3.1: Tolerâncias para a flecha vertical 64
Quadro 4.1: Valores de C_1, C_2 e C_3 para cargas aplicadas 79

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ANSI	Instituto Americano de Normas Técnicas
AS	Norma Técnica Australiana
EC3	Eurocode 3
ECCS	Comitê Europeu de Construção em Aço
FD	Flambagem Distorcional
FG	Flambagem Global
FL	Flambagem Local
FLA	Flambagem Local da Alma
FLM	Flambagem Local da Mesa
FLT	Flambagem Lateral com Torção
FLTD	Flambagem Lateral com Torção e Distorção da Alma
MEF	Método dos Elementos Finitos
NBR	Norma Técnica Brasileira

LISTA DE SÍMBOLOS

LETRAS ROMANAS MAIÚSCULAS

C_1	Coeficiente de distribuição do momento fletor
C_2	Coeficiente para consideração da altura de aplicação da carga na seção transversal
C_3	Coeficiente que leva em consideração a assimetria da seção transversal
C_b	Fator de modificação da distribuição do momento fletor não uniforme
C_{baus}	Coeficiente de distribuição do momento fletor da norma australiana
$C_{b\text{-}HFY}$	Fator de modificação da distribuição do momento fletor não uniforme Helwig, Frank e Yura (1997)
$C_{b\text{-}N\&R}$	Fator de modificação da distribuição do momento fletor não uniforme Nethercot e Rockey (1973)
D_m	Largura da mesa tubular
E	Módulo de elasticidade
EC_w	Rigidez ao empenamento
EI_y	Rigidez a flexão em torno do eixo Y-Y
G	Módulo de elasticidade transversal
GJ	Rigidez a torção
I_y	Momento de inércia da seção em torno do eixo Y-Y
I_z	Momento de inércia do eixo mais fraco
I_{ums}	Momento de inércia da do eixo mais fraco na mesa superior
J_m	Rigidez torcional das mesas
K_ϕ	Constante de torção da mola
L	Comprimento total
L_b	O comprimento destravado
L_e	Comprimento efetivo
L_p	Comprimento limite plástico
L_r	Comprimento limite inelástico
M_A	Momento fletor solicitante de cálculo na seção situada a um quarto do comprimento destravado
M_B	Momento fletor solicitante de cálculo na seção situada no centro do comprimento destravado
M_C	Momento fletor solicitante de cálculo na seção situada a três quartos do comprimento destravado
$\boldsymbol{M_{cr,ensaio}}$	Momento crítico do ensaio
M_{max}	Momento máximo encontrado no comprimento destravado
M_{nAISC}	Momento de projeto pela norma AISC
$M_{nBradford}$	Momento de cálculo por Bradford
M_o	Momento de referência

M_p	Momento plástico
M_r	Momento limite entre o regime inelástico e elástico
M_y	Momento elástico
O	Centro de gravidade
O'	Centro de torção
P	Carga concentrada
R_m	Parâmetro de monossimetria da seção transversal
W	Módulo de resistência mínimo elástico da seção relativo ao eixo de flexão
W_x	Módulo de resistência mínimo elástico da seção em torno do eixo X
W_{xc}	Modulo de resistência elástico do lado comprimido da seção relativo ao eixo de flexão

LETRAS ROMANAS MINÚSCULAS

b_m	Largura da mesa
b_{me}	Largura da mesa estreita
b_{ml}	Largura da mesa larga
d	Altura total da seção
d'	Distância entre os centros de gravidade da mesa superior e inferior
f_u	Resistência última
f_y	Resistência de escoamento
f_{ya}	Resistência de escoamento da alma
f_{ym}	Resistência de escoamento da mesa
h	Altura da alma
k_r	Fator de restrição à torção
k_t	Fator de posicionamento de carga
k_w	Fator de restrição ao empenamento
k_{wd}	Comprimento efetivo de distorção
k_y	Fator de comprimento efetivo
r_y	Raio de giração em torno do eixo Y-Y
r_{yT}	Raio de giração relativo ao menor momento de inércia da seção formada pela mesa comprimida mais um terço da alma comprimida
t_a	Espessura da alma
t_m	Espessura da mesa
z_g	Distância do ponto de aplicação da carga ao centro de torção
z_s	Distância do centro geométrico ao centro de torção

LETRAS GREGAS

μ	Translação lateral
μ_i	Translação lateral mesa inferior
μ_s	Translação lateral mesa superior
α_s	Fator de redução de esbeltez
β_y	Propriedade monossimétrica
ε_{st}	Deformação de escoamento
ε_u	Deformação última
θ	Ângulo de torção
λ_a	Esbeltez da alma
λ_g	Esbeltez global
λ_p	Esbeltez limite plástica
λ_r	Esbeltez limite inelástica
v	Deflexão vertical
ρ	Grau de monossimetria
σ_{flt}	Tensão na flambagem lateral
σ_{fltd}	Tensão na flambagem lateral com torção
σ_r	Tensão residual

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO 27
1.1 JUSTIFICATIVAS 30
1.2 OBJETIVOS 31
1.3 METODOLOGIA 32
1.4 ESTRUTURA DO TRABALHO 36
2 INSTABILIDADE EM VIGAS 37
2.1 FLAMBAGEM LOCAL (FL) 40
2.2 FLAMBAGEM GLOBAL (FG) 42
2.3 FLAMBAGEM DISTORCIONAL (FD) 48
2.4 ESTUDOS SOBRE INSTABILIDADES DE PERFIS 49
3 CARACTERIZAÇÃO DOS PERFIS METÁLICOS 53
1.1 PERFIS METÁLICOS SOLDADOS 53
1.1.1 Perfis Metálicos Esbeltos 55
1.1.2 Perfis Metálicos Monossimétricos 56
1.2 TENSÕES RESIDUAIS DE SOLDAGEM EM PERFIS I 57
1.3 IMPERFEIÇÕES GEOMÉTRICAS 63
1.4 ESTUDO DE IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS 64
4 MÉTODOS NORMATIVOS E ANÁLITICOS 67
4.1 NORMA AMERICANA – AISC 360:2016 (ABNT NBR 8800:2008) 67
4.1.1 Momento Fletor resistente de cálculo de vigas de alma não esbelta (F) 71
4.1.2 Momento Fletor resistente de cálculo de vigas de alma esbelta (G) 74
4.2 NORMA EUROPEIA – EUROCODE 1993-1-1 (2005) 77
4.3 NORMA AUSTRALIANA – AS 4100:2016 80
4.4 PI E TRAHAIR (2000) 81
5 PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS 83
5.1 VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO 83
5.2 ESTABELECIMENTO DE PERFIS METÁLICOS E CONDIÇÕES DE APOIO 88
5.3 SIMULAÇÃO 89
5.4 COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DE M_{cr} OBTIDOS COM RESULTADOS NORMATIVOS E ANALÍTICOS 91
5.5 COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DE Mu OBTIDOS COM RESULTADOS NORMATIVOS E ANALÍTICOS 91
5.6 SUGESTÃO DE INCLUSÃO DE COEFICIENTES 91

6 RESULTADOS E DISCUSSÕES 93
6.1 VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO 93
6.2 ESTABELECIMENTO DE PERFIS METÁLICOS E CONDIÇÕES DE APOIO 94
6.3 SIMULAÇÃO 95
6.4 COMPARATIVO DO MOMENTO ELÁSTICO 97
6.4.1 Momento Constante 97
6.4.2 Carga Concentrada Neutra 100
6.4.3 Carga Concentrada Estabilizante 102
6.4.4 Carga Concentrada Desestabilizante 104
6.5 COMPARATIVO DO MOMENTO ÚLTIMO 106
6.5.1 Momento Constante 106
6.5.2 Carga Concentrada Neutra 108
6.5.3 Carga Concentrada Estabilizante 110
6.5.4 Carga Concentrada Desestabilizante 112
7 CONCLUSÕES 115
8 REFERÊNCIAS 117

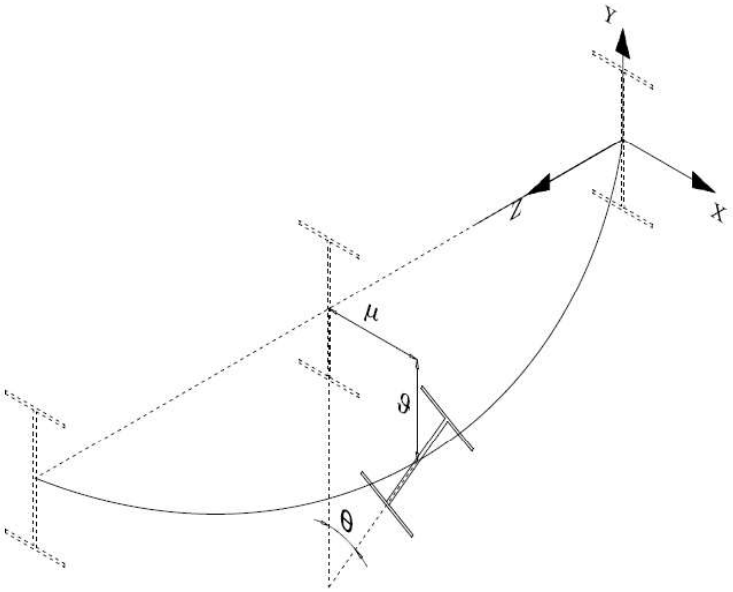
1 INTRODUÇÃO

Perfis metálicos com seção do tipo I estão sendo utilizados com grande frequência na construção civil para vencer grandes vãos, por exemplo, em pontes, passarelas, salões etc. Em virtude da baixa relação entre peso e resistência que o aço possui, a mesa e a alma desses elementos tendem a ser esbeltas, tornando-os sujeitos à instabilidade quando solicitados a uma carga de compressão crítica.

Fakury, Silva e Caldas (2016) afirmam que, na ocorrência de um momento fletor positivo, a seção da viga é tomada por um esforço de compressão na parte superior do eixo X da peça e a parte inferior é tracionada. Ao ser atingido o momento crítico (M_{cr}), o trecho comprimido se torna instável, fazendo com que o perfil perca a sua capacidade de resistir a esforços. Como a mesa inferior permanece estável e ambas as partes estão ligadas pela alma, o seu efeito estabilizador faz com que a flambagem se caracterize por uma translação lateral (μ) e de uma torção (θ), além da deflexão vertical (v) exemplificada na Figura 1.1. A esse fenômeno, atribui-se o nome de flambagem lateral com torção (FLT).

Outros estados limites últimos que podem ocorrer são: a flambagem local da mesa (FLM) e a flambagem local da alma (FLA). Segundo Silva (2017), esses modos de flambagem ocorrem nas proximidades da seção transversal onde os elementos estão total ou parcialmente comprimidos. No caso da mesa, verifica-se que ela está com toda a sua seção comprimida, enquanto, na alma, esse fenômeno pode ocorrer parcialmente.

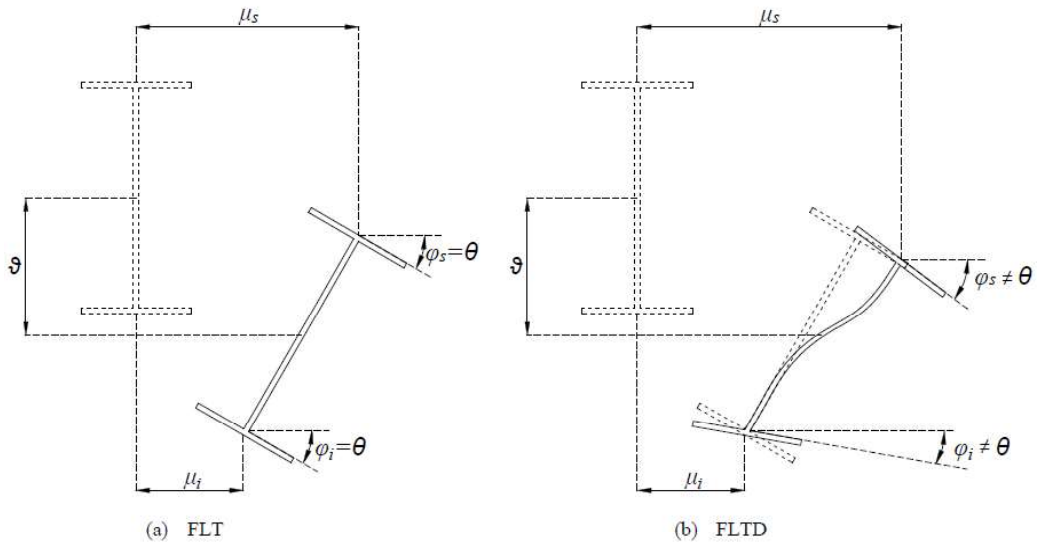
Figura 1.1: Flambagem lateral com torção (FLT)



Fonte: Adaptada de Fakury, Silva e Caldas (2016).

Os modos de flambagem locais, atuando em conjunto com a flambagem lateral com torção (FLT), dão origem a uma flambagem lateral com torção e distorção da alma (FLTD). Para determinar o momento fletor crítico da peça, o efeito da distorção da alma não é considerado na teoria clássica, ao ter em vista apenas a flambagem lateral com torção (FLT), como mostrado na Figura 1.2, considerando a seção da alma indeformada. Desconsidera-se, portanto, o efeito de decréscimo que a flambagem lateral com torção e distorção da alma causa no momento resistente da viga.

Figura 1.2: Flambagem Lateral com Torção e Flambagem Lateral com Torção e Distorção



Fonte: Adaptada de Silva (2017).

Esse efeito de decréscimo no momento fletor crítico causado pela FLTD tende a ser maior em vigas esbeltas, as quais possuem a altura da alma elevada. Isso leva, consequentemente, os efeitos da sua deflexão serem maiores.

Vigas de alma esbelta são aquelas com dois eixos de simetria ou um eixo de simetria no plano médio da alma com parâmetro de esbeltez da alma $\lambda=h/t_a$, em que h é a distância entre as faces internas das mesas e t_a a espessura da alma, superior a [illegible], (ABNT NBR 8800:2008).

Procedimentos de cálculo são apresentados pelas seções F e G da ANSI/AISC 360:2016 para a determinação do momento fletor resistente no estado limite último de flambagem lateral com torção em vigas. A primeira seção se refere a perfis com seções não esbeltas, e a segunda a seções esbeltas. A norma brasileira ABNT NBR 8800:2008 apresenta as mesmas diretrizes do que a norma americana.

Assim como as normas anteriormente citadas, as normas europeias Eurocode 1993-1-1:2005 e australiana AS 4100:1998 (2016) consideram apenas os efeitos da FLT, no entanto

trazem diferentes tipos de coeficientes para os cálculos, como posicionamento do carregamento e restrição à rotação.

Os perfis de seção I podem ser fabricados de duas formas: laminados ou soldados. Os elementos estruturais comerciais oriundos do processo de laminação são todos do tipo bissimétricos, ou seja, possuem simetria nos eixos X e Y. Entretanto, por uma questão de viabilidade econômica para os fabricantes, os perfis laminados são todos classificados como não esbeltos. Enquanto, para os perfis soldados, a ABNT NBR 5884:2013 – "Perfil I estrutural de aço soldado por arco elétrico" estabelece que os perfis podem possuir bissimetria ou monossimetria. As séries simétricas podem ser das séries CS, CVS, VS e PS. As monossimétricas possuem simetria apenas no eixo Y-Y e simetria variada em torno do eixo X devido à diferença de espessura entre a mesa superior e a mesa inferior, que são conhecidas como série VSM.

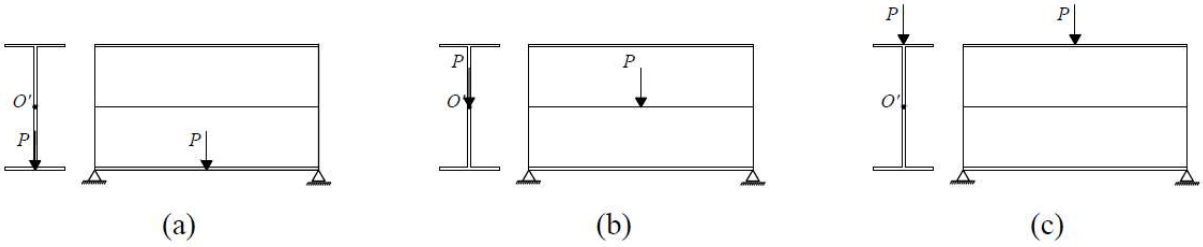
Segundo Bradford (1989), a monossimetria influencia diretamente na resistência à FLT. Quando um perfil com monossimetria possui a mesa menor comprimida, o efeito da distorção resulta em uma considerável redução na resistência do elemento. Isso ocorre, pois a região comprimida se instabiliza com cargas menores do que no caso em que a mesa superior possui a mesma largura da inferior.

As operações executadas posteriormente nas fábricas de estruturas metálicas envolvendo o aquecimento e o resfriamento (soldagem, corte com maçarico etc.) provocam o surgimento de tensões residuais. Ou seja, perfis soldados também possuem tensões residuais do seu processo de fabricação. Reis (1996) complementa que a distribuição das tensões residuais influi na antecipação ou no retardamento da passagem da flambagem lateral com torção (FLT) do regime elástico para o inelástico.

Ao partir da análise da esbeltez do perfil metálico na ABNT NBR 5884:2013 e em catálogos de fabricantes de perfis laminados, constata-se que apenas alguns dos perfis soldados da série VS se enquadram como perfis esbeltos. No entanto, por se tratar de perfis soldados, não ocorre nenhum impedimento quanto ao uso da monossimetria nesses elementos.

A forma como as cargas são aplicadas na viga geram comportamentos diferentes quanto à flambagem lateral com torção. Cargas situadas na mesa inferior do perfil possuem um comportamento de redução da torção, gerando um aumento da resistência da viga. Esse tipo de carregamento pode ser visto na Figura 1.3 (a), sendo conhecido como carregamento estabilizante. Quando a carga se encontra no centro de torção da seção (O'), é conhecida como carregamento neutro, Figura 1.3 (b), não promovendo o aumento, tampouco a diminuição da resistência. Já os carregamentos na mesa superior, Figura 1.3 (c), possuem um efeito desestabilizante, pois sua linha de ação afasta, aumentando, ainda mais, o efeito da torção.

Figura 1.3: Cargas estabilizantes, neutras e desestabilizantes



Fonte: Adaptada de Reis (1996).

Conforme Bradford (1992), a modelagem da flambagem lateral com distorção da alma só foi possível com o surgimento dos computadores. Enquanto muitos problemas de torção lateral e de flambagem lateral já estavam sendo estudados no início do século 20, problemas quanto à flambagem lateral com distorção da alma começaram a ser resolvidos na década de 1960. Atualmente, para análises de estruturas, são utilizados softwares de cálculo baseados no Método dos Elementos Finitos. O software baseado no MEF, que será utilizado na pesquisa, é o ABAQUS, da empresa Dassault Systemes. Nesse software, é possível verificar os efeitos da distorção da alma na flambagem lateral com torção no momento fletor crítico dos perfis metálicos.

1.1 JUSTIFICATIVAS

Nos perfis metálicos de alma esbelta, o efeito da flambagem lateral com torção e distorção da alma (FLTD) leva a um decréscimo significativo no valor do momento fletor crítico do elemento estrutural.

A AISC 360:2016 e, consequentemente, a ABNT NBR 8800:2008 apresentam, em suas seções F e G (anexos G e H da norma brasileira), expressões que levam em consideração apenas a flambagem lateral com torção (FLT), desconsiderando o efeito da distorção da alma (FLTD), estando, dessa forma, contra a segurança. Apesar de, nos casos em que a seção possui alma esbelta, a resistência à torção é tratada diferente dos casos em que a seção é compacta; ainda assim, os cálculos não consideram o comportamento da seção como um todo. Outra peculiaridade apresentada pela norma é a redução drástica do valor do momento crítico quando passa de um enquadramento de perfil de alma não esbelta para o de alma esbelta. No caso do Eurocode 1993-1-1:2005 e a AS 4100:1998 (2016), em seus procedimentos, são utilizados coeficientes para questões como ponto de aplicação da carga, condições de restrição, que não se consideram nas normas anteriores.

Há, portanto, a necessidade da análise da distorção da alma nos cálculos do momento crítico em perfis enquadrados como esbeltos, conforme citado por Rossi (2018), em comparação aos resultados obtidos, como os métodos normativos.

Como os perfis metálicos podem ter seções bissimétricas e monossimétricas, justifica-se avaliar o efeito dessa geometria na distorção da alma, uma vez que sua assimetria no eixo onde o momento fletor está atuando leva a uma distorção diferente de peças simétricas. Outro fator a se considerar é a influência da altura onde o carregamento está posicionado na viga, sendo que cargas desestabilizantes são propensas a produzirem distorções mais elevadas do que cargas neutras e estabilizantes.

O uso do Método dos Elementos Finitos torna a obtenção de resultados muito mais econômica do que uma experimentação em laboratório, atingindo valores muito próximos aos resultados reais, além de permitir o estudo de uma elevada de perfis, variando seu comprimento e sua seção.

1.2 OBJETIVOS

O presente trabalho tem como objetivo avaliar os efeitos da flambagem lateral com torção e distorção da alma (FLTD) em vigas de perfis metálicos soldados com seção I esbeltos e monossimétricos. Para atingir o objetivo proposto, serão adotados os seguintes objetivos específicos:

- conferir a influência das tensões residuais e imperfeições físicas do perfil na flambagem lateral com torção e distorção da alma a partir de modelos presentes na literatura;
- avaliação paramétrica do efeito da flambagem lateral com torção e distorção da alma em perfis metálicos esbeltos bissimétricos e monossimétricos por meio de análise numérica;
- comparar os resultados obtidos com os obtidos para o momento elástico nas normas americana AISC 360:2016, brasileira ABNT NBR8800:2008, europeia EUROCODE 1993-1-1:2005 e australiana AS 4100:1998 (2016) e analíticos de Bradford (1985), Pi e Trahair (2000);
- comparar os resultados obtidos com os obtidos para o momento último nas normas americana AISC 360:2016, brasileira ABNT NBR8800:2008, europeia EUROCODE 1993-1-1:2005 e australiana AS 4100:1998 (2016) e analíticos de Bradford (1985), Pi e Trahair (2000);

1.3 METODOLOGIA

Para os objetivos propostos na seção 1.2, serão adotados os procedimentos metodológicos apresentados nesta seção. O software comercial ABAQUS é a principal ferramenta no desenvolvimento do trabalho proposto, portanto, a maioria dos procedimentos metodológicos ocorrerá de forma direta ou indireta a ele.

a) Validar o modelo numérico do software ABAQUS com experimentos de laboratório presentes na literatura

Ao se basear em experimentos encontrados na literatura que apresentem a carga resistente de perfis metálicos soldados, será efetuada a calibração do modelo numérico no software ABAQUS. Os experimentos utilizados serão os realizados por Kubo e Fukumoto (1988), Franssen et al (2016) e Richter (1998). Aos modelos, serão aplicadas tensões residuais e imperfeições geométricas baseadas em estudos presentes na literatura e textos normativos verificando seus efeitos e quais deles melhor se aproximam do resultado de laboratório.

b) Estabelecer os perfis de vigas que serão estudados

Serão estabelecidas as seções a serem estudadas utilizando-se como critério a esbeltez, superior a [illegible] variando-se a monossimetria. Buscar-se-á utilizar perfis entre 1 e 12m. O custo computacional também será levado em consideração na escolha da seção para se possibilitar o estudo de um maior número de perfis.

c) Simulação numérica dos perfis

Simular-se-ão as vigas estabelecidas no item (b) utilizando-se o modelo validado no item (a). Sete tipos de carregamentos serão verificados: momento constante, carga pontual no centro do vão estabilizante, neutra e desestabilizante, carga distribuída estabilizante, neutra e desestabilizante.

d) Comparação com as normas e coeficientes de redução

A partir dos resultados obtidos das simulações, será feita a verificação quanto aos resultados obtidos para a mesma seção considerando o mesmo elemento estrutural nos procedimentos analíticos das normas brasileira e americana, australiana e europeia.

Quadro 1.1: Ações Metodológicas

OBJETIVOS ESPECÍFICOS	AÇÕES METODOLÓGICAS
Conferir a influência das tensões residuais e imperfeições físicas do perfil na flambagem lateral com torção e distorção da alma a partir de modelos presentes na literatura.	1.1) Validar o modelo numérico do software ABAQUS com experimentos de laboratório presentes na literatura. 1.1.1) Variar a distribuição da tensão residual com base em modelo presente na literatura. 1.1.2) Selecionar a combinação de imperfeições físicas e geométricas que melhor aproximam aos resultados obtidos pelos autores em laboratório e que sejam representativos do comportamento da FLT.
Avaliação paramétrica do efeito da flambagem lateral com torção e distorção da alma em perfis metálicos esbeltos monossimétricos por meio de análise numérica.	2.1) Estabelecer os perfis que serão estudados quanto à/às/aos: 2.1.1) esbeltez; 2.1.2) monossimetria; 2.1.3) comprimentos; 2.1.4) vinculações. 2.2) Simulação numérica dos perfis estabelecidos utilizando o modelo obtido em 1.1.2 ao variar carregamentos em: 2.2.1) momento constante; 2.2.2) carga pontual estabilizante; 2.2.3) carga pontual desestabilizante; 2.2.4) carga pontual neutra.

Comparar os resultados obtidos com os obtidos para o momento elástico nas normas americana AISC 360:2016, brasileira ABNT NBR8800:2008, europeia EUROCODE 1993-1-1:2005 e australiana AS 4100:1998 (2016) e analíticos de Bradford (1985), Pi e Trahair (2000).	3.1) Comparação dos resultados obtidos em (2) com os resultados normativos da ANSI/AISC 360:2016, ABNT NBR 8800:2008, EUROCODE 1993-1-1:2005 e AS 4100:1998 (2016).
Comparar os resultados obtidos com os obtidos para o momento último nas normas americana AISC 360:2016, brasileira ABNT NBR8800:2008, europeia EUROCODE 1993-1-1:2005 e australiana AS 4100:1998 (2016) e analíticos de Bradford (1985), Pi e Trahair (2000).	4.1) Comparação dos resultados obtidos em (2) com os resultados de coeficientes de redução presentes na literatura.

Fonte: Elaborado pelo autor.

1.4 ESTRUTURA DO TRABALHO

O trabalho está organizado em sete capítulos. No primeiro capítulo, é dada a introdução do tema que será abordado juntamente com as suas delimitações, justificativas, objetivos e uma breve apresentação da metodologia utilizada.

No segundo capítulo, são apresentados os modos de flambagens locais, globais e distorcionais, com ênfase na flambagem lateral com torção (FLT) e na flambagem lateral com torção e distorção da alma (FLTD). São expostos os principais fatores que influenciam esses modos, além de uma revisão bibliográfica de pesquisas realizadas acerca do assunto.

No terceiro capítulo, a seção transversal do perfil soldado é caracterizada. São descritos o seu processo de fabricação, os tipos de seções e os fatores de monossimetria que influenciam em sua resistência. Também são aprofundadas questões como tensões residuais dos processos de fabricação e imperfeições geométricas.

No quarto capítulo, são apresentados modelos normativos de cálculo para os fenômenos de FLT, além de procedimentos analíticos que consideram o efeito da distorção da alma no fenômeno.

No quinto capítulo, são explicados os procedimentos metodológicos utilizados para a análise numérica utilizando o software ABAQUS, tensões residuais, imperfeições geométricas e condições de vinculação, além dos modelos numéricos.

No sexto capítulo, são apresentados os resultados e sua discussão, comprando-os com a fundamentação teórica. Os resultados obtidos a partir do Método dos Elementos Finitos são comparados com os momentos elásticos e últimos dos referenciais normativos e analíticos.

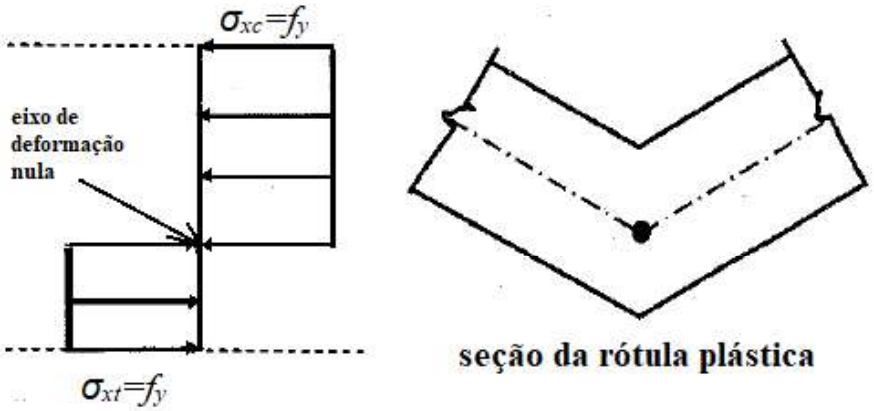
Assim, no sétimo capítulo, têm-se as conclusões obtidas com o trabalho baseado em seus objetivos. Por fim, apresentam-se as referências bibliográficas.

2 INSTABILIDADE EM VIGAS

Quando elementos estruturais de aço são sujeitos a elevadas ações de compressão ou flexão, seus estados limites podem ser atingidos, sendo divididos em estado limite de serviço e estado limite último. O estado limite de serviço está relacionado à questão de conforto dos usuários, eficiência quanto à finalidade da construção, estando ligado, principalmente, às deformações sofridas pela estrutura. Já os estados limites últimos se referem à ruína do elemento, ou seja, perdem a capacidade de resistir aos esforços aos quais foram dimensionados. Os estados limites últimos que ocorrem em perfis metálicos flexo-comprimidos são: a plastificação (formação da rótula plástica) da seção transversal e a instabilidade.

No estado limite último de plastificação, toda a seção da viga está solicitada a uma tensão de escoamento f_y, comprimida no trecho superior à linha neutra e tracionada na linha inferior, tornando as deformações do trecho indefinidas com o aumento de carga. Cria-se, assim, um efeito de rótula na linha neutra onde a tensão é nula, conforme a Figura 2.1. Segundo Reis (1996), o colapso da estrutura só ocorrerá por formação de rótulas plásticas quando a sua quantidade for suficiente para tornar a viga hipostática. No entanto, quando não se faz uma análise plástica, a formação de uma única rótula plástica em vigas com quaisquer condições de contorno é associada ao colapso por alterar o grau de indeterminação cinemática.

Figura 2.1: Rótula plástica

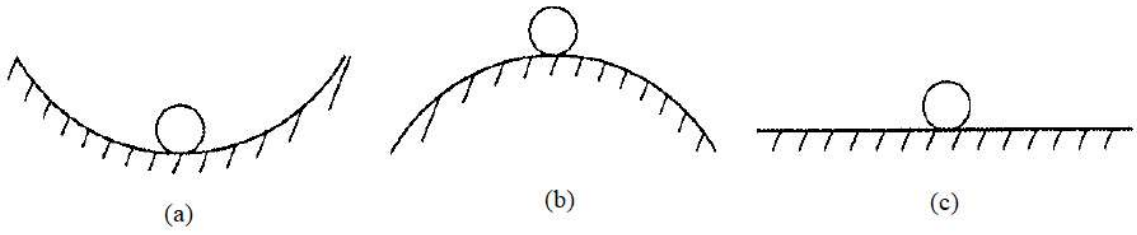


Fonte: Adaptada de Pfeil e Pfeil (2009).

A noção de estabilidade aparece sempre associada a conceitos de equilíbrio. Uma estrutura submetida a um sistema de cargas exteriores exibe uma configuração de equilíbrio caracterizada pelos valores dos deslocamentos dos seus pontos. A estabilidade dessa configuração pode ser avaliada por meio do comportamento da estrutura após sofrer uma perturbação causada por uma pequena carga externa arbitrária (REIS; CAMOTIM, 2001). Na

Figura 2.2, são exemplificados os tipos de instabilidade baseados no comportamento de uma bola em relação ao plano onde ela se apoia. Na Figura 2.2 (a), se o elemento for deslocado para o lado, após o fim da aplicação do esforço, sua posição voltará à original, tratando-se de um equilíbrio estável. Na Figura 2.2 (b), no entanto, esse deslocamento não trará a esfera para sua posição de origem ao cessar os esforços externos, uma vez que levará a deslocamentos maiores, configurando um equilíbrio instável. No caso da Figura 2.2 (c), qualquer deslocamento sofrido pelo elemento permanecerá inalterado ao cessar os esforços, ao configurar, assim, um equilíbrio neutro.

Figura 2.2: Tipos de equilíbrio



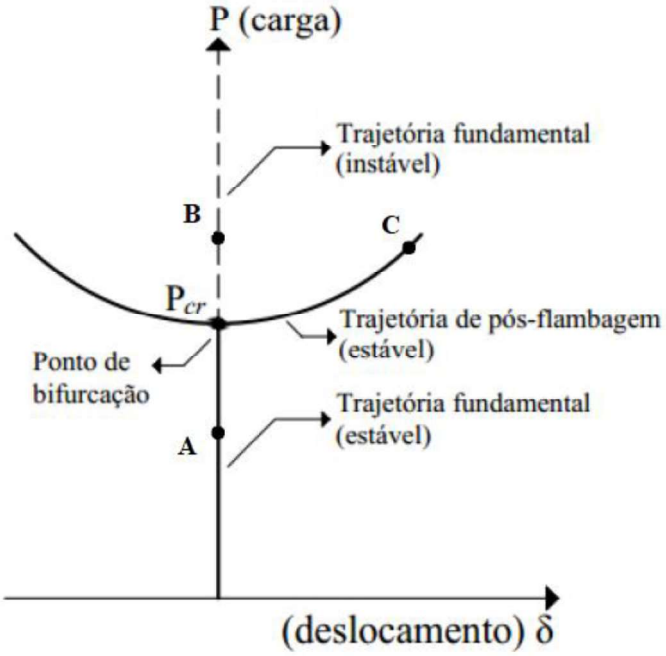
Fonte: Adaptada de Reis e Camotim (2001).

O fenômeno de instabilidade estrutural está relacionado às condições de equilíbrio que a estrutura terá quando estiver sujeita a esforços críticos P_{cr} que a deformará permanentemente na presença de uma pequena carga externa. O elemento da Figura 2.3 está sujeito a esforços de compressão que: quando estiverem abaixo do P_{cr} (ponto A), a estrutura retorna à sua configuração inicial, o que configura um equilíbrio estável. Quando esses esforços estiverem acima da P_{cr}, mas sem a presença de cargas externas desestabilizantes (ponto B), o equilíbrio é considerado instável, pois, na presença de alguma perturbação, a estrutura se desestabiliza e atinge o ponto C, onde é atingida uma nova condição de equilíbrio, deformada em relação à inicial.

Segundo Reis e Camotim (2001), a situação da Figura 2.3 se trata de uma instabilidade bifurcacional. As características desse tipo de instabilidade são:

- trajetória de equilíbrio fundamental, linear ou não linear, que se inicia na origem do diagrama carga-deslocamento;
- uma trajetória de equilíbrio pós-encurvatura, que não passa pela origem do diagrama;
- um ponto de bifurcação, interseção entre as duas trajetórias, estáveis e instáveis.

Figura 2.3: Instabilidade bifurcacional

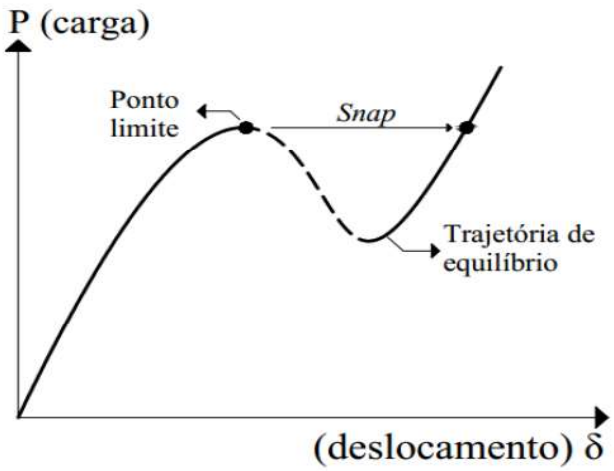


Fonte: Adaptada de Reis e Camotim (2001).

Outro tipo de instabilidade apresentado por Reis e Camotim (2001) é por "*Snap-Through*", representado na Figura 2.4. Suas principais características são:

- uma trajetória de equilíbrio não linear que se inicia na origem do diagrama;
- um ponto limite que corresponde à anulação da inclinação da trajetória de equilíbrio, passando de uma situação estável para instável;
- um fenômeno de "Snap", em que a estrutura se encontra no ponto limite e é submetida a um ligeiro aumento de carga.

Figura 2.4: *Snap-Through*



Fonte: Adaptada de Reis e Camotim (2001).

As instabilidades de vigas metálicas, também conhecidas como flambagens, estão associadas à perda de estabilidade que a seção transversal sofre ainda no regime elástico. Podem ser atribuídas três classificações diferentes à flambagem: Local, Global e Distorcional. Resumidamente, Adány (2004) as definem como:

- FLAMBAGEM LOCAL: modo que envolve a deformação, independentemente da chapa que compõe o elemento, sem a translação das linhas de interseção dos elementos adjacentes;
- FLAMBAGEM GLOBAL: modo em que o elemento se deforma no sentido longitudinal, sem deformar a sua seção transversal;
- FLAMBAGEM DISTORCIONAL: modo no qual ocorre a distorção da seção transversal e a translação das linhas de interseção com os elementos adjacentes.

Neste capítulo, serão descritos os modos de flambagem e os conceitos que regem essas instabilidades e referenciais teóricos de estudos a seu respeito.

2.1 FLAMBAGEM LOCAL (FL)

Seções compostas por chapas, como o caso dos perfis do tipo I, estão sujeitas a esse tipo de flambagem. A deformação das chapas ocorre de maneira independente, sem a translação das linhas de interseção com os elementos adjacentes. Seu comprimento de flambagem é o menor dentre os três modos, sendo até mesmo menor do que qualquer largura de chapa que compõe a seção (ÁDÁNY, 2004).

A flambagem local se caracteriza pela mudança da geometria da seção transversal. Sua amplitude pode, ou não, diminuir rapidamente a partir do ponto de máximo, mas, ao contrário do que a descrição implica, é provável que a viga inteira seja afetada até certo ponto (ROBERTS; JHITA, 1983).

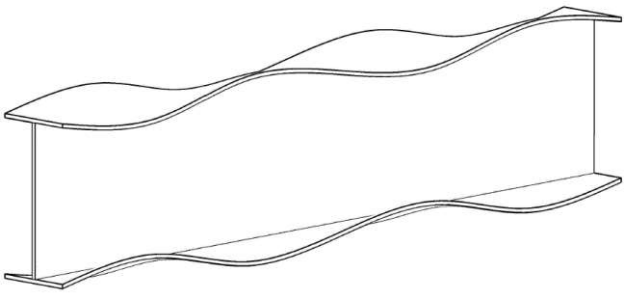
Quando um perfil de aço é solicitado à compressão, flexão, cisalhamento ou à combinação desses esforços, as cargas críticas podem indicar que algumas das chapas que compõem a seção podem flambar localmente, antes que a barra se torne instável como um todo ou antes que o material atinja a tensão de escoamento. Portanto, as solicitações que podem fazer um perfil perder a estabilidade são: (a) a compressão uniforme da mesa e da alma, (b) o cisalhamento puro na alma em regiões onde o momento fletor é reduzido e (c) os cortantes e normais combinados (GOMES, 1993).

Em perfis metálicos com seção do tipo I, a flambagem local pode ocorrer na alma (FLA) ou na mesa (FLM). A flambagem local, tanto da mesa quanto da alma, só ocorre quando a viga

possui esses componentes com esbeltez acima de determinados limites, normalmente fornecidos na literatura técnica ou em normas ou especificações de projeto (REIS, 1996).

A flambagem local da mesa (FLM) ocorre na mesa sujeita à compressão pelo momento fletor atuante no eixo de maior inércia da seção. Nessa situação, a compressão na mesa é praticamente constante. Na Figura 2.5, demonstra-se como essa flambagem se apresenta em perfis de seção do tipo I.

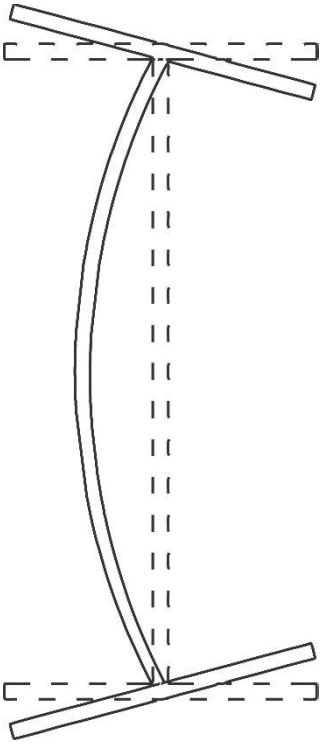
Figura 2.5: Flambagem local da mesa



Fonte: Adaptada de Castro e Silva (2006).

A FLA, no entanto, ocorre em elementos fletidos ou com carregamentos externos perpendiculares ao eixo axial da viga, apresentando como possibilidade de distorção a seção da Figura 2.6.

Figura 2.6: Flambagem local da alma



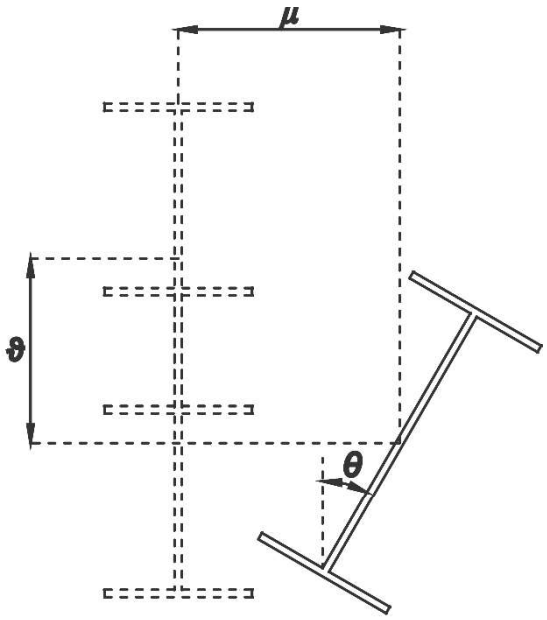
Fonte: Adaptada de Fruchtengarten (2005).

2.2 FLAMBAGEM GLOBAL (FG)

No estado limite último de flambagem global, a estrutura perde a sua capacidade de carga pela rotação e deslocamentos da seção transversal do elemento sem alteração da sua forma. Desse modo, pode-se afirmar, assim como Naderian, Ronagh e Azhari, (2014), que a flambagem lateral com torção (FLT) se trata de uma flambagem global.

Perfis metálicos com seções do tipo I são, geralmente, projetados para serem submetidos a momentos fletores em torno do eixo de maior momento de inércia, deformando-o verticalmente. Na Figura 2.7, retrata-se a seção da viga antes do carregamento, no início da flambagem e depois da flambagem lateral ocorrer. O carregamento aplicado faz com que a seção transversal sofra uma deflexão vertical v. Quando o momento atingir a magnitude crítica, a viga sofre uma translação lateral u, definida no centro de cortante e um ângulo θ, tendo a seção um comportamento de disco rígido (HASSAN; MOHAREB, 2015).

Figura 2.7: Translação e rotação na FLT

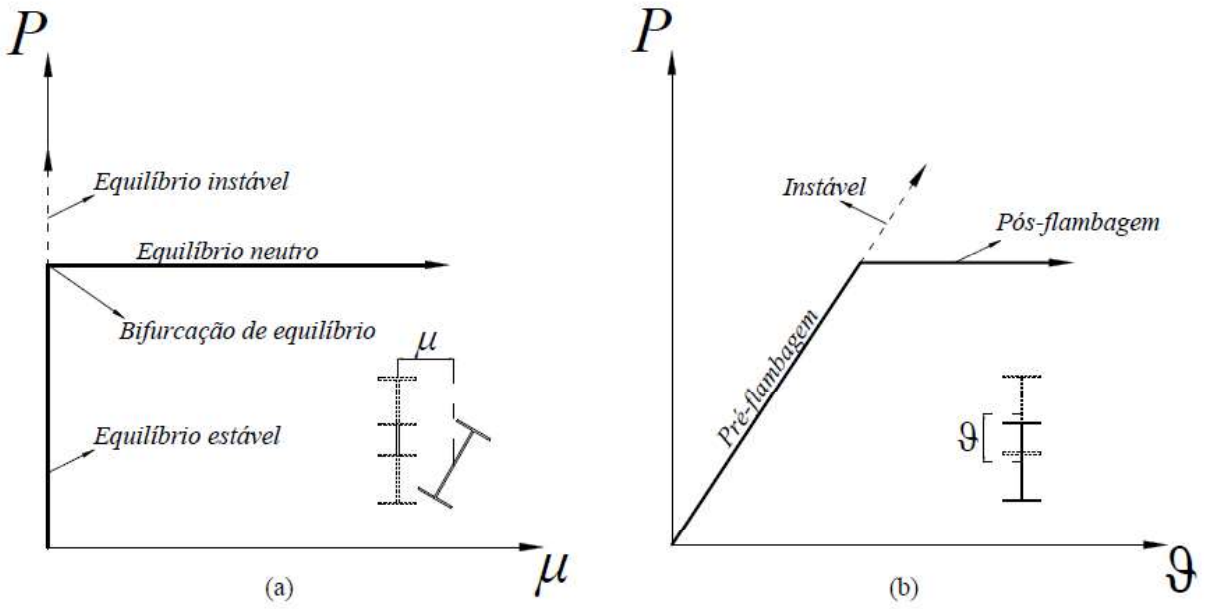


Fonte: Adaptada de Hassan e Mohareb (2015).

Trahair (1993) esboça graficamente como esses comportamentos ocorrem de forma elástica. Na Figura 2.8 (a), observa-se o esforço aplicado em função do deslocamento no eixo Y, enquanto, na Figura 2.8 (b), o esforço aplicado em função do deslocamento em X. Nota-se que, conforme ocorre o incremento de esforço, o deslocamento ocorre linearmente na direção Y e é nulo na direção X. Quando a carga crítica é atingida, qualquer incremento de esforço que se mantenha na direção em que a reta do gráfico estava é considerada um "equilíbrio instável",

sendo que, se esse estado for atingido, qualquer pequena perturbação fará com que as deformações se alterem para o estado de equilíbrio neutro, que se trata de uma reta constante para ambos os eixos. Nesse ponto, a viga não está apta a resistir às cargas adicionais.

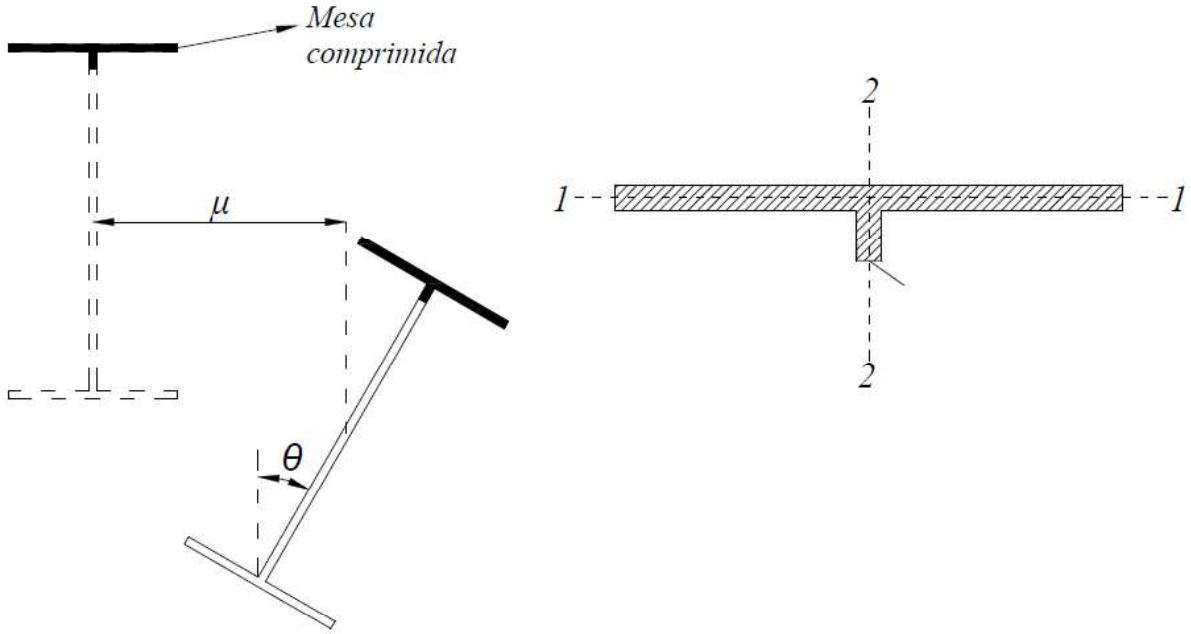
Figura 2.8: Diagramas carga x deslocamento para os eixos X e Y da viga



Fonte: Adaptada de Trahair (1993).

Quando a viga está sujeita a um momento constante, um carregamento pontual ou a um carregamento distribuído ao longo do plano da alma, o elemento passa a sofrer um par de ações de compressão e tração consequentes do momento fletor ao qual o carregamento sujeita a peça. Considerando que esse carregamento ocorre no sentido de cima para baixo no eixo Y, tem-se que a mesa superior passa a ser comprimida e a mesa inferior tracionada, tornando a primeira instável, tendendo à flambagem, e a segunda estável. Conforme a Figura 2.9, a região da seção da viga que está em destaque representa o trecho da mesa sob o efeito da compressão. Consequentemente, sua flambagem ocorreria inicialmente em torno do eixo 1-1 da mesa, por ser o eixo com menor inércia, no entanto a alma provê um efeito estabilizante, de modo a evitar o encurvamento nesse sentido. Quando sujeita a valores mais elevados de compressão, a mesa passa a flambar entorno do eixo 2-2, fazendo com que o trecho comprimido flambe lateralmente. Como a mesa tracionada está estabilizada, ela não flamba lateralmente, como a parte sob compressão. Ademais, como ambas estão ligadas a partir da alma, a seção transversal sofre translação (μ) e torção (θ).

Figura 2.9: Compressão e flambagem da mesa superior



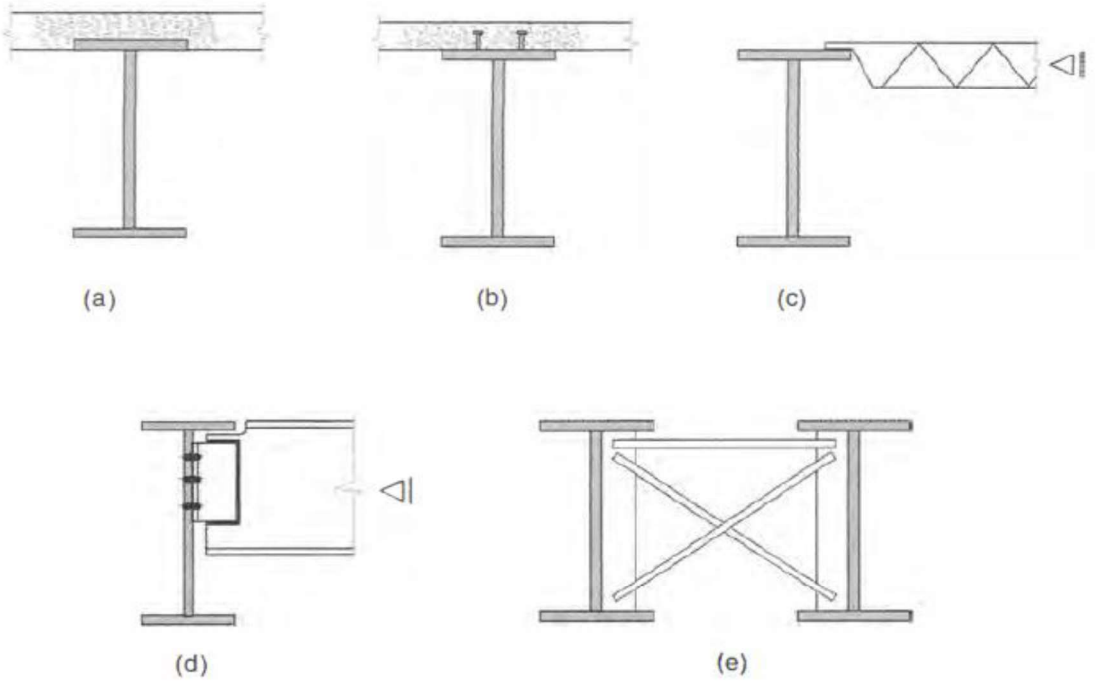
Fonte: Adaptada de Salmon, Jhonson e Malhas (2009).

A FLT pode ser influenciada por vários fatores, nos quais Reis (1996) destaca:

- **O comprimento do trecho sem contenção à flambagem lateral com torção**

  Também conhecido como comprimento destravado, seu valor é inversamente proporcional ao valor da resistência nominal, determinando se o regime será elástico ou inelástico, ou a sua impossibilidade de ocorrência em virtude da formação de rótulas plásticas. Quando o comprimento da viga é longo e não há suporte lateral nas extremidades, sua resistência à flexão é governada pela flambagem lateral com torção. O giro e a deflexão que a seção transversal sofre para fora do plano durante a FLT podem ser prevenidos pela utilização de dois tipos de travamento: travamento por torção e travamento lateral (MOHAMMADI; HOSSEINI; ROHANIMANESH, 2016). No entanto, Fakury, Silva e Caldas (2016) afirmam que apenas a restrição de um dos dois deslocamentos é suficiente para evitar o fenômeno. As contenções laterais podem ser de diferentes formas, como é representado na Figura 2.10. As Figura 2.10 de (a) até (d) tratam de travamentos laterais, que impedem a translação, e a Figura 2.10 (e) apresenta um travamento por torção.

Figura 2.10: Tipos de travamentos laterais

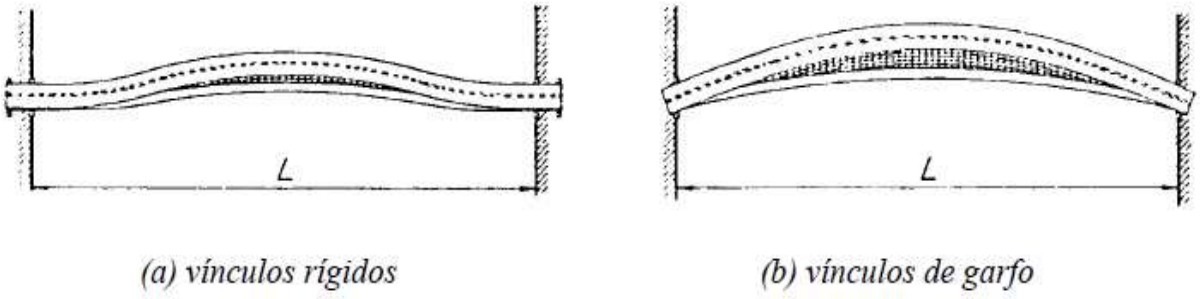


Fonte: Pfeil e Pfeil (2009, p. 167).

- **As condições de contorno**

A FLT pode ser restringida impedindo a rotação θ e o empenamento θ', decorrentes da torção, o deslocamento do centro de torção no plano perpendicular ao de flexão, μ, e a curvatura correspondente, μ'. Quanto maior for o número desses deslocamentos impedidos, maior também será a resistência da viga, ou seja, a FLT ocorrerá com carregamentos mais elevados. As condições de contorno principais podem ser de "vínculo rígido", todos os quatro deslocamentos impedidos, ou "vínculo de garfo", com os deslocamentos θ e μ impedidos e θ' e μ' liberados. Na Figura 2.11, observam-se as diferenças dos tipos de vínculos no comportamento da viga.

Figura 2.11: Tipos de vínculos



Fonte: Reis (1996, p. 4).

- **A seção transversal da viga**

A seção transversal pode ser mais ou menos resistente ou, ainda, pode não sofrer com esse tipo de instabilidade, como perfis fletidos em torno do eixo de menor inércia ou perfis tubulares. Gomes (1993) complementa que o comprimento da mesa restringida é o principal fator que afeta a resistência à flambagem lateral com torção.

- **Variação do momento fletor**

Situações nas quais o momento fletor é constante ao longo de todo o comprimento são mais desfavoráveis por causar uma compressão de mesma intensidade em parte da seção transversal da viga. Situações com momento fletor variável são mais favoráveis.

- **Existência de carga estabilizantes, desestabilizantes e neutras**

Cargas estabilizantes se situam abaixo do centro de torção e reduzem os efeitos da flambagem lateral com torção nas vigas, aumentando sua resistência a esse tipo de instabilidade. As cargas desestabilizantes se situam acima do centro de torção, tendo um efeito de afastamento durante o fenômeno, aumentando o efeito de torção. Se o carregamento se situa no centro de torção da viga, o carregamento se torna neutro quanto a seu efeito na flambagem lateral com torção. Na Figura 1.3, exemplifica-se o posicionamento do carregamento na seção da viga.

Se o ponto do carregamento estiver contido lateralmente, a altura da aplicação da carga na seção transversal não tem influência na capacidade de carga do perfil. Caso não haja essa contenção lateral, a seção pode rotacionar, diminuindo a resistência da viga (HELWIG; FRANK; YURA, 1997).

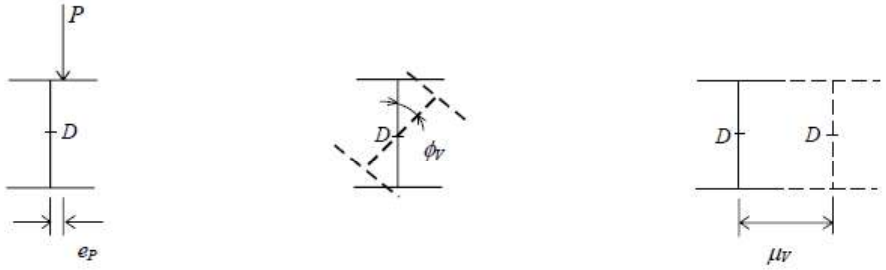
- **Tensões residuais**

A distribuição das tensões residuais influencia na antecipação ou retardamento da passagem para a flambagem lateral do regime elástico para o regime inelástico.

- **Imperfeições geométricas**

Excentricidade na linha de ação dos esforços, e_p, em relação ao eixo do centro de torção, uma rotação inicial, Φ_v, ou curvatura inicial ao longo do comprimento, $\bullet_v$, podem influenciar a FLT, conforme a Figura 2.12.

Figura 2.12: Efeitos das imperfeições geométricas

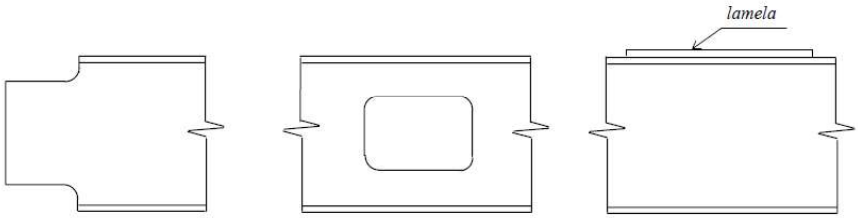


Fonte: Adaptada de Reis (1996).

- **Variação na seção transversal da viga em virtude de recortes nas mesas, aberturas na alma ou lamelas**

Abertura na alma para passagem de dutos e os recortes na mesa para facilitar a ligação em outros componentes reduzem a resistência nominal da viga à flambagem lateral com torção. Como forma de contribuição para o aumento da resistência das mesas, lamelas são fixadas para aumentar sua seção transversal.

Figura 2.13: Recorte nas mesas, abertura na alma e lamela



Fonte: Reis (1996, p. 6).

Com toda a situação exposta, Timoshenko e Gere (1963), seguindo a linha da proposta de Vaslov (1961), apresentam o desenvolvimento da equação para o momento fletor crítico (M_{cr}), em que, a partir das equações da linha elástica nos eixos *X*, *Y* e *Z*, é possível chegar a equação (2.1).

$$[illegible] \tag{2.1}$$

Na equação, E é o módulo de elasticidade do material, I_y é o momento de inércia da seção em torno do eixo Y, G é o módulo de elasticidade transversal, J é a constate de Sant Venant (constante de torção), C_w é a constante de empenamento, L_b é o comprimento destravado do elemento. Além disso, EI_y é a menor rigidez a flexão, GJ é a rigidez torcional e EC_w é a rigidez ao empenamento. Na expressão para o cálculo do momento crítico, são consideradas as

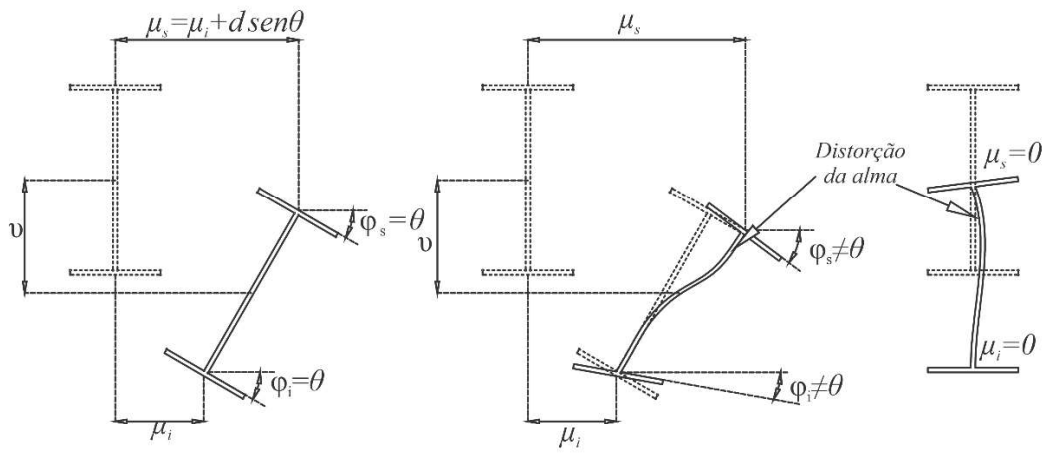
condições de contorno de uma viga biapoiada, em que os apoios à deflexão nos eixos X e Y e à rotação entorno do eixo Z são restritos. Esse tipo de vinculação é conhecido como "vínculo de garfo".

2.3 FLAMBAGEM DISTORCIONAL (FD)

As flambagens descritas anteriormente não ocorrem isoladas em um elemento de viga, mas, sim, simultaneamente. Ou seja, uma viga sujeita a algum tipo de esforço apresentará a FLT e FLA ao mesmo tempo. Suas combinações resultam na redução da resistência do elemento. A flambagem lateral com distorção da alma (FLTD), portanto, trata-se da combinação entre os modos de flambagem da FLT e FLA, como mostrado na Figura 2.14.

Tanto para vigas metálicas laminadas quanto para soldadas, os métodos normativos consideram apenas a FLT negligenciando o efeito distorcional da seção transversal. Considerando que, nos casos com seção transversal compacta, alma relativamente espessa, aceita-se que a teoria de Vaslov (1961) deveria prever uma resposta razoável (MOHAREB; PEZESHKY, 2014). No entanto, Wang e Kitipornchai (1991) e Mohareb e Pezeshky (2014) afirmam que existem algumas exceções para essa regra. Nisso, incluem-se seções transversais com alma esbelta, com baixa razão de área, membros de comprimento curto, situações nas quais a carga é aplicada de tal modo que ocorre a deformação de uma porção localizada da seção ou elementos que possuem a mesa pequena sujeita à compressão. Nesses casos, a alma poderia ser submetida a uma distorção significante e a consideração da seção indeformada iria conduzir a uma previsão de resposta irreal (MOHAREB; PEZESHKY, 2014).

Figura 2.14: Flambagem lateral com distorção da alma



Fonte: Adaptada de I. Kalkan e Buyukkaragoz (2012).

Dessa forma, a distorção é caracterizada pela deformação da alma dentro do plano da seção causando um giro na mesa superior pelo ângulo φ_s, diferentemente do ângulo da mesa inferior, φ_i, tornando-a assimétrica, de maneira a levar a um momento resistente menor do que o previsto pela solução clássica com FLT (BRADFORD, 1985; PI; TRAHAIR, 2000). Bradford (1985) complementa que esse efeito se mostra mais significante em vigas de almas esbeltas, sem reforço e simplesmente apoiadas.

Mesmo em vigas de seção bissimétricas, o centroide, centro de cisalhamento, e os principais eixos da seção transversal distorcida são diferentes da seção não distorcida antes da flambagem, o que leva a uma redução da rigidez (PI; TRAHAIR, 2000).

A distorção da alma geralmente ocorre em casos nos quais as mesas tracionadas estão totalmente ou parcialmente restritas lateralmente e a mesa comprimida está livre (LEI; LI, 2017).

2.4 ESTUDOS SOBRE INSTABILIDADES DE PERFIS

Os estudos da FLTD em perfis com seção I se iniciaram com o trabalho de Goodier e Barton (1944, *apud* WANG; CHIN; KITIPORNCHAI, 1991) que trataram a alma como uma série de pilares com módulo de elasticidade igual ao valor do módulo de elasticidade transversal *G*. Na pesquisa, concluiu-se que a deformação da alma pode ser representada por uma função polinomial.

Roberts e Jhita (1983), utilizando o método das energias, analisaram a flambagem local, lateral e distorcional de perfis metálicos com seção I, esbeltas e compactas. Os resultados mostraram que, em seções compactas, as flambagens locais ocorrem principalmente em elementos em que a relação b_m/d é elevada com esforços acima daquelas em que o momento plástico da seção é alcançado. Nos casos de vigas esbeltas, nas quais a razão h/t_a é elevada, a flambagem distorcional e local pode resultar na redução da carga crítica em carregamentos abaixo do momento plástico.

Bradford (1985) pesquisou, por meio do Método dos Elementos Finitos, o efeito da FLTD na redução das tensões críticas em perfis com seções monossimétricas. Em vigas com baixa esbeltez global, esse efeito é majorado, pois a FLA e FLT interagem para formar a FLTD, em que a FLA acontece em elementos com esbeltez global baixa, enquanto a FLT ocorre na esbeltez global alta. O autor afirma que o aumento da esbeltez da alma reduz a rigidez torcional, tendo sua seção alterada por um pequeno giro das mesas.

Assim como Bradford (1985), Wang et al. (1991) propuseram, por intermédio de um estudo paramétrico de equações deduzidas a partir do método da energia de Rayleigh-Ritz,

fatores de redução para a FLT. Os autores concluem que pode ser muito inseguro negligenciar os efeitos da distorção da alma para tais membros.

Ao comparar os resultados de pesquisas anteriores, Bradford (1992) estudou os comportamentos elásticos e inelásticos de perfis de seção I na flambagem distorcional, considerando casos com seções bissimétricas e monossimétricas. Nos casos da FLTD elástica, indicou-se que a carga crítica atingida é menor do que nos casos de flambagem lateral elástica para vigas com baixo índice de esbeltez global e alto índice de esbeltez na alma. Esse efeito ainda é majorado para os casos nos quais a mesa comprimida está completamente destravada e a mesa tracionada está continuamente restrita à torção e nos casos em que a mesa comprimida é menor do que a mesa tracionada. Quando a flambagem elástica interage com a plastificação, em vigas de baixa esbeltez, a plasticidade tende a compensar as reduções que ocorrem na instabilidade elástica. O estudo demonstrou que a relação entre a resistência à flambagem distorcional, considerando os casos elásticos e inelásticos, é a mesma do que a da flambagem lateral.

Pi e Trahair (2000) concluíram que, durante a FLTD, a distorção da alma faz com que as mesas paralelas venham a se tornar não paralelas e o centroides efetivo e centro de cortante da seção distorcida se tornem diferentes da seção distorcida. A fim de reproduzir esse efeito, os autores propõem aproximações aplicadas ao equacionamento de Timoshenko e Gere (1961), que promoveram previsões precisas no que diz respeito à FLTD elástica, comparando os resultados analíticos com os modelos numéricos do software ABAQUS.

Samanta e Kumar (2006) estudaram o efeito da distorção da alma em vigas monossimétricas com base no Método dos Elementos Finitos, considerando não linearidades geométricas do perfil. Simularam três tipos de carregamentos: carga pontual no centro do vão, carga distribuída ao longo do perfil e momento constante ao longo do comprimento. Nos dois primeiros tipos, foram variadas as posições de carregamento: sobre a mesa superior e mesa inferior. Concluíram que o efeito da distorção da alma na redução do momento fletor é mais evidente em vigas com baixa esbeltez global. Por sua vez, em vigas de esbeltez elevada, o efeito da FLT é considerável.

Zirakian (2008) fez estudos paramétricos de vigas com seções I bissimétricas esbeltas considerando quatro casos: variação do comprimento, variação da esbeltez da alma, variação da esbeltez das mesas e variação da tensão de escoamento do elemento. Foram efetuadas análises elásticas, utilizando o programa CUFSM, que emprega o método de análise por faixas finitas. Os resultados obtidos foram comparados aos resultados para as mesmas situações propostas pela AISC 360:2005, a qual orienta o uso de $J=0$ para perfis de alma esbelta. Também se fez o uso das propostas de redução do momento crítico apresentadas por Bradford (1985) e

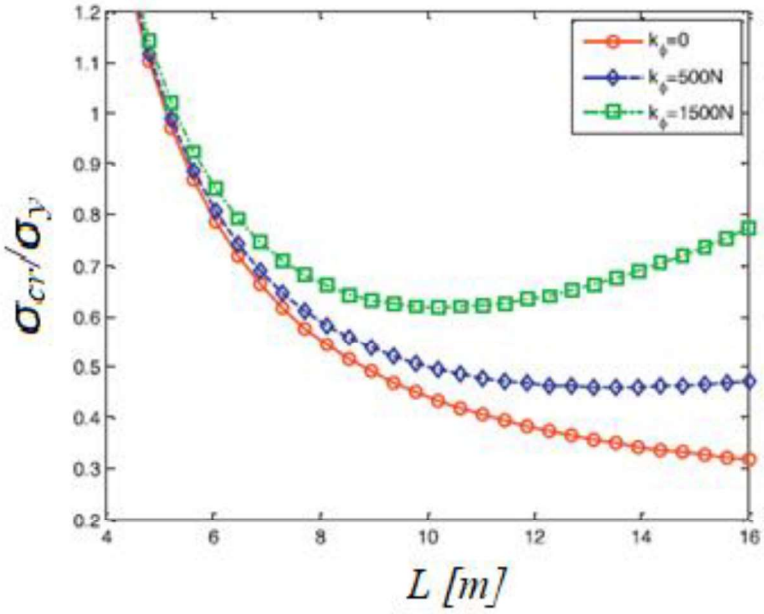
Wang et al. (1991). Constatou-se que a recomendação da AISC 360:2005 propõe uma rigidez conservadora para vigas de alma esbelta, principalmente nos casos em que houve a variação do comprimento e a variação da largura da mesa. Em todos os casos, houve uma convergência satisfatória entre os resultados da AISC 360:2005 corrigida com as equações de Bradford (1985) e Wang et al. (1991).

Hassanein e Kharoob (2013) demonstram, em seus resultados, que as variações de J e C_w são muito pequenas levando em consideração uma variação de t_a, a qual promove uma grande variação da esbeltez da alma.

Com base na pesquisa de Zirakian (2008), Naderian, Ronagh e Azhari (2014), com o método numérico das faixas finitas, desenvolveram um modelo elástico para verificar os efeitos da flambagem distorcional em vigas esbeltas. Com análises paramétricas, os autores compararam os resultados obtidos com os resultados da flambagem lateral clássica, resultados do software CUFSM, o método analítico de Bradford (1985) e fórmulas analíticas desenvolvidas pelos autores. Assim como os casos de Zirakian (2008), os casos de variação do comprimento da viga e da esbeltez das mesas foram os principais fatores que influenciaram a redução da rigidez do elemento e discrepância entre os métodos. Como forma de corrigir a proposta da AISC 360:2005, para que os resultados deixem de ser conservadores, os autores propõem dois fatores de cálculo para multiplicar a equação da norma. Esses fatores são obtidos por coeficientes angulares das funções dos gráficos M_{nAISC}/M_y e $M_{nBradford}/M_y$ tanto para o caso de variação do comprimento quanto para o caso de variação da largura das mesas. Ao comparar os valores, o menor deverá ser adotado.

Lei e Li (2017) propuseram um modelo analítico por intermédio do método de Rayleigh-Ritz para analisar a interação entre a restrição da mesa e a flambagem lateral com torção e a flambagem distorcional com carregamento distribuído. Por meio dos estudos, concluiu-se que a restrição aplicada na mesa tracionada, considerando uma mola com coeficiente K_ϕ, pode contribuir para o aumento da carga crítica, principalmente em casos de grandes vãos. A restrição, além de aumentar a resistência na distorção da alma, leva a um incremento na carga crítica nos casos regidos pela flambagem lateral com torção. Quando a distorção da alma é significante no modo de flambagem, a curva tensão x comprimento da Figura 2.15 apresenta um ponto de mínimo. Com o incremento do comprimento, a tensão crítica torna a aumentar nos casos em que a restrição é maior. Além desses fatores, mesas compactas têm um incremento maior do que vigas com mesas esbeltas quando restritas.

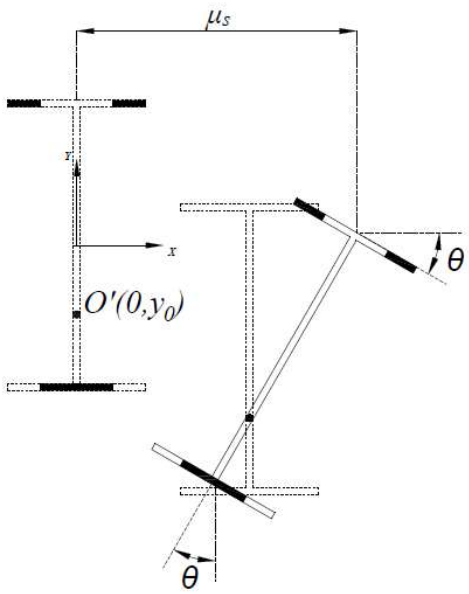
Figura 2.15: Comprimento x Tensão variando a restrição da mesa



Fonte: Adaptada de Lei e Li (2017).

Zhang et al. (2018) estudaram os efeitos da plastificação de partes da seção na modificação da seção resistente de perfis I bissimétricos. A seção transversal dessas vigas, com essa teoria, passa a ser considerada monossimétrica, pois as tensões residuais fazem com que a plastificação da mesa não seja homogênea. Essa diferença entre pontos que sofreram plastificação e pontos que não foram sujeitos a essa tensão é uma consequência da presença das tensões residuais, conforme se apresenta na Figura 2.16. Como consequência dessa alteração de seção, ocorre a mudança do centro de torção *O'*.

Figura 2.16: Alteração do centro de torção

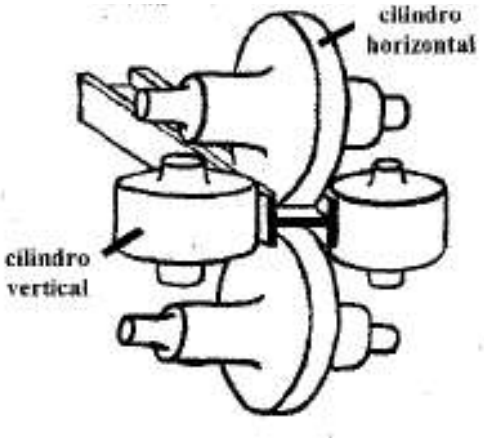


Fonte: Adaptada de Zhang et al. (2018).

3 CARACTERIZAÇÃO DOS PERFIS METÁLICOS

Perfis metálicos com seção do tipo I podem ser fabricados por dois processos diferentes: laminados e soldados. Os perfis laminados são obtidos pelo processo de transformação mecânica de metais. Nesse processo, um corpo metálico tem sua forma alterada para uma determinada aplicação. A laminação modifica continuamente, a quente, a seção transversal de um produto metálico através da sua passagem entre um conjunto de cilindros paralelos, como mostrado na Figura 3.1 (FAKURY; SILVA; CALDAS, 2016). Por sua vez, os perfis soldados são obtidos pela ligação contínua entre as chapas com soldas.

Figura 3.1: Laminação de perfis metálicos



Fonte: Adaptada de Fakury, Sivla e Caldas (2016).

Os perfis laminados não apresentam grande esbeltez na alma por uma questão econômica para seus fabricantes em virtude da sua aplicabilidade no mercado. Dessa forma, quando há a necessidade da utilização de perfis com seções transversais esbeltas ou monossimétricas, toma-se como solução a utilização dos perfis soldados. Como o objetivo do presente trabalho envolve o estudo dos perfis com a altura da alma elevada e o efeito da utilização de mesas diferentes, tratar-se-á apenas de perfis metálicos soldados.

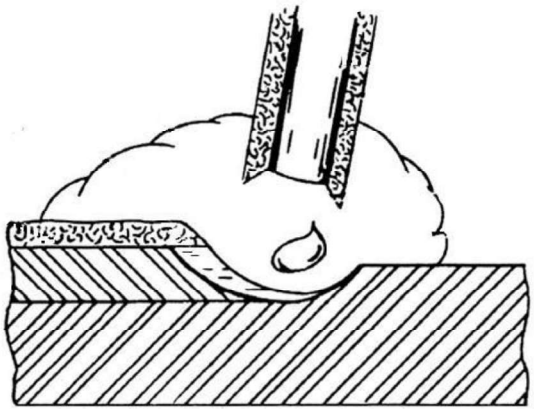
1.1 PERFIS METÁLICOS SOLDADOS

Para se obter os perfis I soldados, três chapas metálicas são soldadas entre si, sendo duas delas as mesas e a restante a alma. Vários métodos de junção do metal são usados comercialmente, como a solda de arco elétrico, solda a gás oxicorte, soldagem de alta densidade. A solda a arco é o processo de fusão mais utilizado para a união de metais. Por aplicação de um calor intenso, o metal na união entre as duas chapas é fundido pela mistura com um metal intermediário. O calor extremo necessário para a fusão é produto de um arco

elétrico entre o produto a ser soldado e um eletrodo, que é movimentado ao longo da junta. Com o resfriamento, surge uma ligação metalúrgica (ANTONINI, 2014).

Segundo Santos e Gardner (2019), alguns dos métodos de soldagem por arco mais comuns incluem soldagem a arco manual (Figura 3.2), a solda do tipo TIG, que incorpora o gás tungstênio e a soldado tipo MIG. Antonini (2014) ressalta que esta última é o processo mais rápido e econômico de soldagem, postulando que a solda por arco manual é a mais utilizada, enquanto a solda tipo TIG apresenta maior resistência.

Figura 3.2: Detalhe de solda a arco manual



Fonte: Adaptada de Antonini (2014).

A ABNT NBR 5884:2013 padroniza os perfis soldados em dois grupos de séries de perfis: o grupo de perfis simétricos e perfis monossimétricos. A série simétrica é composta por perfis que apresentam simetria em relação ao eixo X-X (linha paralela à mesa que passa pelo centro de gravidade do perfil) e Y-Y (linha perpendicular ao eixo X-X que passa pelo centroide). Os perfis simétricos são divididos segundo a relação d/b_m, conforme Figura 3.3.

- **SÉRIE CS (Coluna soldada)**:
- **SÉRIE CVS (Coluna-viga soldada)**:
- **SÉRIE VS (Viga soldada)**:
- **SÉRIE PS (Perfis soldados duplamente simétricos)**: perfis soldados bissimétricos que não estão relacionados às tabelas do anexo B da norma.

Já as séries monossimétricas de perfis soldados apresentam assimetria na seção transversal em relação ao eixo X e simetria em relação ao eixo Y. Como nas séries simétricas, a divisão das séries ocorre por intermédio da relação d/b_m.

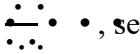
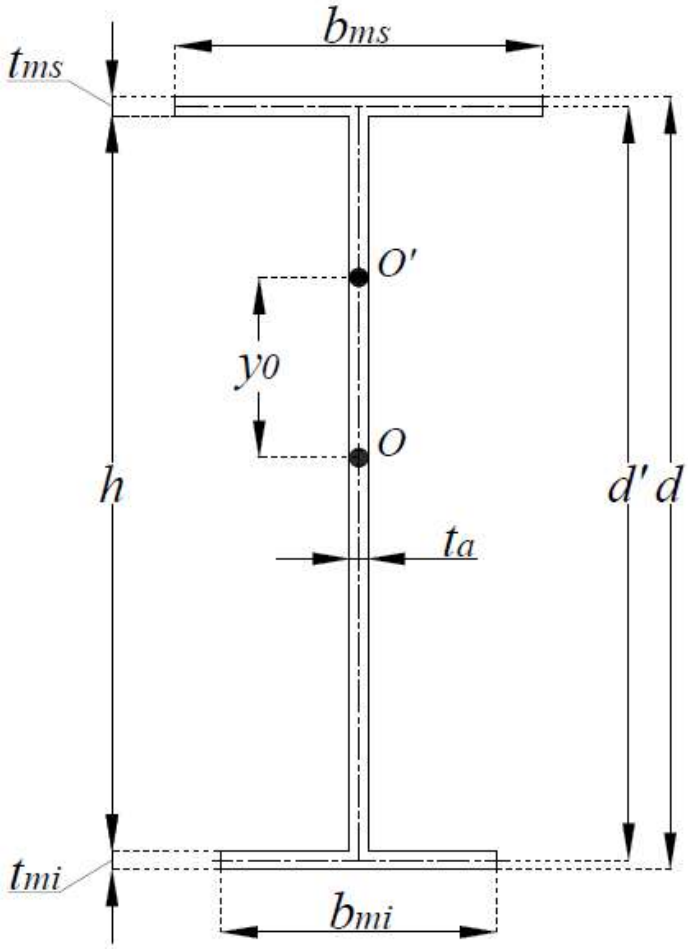
- **SÉRIE VSM (Viga soldada monossimétrica)**:  , sendo $b_m=b_{mi}=b_{ms}$

Figura 3.3: Seção Monossimétrica



Fonte: Adaptada de Mohammadi et al. (2016).

- **SÉRIE PSM (Perfil soldado monossimétrico)**: perfis soldados monossimétricos que não estão relacionados ao anexo B da norma, incluindo os elementos com larguras de mesas diferentes entre si ($b_{mi} \neq b_{ms}$).

1.1.1 Perfis Metálicos Esbeltos

Perfis esbeltos são aqueles que possuem um valor elevado da relação entre a altura da alma e sua espessura (índice de esbeltez da alma). A AISC:360:2016, assim como a ABNT NBR 8800:2008, estabelecem que os perfis esbeltos possuem o índice de esbeltez da alma (λ_a) maior do que a relação expressa na Equação (3.1).

$$[illegible] \qquad (3.1)$$

Na equação, E é o módulo de elasticidade e f_y é a resistência ao escoamento do aço.

Ao ter em vista que o módulo de elasticidade do aço, segundo a ABNT NBR 8800:2008, é 210 GPa, tem-se que a resistência ao escoamento 345 Mpa, o valor da Equação (3.1), é igual a 136. No anexo B da ABNT NBR 5884:2013, apenas alguns perfis previstos possuem valores do índice de esbeltez da alma acima de 136. Na Tabela 3.1, apresenta-se um resumo desses perfis.

Tabela 3.1: Perfis VS esbeltos da ABNT NBR 5884:2013

PERFIL	ALTURA	ALMA		MESA		λ_a
VS	d [mm]	t_a [mm]	h [mm]	t_m [mm]	b_m [mm]	
1800x348	1800,00	12,50	1755,00	22,40	500,00	140
1800x368	1800,00	12,50	1750,00	25,00	500,00	140
1800x418	1800,00	12,50	1737,00	31,50	500,00	139
1800x464	1800,00	12,50	1725,00	37,50	500,00	138
1800x517	1800,00	12,50	1711,00	44,50	500,00	137

Fonte: Adaptada de ABNT NBR 5884 (2013).

1.1.2 Perfis Metálicos Monossimétricos

Perfis soldados proporcionam uma grande versatilidade quanto à seção dos elementos, dessa forma, podem apresentar mesas de larguras e espessuras diferentes. Esse tipo de perfil é denominado perfil monossimétrico. Ou seja, o elemento possui apenas simetria entorno do eixo Y, conforme Figura 3.3. Devido a essa diferença, o eixo de maior rigidez, o eixo X, do perfil I, não apresenta simetria. Nesse tipo de seção, os pontos do centro de gravidade e do centro de torção não são coincidentes, como em seções bissimétricas. Assim, vigas com apenas uma simetria possuem um diferente comportamento, sendo necessária a introdução de alguns parâmetros (MOHAMMADI et al., 2016).

O grau de monossimetria (ρ) é expresso pela razão entre o momento de inércia menos resistente da mesa superior e o momento de inércia de toda seção, representado pela Equação (3.2), em que I_y é o momento de inércia do eixo mais fraco.

$$\rho = \frac{I_{y,sup}}{I_y} - 1 \tag{3.2}$$

Mohammadi et al. (2016) e Bradford (1985) afirmam que, quando a FLT ocorre, a tensão longitudinal atua no eixo do centro de torção. Essa tensão longitudinal tem influência em seções transversais monossimétricas, existindo um desequilíbrio do torque, resultando em um acréscimo ou um decréscimo na rigidez torcional. Esse efeito é conhecido como "Efeito Wagner" e é descrito pela propriedade de monossimetria β_y expressa pela Equação (3.3).

$$\beta_y = \frac{I_{yc} - I_{yt}}{I_y} \qquad (3.3)$$

Para vigas com a maior mesa comprimida, β_y é positivo. No caso em que a mesa menor é comprimida, β_y é negativo. Assim, quando se trata de uma seção bissimétrica, β_y é zero. A ação desse torque muda a rigidez de torção da seção de GJ para ($GJ+M_x\beta_y$), sendo que M_x é aplicado em torno do maior eixo de momento fletor (KITIPORNICHAI; TRAHAIR, 1980 *apud* BRADFORD, 1980).

Quando a mesa menor de uma viga monossimétrica está mais distante do centro de cisalhamento do que a mesa mais larga, a tensão na mesa menor tem um melhor braço de alavanca e predomina sobre o efeito Wagner. Consequentemente, a resistência à flambagem lateral é incrementada quando a mesa menor está tracionada e reduzida quando a menor mesa está comprimida (BRADFORD, 1985).

Kitipornichai e Trahair (1979) propuseram a Equação (3.4) que simplifica β_y, em que $0{,}1<\rho<0{,}9$.

$$\beta_y = \rho\left(\frac{I_{yc} - I_{yt}}{I_y}\right) \qquad (3.4)$$

Quando o parâmetro ρ não satisfaz esse domínio, tratam-se de seções transversais do tipo T, em que o comportamento à flambagem é difícil de ser previsto, tendo em vista que ele possui a distorção local da alma e da mesa significantes (HELWIG; FRANK; YURA, 1997).

Mohammadi, Hossini e Rohanimanesh (2016), em seus estudos paramétricos de perfis metálicos monossimétricos com a mesa superior maior, constataram que a necessidade de contenção lateral é mais requisitada nos casos em que o grau de monossimetria é menor, e maior quando se está considerando graus elevados de monossimetria. Ou seja, quanto maior for a mesa superior, maior será a estabilidade lateral do perfil. Para graus pequenos de monossimetria, a altura da alma tem uma elevada influência na necessidade de contenção lateral. Com isso, tem-se que o aumento da altura da alma leva a uma necessidade maior de travamentos laterais. Concluiu-se, também, que seções com elevado grau de monossimetria tendem a ser mais econômicas. Assim, quanto maior for a espessura do enrijecedor, a necessidade de contenção lateral diminui.

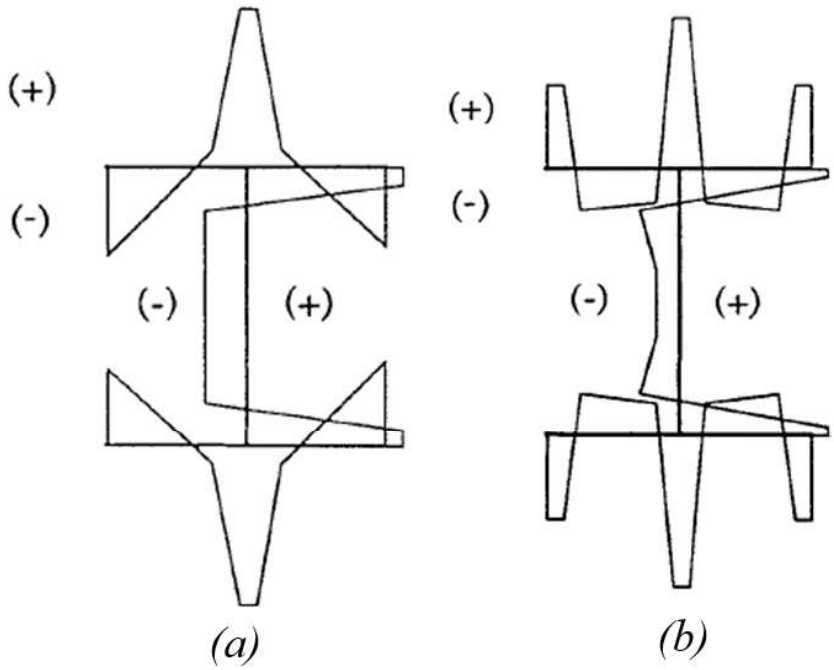
1.2 TENSÕES RESIDUAIS DE SOLDAGEM EM PERFIS I

No processo de união entre a mesa e alma do perfil I, através da soldagem, os elementos sofrem um aquecimento e um resfriamento na região da solda. Essa variação brusca na

temperatura leva a peça a apresentar tensões residuais. Estas são tensões internas autoequilibradas dos elementos metálicos, ou seja, mesmo que não estejam carregadas, as vigas apresentam essas cargas internas com resultante nula. Além do processo de soldagem, a laminação do aço na fabricação da chapa e o uso de corte por maçarico levam ao surgimento de tensões residuais.

Nas seções soldadas com mesas esbeltas, com extremidades cortadas com maçarico, ocorrem tensões residuais de tração (Figura 3.4 (a)) nessa região, que retardam a deflexão em torno do eixo de menor rigidez do elemento. Esse atraso na flambagem é de grande importância para seções do tipo H comumente utilizadas em colunas, pois é nessa direção em que ocorrem as instabilidades desses elementos (CHERNEKO; KENNEDY, 1991). No caso em que o corte é mecânico, as tensões residuais características da extremidade da mesa são as tensões de compressão, como é observável na Figura 3.4 (b).

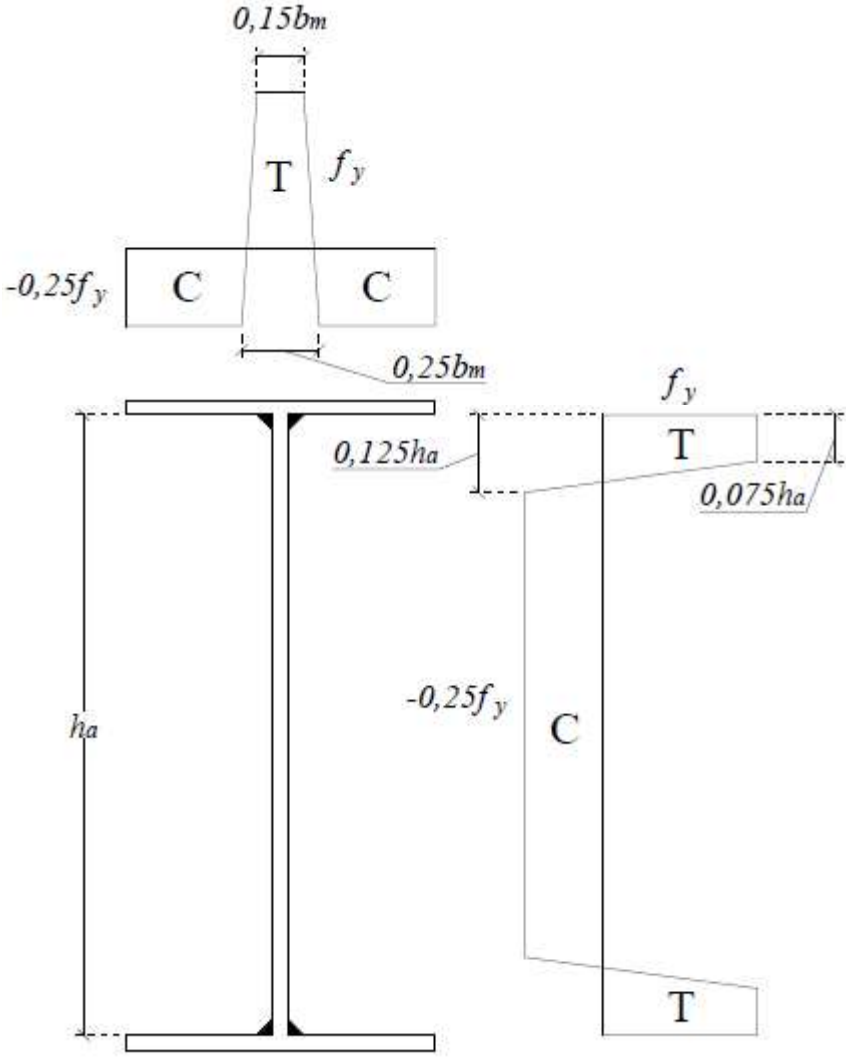
Figura 3.4: Tipos de tensões residuais em perfis soldados



Fonte: Adaptada de Cherneko e kennedy (1991).

Similar ao modelo de tensões residuais da Figura 3.4 (a), a convenção europeia para construções metálicas, ECCS (1984), propõe uma distribuição de tensões residuais para seções do tipo I soldadas bissimétricas. Na região da solda, apresenta-se uma tensão residual de tração igual à tensão de escoamento do aço distribuída ao longo de $0,25b_m$ no eixo da mesa. De forma simétrica, as tensões de compressão na mesa se distribuem nas laterais da mesa, conforme Figura 3.5. Já na alma, a tensão residual de tração na região da solda se distribui ao longo de $0,125h_a$, ficando a tensão de compressão no centro da alma distribuída ao longo de $0,75h_a$.

Figura 3.5: Modelo ECCS para tensão residual de perfis soldados



Fonte: Adaptada de Couto e Vila Real (2019).

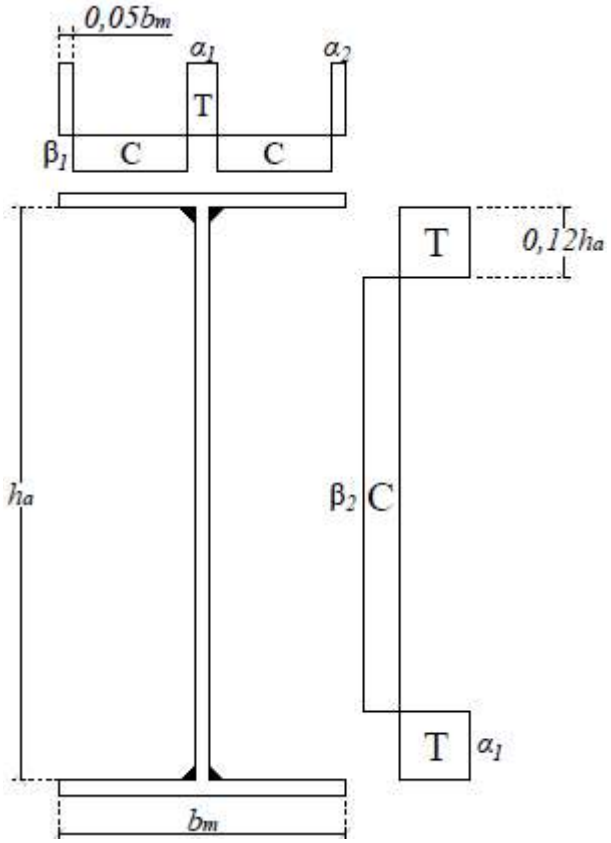
Ao levar em consideração os casos com tensões de tração nas pontas, pode-se citar a proposta de Wang, Li e Chen (2012). Nela, os autores pesquisaram os efeitos das tensões residuais em três perfis do tipo H de alta resistência, em que são variados os seus índices de esbeltez da alma e a esbeltez da mesa. Na Figura 3.6, representa-se a distribuição das tensões residuais sugeridas e, na Tabela 3.2, tem-se o valor dos coeficientes de proporcionalidade das tensões residuais σ_1, σ_2, β_1 e β_2 em relação à tensão de escoamento. Os autores concluíram que a esbeltez da mesa possui grande influência no valor da tensão residual. Incrementando o valor de σ_m, ocorre um decréscimo no valor da tensão residual de tração e um aumento do valor da tensão residual de compressão. Entretanto, o modelo apresentado se direciona a perfis com tensões de escoamento elevadas, restringindo sua aplicação.

Tabela 3.2: Coeficientes das tensões residuais de Wang, Li e Chen (2012)

Seção	λ_a	λ_m	α_1	α_2	β_1	β_2
R-H-3	10,90	3,40	1,039	0,080	-0,408	-0,152
R-H-5	17,80	5,00	0,900	0,243	-0,271	-0,235
R-H-7	23,80	7,10	0,731	0,488	-0,195	-0,131

Fonte: Adaptada de Wang, Li e Chen (2012).

Figura 3.6: Tensões residuais em perfis H cortados com maçarico

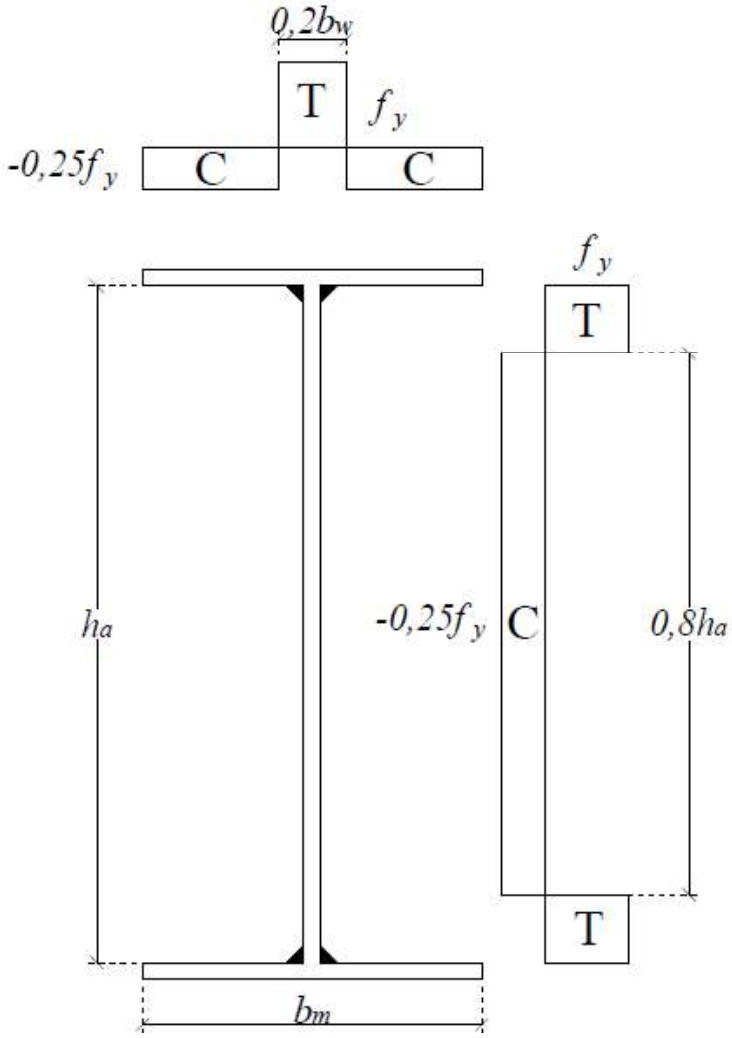


Fonte: Adaptada de Wang, Li e Chen (2012).

Vários modelos de tensões residuais são propostos por diferentes autores e normas. Para o caso de tensões residuais de vigas de chapas soldadas com tensões residuais de cortes mecânicos, como a da ECCS (1984), a norma suíça BSK 99 (2003) traz a distribuição de tensões residuais trapezoidais, como na ECCS (1984), estando diferente apenas nos valores das tensões e na largura de atuação. Já Taras (2010), modelo da Figura 3.7, e Clarin (2004) propõem uma distribuição linear das tensões, sendo que o último se destina a tensões residuais de perfis de alta resistência. Além de Clarin (2004), Wang et al. (2012) propõem outro modelo de tensões

residuais para perfis de alta resistência, considerando que os elementos de chapa foram sujeitos a um corte mecânico.

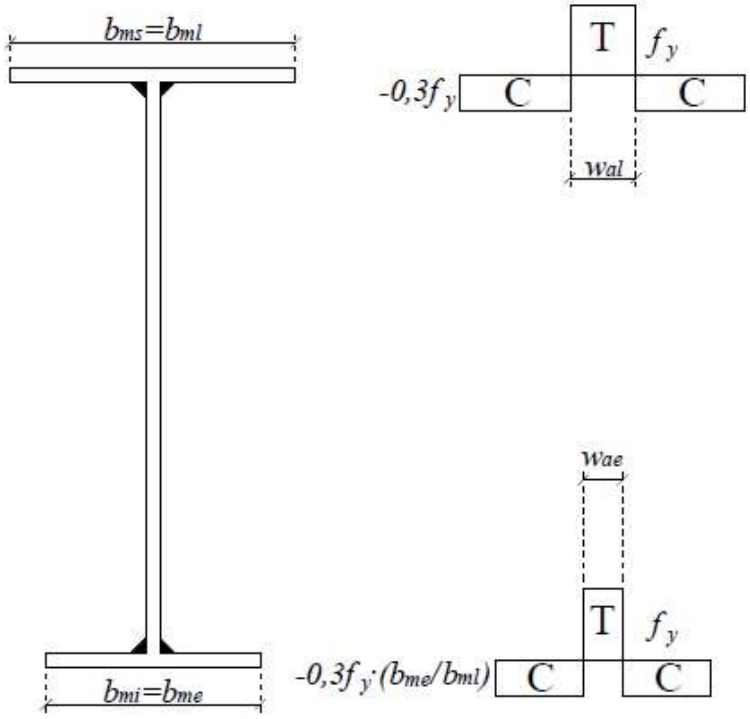
Figura 3.7: Modelo de tensões residuais de Taras (2010)



Fonte: Adaptada de Couto e Vila Real (2019).

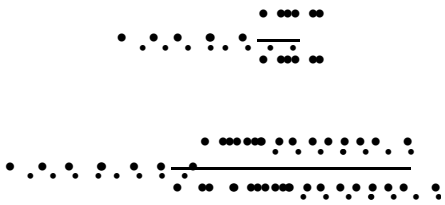
Quanto aos modelos de perfis de chapas cortadas utilizando o calor, podem ser citados os modelos de Chacón, Mirambell e Real (2012), além de Barth e White (1998). Para seções com monossimetria entorno do eixo Y, Trahair (2012) propõe que seja adotado o modelo da Figura 3.8, em que não há a distribuição de tensões residuais na alma, apenas nas mesas, e as larguras das distribuições das tensões variam em função da relação entre as larguras das mesas.

Figura 3.8: Modelo de tensões residuais para perfis monossimétricos



Fonte: Adaptada de Trahair (2011).

No modelo proposto por Trahair (2011), as larguras das mesas b_{ml} e b_{me} são respectivamente as dimensões correspondentes à largura da mesa larga e da mesa estreita de perfis monossimétricos. Os coeficientes w_{al} e w_{ae} são as larguras correspondentes à região tensionada das mesas larga e estreita que são dadas pelas equações (3.5).



(3.5)

A ABNT NBR 8800:2008 simplifica os efeitos das tensões residuais a trinta por cento do valor da tensão de escoamento do aço, não fazendo distinção alguma quanto ao tipo de processo de fabricação utilizado na obtenção dos perfis.

Li e Zhao (2017) estudaram as relações altura e espessura da alma com as tensões residuais de perfis I soldados. Verificando as tensões residuais EM oito vigas, os autores concluíram que é seguro utilizar perfis com esbeltez da alma elevada e, quanto maior for essa relação, maior será o valor da tensão residual máxima. Além disso, afirmam que o pico da tensão residual é proporcional à resistência do material.

Couto e Vila Real (2019) confirmaram, em seus estudos, que a tensão residual tem grande influência na capacidade de carga do perfil. No estudo, foram observados que diferentes tensões residuais levam a diferentes reduções, havendo a necessidade de uma correta orientação sobre como proceder nesse caso. Na pesquisa, foram comparados os modelos do ECCS, Taras, Clarin Chacon e Barth e White. Os autores recomendaram o uso do modelo do "ECCS" para o caso de vigas laminadas e soldadas e o modelo de Taras (2010) como ideal para apenas vigas formadas por soldas.

1.3 IMPERFEIÇÕES GEOMÉTRICAS

Também consequência do processo de fabricação, as imperfeições geométricas aparecem em todos os perfis estruturais de seção I. Conhecidas por curvaturas iniciais, essas imperfeições fazem com que ocorra um pequeno arqueamento do elemento estrutural. Segundo Couto e Vila Real (2019), o efeito de redução dessas imperfeições é inevitável em construções de aço, o que afeta, diretamente, a capacidade de carga dos elementos que compõem a estrutura, sendo altamente dependente da sua forma e amplitude.

A ABNT NBR 5884:2013 utiliza a classificação da Tabela 3.3 para delimitar os padrões de tolerância dos perfis metálicos, dividindo-os quanto ao tipo de ações a que estão sujeitos e ao tipo de estrutura.

Tabela 3.3: Padrões de tolerância ABNT NBR 5884:2013

Padrões de tolerância	**Aplicações usuais**
I	Elementos estruturais sujeitos a ações cíclicas, como vigas de rolamento para ponte rolante altamente solicitada e estruturas especiais que requerem elevado rigor de tolerância.
II	Estruturas convencionais, como galpões industriais e edifícios comerciais e residenciais.
III	Estruturas secundárias e complementares, como estacas e postes.
NOTA Para estruturas que requerem um maior rigor de tolerância, especificações adequadas devem ser indicadas em projeto.	

Fonte: ABNT NBR 5884:2013 (p. 16).

Para a flecha vertical e horizontal inicial, δ_v e δ_h, respectivamente, a ABNT NBR 5884:2013 estabelece, em seu anexo A, que seus valores atendam às limitações apresentadas no Quadro 3.1.

Quadro 3.1: Tolerâncias para a flecha vertical

Tolerâncias (mm)		
Padrão I	**Padrão II**	**Padrão III**
$\frac{L}{300}$ ou 8,0, o que for menor.	$\frac{L}{250}$ ou 10,0, o que for menor.	$\frac{L}{200}$ ou 15,0, o que for menor.

Fonte: Adaptado de ABNT NBR 5884:2013.

Em um estudo recente, Ferreira, Rossi e Martins (2019) estabeleceram as seguintes condições para implementação de imperfeições geométricas combinando as previsões de Ellobody (2012), Sonck (2014) e Vieira (2015): o valor a ser adotado como imperfeição geométrica é uma condição crítica entre o as imperfeições locais, governadas pela relação de *d*, e as imperfeições globais, regidas por *L*. Dessa forma, o valor da imperfeição geométrica pode ser encontrado dentre as expressões de (3.6):

$$\begin{cases} \frac{L}{d} \leq 10 \rightarrow \frac{d}{200} \\ \frac{L}{d} > 10 \rightarrow \frac{L}{1000} \end{cases} \tag{3.6}$$

Ou seja, a expressão (3.6) delimita qual medida tem maior influência na imperfeição. Quando $L/d<10$, a influência é local, a altura da alma. Se a relação é maior do que 10, a imperfeição, ao longo do comprimento, tem maior influência.

1.4 ESTUDO DE IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS

Nethercot (1973) estudou o efeito na FLT das imperfeições geométricas em perfis I com elevada esbeltez global, propondo uma redução nas curvas de projeto de elementos sem imperfeições.

Bradford e Hancock (1984) utilizaram o método das faixas finitas para estudar perfis I sujeitos à flambagem local e lateral, bem como as consequências dos efeitos das imperfeições geométricas. Em vigas simplesmente apoiadas com almas esbeltas e mesas compactas, constatou-se que os resultados obtidos pela fórmula do “comprimento efetivo” proposta por Winter é conservadora comparada aos resultados encontrados com o método das faixas finitas. Isso ocorre, pois o efeito da rigidez do eixo de menor momento de inércia da mesa comprimida de uma viga que sofreu uma flambagem local é sensível à razão dos momentos de flambagem secundários e primários. Essa razão faz com que a seção transversal venha a se tornar mais

compacta, fenômeno considerado pelo método das faixas finitas. Vigas com mesa compacta e alma esbeltas são menos prováveis de sofrerem o efeito da interação dos modos de flambagem até se a fórmula do comprimento efetivo indicar que elas serão afetadas.

Quando combinadas as imperfeições geométricas e as tensões residuais, Couto e Vila Real (2019) concluíram que as imperfeições locais são irrelevantes quando as tensões residuais estão aplicadas, tendo um comportamento diferente quando atuam isoladas. Foi visto que uma imperfeição extrema, da ordem de $b_m/10$, é necessária para que o decréscimo da capacidade de carga seja maior do que o efeito da tensão residual quando incluída no modelo, mas a desvantagem é a possibilidade de os resultados estarem subestimando a resistência do perfil. Nesse sentido, os autores recomendam que um modelo de tensões residuais seja combinado com as imperfeições geométricas, em que, para as não linearidades físicas, recomenda-se que se considere uma alternativa utilizar o modelo analítico para a amplitude de $b_m/100$.

4 MÉTODOS NORMATIVOS E ANÁLITICOS

Métodos normativos e métodos analíticos são propostos a fim de prever os efeitos das instabilidades laterais, locais e distorcionais. Os métodos normativos, em geral, são baseados na fórmula de Timoshenko e Gere (1963), Equação (2.1), com algumas alterações, levando em consideração, em alguns casos, fatores para o posicionamento da esforços, distribuição do diagrama de momento fletor e condições de contorno. Os modelos analíticos para a consideração da FLTD de alguns autores variam entre a utilização de coeficiente de redução do esforço crítico na FLT, como Bradford (1985), ou uma formulação própria, caso de Pi e Trahair (2000).

4.1 NORMA AMERICANA – AISC 360:2016 (ABNT NBR 8800:2008)

A norma brasileira ABNT NBR 8800:2008 é muito semelhante em seus procedimentos de cálculo dos anexos G e H aos procedimentos da norma americana AISC 360:2016. Apesar da norma brasileira ter sua última atualização em 2008, a nova atualização da AISC não altera os procedimentos para os cálculos da flambagem lateral com torção. Dessa forma, o presente trabalho apenas abordará a norma americana, considerando que ambas são iguais. Destaca-se que o anexo G da NBR é correspondente ao capítulo F da AISC e o anexo H é correspondente ao capítulo G. O Capítulo F trata de perfis com seções de alma não esbelta e o capítulo G trata de perfis com a alma esbelta.

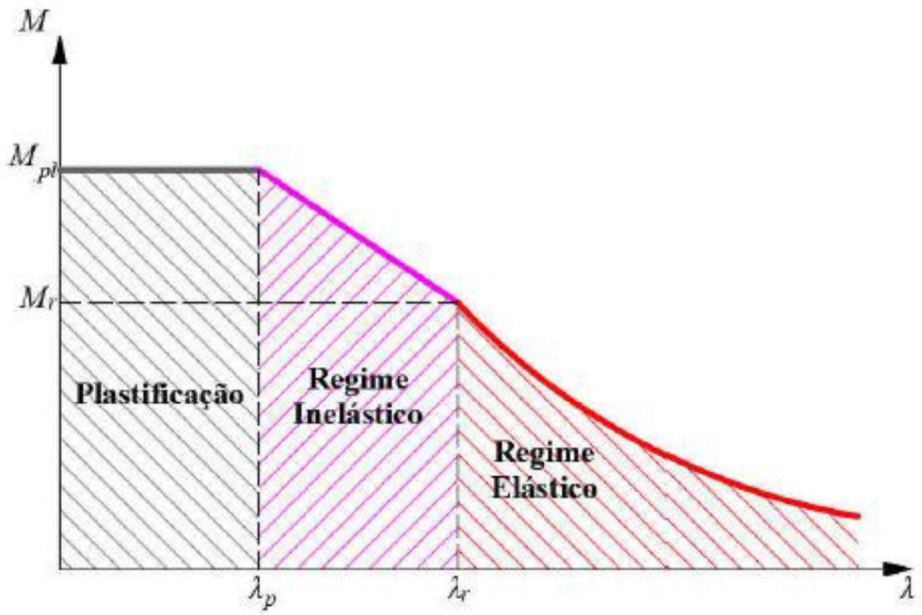
Segundo a norma, os perfis apresentam três extensões de comportamento, o que é possível ver na Figura 4.1. Os comprimentos limites plástico (L_p) e limite inelástico (L_r) são obtidos pelas equações de $\bullet_p$ e que são substituídas no cálculo da esbeltez global ($\bullet_g$), L_b/r_y, conforme Equações (4.1) e (4.2).

[illegible] (4.1)

[illegible] (4.2)

A flambagem elástica é a característica de grandes comprimentos ($L_r \leq L_b$). Já a flambagem inelástica ocorre quando algumas porções de viga plastificadas não contribuem mais para a resistência do elemento ($L_p \leq L_b \leq L_r$). Por sua vez, na porção plástica, o vão é suficientemente curto e toda a seção sofre escoamento ($L_b < L_p$). Cada um desses comprimentos corresponde a um momento fletor, sendo M_{pl} o momento plástico, M_r o momento limite entre o regime inelástico e elástico.

Figura 4.1: Modos de colapso



Fonte: Ferreira (2019, p. 47).

Para generalizar a solução para casos práticos de carregamento, vários procedimentos iniciam com o momento uniforme, modificando-o com um fator de momento gradiente C_b para considerar as distribuições de momento mais realistas. O valor nominal do momento crítico é dado pela Equação (4.3) (HASSAN; MOHAREB, 2015).

[illegible] (4.3)

O fator C_b, baseado no valor do momento fletor e na amostragem de pontos em seu diagrama, é dado por:

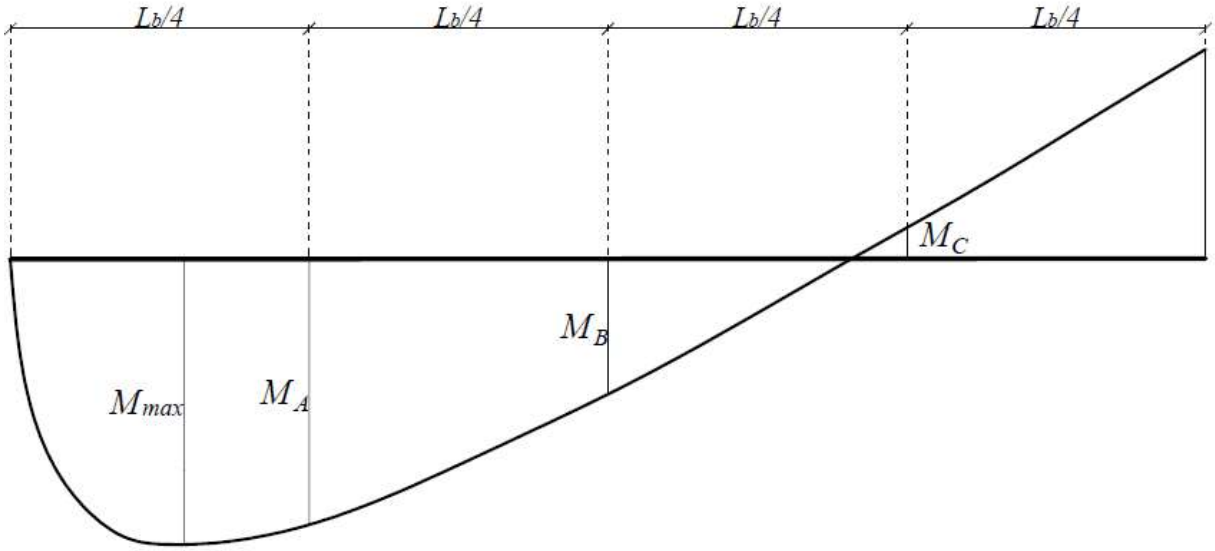
[illegible] (4.4)

Conforme Figura 4.2, M_A, M_B e M_C são os momentos localizados a um quarto do comprimento, no meio da seção e a três quartos do comprimento destravado da seção. Já o M_{max} é o momento máximo encontrado no comprimento destravado. R_m é, por sua vez, o parâmetro de monossimetria da seção transversal, para seções fletidas em relação ao eixo que não possui simetria, a qual é sujeita à curvatura reversa dada pela Equação (4.5). Nos demais casos, seu valor é igual a 1,00.

[illegible] (4.5)

Assim, ρ é dado pela Equação(3.2).

Figura 4.2: Determinação dos momentos fletores para o cálculo de C_b



Fonte: Adaptada de Fakury, Silva e Caldas (2016).

Outro fator que influencia na resistência do elemento estrutural é o posicionamento da carga. A pesquisa de Nethercot e Rockey (1971, *apud* CHEN; LUI, 1987) recomenda o seguinte método para consideração da posição da carga na seção transversal e o tipo de esforço aplicado: as Equações (4.6), (4.7) e (4.8) representam o fator C_b sujeito ao fator de correção B em função do posicionamento do carregamento.

Carregamento na mesa superior: (4.6)

Carregamento no centro de torção: (4.7)

Carregamento na mesa inferior: (4.8)

O fator B, apresentado nas Equações (4.9) e (4.10), leva em consideração o tipo de carregamento.

Carregamento pontual: (4.9)

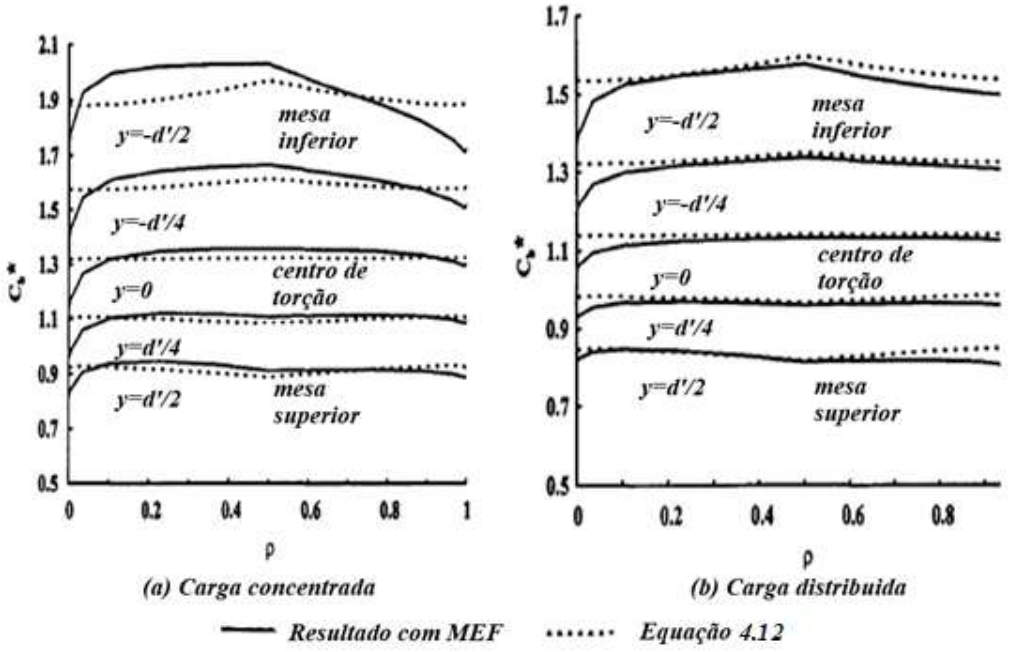
Carregamento distribuído: (4.10)

W é dado pela Equação (4.11).

(4.11)

Atualmente, utiliza-se a equação proposta por Helwig, Frank e Yura (1997) que, quando comparada com a equação de Nethercot e Rockey (1971, *apud* CHEN; LUI, 1987) e com simulações utilizando o MEF, o seguinte padrão entre as posições de carregamento e o fator C_b e monossimetria da seção da Figura 4.3 foram encontrados:

Figura 4.3: Comparação dos fatores C_b por posição



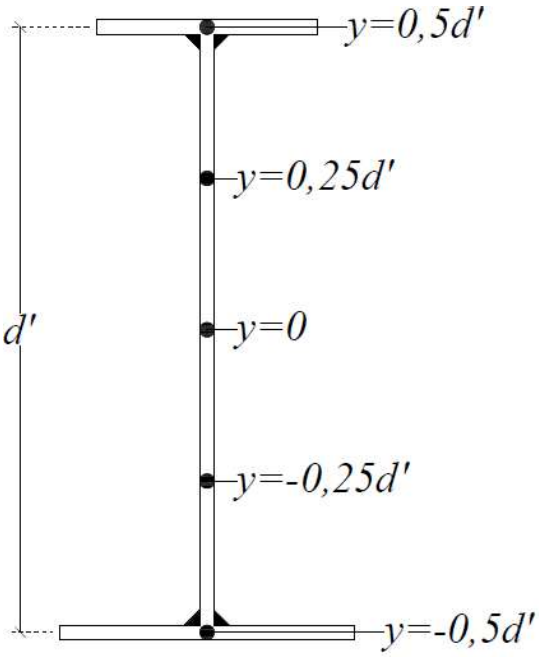
Fonte: Adaptada de Helwig, Frank e Yura (1997).

Os autores concluíram que a monossimetria da seção não tem um efeito direto no gradiente de carga, desse modo, as Equações (*4.6)*, (*4.7)* e (*4.8)* podem ser simplificadas pela equação (4.12).

[illegible] (4.12)

Assim, *y* é altura da posição do carregamento, conforme exposto na Figura 4.4.

Figura 4.4: Posicionamento dos esforços para a Equação (4.12)



Fonte: Adaptada de Helwig, Frank e Yura (1997).

4.1.1 Momento Fletor resistente de cálculo de vigas de alma não esbelta (F)

Para perfis de alma compacta e semicompacta, perfis não esbeltos, com seções monossimétricas fletidas em torno do eixo de maior momento de inércia, a AISC 360:2016 estabelece que o limitante do comprimento plástico ou índice de esbeltez plástico é calculado pela Equação (4.13).

$$[illegible] \tag{4.13}$$

Em que:

$$[illegible] \tag{4.14}$$

Assim, W é o módulo de resistência mínimo elástico da seção transversal, relativo ao eixo de flexão e σ_r é a tensão residual.

$$[illegible] \tag{4.15}$$

β_3 é calculado a partir da Equação 3.3, que pode ser simplificada pela Equação (4.16).

$$[illegible] \tag{4.16}$$

$$[illegible] \tag{4.17}$$

I_{yc} e I_{yt} são, respectivamente, os momentos de inércia em torno do eixo y da porção comprimida e tracionada da seção transversal. Vale ressaltar que a norma estabelece que α_y deve estar contido entre 1/9 e 9:

O $[illegible]_p$ que delimita o regime plástico está condicionado à Equação (4.18).

$$[illegible] \tag{4.18}$$

Quanto aos momentos fletores, no regime elástico, o momento fletor crítico M_{cr} é obtido pela Equação (4.19).

$$[illegible] \tag{4.19}$$

Onde C_w:

$$[illegible] \tag{4.20}$$

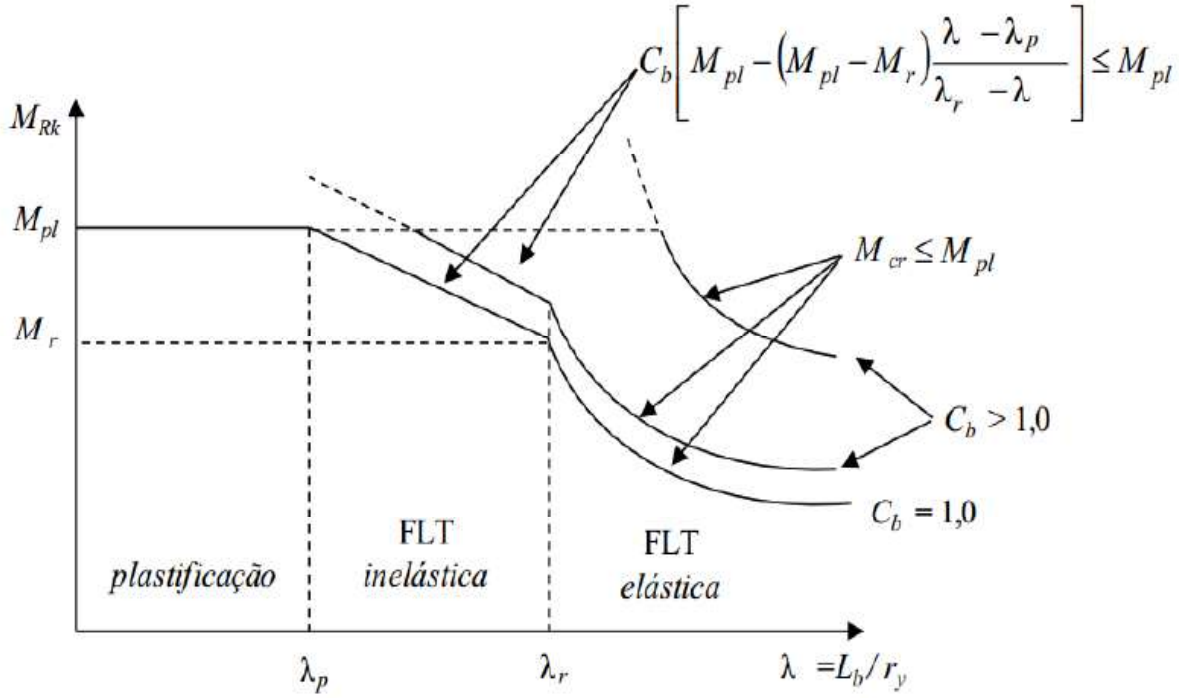
Para o regime inelástico, a norma estabelece relação linear da Equação (4.21), enquanto, para o regime plástico, o momento crítico é limitado pela tensão de escoamento e as características da seção transversal da peça, sem levar em consideração fatores como o comprimento, conforme mostrado na equação (4.22).

$$[illegible] \tag{4.21}$$

$$[illegible] \tag{4.22}$$

Ao ressaltar que os valores dos momentos obtidos tanto no regime inelástico quanto no elástico não podem exceder o valor de M_p, na Figura 4.5, tem-se um resumo acerca das fórmulas utilizadas em cada um dos regimes.

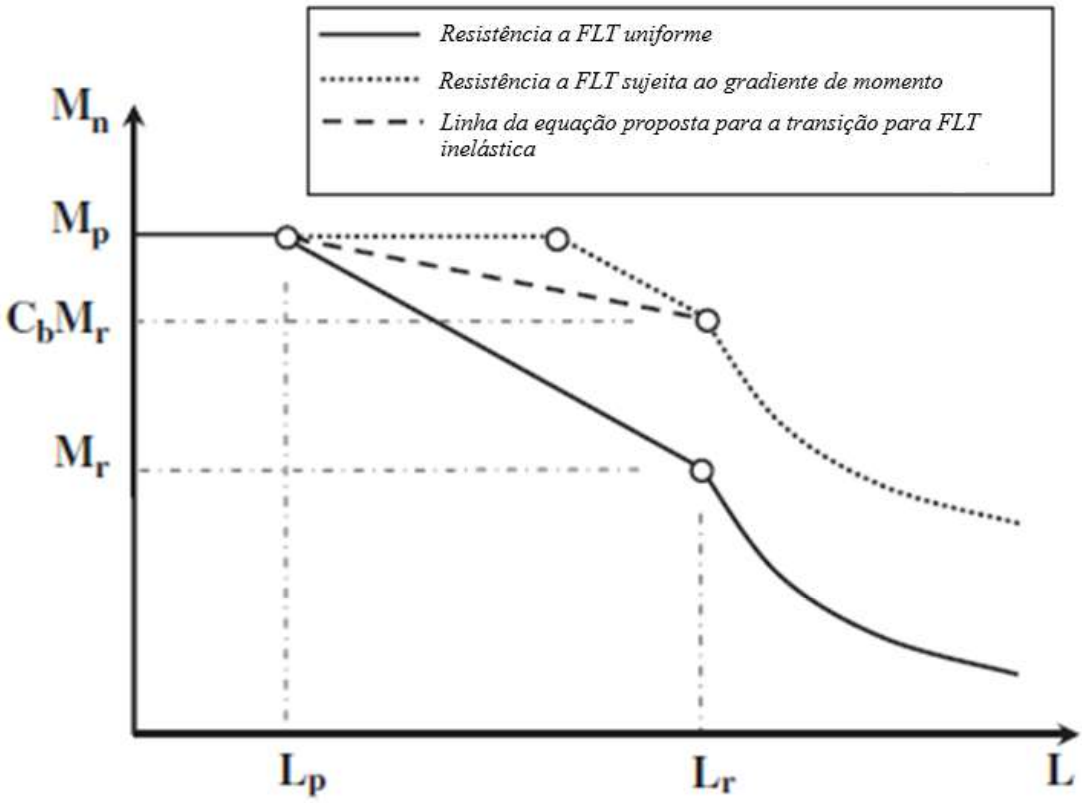
Figura 4.5: Curva de resistência com resumo de equações



Fonte: Adaptada de Fakury, Silva e Caldas (2016).

Mohebkhah (2011), em estudos sobre a FLT e os efeitos da posição da aplicação da carga concentrada no meio do vão, concluiu que o fator C_b proposto pela AISC 360:2016, combinado como a proposta do fator de aplicação de carga apresentado por Nethercot e Rockey (1971, *apud* CHEN; LUI, 1987), são válidos em alguns casos específicos. Para os casos nos quais o carregamento é aplicado no centro de torção e na mesa superior, o valor obtido para o momento de dimensionamento é válido apenas para vigas com comprimentos longos, o que seria um caso elástico. No entanto, quando a carga está posicionada na mesa inferior, os resultados da AISC 360:2016 estão de acordo com os do MEF, como é observável na Figura 4.6. Esse comportamento ocorre, uma vez que vigas com comprimento curto estão sujeitas à flambagem inelástica do elemento e sua capacidade está limitada à plasticidade do material. O efeito desestabilizante que tem a carga aplicada na mesa superior leva em consideração o fator C_b proposto pela norma, enquanto os casos de vigas com carregamento no centro de torção e na mesa inferior são válidos apenas para longos vãos.

Figura 4.6: Proposta de alteração para o regime inelástico de Mohebkhah (2011)



Fonte: Adaptada de Mohebkhah (2011).

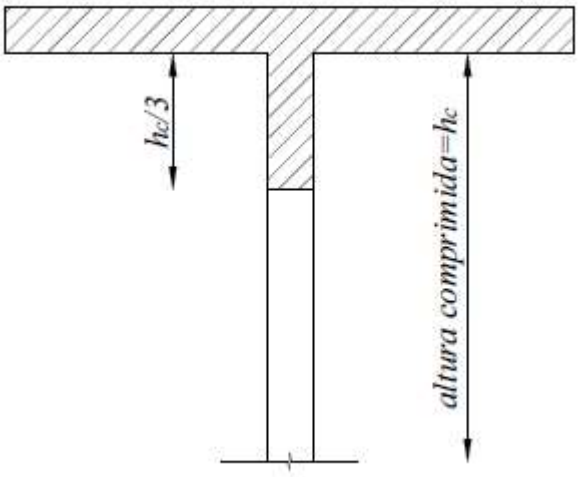
O autor ainda propõe uma nova abordagem para o comportamento inelástico, uma vez que sua pesquisa mostrou que as capacidades de cargas previstas para os casos que se encontram no regime inelástico não condizem com a realidade. Dessa forma, é proposta outra transição linear, como é possível verificar na Figura 4.6, regida pela Equação 4.23.

[illegible] (4.23)

4.1.2 Momento Fletor resistente de cálculo de vigas de alma esbelta (G)

A seção G da AISC 360:2016 possui algumas considerações diferentes da seção destinadas a vigas compactas. A esbeltez global não é calculada dividindo-se o comprimento destravado L_b pelo raio de giração da seção transversal em relação ao eixo principal de inércia r_y, mas pelo raio de giração relativo ao menor momento de inércia da seção transversal formada pela mesa comprimida mais um terço da alma comprimida r_{yT}, como representado na Figura 4.7, que também é possível calcular pela Equação (4.24).

Figura 4.7: Seção considerada no cálculo do raio de giração



Fonte: Elaborada pelo autor.

$$[illegible] \tag{4.24}$$

Os índices de esbeltez também são alterados para os casos de vigas esbeltas. λ_p e λ_r agora são calculados segundo as Equações (4.25) e (4.26).

$$[illegible] \tag{4.25}$$

$$[illegible] \tag{4.26}$$

No caso de perfis esbeltos, para situações no regime elástico, é atribuída a Equação (4.19), considerando-se a constante de torção transversal igual a zero, ao ter como resultado a equação simplificada (4.27).

$$[illegible] \tag{4.27}$$

Para o momento fletor resistente de cálculo da Equação (4.27), ainda é adicionado à equação o coeficiente R_{pg} que, segundo Zirakian (2008), acrescenta o efeito da distorção da seção transversal em seções esbeltas.

$$[illegible] \tag{4.28}$$

R_{pg} é dado por:

$$[illegible] \tag{4.29}$$

Assim, a_w é a relação da área da alma e da mesa comprimida dada pela Equação (4.30).

$$[illegible] \tag{4.30}$$

A equação do regime inelástico também sofre alterações quando comparada à da seção F. Ao invés de se multiplicar a taxa de variação de λ pela diferença entre o momento de plastificação M_{pl} e o momento fletor correspondente ao início do escoamento M_r, multiplica-se por 30% do momento de plastificação, considerando-se apenas o módulo de resistência elástico da mesa comprimida, além de ser multiplicada pelo coeficiente R_{pg}, obtendo, assim, as equações (4.31) e (4.32).

$$[illegible] \tag{4.31}$$

$$[illegible] \tag{4.32}$$

Contudo, ainda assim, os momentos são todos limitados aos momentos de plastificação, como no caso de vigas não esbeltas.

Mohebkhah (2004), por meio de estudos paramétricos de vigas casteladas utilizando o Método dos Elementos Finitos com não linearidades geométricas, constatou que o fator gradiente de momento C_b não depende apenas do tipo de carregamento, mas também da esbeltez global do perfil. No regime inelástico, quanto menor for a esbeltez, o decréscimo da influência do fator é maior. Ou seja, com a diminuição da esbeltez, mais fibras se tornam inelásticas (incrementando o grau de plasticidade), de modo a restar apenas a porção elástica para promover resistência.

Em um estudo de vigas monossimétricas, Samanta e Kumar (2006) concluíram que o fator C_b de vigas com comprimento curto tem dependência dos fatores ρ e da relação L_b/h, concordando com as observações de Ma e Huges (1996) e Huges e Ma (1996).

Hassanein e Kharoob (2013) estudaram a FLT de vigas esbeltas com mesas tubulares, comparando os resultados obtidos com os propostos pela AISC 360:2016. No trabalho questionado, o fator C_b da norma leva em consideração, principalmente, as condições de contorno e as configurações de aplicação dos esforços. Os resultados obtidos com o software ABAQUS demonstram a necessidade da adição da influência do comprimento destravado L_b, da esbeltez da alma λ_a e a retangularidade (B_m/D_m), em que B_m é a largura da mesa tubular e D_m é a sua altura, sugerindo-se uma formulação para o gradiente de momento (C_{bsug}), de forma a prever esses efeitos para vigas esbeltas com mesas tubulares. No trabalho, os autores relatam que os efeitos da FLT são expressivos em vigas de grande esbeltez global (λ_g), enquanto, para comprimentos curtos, a principal influência é da distorção da alma.

Mohebkhah e Azandariani (2016) também compararam os resultados do procedimento da AISC 360:2016 para vigas esbeltas com resultados obtidos por meio do Método dos Elementos Finitos, considerando imperfeições geométricas dos elementos. Os autores compararam os resultados propostos para o fator de correção C_b da norma com os sugeridos por Chen e Lui (1987) e Helig, Frank e Yura (1997). Esses gradientes de momento não se enquadraram para vigas esbeltas, no entanto foi observado que o momento resistente, segundo a AISC 360:2016, enquadra-se contra a segurança.

4.2 NORMA EUROPEIA – EUROCODE 1993-1-1 (2005)

A atual norma europeia possui dois casos de aplicação para dimensionamento quanto à FLT: o caso geral e o caso específico. No método geral, tem-se que o momento resistente de cálculo é obtido pela Equação (4.33), em que há a presença de um fator de redução χ_{LT}, obtido pela Equação (4.34), que reduz o momento crítico plástico em torno do eixo perpendicular à alma, a qual se apresenta pela multiplicação de W_y.

(4.33)

(4.34)

(4.35)

(4.36)

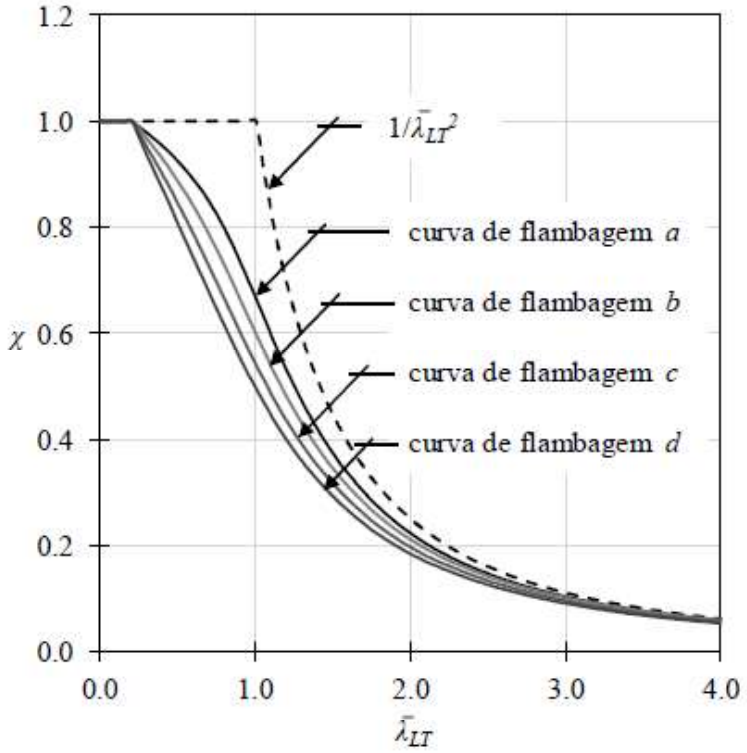
O parâmetro χ_{LT} é condicionado a ser menor que 1 e menor que [illegible] O coeficiente de imperfeição [illegible] depende do processo de fabricação do perfil e da relação d/b_f. Os valores de [illegible] são apresentados na Tabela 4.1 e mostram o seu efeito no parâmetro de redução [illegible] na Figura 4.8.

Tabela 4.1: Fator de imperfeição α_{LT}

Seção	Limite	Curva	[illegible]
I laminado	[illegible]	*a*	0,21
	[illegible]	*b*	0,34
I soldado	[illegible]	*c*	0,49
	[illegible]	*d*	0,64
Outra seção	-	[illegible]	0,64

Fonte: Adaptada de EC3 (2005).

Figura 4.8: Curva fator de redução χ_{LT}



Fonte: Ferreira (2019, p. 81).

A edição mais atual do Eurocode 3 não traz a equação para determinação do momento crítico M_{cr}. No entanto, na sua versão de 2002, apresenta a Equação (4.37), em que C_1 é o coeficiente de distribuição do momento fletor para situações de momento não uniforme, C_2 é o coeficiente para consideração da altura de aplicação da carga na seção transversal e C_3 é o coeficiente que leva em consideração a assimetria da seção transversal. Esses fatores são demonstrados no Quadro 4.1.

$$[illegible] \quad (4.37)$$

Assim, k_y e k_w são os fatores de comprimento efetivo correspondentes à restrição à flexão lateral e restrição ao empenamento, respectivamente, sendo 1 para situações destravadas e 0,5 para casos com restrição. Por sua vez, z_g é a distância do ponto de aplicação da carga ao centro de torção, sendo positivo para mesa superior e negativo para a mesa inferior e z_j é dado pela equação (4.38).

$$[illegible] \quad (4.38)$$

Dessa maneira, z_s é a distância do centro geométrico da seção transversal ao centro de torção.

Quadro 4.1: Valores de C_1, C_2 e C_3 para cargas aplicadas

CARREGMENTO	DIAGRAMA DE MOMENTO FLETOR	K_z	FATORES		
			C_1	C_2	C_3
		1,0 0,5	1,12 0,97	0,45 0,36	0,525 0,478
		1,0 0,5	1,35 1,05	0,59 0,48	0,411 0,338
		1,0 0,5	1,04 0,95	0,42 0,31	0,562 0,539

Fonte: Adaptada de Fruchtengarten (2005).

Kabir e Bhowmick (2018), em estudos numéricos comparativos entre a norma americana, canadense e europeia, concluíram que os resultados obtidos pelo Eurocode 3 para perfis soldados são melhores que os das outras normas, especialmente nos casos em que são consideradas as tensões residuais. Yang et al. (2019), em seus ensaios de vigas de alta resistência sujeitas à FLT, também chegaram a mesma conclusão que os autores anteriores, ou

seja, de que o Eurocode 3 apresenta uma das melhores aproximações analíticas dentre todas as normas.

Já Couto e Vila Real (2019), em seus estudos sobre os efeitos das tensões residuais e imperfeições geométricas, constataram que os procedimentos propostos pela norma europeia são adequados para perfis laminados, no entanto casos com perfis soldados precisam ser futuramente melhorados. Dessa forma, os resultados apresentados mostram uma falta de confiabilidade aos propostos pelo Eurocode 3 por dois notórios motivos: a consideração insuficiente de tensões residuais na capacidade de carga e a interação entre a mesa e a alma, que traz um impacto negativo na redução da resistência na flambagem da alma.

4.3 NORMA AUSTRALIANA – AS 4100:2016

Assim como as outras normas, a resistência à flambagem lateral com torção dada pela norma australiana considera um fator de modificação do diagrama de momento fletor, no entanto ele não é calculado da mesma forma que a equação (*4.4)*. Nesse caso, o efeito do diagrama de momento fletor é considerado pela equação (4.39).

$$[illegible] \tag{4.39}$$

Esse fator, juntamente com o fator de redução de esbeltez α_s, equação (4.40), são multiplicados pelo momento plástico do elemento obtendo o momento resistente de cálculo, conforme equação (4.44).

$$[illegible] \tag{4.40}$$

$$[illegible] \tag{4.41}$$

$$[illegible] \tag{4.42}$$

$$[illegible] \tag{4.43}$$

$$[illegible] \tag{4.44}$$

Assim, M_o é o momento de referência, L_e é o comprimento efetivo que é sujeito aos fatores de restrição de torção k_t, fator de posicionamento da carga, e k_r, que considera a restrição à rotação e k_l leva em consideração o carregamento.

4.4 EQUAÇÃO DE BRADFORD (1985)

Como forma de considerar o efeito da flambagem distorcional, Bradford (1985), por meio do Método dos Elementos Finitos, estudou o comportamento distorcional de perfis monossimétricos. O autor assume na análise da flambagem distorcional elástica que a alma é flexível e distorce como uma curva cúbica no plano da seção transversal, enquanto as mesas defleccionam lateralmente e giram como um corpo rígido. Essa última suposição causa uma significante redução no número de graus de liberdade de flambagem, obtendo um método dos elementos finitos computacionalmente eficiente. Dessa forma, Bradford (1985) propôs a Equação (4.45) para a flambagem distorcional de vigas monossimétricas, sendo um fator de redução a ser multiplicado em equacionamentos baseados na teoria clássica da FLT.

$$\text{[illegible]} \tag{4.45}$$

O uso dessa equação está condicionado à seção transversal atender aos seguintes requisitos:

$$\text{[illegible]}$$

Essa fórmula pode ser aplicada a uma viga monossimétrica na qual a mesa de menor dimensão é comprimida, independentemente do momento fletor, enquanto a redução conservativa para vigas com a menor mesa tracionada deve ser obtida substituindo na Equação (4.45) o fator $b_{mi}/\ b_{ms}$ igual a 1.

4.4 PI E TRAHAIR (2000)

Pi e Trahair (2000) elaboraram um equacionamento baseado na equação do momento crítico, com a adição do fator de comprimento efetivo de distorção k_{wd}, e a alteração da rigidez torcional pelo fator GJ_e. Dessa forma, o momento crítico é obtido pela Equação (4.46).

$$[illegible] \tag{4.46}$$

Assim, GJ_e é dado pela Equação (4.47):

$$[illegible] \tag{4.47}$$

O fator J_m é a somatória da rigidez torcional das mesas obtido pela Equação (4.48) e o fator D_w pela Equação (4.49).

$$[illegible] \tag{4.48}$$

$$[illegible] \tag{4.49}$$

O comprimento efetivo distorcional é dado pela Equação (4.50). O fator r_{fw} deve atender às condições apresentadas a seguir.

$$[illegible] \tag{4.50}$$

$$[illegible] \text{ quando } \frac{t_m}{t_a} \leq 2$$

$$[illegible] \text{ quando } [illegible]$$

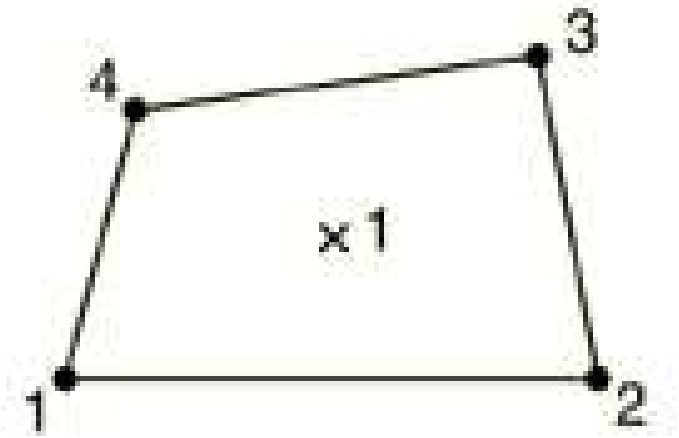
5 PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

Como forma de promover estudos paramétricos de vigas soldadas esbeltas, levando-se em consideração as variações de sua seção transversal, simetria em torno do eixo Y e comprimento, ensaios laboratoriais se tornam onerosos e de difícil operação em virtude da sua grande seção transversal e peso. Dispondo do software de Elementos Finitos, ABAQUS, podem ser reproduzidas as situações que ocorrem em laboratório no ambiente computacional, desde que os modelos numéricos passem por uma validação prévia baseada em ensaios de outros autores.

5.1 VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO

Os perfis metálicos, por possuírem paredes finas, podem ser tratados como elementos do tipo *shell*, também conhecidos como elemento de casca. No software, os principais tipos de elementos disponíveis são: S3, STRI65, S4R e S8R, variando entre si o número de nós e o grau de aproximação.

Figura 5.1: Elemento S4R



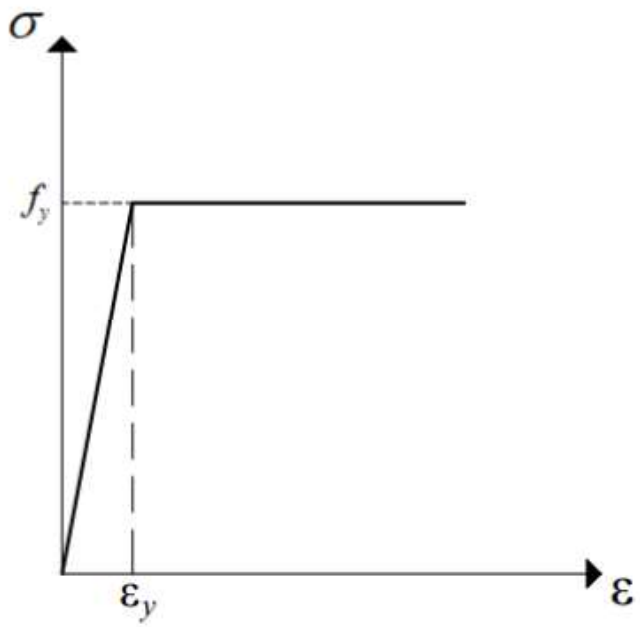
Fonte: Dessault Systemes (2012)

O tipo de elemento tem grande influência no resultado obtido, pois um maior número de nós e um maior grau de aproximação trazem melhores aproximações de resultados. Outro fator de grande impacto nos valores encontrados é o tamanho do elemento finito. Com um menor elemento finito, obtém-se um maior número de elementos por área e, consequentemente, maior será o número de nós, que aproximam mais os resultados. Além disso, o formato do elemento pode ter melhor aproximação que outro em função da dimensão do item do estudo.

Diversos autores utilizaram, em estudos similares, o elemento do tipo S4R, como Hassanein e Kharoob (2013) e Mohebkhah e Azandariani (2016), para análise de perfis esbeltos sob o fator C_b da AISC 360:2010. Os autores utilizaram um elemento de shell de 50mm de quatro nós S4R. Já Ferreira, Rossi e Martins (2019), na simulação de vigas casteladas, empregaram os elementos do tipo S4R e S3, com a variação da dimensão do elemento finito em 15mm, 10mm e 5mm. Os autores concluíram que a malha de 10mm já apresenta resultados com erros menores que 5%, considerando-os boas aproximações dos valores encontrados experimentalmente, além de não apresentar um longo tempo de processamento. Toda a viga foi discretizada com elementos do tipo S4R e, na proximidade do furo, os estudiosos se utilizaram de duas possibilidades: a primeira com a discretização com elementos triangulares e a segunda com os mesmos elementos quadrados, utilizados no restante da viga. Os resultados obtidos mostraram que não houve variação significativa e, como forma de simplificação da modelagem, adotou-se o elemento S4R para toda a seção. A partir desses trabalhos, conclui-se que se pode adotar o elemento do tipo S4R para os estudos que já trarão resultados aproximados à realidade.

Além do tipo de elemento, o comportamento reológico bem definido do aço, por causa de sua homogeneidade, pode possibilitar ao aço simplificações em análises numéricas após o patamar de escoamento do aço, em que ocorre o fenômeno conhecido como encruamento, seguido pela tensão última do material. Dentre os modelos presentes na literatura, pode-se ressaltar o modelo elastoplástico perfeito da Figura 5.2, utilizado no presente trabalho.

Figura 5.2: Modelo de comportamento elastoplástico

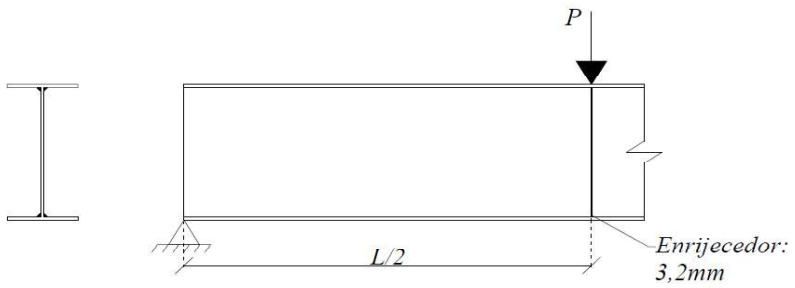


Fonte: Rossi (2018, p. 111).

Para validação do modelo numérico, serão descritas as análises dos ensaios de três diferentes trabalhos: Kubo e Fukumoto (1988), Franssen et al. (2016) e Richter (1998):

- **Kubo e Fukumoto (1988)**: ensaio de perfil compacto, Figura 5.3, com a presença de enrijecedor no centro vão, com carga concentrada na mesa superior e apoiado nas extremidades. Os dados com as dimensões e características dos materiais estão na Tabela 5.1.

Figura 5.3: Ensaio de Kubo de Fukumoto (1988)



Fonte: Adaptada de Kubo e Fukumoto (1988).

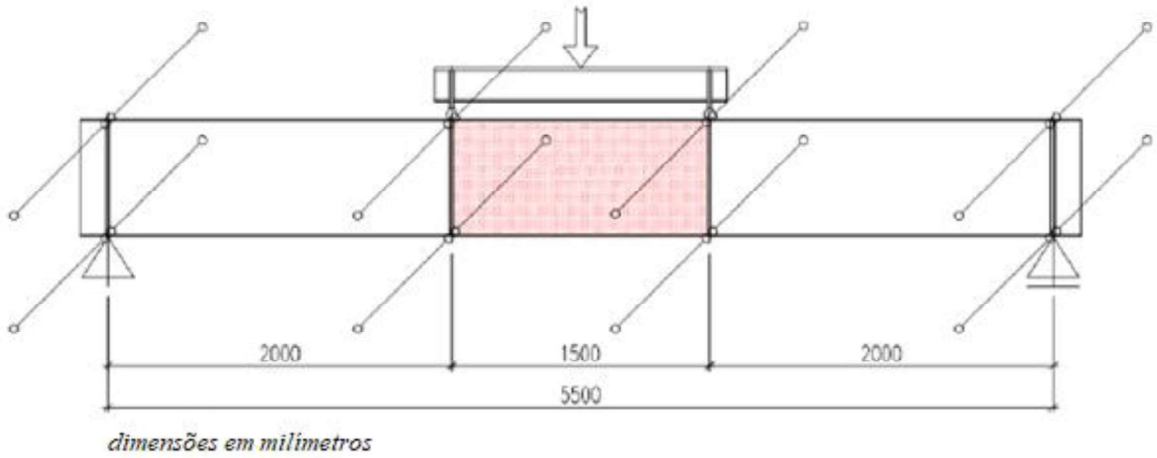
Tabela 5.1: Dados de experimento de Kubo e Fukumoto (1988)

B1B-C1			
d (mm)	249,20	f_{ym} ***(MPa)***	296,80
t_a ***(mm)***	3,06	f_{ya} ***(MPa)***	329,50
b_m ***(mm)***	125,40	***E (GPa)***	211,00
t_m ***(mm)***	4,24	***v***	0,28
L (mm)	2,85	M_u ***(kNm)***	30,50

Fonte: Adaptada de Kubo e Fukumoto (1988).

- **Franssen et al. (2016)**: ensaio de duas vigas esbeltas, Figura 5.4, apoiadas nas extremidades, sujeitas a um momento constante e aumento de temperatura em 450º C e 650º C no centro do vão. O elemento está contido lateralmente no trecho sujeito ao aumento de temperatura e momento constante. Com o aumento da temperatura no centro da viga, o módulo de elasticidade e tensão de escoamento são reduzidos, Tabela 5.2.

Figura 5.4: Ensaio de Franssen et al. (2016)



Fonte: Adaptada de Franssen et al. (2016).

Tabela 5.2: Dados de experimento de Franssen et al. (2016)

A1					
d (mm)	680,00	***Ti***	20°	***T_f***	450°
t_a (mm)	250,00	***f_{y20} (MPa)***	429,02	***f_{y450} (MPa)***	382,02
b_m (mm)	4,00	***E (Gpa)***	210,00	***E (GPa)***	136,50
t_m (mm)	12,00	***N***	0,30	***v***	0,30
L (mm)	5,50	***M_u (kNm)***		637,82	
A2					
d (mm)	680,00	***Ti***	20°	***T_f***	650°
t_a (mm)	250,00	***f_{y20} (MPa)***	429,02	***f_{y650} (MPa)***	150,16
b_m (mm)	4,00	***E (Gpa)***	210,00	***E (GPa)***	46,20
t_m (mm)	12,00	***v***	0,30	***v***	0,30
L (mm)	5,50	***M_u (kNm)***		230,61	

Fonte: Adaptada de Franssen et al. (2016).

- **Richter (1998)**: ensaio de viga esbelta, Figura 5.5, biapoiada com carregamentos iguais nas extremidades, tornando o momento constante no cetro do vão. Entre os apoios, o elemento tem contensão lateral a 1/3. Os dados do elemento estão na tabela.

Figura 5.5: Ensaio de Richter (1998)

Fonte: Adaptada de Richter (1998).

Tabela 5.3: Dados de experimento de Richter (1998)

S 16			
d (mm)	615,44	***f_{ym} (MPa)***	296,80
t_a (mm)	4,14	***f_{ya} (MPa)***	335,00
b_m (mm)	126,49	***E (GPa)***	200,00
t_m (mm)	7,84	***v***	0,30
L (mm)	12,19	***M_u (KNm)***	226,25

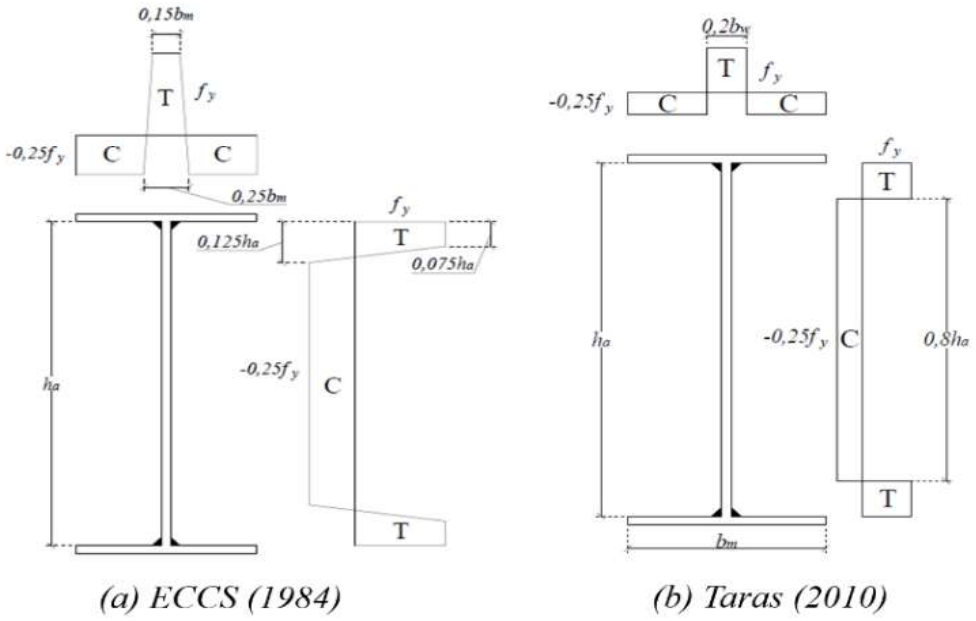
Fonte: Adaptada de Richter (1998).

Como forma de obter a modelagem que apresente resultados que melhor se aproximem dos experimentos, efetuou-se a análise variando as dimensões dos Elementos Finitos do tipo S4R, nas dimensões: 100mm, 80mm, 60mm, 50mm, 40mm, 30mm, 20mm e 10mm.

Com a finalidade de representar a forma mais condizente com a realidade, tensões residuais e imperfeições geométricas foram aplicadas ao modelo. Para as imperfeições geométricas, considerou-se a proposta de Ferreira, Rossi e Martins (2019) dada pela equação (3.6), na qual é levada em consideração a relação *L/h,* para determinar qual das duas dimensões possui maior influência na imperfeição.

Para simulação das tensões residuais, Couto e Vila Real (2019) afirmam que os modelos do ECCS (1984) e o de Taras (2010), Figura 5.6, são as melhores opções para representar essas imperfeições físicas dos perfis soldados.

Figura 5.6: Tensões residuais ECCS (1984) e Taras (2010)

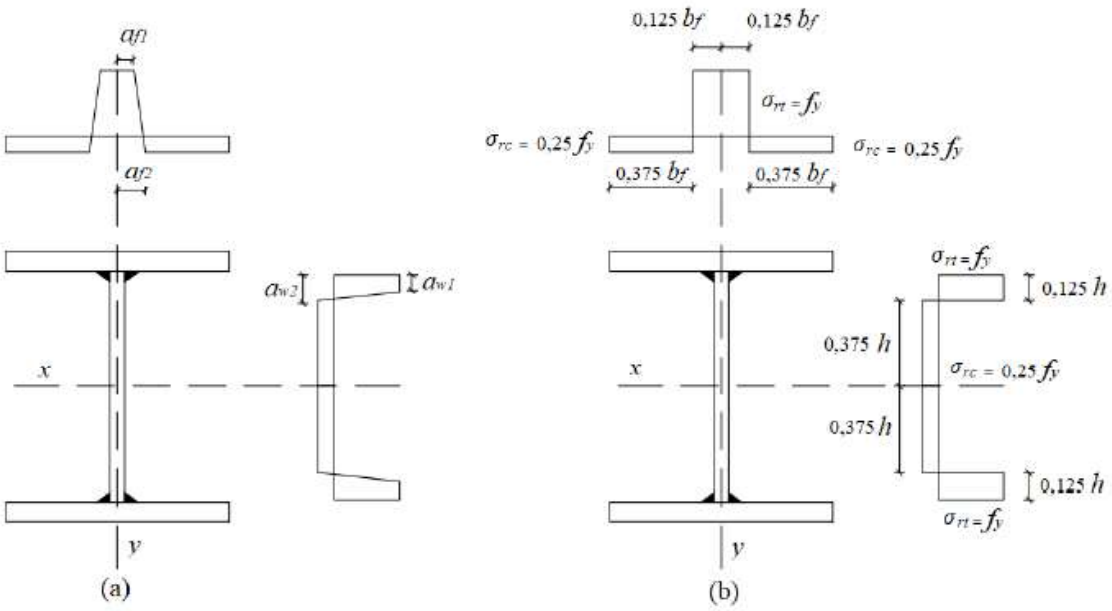


Fonte: Adaptada de Couto e Vila Real (2019).

Outro estudo que contribui para essa conclusão vem de Rossi (2018), em que a tensão residual de soldagem prevista pelo ECCS (1984) foi linearizada para utilização. Na figura 5.6, pode-se observar como o modelo linearizado possui uma distribuição muito similar ao modelo de Taras (2010). As tensões de compressão e tração nas mesas e na alma são as mesmas em ambos os modelos apenas com uma leve divergência na largura em que são aplicadas. O estudo de Rossi (2018) concluiu que a linearização do modelo do ECCS (1984) não gera impacto significativo à simulação.

Em conjunto com a variação de malha, realizou-se a variação das tensões residuais com os modelos de Taras (2010) e ECCS (1984), selecionando-se a combinação com a melhor representatividade.

Figura 5.7: Linearização das tensões residuais de soldagem ECCS (1984)



Fonte: Rossi (2018, p. 120).

5.2 ESTABELECIMENTO DE PERFIS METÁLICOS E CONDIÇÕES DE APOIO

Ao realizar as simulações para obtenção do modelo numérico, registrou-se o tempo necessário para cada simulação e o número de elementos dos modelos. Dessa forma, pode-se estabelecer as dimensões dos elementos para as análises paramétricas que terão um tempo de análise satisfatória, sem prejudicar a qualidade dos resultados.

Trabalhou-se com três tipos de esbeltez da alma, uma semicompacta, com esbeltez próxima ao limite de esbeltez da alma, e outras duas com alma esbelta, sendo uma mais próxima

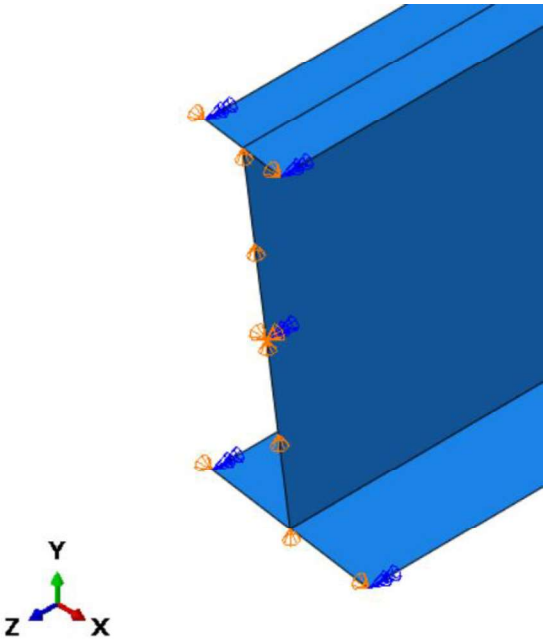
ao limite de esbeltez e outra mais distante. Essas configurações permitem verificar a influência que a esbeltez da alma tem nos resultados.

Três parâmetros de monossimetria nas análises paramétricas foram utilizados: simétricos (ρ=0,5), monossimétrico de mesa superior larga (ρ=0,9) e monossimétrico de mesa superior estreita (ρ=0,1).

Adotaram-se os mesmos comprimentos para todas as simetrias, de forma que todas apresentassem o comportamento da FLT. Como no caso de mesas superiores largas, a FLT ocorre em comprimentos maiores do que nos outros dois casos, necessitando-se utilizar comprimentos elevados.

Em todos os casos, é utilizado o "vínculo de garfo", Figura 5.8, como condição de contorno. Nesse tipo de condição de contorno, as translações são impedidas nos eixos X e Y. No eixo Z, é apenas indicado em um ponto para que a estrutura não fique hipostática, mas não traz interferência aos resultados. Já as translações são impedidas entorno do eixo Z e liberadas nos eixos X e Y. Essa condição permite que a viga tenha a amplitude máxima na FLT, condizente com a proposta de cálculo de Timoshenko e Gere (1963).

Figura 5.8: Vínculo de garfo



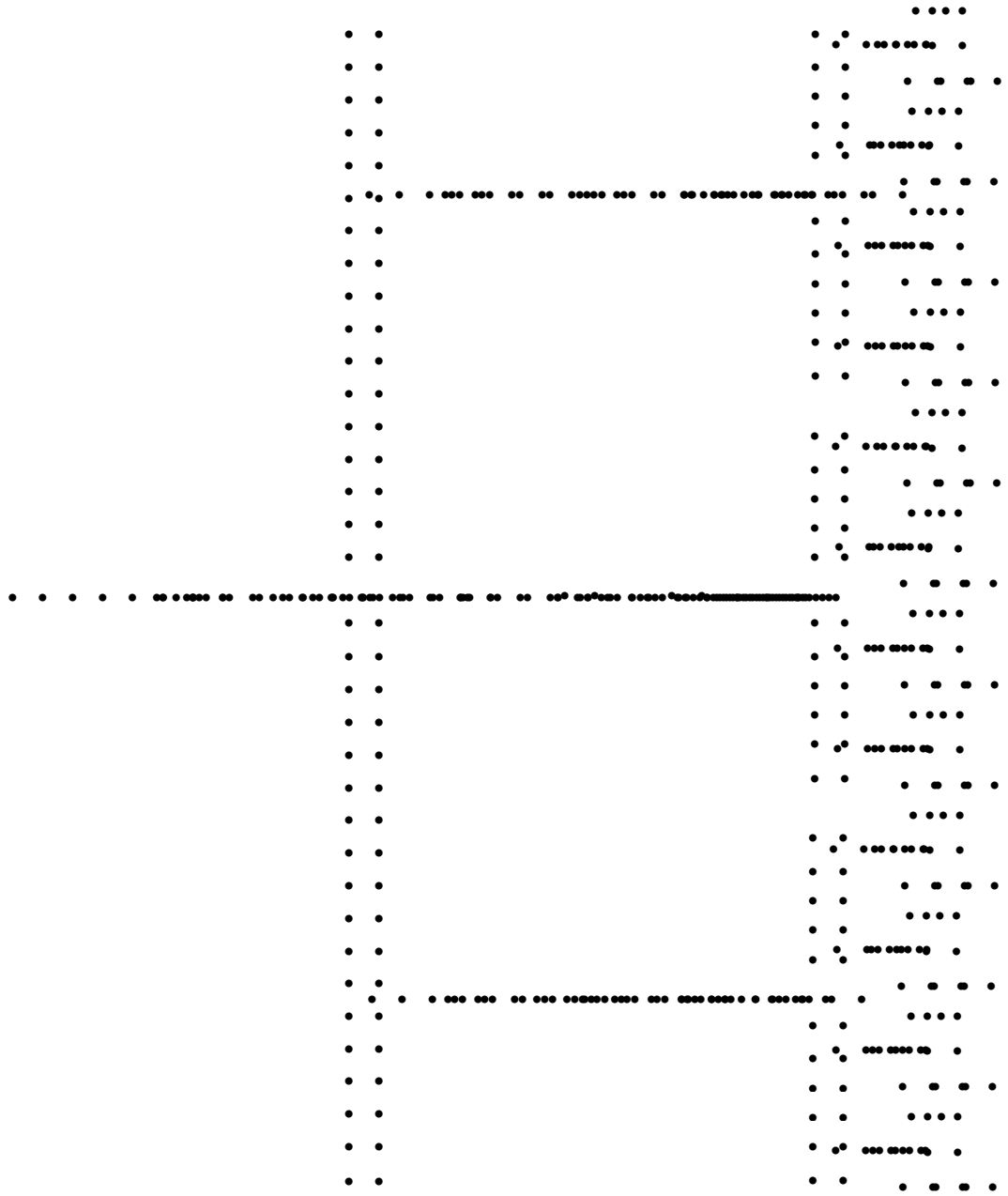
Fonte: Elaborada pelo autor

5.3 SIMULAÇÃO

Após a determinação dos perfis a serem estudados em 5.2 e o estabelecimento do modelo numérico da seção 5.1, modelaram-se todos os perfis com os carregamentos de: momento constante (MC), carga concentrada estabilizante (CE), carga concentrada

desestabilizante (CD) e neutra (CN). Dessa forma, obteve-se a seguinte relação de experimentos da Figura 5.9. Em cada simulação, obteve-se o valor do momento elástico, M_{cr}, e o momento último, M_u.

Figura 5.9: Experimentos Numéricos



O momento elástico foi obtido por meio da análise de perturbação "*buckle*" no ABAQUS, sendo o seu valor correspondente ao primeiro autovalor positivo na simulação. Essa análise corresponde a uma análise de instabilidade bifurcacional, descrita no capítulo 2.

Para o cálculo do Momento Último, é necessário, primeiramente, que haja os resultados do Momento Elástico e seus deslocamentos, utilizando a carga crítica da análise elástica e a análise de Ricks do Software, na qual se adicionam as imperfeições geométricas e físicas do

elemento. Essa análise considera a instabilidade por "*snap-through*", apresentada no segundo capítulo. Nessa simulação, obtém-se o "*load propotional fator*" (LPF), que corresponde a um fator que multiplica a carga aplicada para obtenção do M_u . Se o valor do LPF for maior que 1, considera-se o valor do M_{cr}, ou seja, sua instabilidade é elástica. Assim, sendo menor que 1, sua instabilidade é inelástica.

5.4 COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DE M_{cr} OBTIDOS COM RESULTADOS NORMATIVOS E ANALÍTICOS

Os resultados de momento elástico obtidos com simulações com os resultados das propostas normativas e analíticas apresentadas no capítulo 4 foram comparados, verificando se seus resultados estão conservadores ou não em relação aos resultados das análises numéricas. Os resultados analíticos com a equação de Bradford (1985) foram comparados utilizando o M_{cr} da AISC 360:2016.

5.5 COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DE *Mu* OBTIDOS COM RESULTADOS NORMATIVOS E ANALÍTICOS

Os resultados de momento último obtidos com simulações com os resultados das propostas normativas e analíticas apresentadas no capítulo 4 foram comparados, verificando se seus resultados estão conservadores ou não em relação os resultados das análises numéricas. Como os métodos analíticos adicionam alterações no M_{cr}, suas alterações foram consideradas apenas na AISC 360:2016.

5.6 SUGESTÃO DE INCLUSÃO DE COEFICIENTES

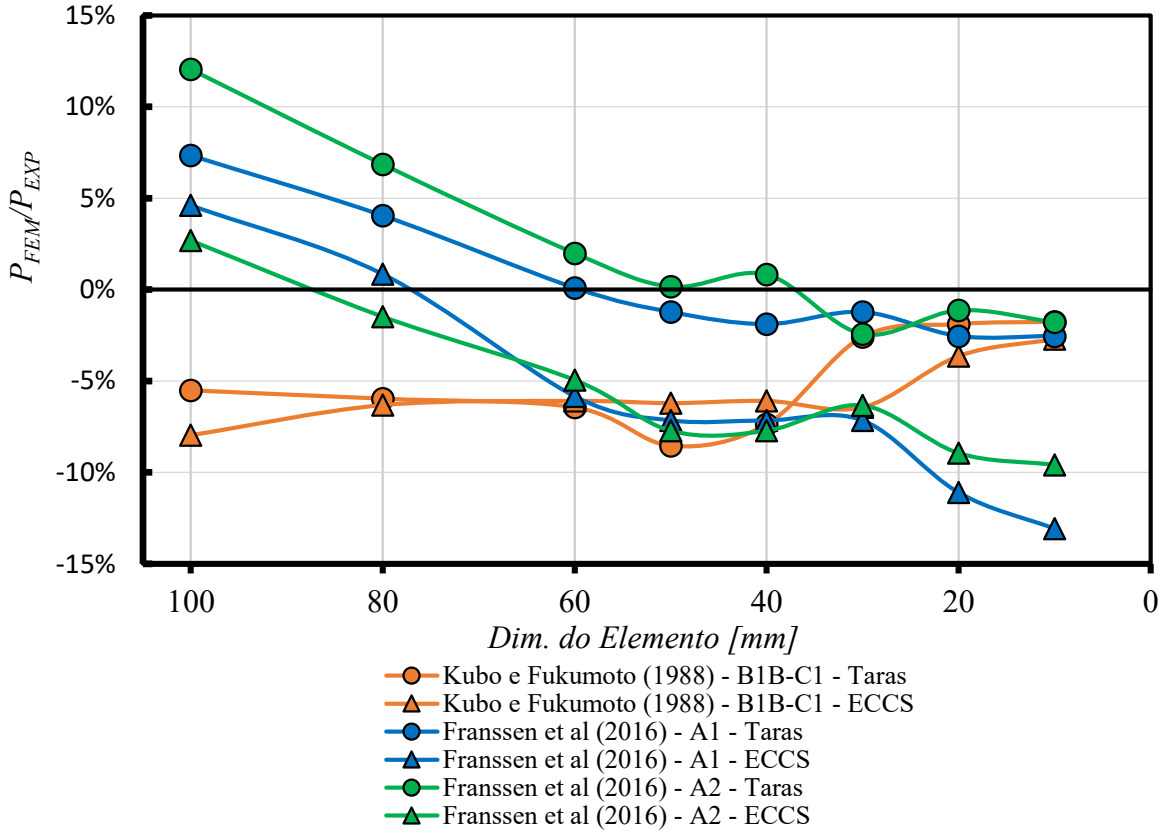
Com os resultados obtidos, possibilitou-se observar qual equação, dentre as normas e métodos analíticos, melhor configuram o efeito distorcional. Dessa forma, elaborou-se uma proposta de alteração da fórmula para o cálculo da FLT.

6 RESULTADOS E DISCUSSÕES

6.1 VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO

Com o objetivo de validar o modelo numérico a ser utilizado para a simulação dos perfis esbeltos, utilizou-se como base os experimentos de Kubo e Fukumoto (1988) e de Franssen et al. (2016). Considerando-se a dimensão do Elemento Finito, o modelo de tensões residuais e as imperfeições geométricas iniciais, conforme descrito na seção 5.1, foram obtidos os resultados da Figura 6.1.

Figura 6.1: Erro Simulação x Dim. de Elemento

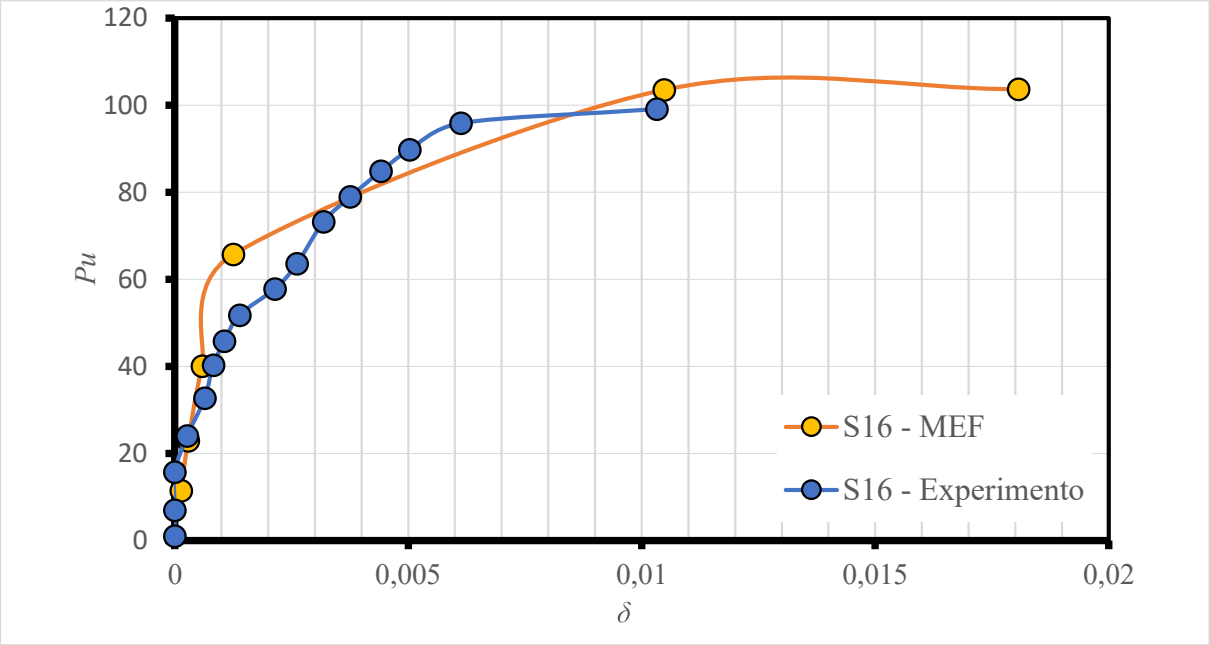


Fonte: Elaborada pelo autor

Faz-se possível notar que todos os modelos de Taras (2010) tendem a convergir para um resultado entre -5% e 0% com uma malha de 20mm. Os modelos esbeltos utilizando o ECCS (1984) se afastam dos resultados encontrados, enquanto, para o modelo compacto, ocorre a mesma convergência do que no outro modelo. Como o presente estudo tem por objetivo avaliar o comportamento de perfis esbeltos, o modelo de tensões residuais de Taras (2010) com uma malha de 20mm é o mais indicado para as análises.

Ao ter em vista a validação feita por Mohebkhah e Azandariani (2016), na qual utilizaram os experimentos de Richter (1998) para validar o modelo de seções esbeltas apenas com a presença da imperfeição geométrica *L/1000*, efetuou-se a validação no experimento S16 de Richter comparando os resultados, de modo a considerar as tensões residuais e resultados, desconsiderando as tensões residuais. Dessa forma, pode-se observar, na Figura 6.2, que o modelo com apenas a imperfeição geométrica apresenta um comportamento similar próximo aos resultados dos ensaios com um desvio de 4,57% no comparativo entre os resultados.

Figura 6.2: Comparativo experimento Richter (1998) com MEF



Fonte: Elaborada pelo autor

6.2 ESTABELECIMENTO DE PERFIS METÁLICOS E CONDIÇÕES DE APOIO

Como o objetivo é estudar três situações de esbeltez da alma, três tipos de simetrias, variando o comprimento, necessita-se estabelecer as dimensões da seção para o estudo, considerando que a malha ideal é de 20 mm.

Ao ter em vista que os experimentos de Franssen et al. (2016) e Richter (1998) possuem a altura da alma com 610 mm e 672 mm, respectivamente, entende-se que a altura da alma utilizada deverá ser superior a elas, levando-se em consideração que a dimensão do elemento está fixa e que alturas menores implicarão um menor número de elementos e, consequentemente, uma aproximação ruim de resultados. Portanto, estabelece-se uma altura de 800 mm para a altura da alma e uma largura de mesa de 200 mm para seções simétricas. Para a espessura da mesa, adotou-se a 10mm.

Para atender aos três tipos de esbeltez propostos na seção 5.2, foram utilizadas as espessuras de: 4mm, 5mm e 6mm. Para os casos monossimétricos de mesa superior maior, utilizou-se a largura 416 mm, continuando a mesa inferior com 200 mm, sendo inverso no caso de mesa inferior maior.

Para os comprimentos, foram considerados os mesmos comprimentos do estudo de Mohebkhah e Azandariani (2016): 1, 2, 4, 6, 8, 10, 11, 12, 15, 18, 20, 22, 25, 30 e 40, a fim de ser possível a consideração da FLT em vários comprimentos, principalmente nos perfis com mesa superior larga.

6.3 SIMULAÇÃO

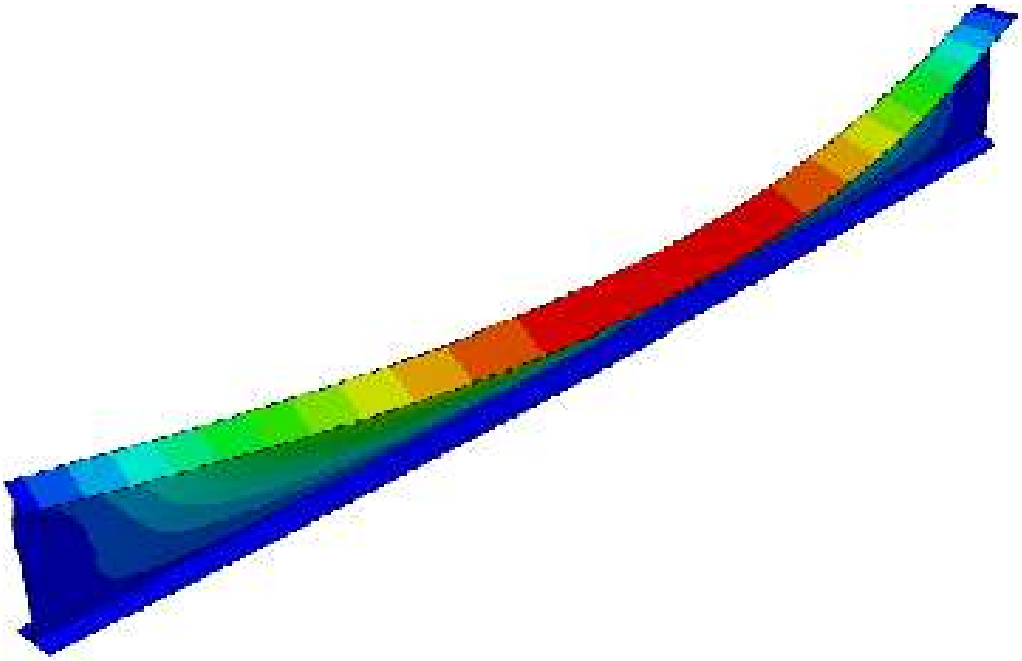
Simulou-se um total de 540 vigas, com o seu M_{cr} e momento M_u, nas seções descritas anteriormente, variando-se os tipos de carregamento com momento constante, carga concentrada neutra, estabilizante e desestabilizante. Como forma de simplificar a nomenclatura das simulações, na Figura 6.3, evidencia-se com serão nomeadas as simulações.

Figura 6.3: Nomenclatura Simulações

Fonte: Elaborada pelo autor

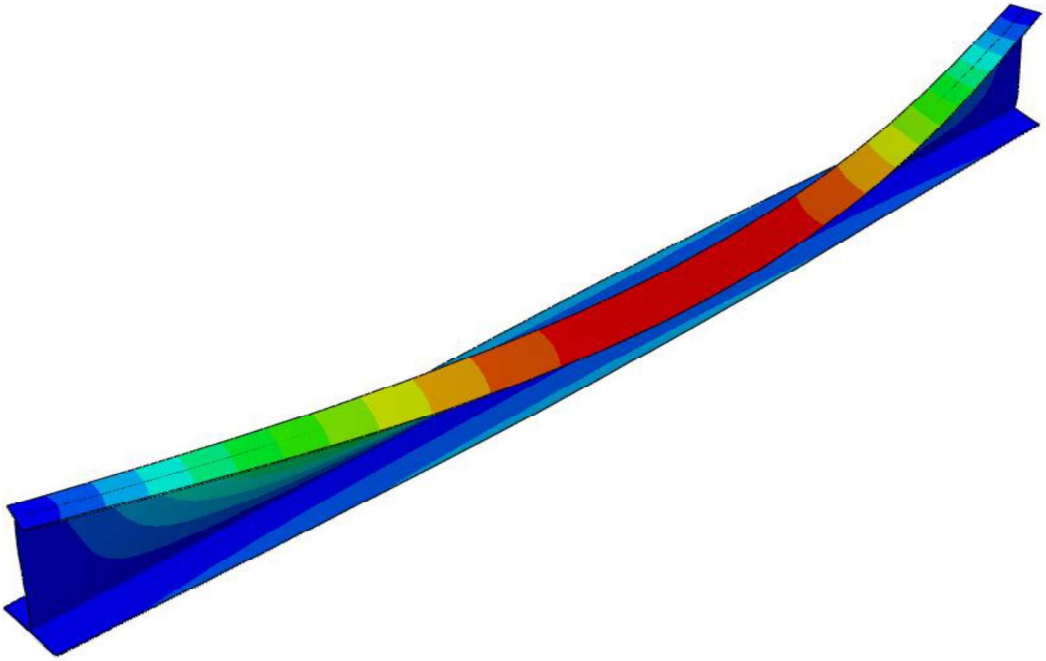
Observou-se que, com o momento uniforme, a FLT ocorreu na viga de seis metros para a seção simétrica, Figura 6.4, na viga de coeficiente de monossimetria 0,1 com oito metros, Figura 6.5, e, por fim, na viga de quinze metros para seção com mesa larga, Figura 6.6, demonstrando que a largura da mesa superior tem importante função para rigidez para a flambagem lateral com torção, condizentes com os resultados de Mohammadi, Hossini e Rohanimanesh (2016), os quais afirmam que mesas superiores largas necessitam de menor contenção lateral. Por meio dos resultados, foi possível verificar que, conforme o coeficiente de esbeltez é maior à distorção, o efeito da distorção da alma ocorre em comprimentos maiores, mas passa a ser nulo conforme a esbeltez global aumenta para qualquer simetria.

Figura 6.4: Momento crítico perfil sujeito a momento constante, com alma de 4mm, monossimetria de 0,5, comprimento de 06 metros(4-05-MC-06-M_{cr})



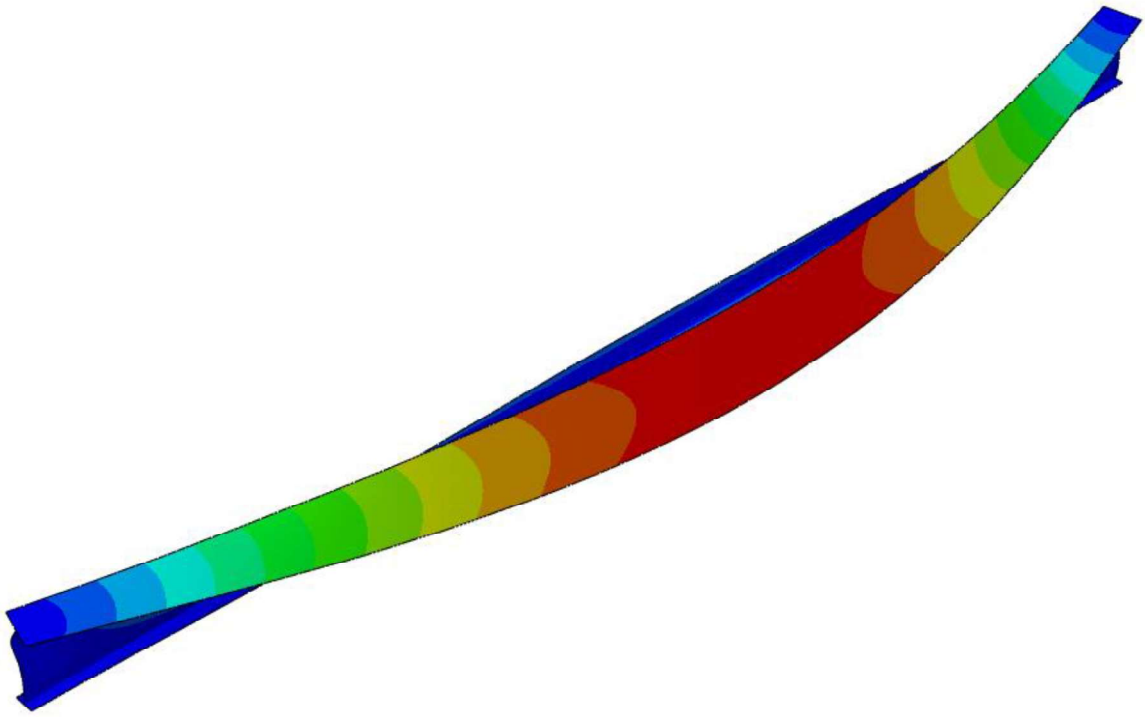
Fonte: Elaborada pelo autor

Figura 6.5: 4-01-MC-8-M_{cr}



Fonte: Elaborada pelo autor

Figura 6.6: 4-09-MC-15-M_{cr}



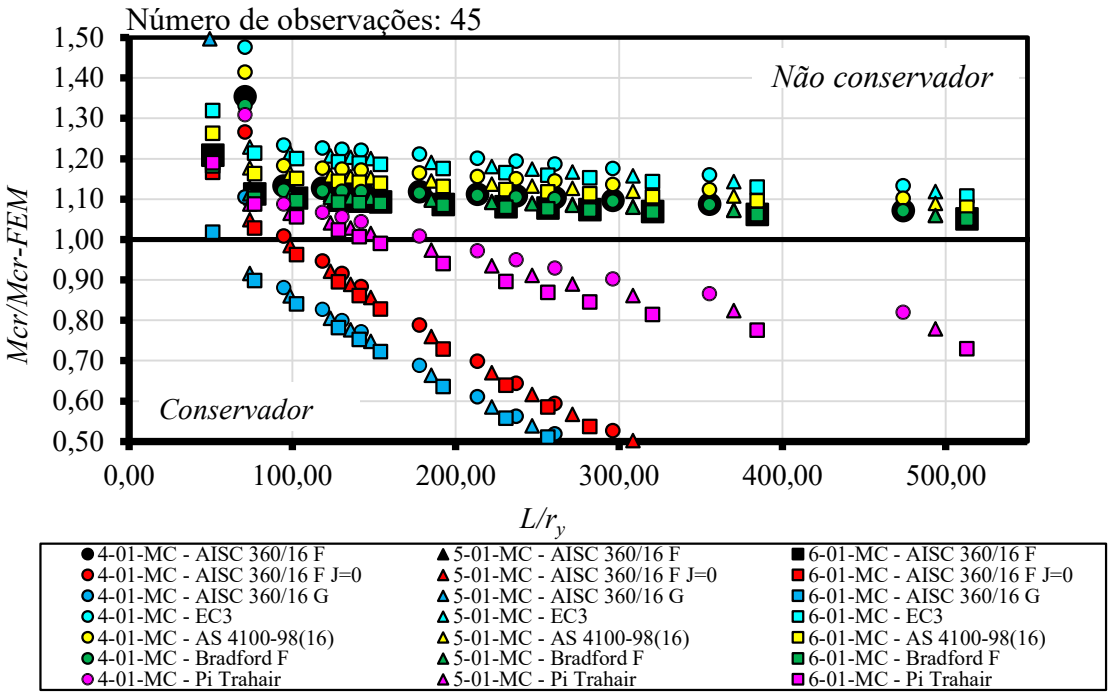
Fonte: Elaborada pelo autor

6.4 COMPARATIVO DO MOMENTO ELÁSTICO

6.4.1 Momento Constante

Ao considerar o carregamento com momento constante, observa-se, nas Figura 6.7, Figura 6.8 e Figura 6.9, os gráficos comparativos entre o M_{cr} do referencial normativo com os resultados de flambagem elástica da análise numérica. Nota-se que, independentemente da simetria, a esbeltez da alma não confere aos elementos uma significativa diferença.

Figura 6.7: Momento Elástico - 01-MC

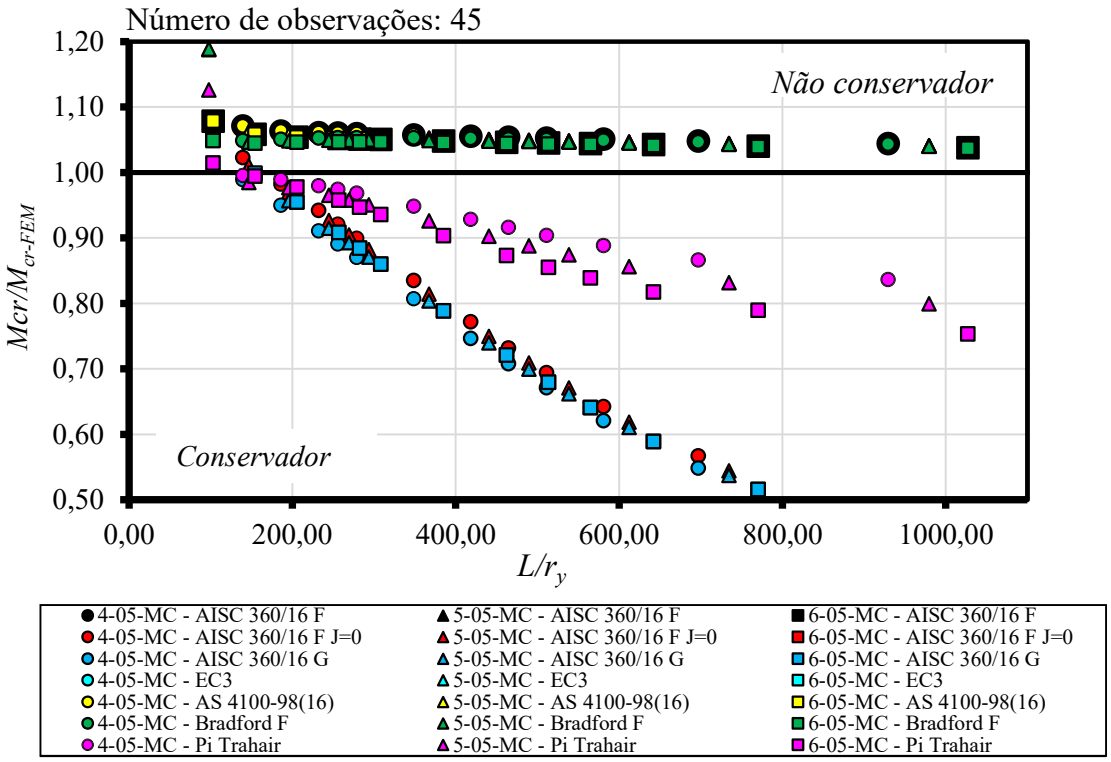


Fonte: Elaborada pelo autor

No método analítico de Pi e Trahair (2000), ocorre um aumento da diferença conforme a esbeltez global é elevada nas seções simétrica e monossimétrica com mesa estreita, obtendo-se resultados mais conservativos para elementos com alma compacta. Isso demonstra que o coeficiente D_w da equação (4.49) tem influência nos resultados quando a esbeltez global é elevada. Nota-se, também, que seus resultados apresentam um comportamento conservador, entre noventa e oitenta porcento do valor encontrado utilizando o MEF.

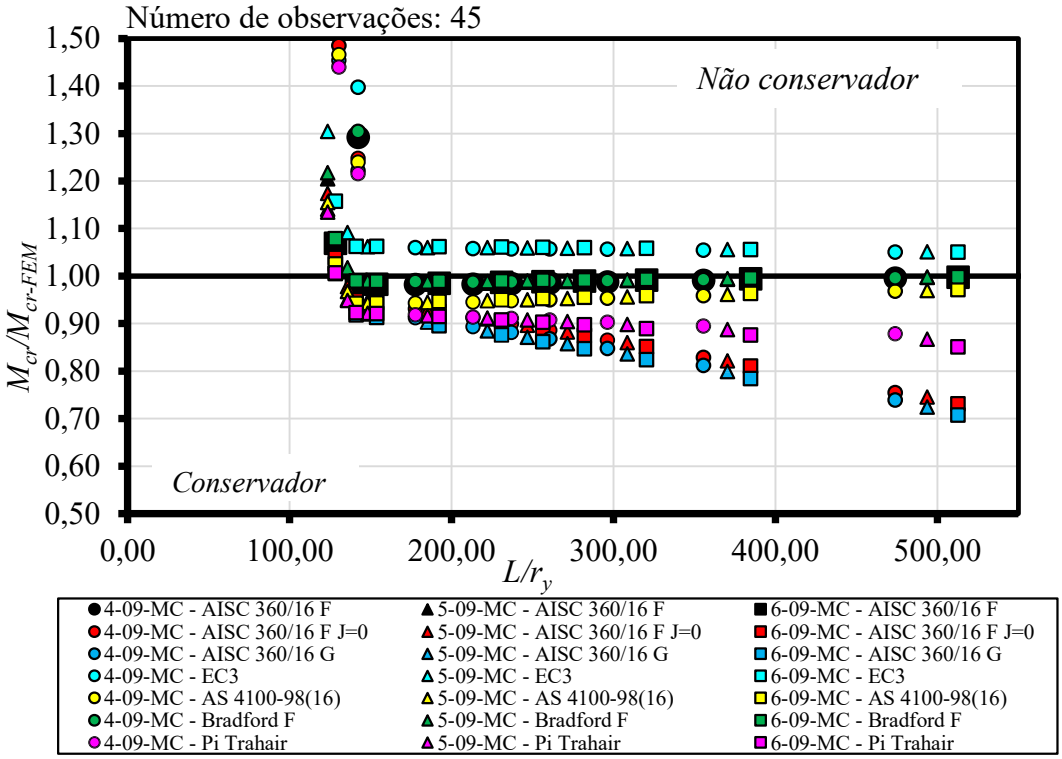
Os resultados obtidos pelas normas AISC 360:2016 G, EN 1993-1-1 2005 e AS 4100:2016 apresentam resultados não conservativos simulares para seções simétricas. A norma europeia também obtém resultados contra a segurança em ambas as seções monossimétricas, com um maior afastamento dos resultados nas seções com coeficiente de monossimetria 0,1. As normas, americana para seções compactas e a australiana, por sua vez, aproximam-se dos resultados das simulações numéricas em ambas as simetrias. Observa-se, a partir desses resultados, que o M_{cr} obtido com as equações (4.19) e (4.41) consideram de melhor maneira a monossimetria por intermédio de seus coeficientes do que a equação (4.38).

Figura 6.8: Momento Elástico - 05-MC



Fonte: Elaborada pelo autor

Figura 6.9: Momento Elástico - 09-MC



Fonte: Elaborada pelo autor

Nota-se que os resultados da norma americana para perfis compactos, considerando o momento torsor nulo e o resultado dela para perfis esbeltos, apresentam maior diferença em perfis monossimétricos com a mesa compacta. Nas outras duas simetrias, Seus resultados são próximos. A diferença na consideração de raios de giração r_y e r_T se vincula a essa diferença. Como r_t considera apenas a seção formada pela mesa e um terço da alma comprimida, desconsiderando toda a seção transversal do elemento, consequentemente, desconsidera-se uma grande parte dela, o que não ocorre no cálculo de r_y. Invertendo-se a esbeltez, isso se altera, já que r_t passa a considerar a maior parte da seção, aproximando-se de r_y.

Os resultados para essas normas possuem valores razoavelmente conservativos para baixa esbeltez global. Elevando-se essa esbeltez, esse valor é acentuado, principalmente para seções simétricas e de mesa estreita, considerando-se os resultados antieconômicos. Os resultados desse referencial normativo com coeficiente de monossimetria 0,9 não tendem a ter elevado conservadorismo com esbeltez global, possuindo uma flexão dos pontos do gráfico ao aproximar dos resultados da análise numérica, porém mais conservadores do que as outras normas.

Em todos os casos, os resultados utilizando a equação de Bradford (1985) apresentaram diferença quase nula de sua referência normativa AISC 360:2016 – G. A diferença é maior apenas no caso de esbeltez global baixa, anulando-se quando ela se eleva. Apesar de pouca diferença, em comprimentos menores, os resultados se aproximam mais dos resultados das simulações numéricas do que apenas com o seu referencial normativo.

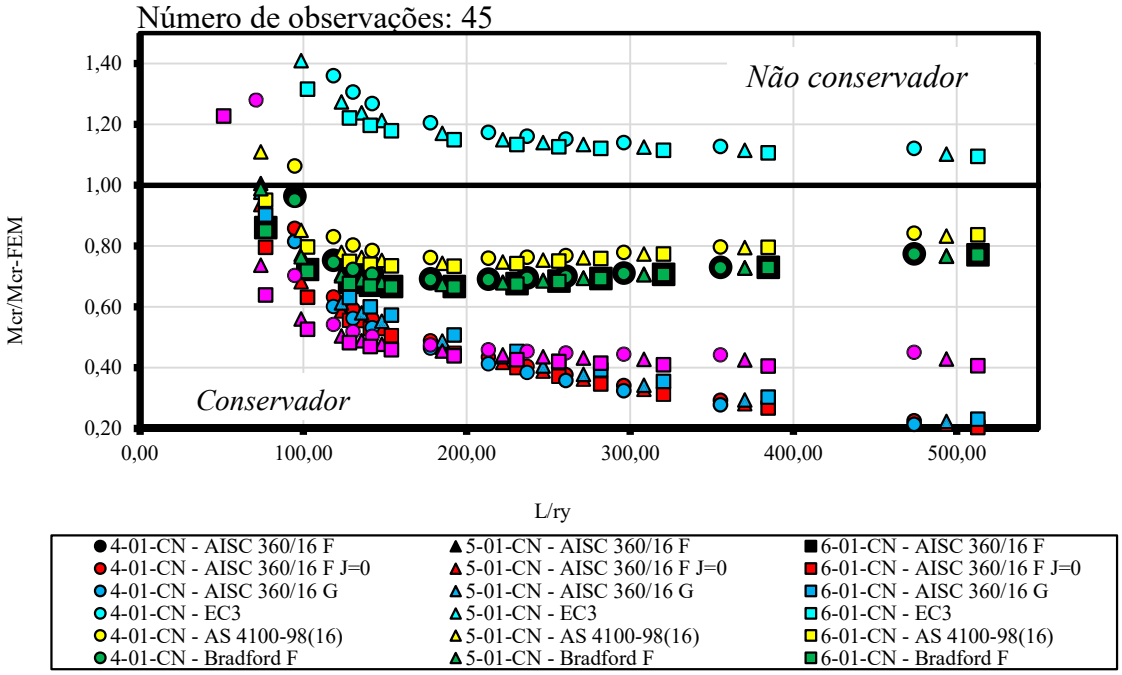
6.4.2 Carga Concentrada Neutra

Ao se considerar o carregamento neutro, observam-se resultados nas Figura 6.10, Figura 6.11 e Figura 6.12 muito similares entre os três tipos de simetria para o Eurocode. Em todos os casos, os resultados se mostraram maiores do que os resultados da análise numérica, estando os resultados para seção monossimétrica com resultados mais próximos dos obtidos pelo método dos elementos finitos. Os resultados das simulações da AISC 360:2016 e AS 4100:2016 seguem a mesma tendência para essa seção. Já para as outras simetrias, ambas se comportam conservadora, com oitenta porcento para simetria de 0,1, e não conservadora para mesas largas, estando nos comprimentos elevados seu menor valor, cerca de trinta porcento acima do resultado da análise numérica.

O conservadorismo da AISC 360:2016 – F com momento torsor igual a 0 e AISC 360:2016 – G se repetem como nas seções simétricas e de mesa estreita. Já para mesas largas,

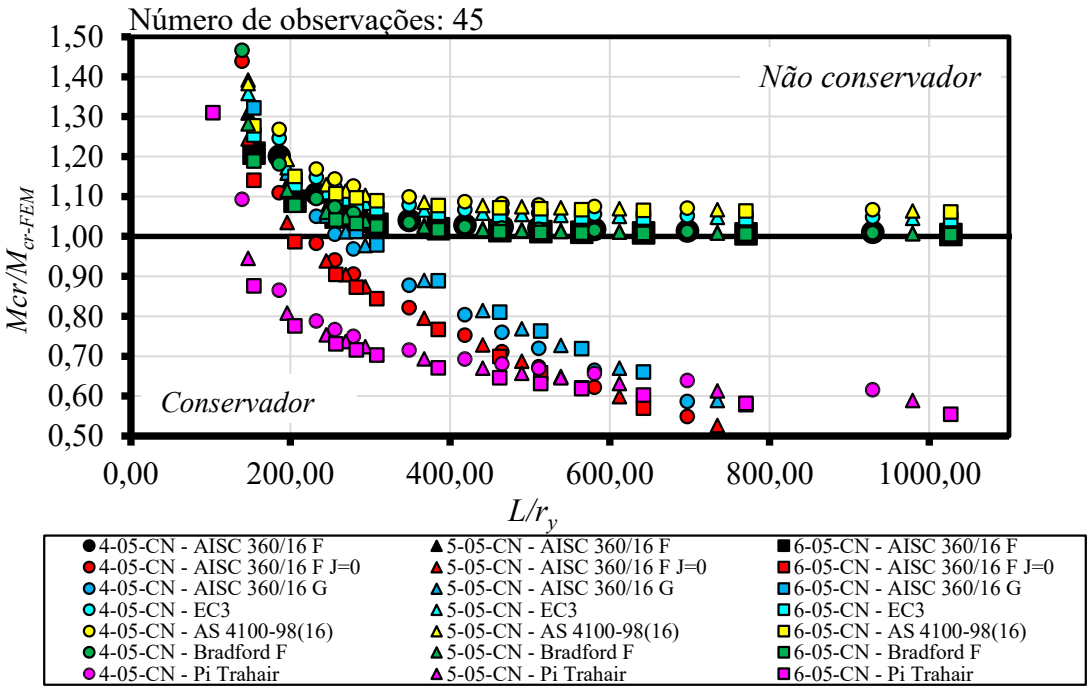
como todos os métodos, todos os resultados não são conservadores. Exceção feita somente ao modelo de Pi e Trahair (2000), que passa a ser conservador após a esbeltez de 300.

Figura 6.10: Momento Elástico - 01-CN



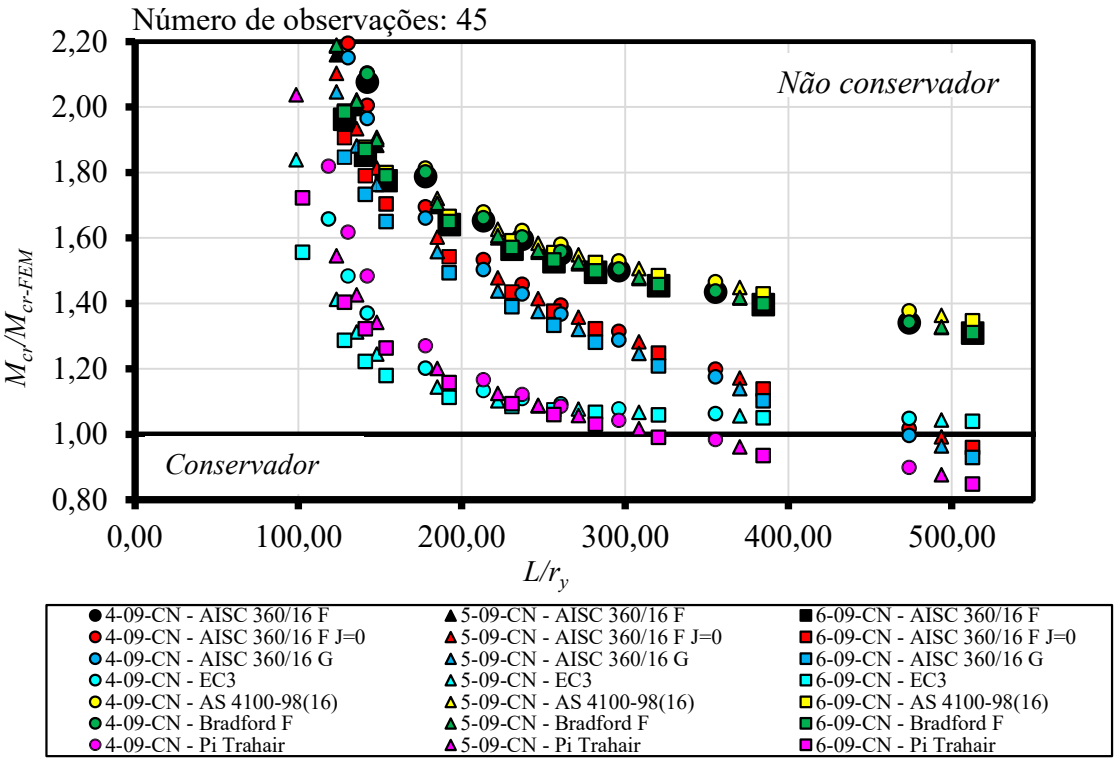
Fonte: Elaborada pelo autor

Figura 6.11: Momento Elástico - 05-CN



Fonte: Elaborada pelo autor

Figura 6.12: Momento Elástico - 09-CN



Fonte: Elaborada pelo autor

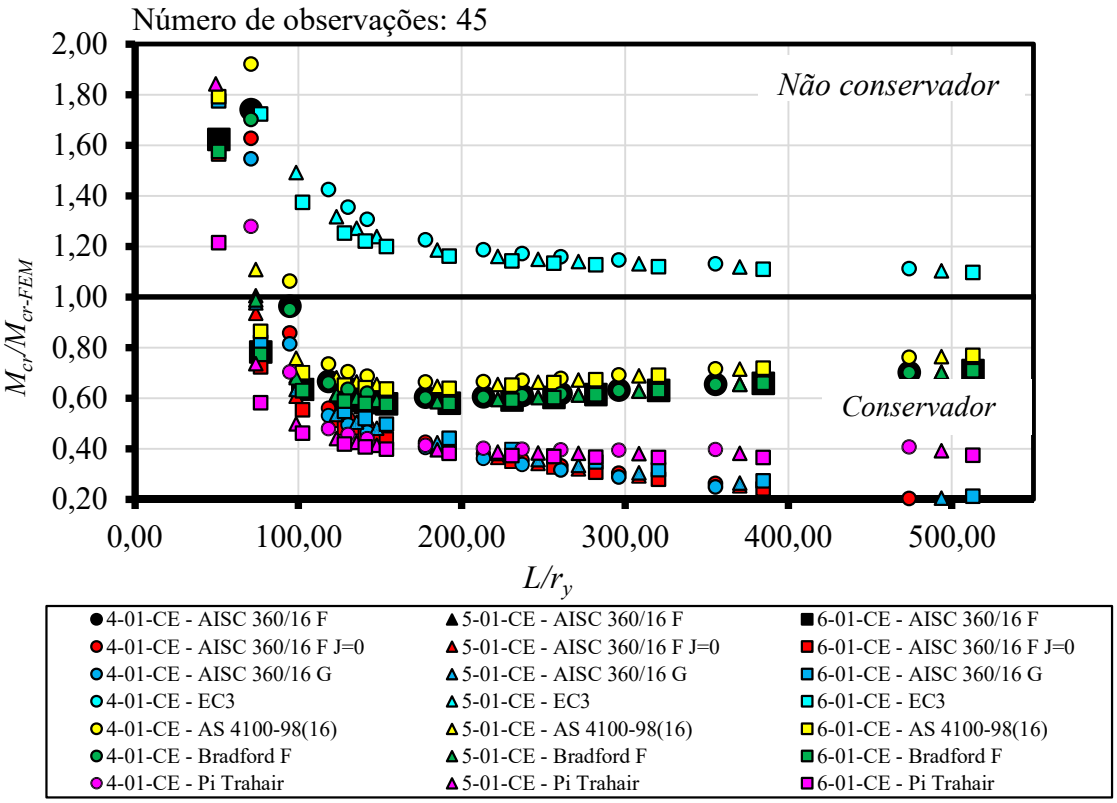
Os resultados não conservadores para seções monossimétricas de mesa larga se devem à distorção ocorrida na alma. Diferentemente das outras duas simetrias, o ponto de aplicação da carga estar elevado na alma, ou seja, está posicionado próximo à mesa superior, proporciona a FLA em carregamentos menores. Os resultados da norma europeia estão próximos dos resultados numéricos, sendo o mais confiável para esse caso.

6.4.3 Carga Concentrada Estabilizante

Para cargas estabilizantes, as Figura 6.13, Figura 6.14 e Figura 6.15 demonstram que todos os referenciais normativos e analíticos, com exceção do EN 1993-1-1 2005, proporcionou resultados maiores do que a simulação numérica. Esse conservadorismo nos resultados é consequência do ponto de aplicação do carregamento, que não contribui para o giro seção, mas, sim, auxilia o elemento a se manter na sua posição original, mesmo com a instabilidade criada na mesa superior.

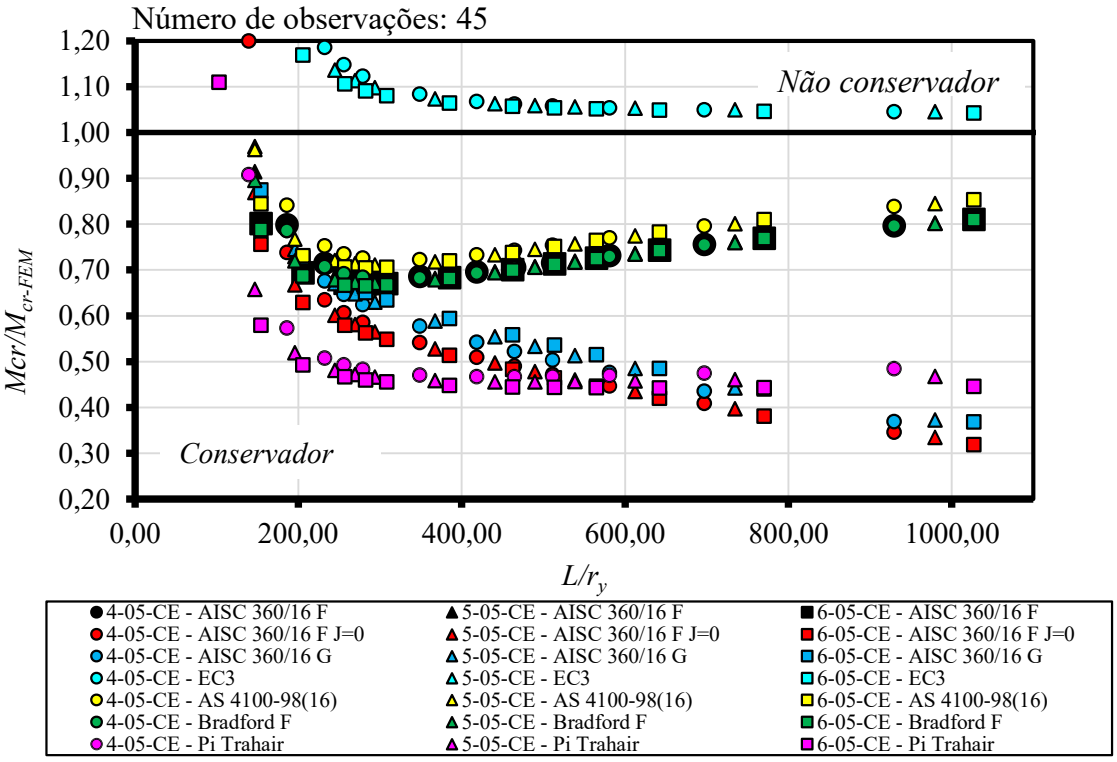
Apesar de não conservador, o resultado do EN 1993-1-1 2005 é o mais próximo dos resultados obtidos pelo MEF nos três tipos de simetria, repetindo o comportamento apresentado nos tipos de carregamentos anteriores.

Figura 6.13: Momento Elástico - 01-CE



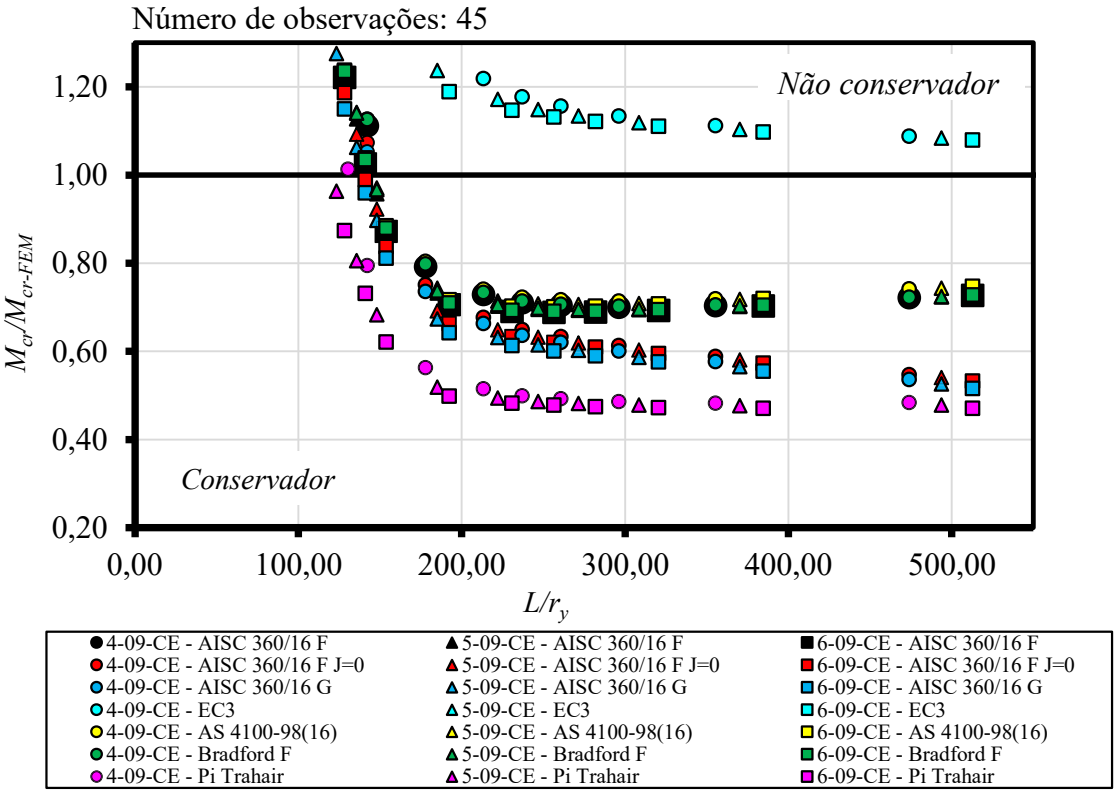
Fonte: Elaborada pelo autor

Figura 6.14: Momento Elástico - 05-CE



Fonte: Elaborada pelo autor

Figura 6.15: Momento Elástico - 09-CE



Fonte: Elaborada pelo autor

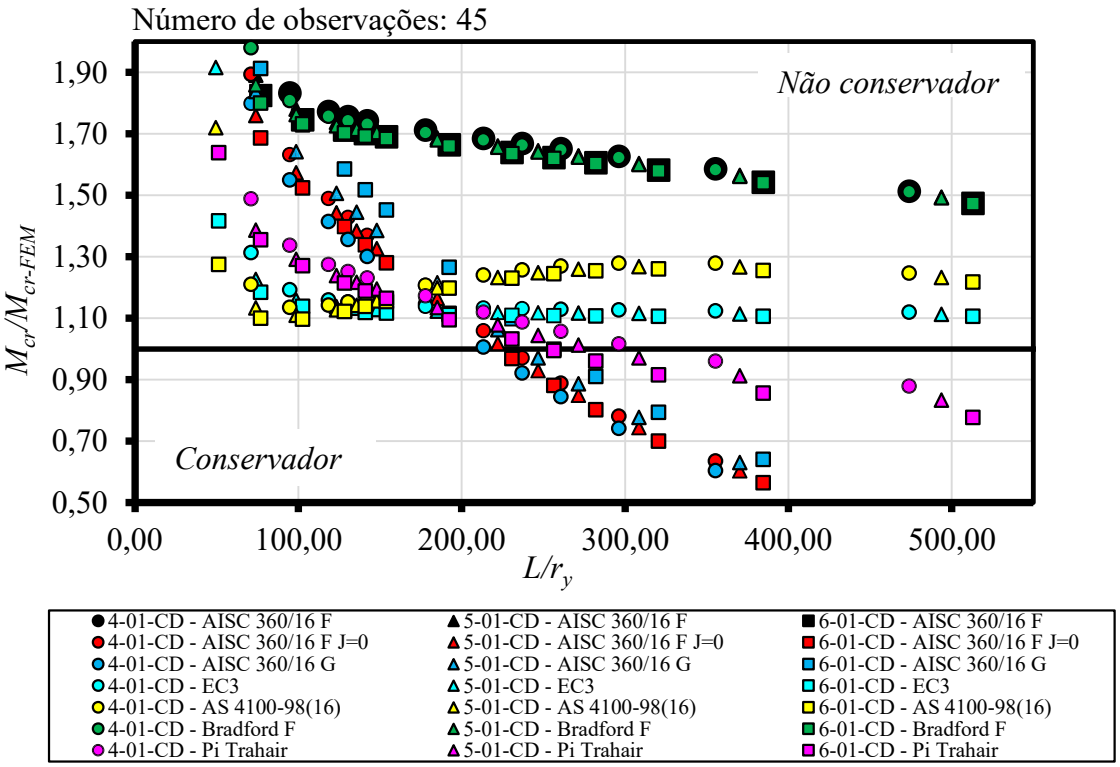
6.4.4 Carga Concentrada Desestabilizante

Com cargas desestabilizantes, a AISC 360:2016 e o AS 4100:2016 propõem resultados distintos, divergindo dos resultados para os carregamentos anteriores. A presença do fator de posição de carga k_l da equação (4.42) na norma australiana aproximou o carregamento dos resultados utilizando o MEF. Entretanto, os resultados para monossimetria 0,1 não apresentaram a mesma convergência do que nas outras duas seções.

A norma americana apresentou resultados menos conservadores por não possuir nenhum fator em seus cálculos que prevejam a posição do carregamento. Como o carregamento distorcional contribui para a rotação da seção, consequentemente, reduz a resistência do elemento. Os resultados pelo modelo de Pi e Trahair (2000), americano considerando o momento torsor nulo e seção esbelta, estão contra a segurança, passando a uma consideração conservadora com esbeltez global acima de 250 e 500 para seções com coeficientes de monossimetria de 0,1 e 0,5.

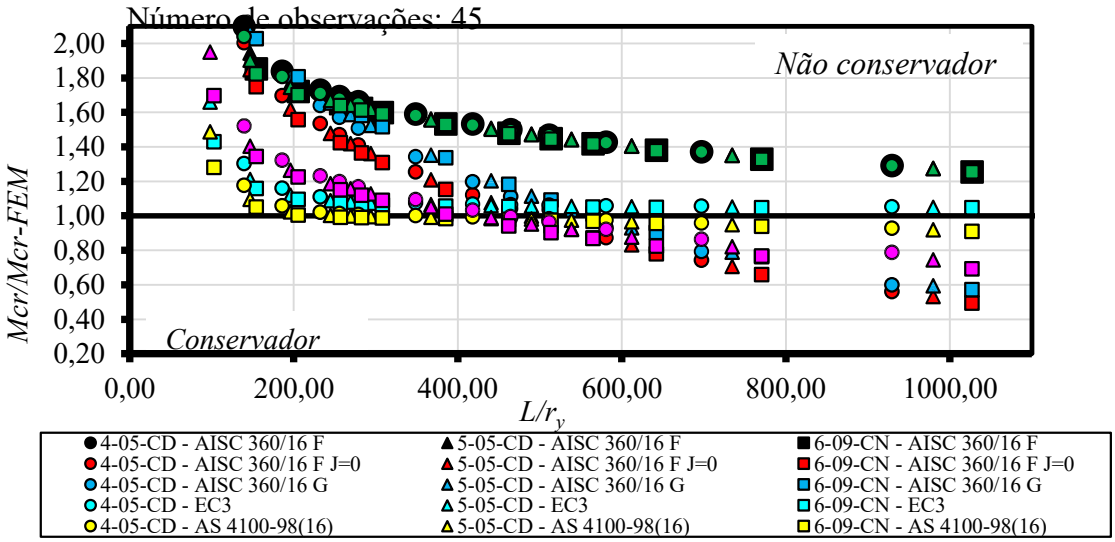
Como em todos os outros casos, a proposta do EN 1993-1-1 2005 é a que melhor aproxima os resultados, considerando todos os casos em virtude dos seus fatores de posicionamento de cargas. Ao ter em vista a monossimetria, os resultados estão próximos dos obtidos pelas normas americana e australiana, as quais, nesse quesito, são mais coerentes com os resultados das análises numéricas.

Figura 6.16: Momento Elástico - 01-CD



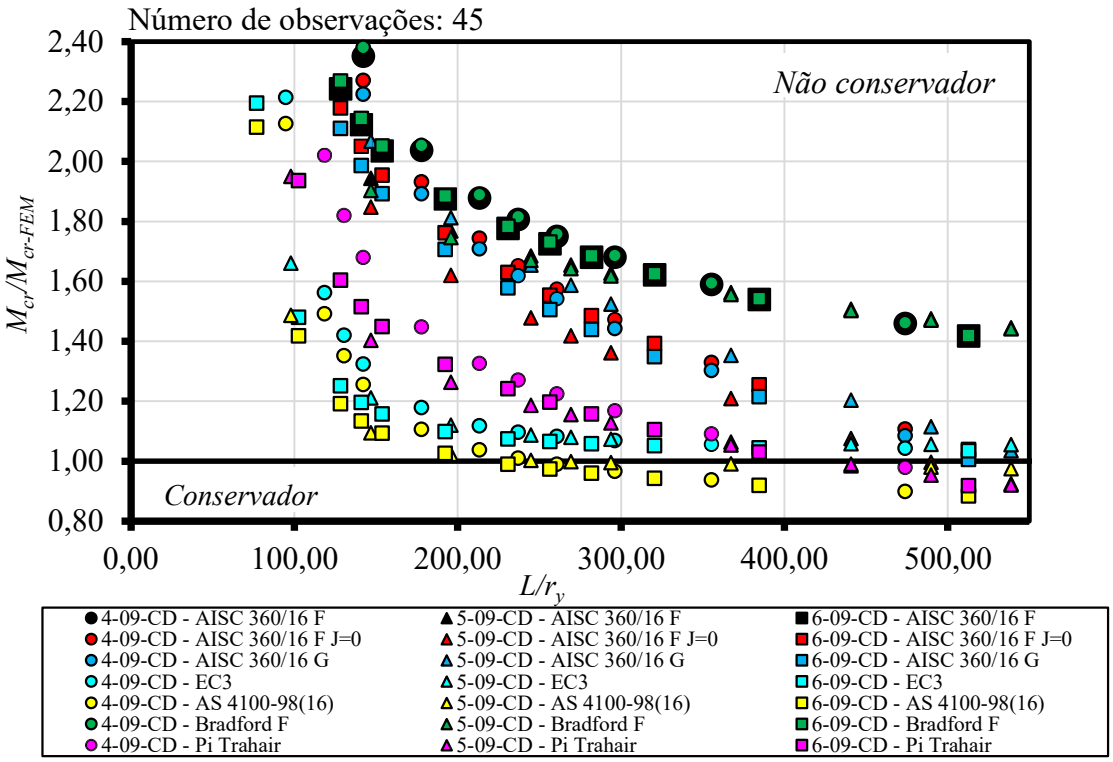
Fonte: Elaborada pelo autor

Figura 6.17: Momento Elástico - 05-CD



Fonte: Elaborada pelo autor

Figura 6.18: Momento Elástico - 09-CD



Fonte: Elaborada pelo autor

Esses resultados condizem com a conclusão de Roberts e Jhita (1983), os quais afirmam que, quanto maior for a esbeltez do elemento, maior sua distorção da alma que, consequentemente, diminui a resistência da carga crítica. O estudo de Bradford (1985) complementa que o aumento da relação h/t_a reduz a rigidez torcional.

6.5 COMPARATIVO DO MOMENTO ÚLTIMO

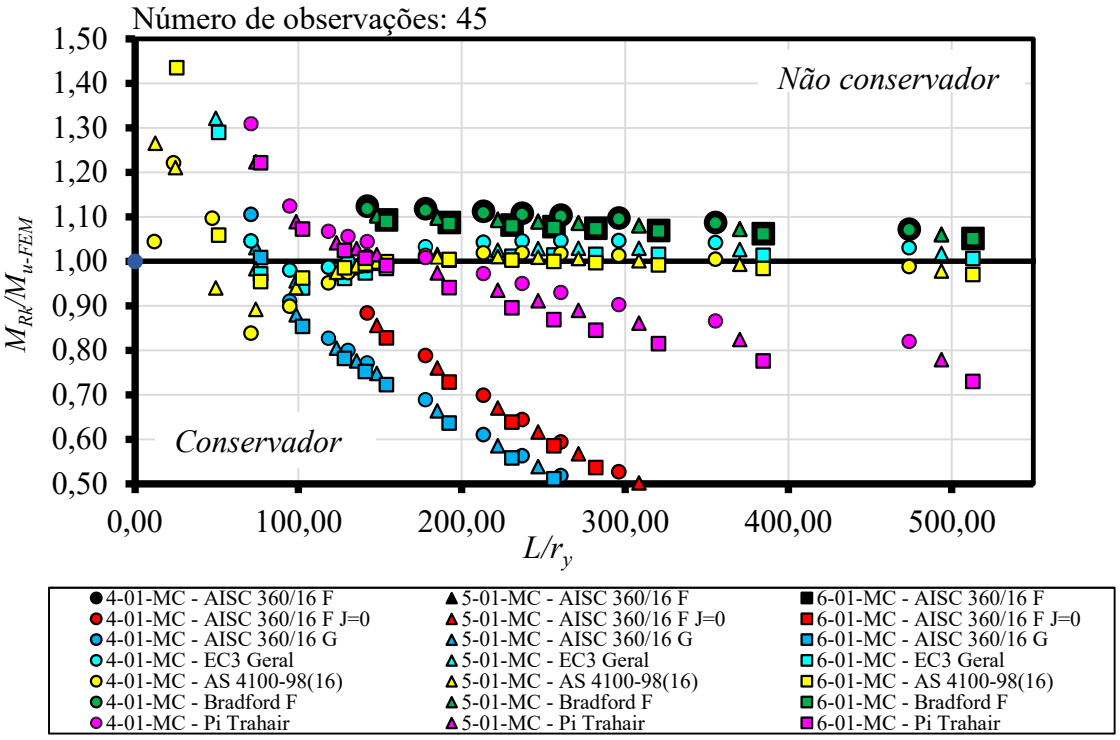
6.5.1 Momento Constante

Ao comparar a Figura 6.19 com os resultados da Figura 6.7, observa-se uma similaridade dos resultados obtidos. Entretanto, nota-se que os referenciais normativos do EN 1993-1-1 2005 e AS 4100:2016 tomam resultados mais conservadores para o M_u do que na análise de $M_{cr.}$ Esse comportamento se repete para os outros dois tipos de esbeltez, simétricas e de mesa larga. Com isso, tem-se que os procedimentos de cálculo dessas duas normas estão a favor da segurança.

A norma americana referente a perfis compactos apresenta resultados não conservadores nas Figura 6.19 e Figura 6.20. Para a situação de monossimetria com índice 0,9, os resultados

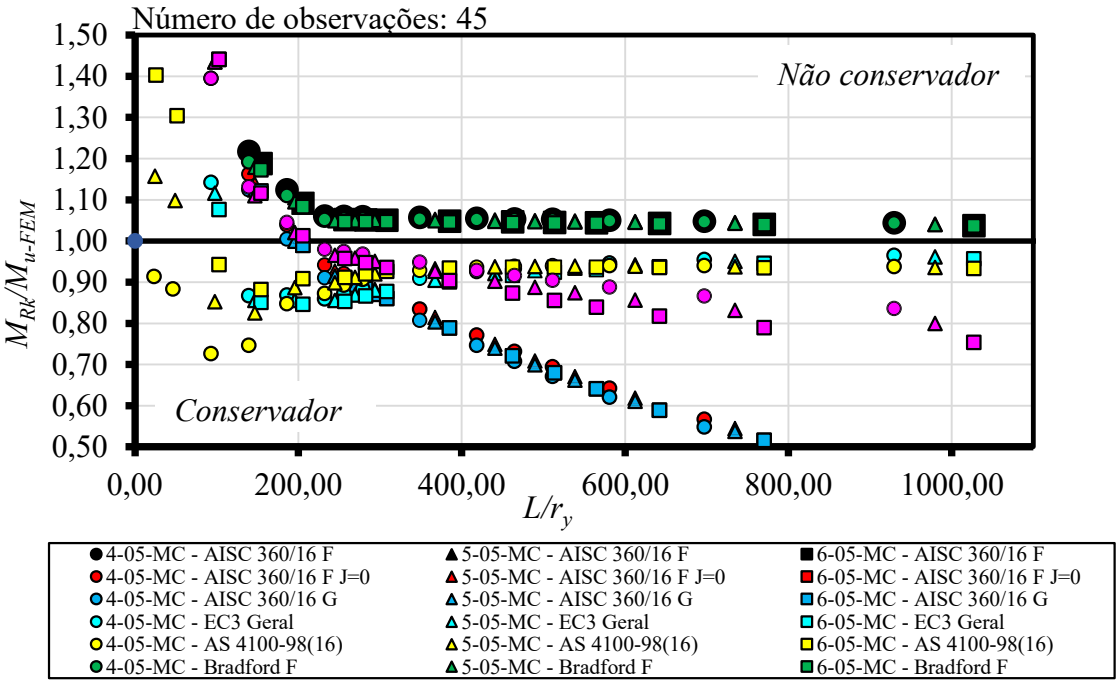
da Figura 6.21 estão muito próximos aos resultados obtidos com as simulações numéricas, ou seja, seus resultados estão no limite de uma situação conservadora.

Figura 6.19: Momento Último - 01-MC



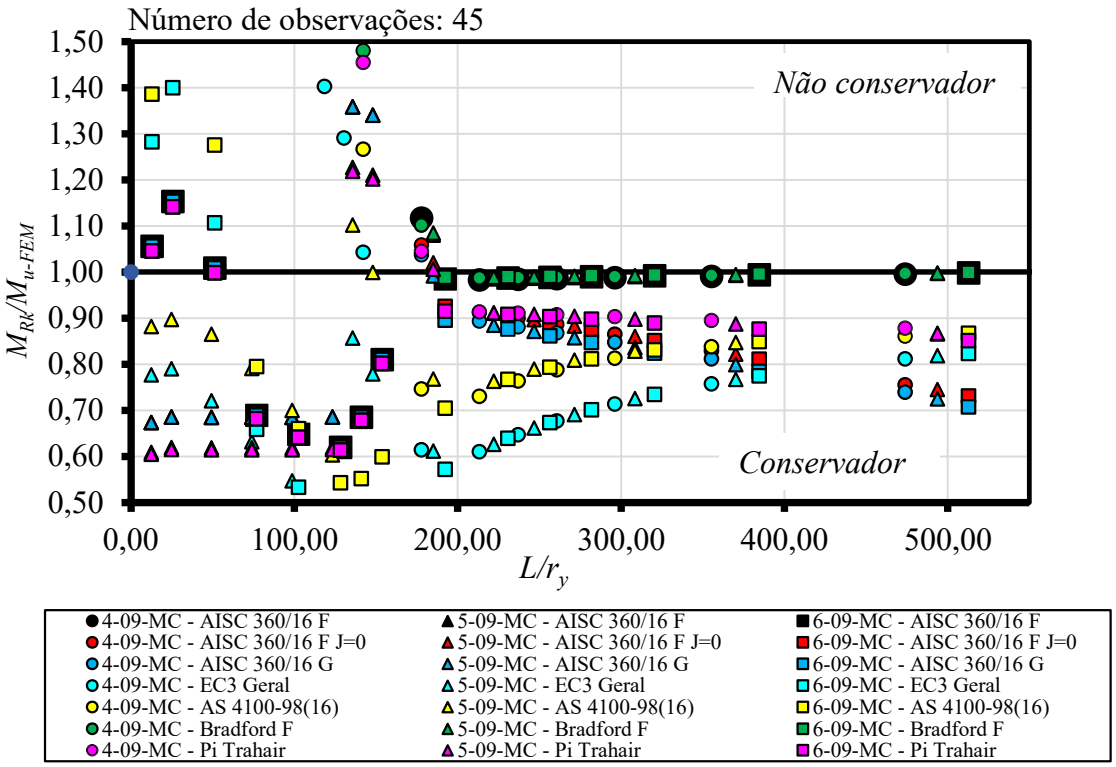
Fonte: Elaborada pelo autor

Figura 6.20: Momento Último - 05-MC



Fonte: Elaborada pelo autor

Figura 6.21: Momento Último - 09-MC



Fonte: Elaborada pelo autor

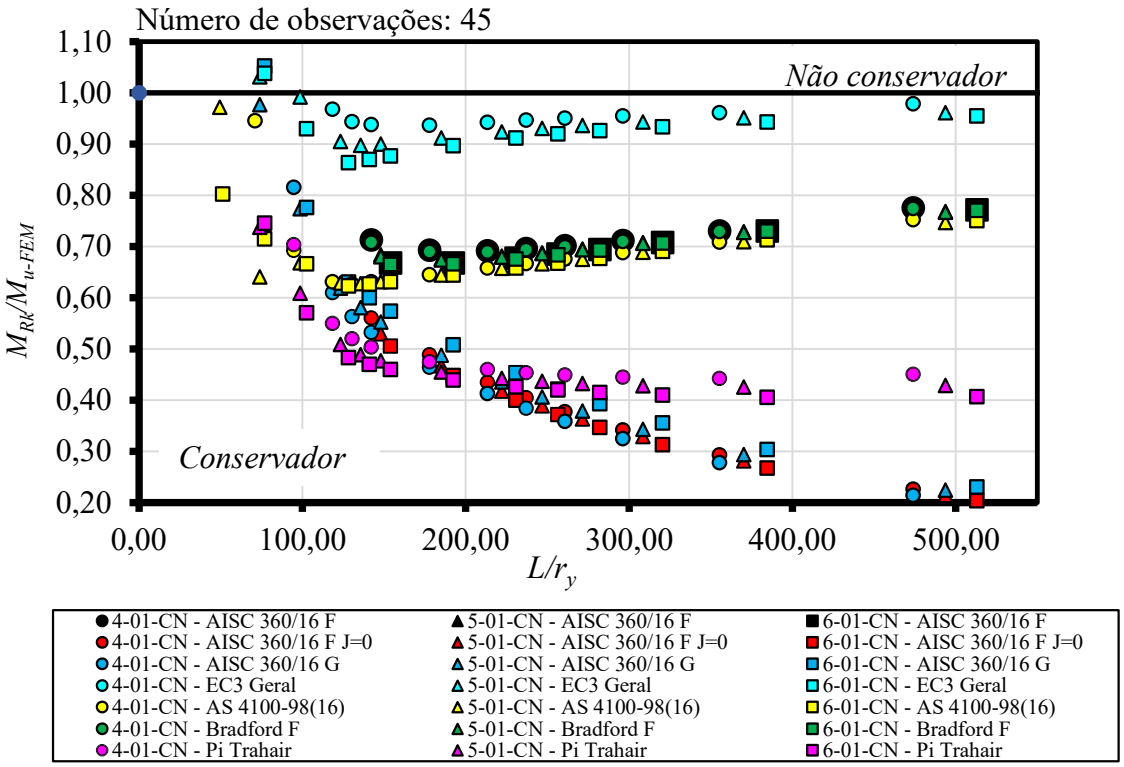
6.5.2 Carga Concentrada Neutra

Os comportamentos das normas australiana e americana se igualam ao se tratar da situação com mesa estreita da Figura 6.22. Todos os resultados encontrados para esse caso são conservadores, sendo a norma europeia a situação que mais se aproxima dos resultados com MEF. O modelo analítico de Pi e Trahair (2000) e as duas situações da norma americana que consideram perfis esbeltos estão a favor da segurança chegando a valores abaixo de cinquenta porcento do valor encontrado com análise numérica. Essa situação se repete na Figura 6.20.

Na situação simétrica da Figura 6.23, a AISC 360:2016 está em situação não conservadora, com a mesma diferença dos resultados das simulações do que as normas europeia e australiana.

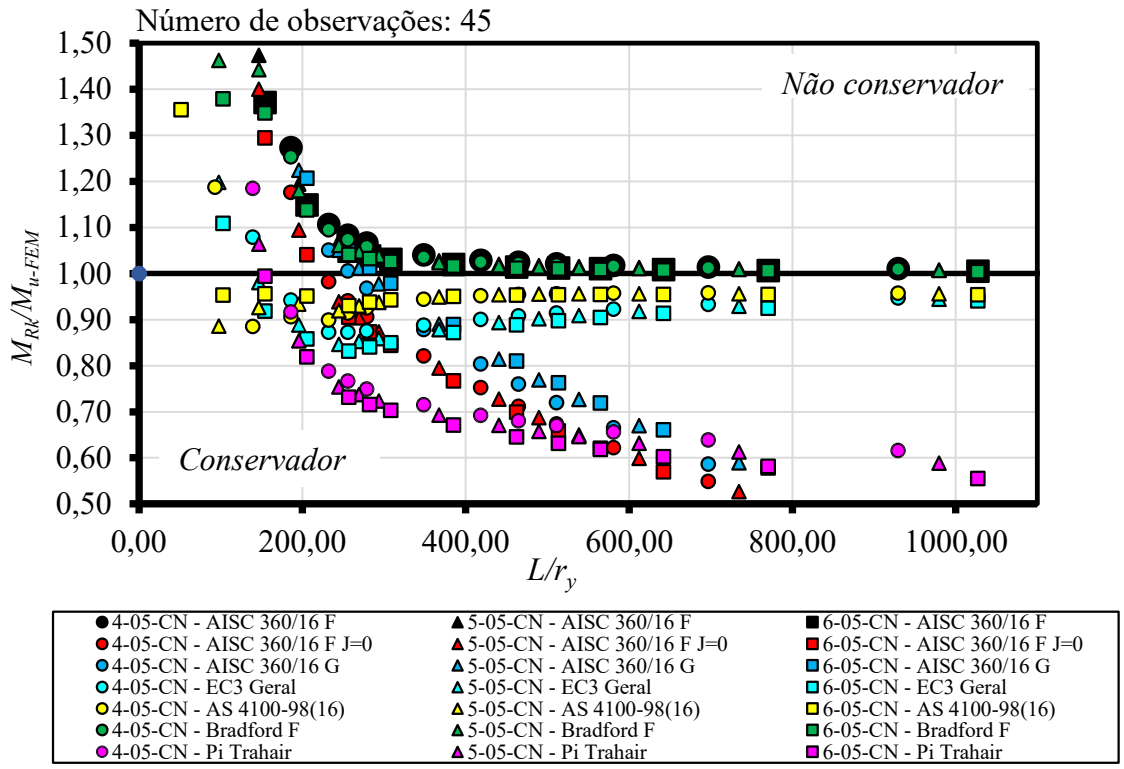
Na Figura 6.24, repete-se o comportamento da Figura 6.12, em que os resultados encontrados estão contra a segurança, exceto no caso do Eurocode, o qual possui todos os seus resultados a favor da segurança. Observa-se que a norma americana se inicia conservadora e, logo, acentua-se para altos níveis de não conservadorismo.

Figura 6.22: Momento Último - 01-CN



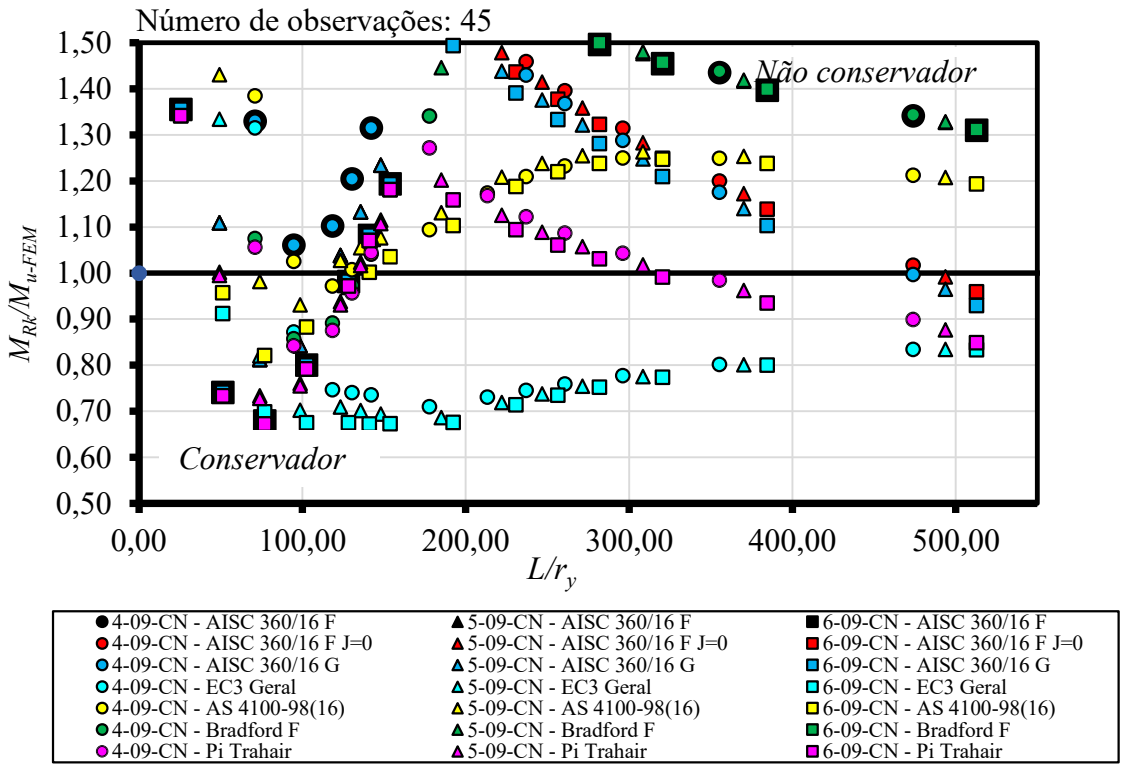
Fonte: Elaborada pelo autor

Figura 6.23: Momento Último - 05-CN



Fonte: Elaborada pelo autor

Figura 6.24: Momento Último - 09-CN

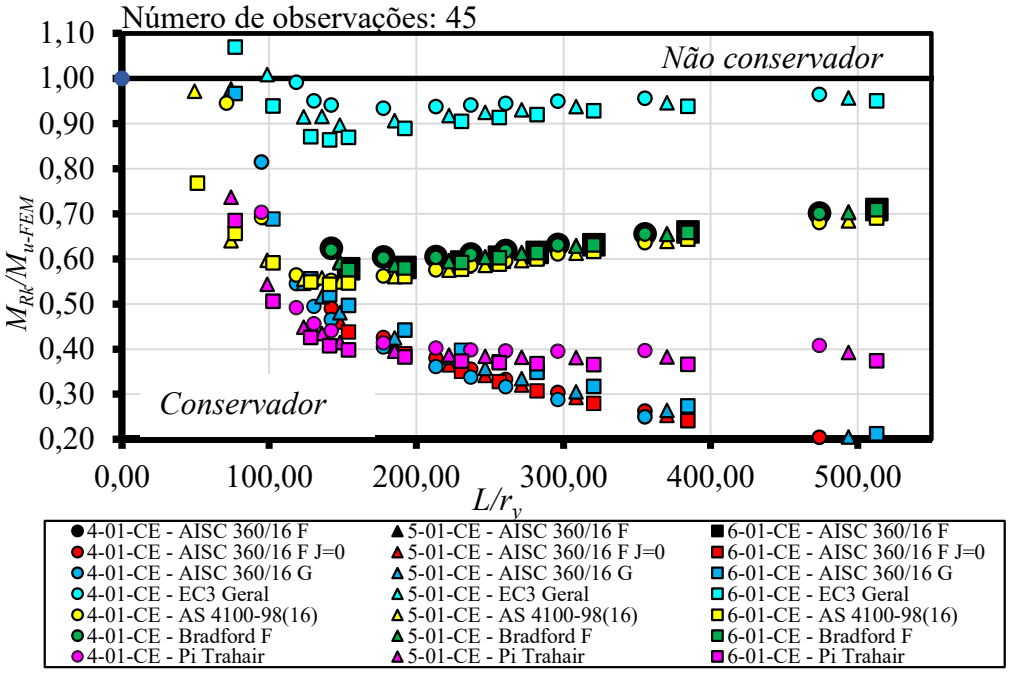


Fonte: Elaborada pelo autor

6.5.3 Carga Concentrada Estabilizante

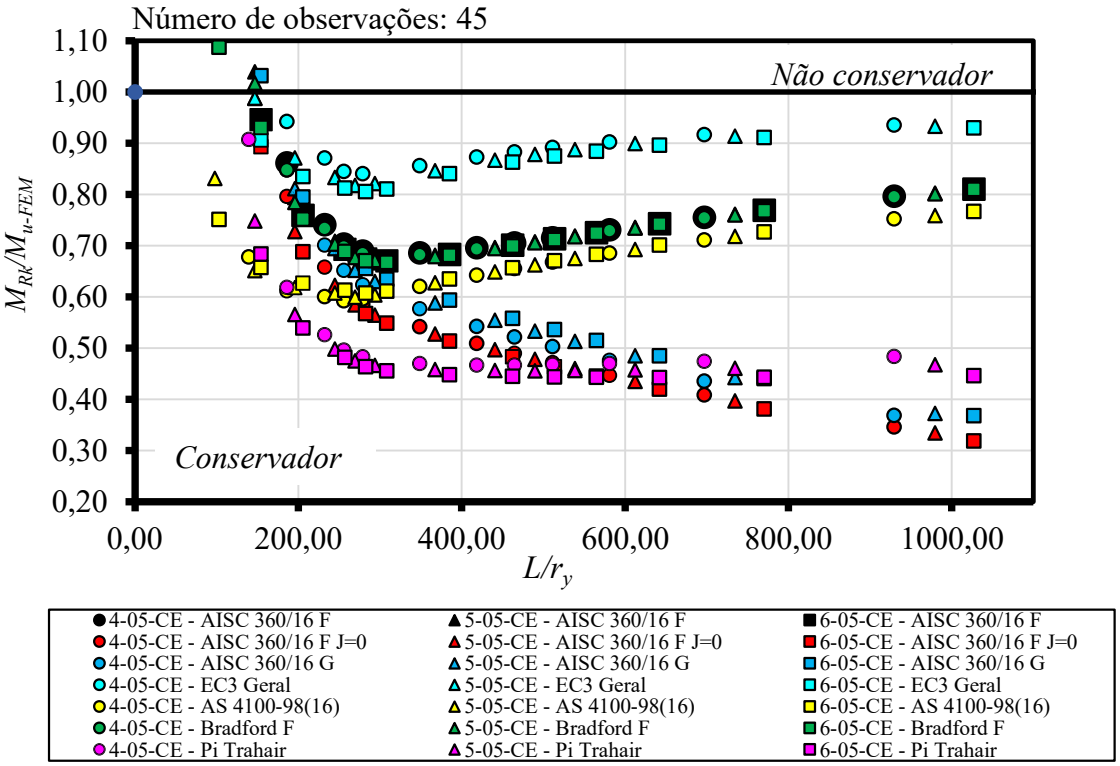
Nas Figura 6.25, Figura 6.26 e Figura 6.27, todos os resultados apresentaram resultados conservadores, inclusive os da norma europeia que, nas análises de M_{cr}, evidenciaram resultados não conservadores. Observa-se que os resultados para perfis esbeltos da norma americana e para o método analítico de Pi e Trahair (2000) estão com alto conservadorismo, o que, em um dimensionamento, pode ser considerado antieconômico. Seguindo esse raciocínio, a norma europeia propõe resultados mais próximos das simulações numéricas, sendo a favor da segurança e economicamente viável por proporcionar um maior aproveitamento da capacidade de resistência do elemento estrutural.

Figura 6.25: Momento Último - 01-CE



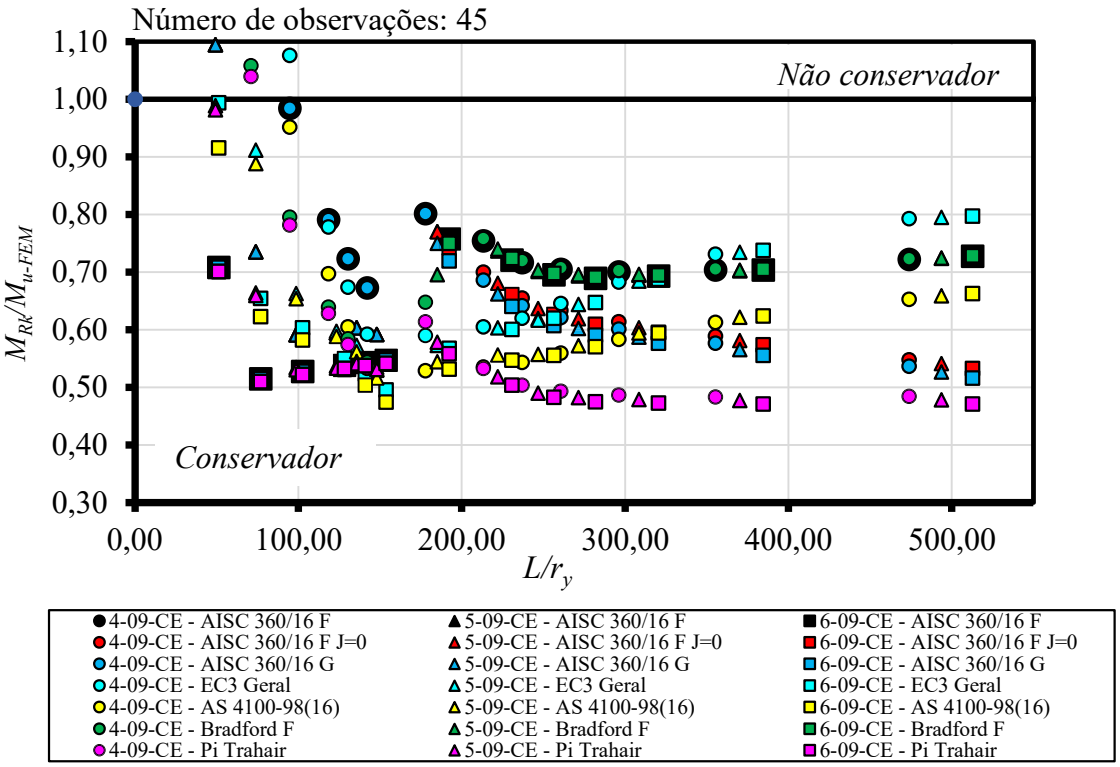
Fonte: Elaborada pelo autor

Figura 6.26: Momento Último - 05-CE



Fonte: Elaborada pelo autor

Figura 6.27: Momento Último - 09-CE



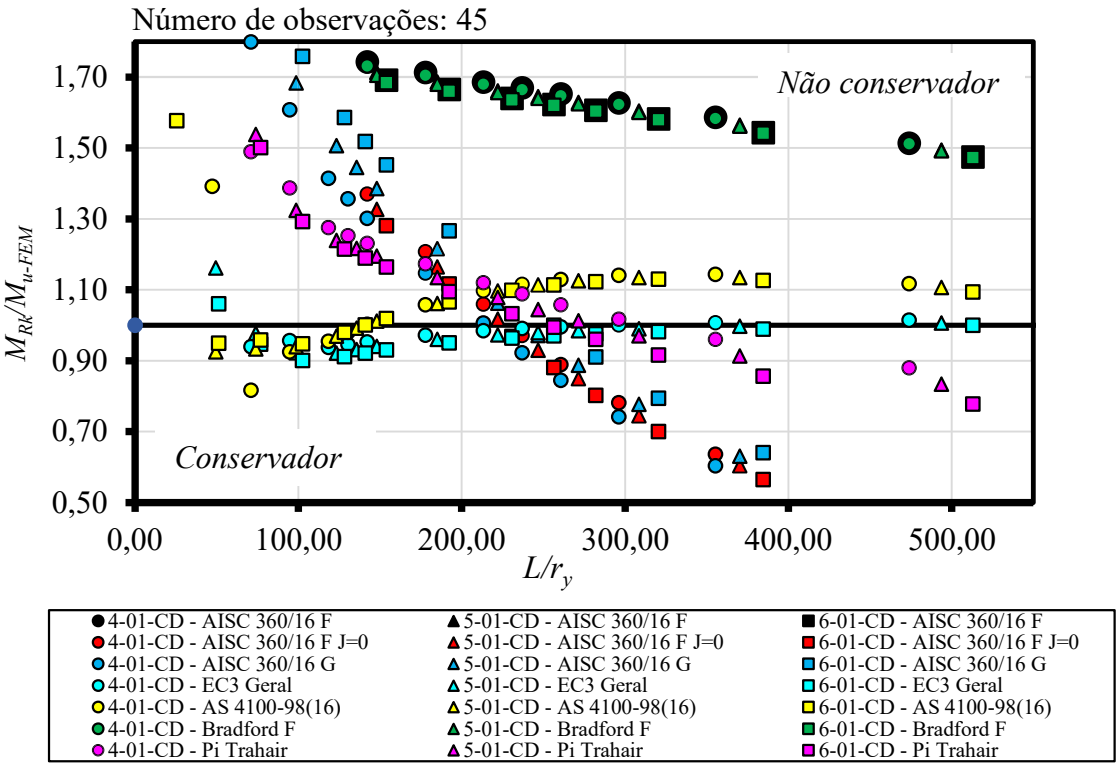
Fonte: Elaborada pelo autor

6.5.4 Carga Concentrada Desestabilizante

A situação com carga desestabilizante se mostrou menos conservadora para todos os referenciais, com exceção à norma europeia, que se situou em uma situação conservadora. Ressalta-se, também, que a norma australiana apresentou resultados muito próximos à norma europeia nas Figura 6.28, Figura 6.29 e Figura 6.30, no entanto, nos casos de mesa superior estreita, seu comportamento demonstrou um resultado dez por cento maior do que a simulação numérica.

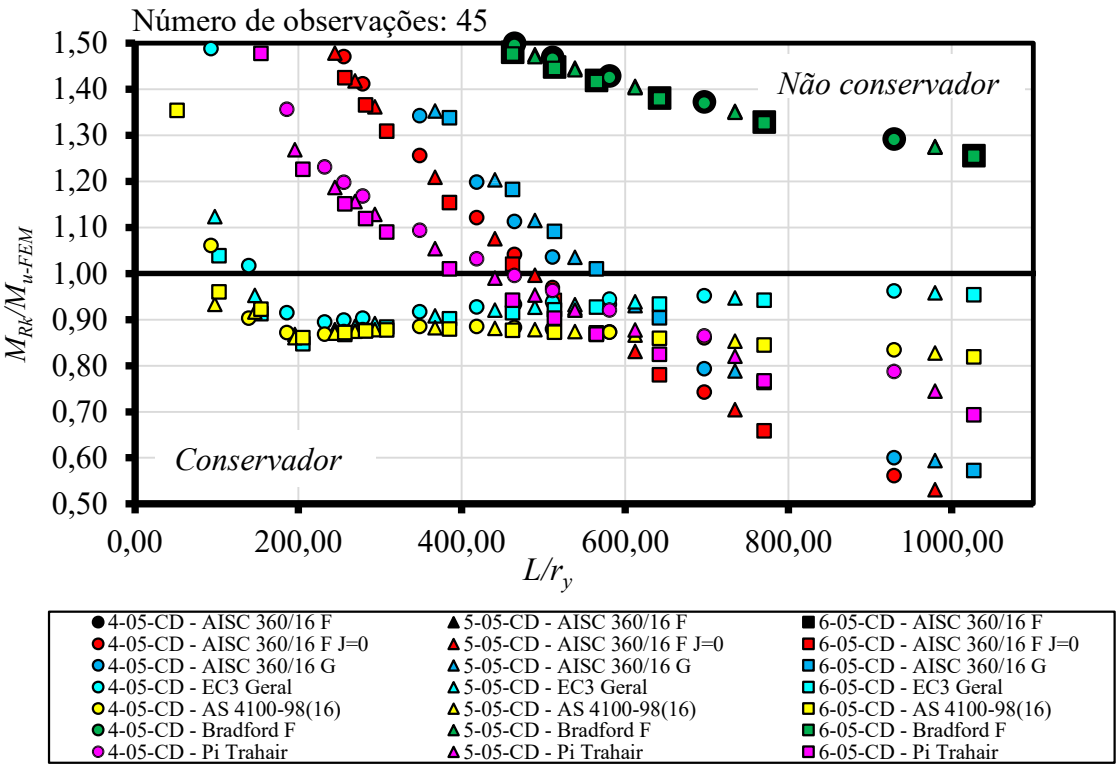
A norma americana para perfis compactos, por sua vez, apresentou resultados não conservadores na ordem de cinquenta por cento dos resultados numéricos. Pode-se concluir, por intermédio desses resultados, que a presença do coeficiente de posição de carga é de extrema importância para que os resultados estejam condizentes com a realidade, uma vez que as outras duas referências normativas possuem coeficientes que consideram a posição da carga.

Figura 6.28: Momento Último - 01-CD



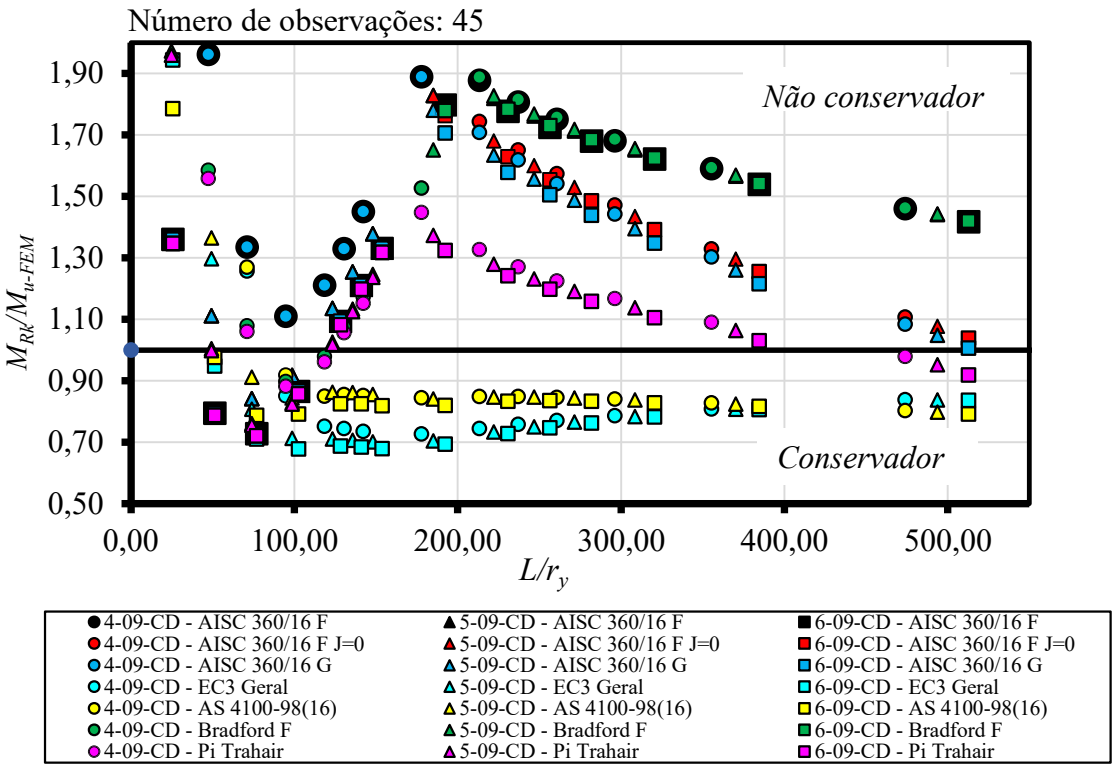
Fonte: Elaborada pelo autor

Figura 6.29: Momento Último - 05-CD



Fonte: Elaborada pelo autor

Figura 6.30: Momento Último - 09-CD



Fonte: Elaborada pelo autor

7 CONCLUSÕES

O estudo teve como objetivo avaliar a distorção da alma em perfis esbeltos simétricos e monossimétrico. Por meio do uso do software ABAQUS, simularam-se perfis nos quais foram consideradas as reduções da resistência causadas pelas imperfeições físicas e geométricas. Depreende-se que as tensões residuais e imperfeições geométricas possuem grande influência nos resultados obtidos nas simulações não lineares, possibilitando aproximação de situações reais.

Os modelos estudados do ECCS (1984) e Taras (2010) apresentaram boa convergência de resultados em perfis compactos. No caso de perfis esbeltos, a aproximação obtida com o modelo de Taras (2010) se mostrou melhor do que o modelo do ECCS (1984).

Como o trabalho propôs análise paramétrica com variação da seção e comprimento, notou-se que o modelo com tensões residuais, apesar de possuir boa aproximação, em alguns comprimentos, os resultados não são representativos do comportamento do perfil. Baseando-se em outros autores, validou-se o modelo apenas considerando a imperfeição geométrica do elemento, de modo a se obter um modelo representativo para o estudo.

Observou-se que perfis de mesa superior esbeltas se instabilizam à FLT em comprimentos maiores do que as situações com mesas simétricas ou mesa superior compactas. Esse fator se deve ao momento de inércia elevado em torno do eixo Y, o que aumenta sua resistência à rotação.

Ao comparar os resultados normativos e analíticos com os resultados das simulações numéricas, concluiu-se que os fatores de posição de cargas influenciam no cálculo do M_{cr} e M_u da viga. A ausência desses fatores leva a resultados contra a segurança ou de elevado conservadorismo, sendo antieconômico por não considerar a capacidade real do elemento.

Dentre os resultados obtidos, destaca-se a norma europeia, que possui coeficiente de posição de carga que leva em consideração o tipo de carregamento. Para o M_{cr}, os resultados na maioria dos casos se mostraram muito próximos dos resultados obtidos pelo MEF, no entanto não são conservadores. Para o momento último, observou-se que os resultados estavam todos a favor da segurança e próximos aos resultados das análises. Esses resultados divergiram dos resultados propostos pela norma americana (equivalente à norma brasileira). Assim, resultados contra a segurança foram obtidos, principalmente com cargas desestabilizantes e neutras com coeficiente de monossimetria 0,9.

A partir das evidências apresentadas, sugere-se a utilização do EN 1993-1-1: 2005 para dimensionamento de vigas sujeitas a momento constante e cargas concentradas com simetria entre 0,1 e 0,9 com apoios do tipo “vínculo de garfo”.

Mais estudos devem ser promovidos, a fim de se aprofundar mais os conhecimentos quanto a validade da proposta. Sugere-se para trabalhos futuros que sejam feitas análises em uma gama maior de perfis, utilizando outras condições de vinculação, seções transversais compactas e semi-compactas,

8 REFERÊNCIAS

ÁDÁNY, S. Buckling Mode Classification of Members With Open Thin-Walled Cross-Sections by Using the Finite Strip Method. 2004. **Research Report**, Johns Hopkins University. Baltmor.

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION. **AISC 360**: Specification for Structural Steel Buildings. Chicago: American Institute Of Steel Construction, 2016. 676 p.

ANTONINI, J. M. Health Effects Associated with Welding. **Comprehensive Materials Processing**, [s. l.], p.49-70, 2014. Elsevier. http://dx.doi.org/10.1016/b978-0-08-096532-1.00807-4.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 5884**: Perfil I estrutural de aço soldado por arco elétrico — Requisitos gerais. Rio de Janeiro: Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2013. 32 p.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 8800**: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios. 2 ed. Rio de Janeiro: Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2008. 237 p.

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

BARTH, Karl E.; WHITE, Donald W. Finite element evaluation of pier moment-rotation characteristics in continuous-span steel I Girders. **Engineering Structures**, [s. l.], v. 20, n. 8, p.761-778, ago. 1998. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/s0141-0296(97)00087-4.

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

BRADFORD, M. A. Inelastic buckling of tapered monosymmetric I-beams. **Engineering Structures**, [s. l.], v. 11, n. 2, p.119-126, abr. 1989. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/0141-0296(89)90021-7.

BRADFORD, M. A. Lateral-Distortional buckling of steel I—Section members. **Journal Of Constructional Steel Research**, [s. l.], v. 23, n. 1-3, p.97-116, jan. 1992. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/0143-974x(92)90038-g.

BRADFORD, Mark A. Distortional buckling of monosymmetric I-beams. **Journal Of Constructional Steel Research**, [s. l.], v. 5, n. 2, p.123-136, jan. 1985. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/0143-974x(85)90010-0.

BRADFORD, Mark A.; HANCOCK, Gregory J. Elastic interaction of local and lateral buckling in beams. **Thin-walled Structures**, [s. l.], v. 2, n. 1, p.1-25, jan. 1984. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/0263-8231(84)90013-2.

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.

CHACÓN, R.; SERRAT, M.; REAL, E. The influence of structural imperfections on the resistance of plate girders to patch loading. **Thin-walled Structures**, [s. l.], v. 53, p.15-25, abr. 2012. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/j.tws.2011.12.003.

CHERN, C.; KUNAPONGSIRI V. Experiments on Unstiffened Thin Web Grinder. **Welding Research Supplement,** abr. 1973.São Francisco

CHERNENKO, Diana E.; KENNEDY, D. J. Laurie. An analysis of the performance of welded wide flange columns. **Canadian Journal Of Civil Engineering**, [s. l.], v. 18, n. 4, p.537-555, ago. 1991. Canadian Science Publishing. http://dx.doi.org/10.1139/l91-067.

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

CLARIN, M. **High strength Steel – Local Bucling and Residual Stresses**.2004. 163p. Tese, Lulea University of Technology. Lulea.

COUTO, Carlos; REAL, Paulo Vila. Numerical investigation on the influence of imperfections in the local buckling of thin-walled I-shaped sections. **Thin-walled Structures**, [s. l.], v. 135, p.89-108, fev. 2019. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/j.tws.2018.10.039.

DESSAULT SYSTEMES. **ABAQUS user's manual,** version 6.12. Pawtucket, RI Hibbit, Karlsson & Sorenson, 2012.

EARLS, C. J. Effects of material property stratification and residual stresses on single angle flexural ductility. **Journal Of Constructional Steel Research**, [s. l.], v. 51, n. 2, p.147-175, ago. 1999. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/s0143-974x(99)00024-3.

ECCS - EUROPEAN CONVENTION FOR CONSTRUCTIONAL STEELWORK. **Ultimate Limit State Calculations of Sway Frames with Rigid Joints**. No. 33, 1984

ELLOBODY, Ehab. Nonlinear analysis of cellular steel beams under combined buckling modes. **Thin-walled Structures**, [s. l.], v. 52, p.66-79, mar. 2012. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/j.tws.2011.12.009.

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**. CEN - European Committee for Standardization, 2005.

FAKURY, R. H.; SILVA, A.L.R.C.; CALDAS, R.B. **Dimensionamento de Estruturas de Aço e Mistas de Aço e Concreto**. 1ª Ed São Paulo: Editora Pearson, 2016.

FERREIRA, F. P. V. **Flambagem lateral com torção em vigas celulares de aço por meio da modificação da distribuição das tensões residuais**. 2019. 204p. Dissertação (Mestrado), Universidade Estadual de Maringá. Maringá.

FERREIRA, Felipe Piana Vendramell; ROSSI, Alexandre; MARTINS, Carlos Humberto. Lateral-torsional buckling of cellular beams according to the possible updating of EC3. **Journal Of Constructional Steel Research**, [s. l.], v. 153, p.222-242, fev. 2019. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/j.jcsr.2018.10.011.

Franssen, J.-M., F. Morente, P. Vila Real, F. Wald, A. Sanzel, and B. Zhao. 2016. **Fire design of steel members with welded or hotrolled class 4 cross-sections (FIDESC4)**. Publications Office. Luxembourg.

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.

GRANATH, Per. Behavior of slender plate girders subjected to patch loading. **Journal Of Constructional Steel Research**, [s. l.], v. 42, n. 1, p.1-19, abr. 1997. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/s0143-974x(97)00021-7.

GOMES, Orlando Ferreira. **Análise dos Elementos Fletidos em: Estruturas de Aço.** 1993. 385 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 1993.

HASSAN, Rusul; MOHAREB, Magdi. Distortional lateral torsional buckling for simply supported beams with web cleats. **Canadian Journal Of Civil Engineering**, [s. l.], v. 42, n. 12, p.1091-1103, dez. 2015. Canadian Science Publishing. http://dx.doi.org/10.1139/cjce-2015-0084.

HASSANEIN, M. F.; KHAROOB, O. F. Flexural strength of hollow tubular flange plate girders with slender stiffened webs under mid-span concentrated loads. **Thin-walled Structures**, [s. l.], v. 69, p.18-28, ago. 2013. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/j.tws.2013.03.016.

HELWIG, Todd A.; FRANK, Karl H.; YURA, Joseph A. Lateral-Torsional Buckling of Singly Symmetric I-Beams. **Journal Of Structural Engineering**, [s. l.], v. 123, n. 9, p.1172-1179, set. 1997. American Society of Civil Engineers (ASCE). http://dx.doi.org/10.1061/(asce)0733-9445(1997)123:9(1172).

HUGHES, Owen; MA, Ming. Lateral Distortional Buckling of Monosymmetric Beams under Point Load. **Journal Of Engineering Mechanics**, [s. l.], v. 122, n. 10, p.1022-1029, out. 1996. American Society of Civil Engineers (ASCE). http://dx.doi.org/10.1061/(asce)0733-9399(1996)122:10(1022).

IRWIN, Aw; MAY, Tp. PRACTICAL DESIGN AGAINST WELD DISTORTION IN FABRICATED BEAMS. **Proceedings Of The Institution Of Civil Engineers**, [s. l.], v. 87, n. 3, p.317-341, set. 1989. Thomas Telford Ltd. http://dx.doi.org/10.1680/iicep.1989.2969.

KABIR, Md. Imran; BHOWMICK, Anjan K. Applicability of North American standards for lateral torsional buckling of welded I-beams. **Journal Of Constructional Steel Research**, [s.l.], v. 147, p.16-26, ago. 2018. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/j.jcsr.2018.03.029.

KALKAN, Ilker; BUYUKKARAGOZ, Alper. A numerical and analytical study on distortional buckling of doubly-symmetric steel I-beams. **Journal Of Constructional Steel Research**, [s. l.], v. 70, p.289-297, mar. 2012. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/j.jcsr.2011.06.006.

KUBO, Masahiro; FUKUMOTO, Yuhshi. Lateral?Torsional Buckling of Thin?Walled I?Beams. **Journal Of Structural Engineering**, [s. l.], v. 114, n. 4, p.841-855, abr. 1988. American Society of Civil Engineers (ASCE). http://dx.doi.org/10.1061/(asce)0733-9445(1988)114:4(841).

LEI, Jin-song; LI, Long-yuan. Combined web distortional and lateral-torsional buckling of partially restrained I-section beams. **International Journal Of Mechanical Sciences**, [s. l.], v. 131-132, p.107-112, out. 2017. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2017.06.057.

LI, Zhiyuan; ZHAO, Zhiyun. Residual welding stress of I-section members beyond the limits of width-thickness ratio. **Frattura Ed Integrità Strutturale**, [s. l.], v. 11, n. 41, p.378-387, 28 jun. 2017. Gruppo Italiano Frattura. http://dx.doi.org/10.3221/igf-esis.41.49.

MA, M.; HUGHES, O.. Lateral distortional buckling of monosymmetric I-beams under distributed vertical load. **Thin-walled Structures**, [s. l.], v. 26, n. 2, p.123-145, out. 1996. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/0263-8231(96)00012-2.

MOHAMMADI, Elham; HOSSEINI, Sayed Sina; ROHANIMANESH, Mohammad S. Elastic lateral-torsional buckling strength and torsional bracing stiffness requirement for monosymmetric I-beams. **Thin-walled Structures**, [s. l.], v. 104, p.116-125, jul. 2016. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/j.tws.2016.03.003.

MOHEBKHAH, Amin. Lateral buckling resistance of inelastic I-beams under off-shear center loading. **Thin-walled Structures**, [s. l.], v. 49, n. 3, p.431-436, mar. 2011. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/j.tws.2010.11.007.

MOHEBKHAH, Amin. The moment-gradient factor in lateral–torsional buckling on inelastic castellated beams. **Journal Of Constructional Steel Research**, [s. l.], v. 60, n. 10, p.1481-1494, out. 2004. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/j.jcsr.2004.02.002.

MOHEBKHAH, Amin; AZANDARIANI, Mojtaba G. Lateral-torsional buckling resistance of unstiffened slender-web plate girders under moment gradient. **Thin-walled Structures**, [s.l.], v. 102, p.215-221, maio 2016. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/j.tws.2016.02.001.

NADERIAN, H.r.; RONAGH, H.r.; AZHARI, M. Elastic distortional buckling of doubly symmetric steel I-section beams with slender webs. **Thin-walled Structures**, [s. l.], v. 84, p.289-301, nov. 2014. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/j.tws.2014.05.010.

NATIONAL BOARD OF HOUSING, BUILDING AND PLANNIG, - BSK 99 - **Swedish Regulations for Steel Structures**. Suécia. 2003.

NETHERCOT, D. A. An approach to the design of imperfect slender beams. **Building Science**, [s. l.], v. 8, n. 3, p.225-228, set. 1973. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/0007-3628(73)90004-2.

PFEIL, W.; PFEIL, M. **Estruturas de Aço–Dimensionamento Prático de Acordo com a ABNT NBR 8800: 2008**. Editora LTC, 8ª. Edição, Rio de Janeiro, 2009.

PI, Yong-lin; TRAHAIR, Nicholas S. Distortion and Warping at Beam Supports. **Journal Of Structural Engineering**, [s. l.], v. 126, n. 11, p.1279-1287, nov. 2000. American Society of Civil Engineers (ASCE). http://dx.doi.org/10.1061/(asce)0733-9445(2000)126:11(1279).

RAVINGER, J. Girders with unstiffened slender webs. **Journal Of Constructional Steel Research**, [s. l.], v. 3, n. 2, p.14-22, jan. 1983. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/0143-974x(83)90018-4.

REIS, Ana Lydia Fernandes dos. **O Método da Energia Aplicado à Flambagem Lateral com Torção de Vigas de Aço.** 1996. 169 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 1996.

REIS, A.; CAMOTIM, D. **Estabilidade Estrutural.** McGraw-Hill; 2000.

RICHTER, J. F. B. S. **Flexural Capacity of Slender Web Plate Grinders.** 1998. 142p. Tese (Mestrado) – Universidade do Texas, Austin, 1998.

ROBERTS, T. M.; JHITA, P. S. Lateral, local and distortional buckling of I-beams. **Thin-walled Structures**, [s. l.], v. 1, n. 4, p.289-308, jan. 1983. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/0263-8231(83)90011-3.

ROBERTS, T. M.; SHAHABIAN, F. Ultimate resistance of slender web panels to combined bending shear and patch loading. **Journal Of Constructional Steel Research**, [s. l.], v. 57, n. 7, p.779-790, jul. 2001. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/s0143-974x(01)00009-8.

ROBERTS, Tm. SLENDER PLATE GIRDERS SUBJECTED TO EDGE LOADING. **Proceedings Of The Institution Of Civil Engineers**, [s. l.], v. 71, n. 3, p.805-819, set. 1981. Thomas Telford Ltd. http://dx.doi.org/10.1680/iicep.1981.1820.

ROSSI, Alexandre. **Flambagem Lateral com Torção e Distorção da Alma em Vigas de Perfis I Metálicos Duplamente Simétrico.** 2018. 237 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil - Estruturas, Departamento de Engenharia Civil, Universidade Estadual de Maringá, Maringá, 2018.

SALMON, Charles G.; JOHNSON, John E.; MALHAS, Faris A. **Steel Structures:** Design and Behavior. 5. ed. Upper Saddle River: Pearson, 2009.

SILVA, Carla Cristiane e. **Estudo da influência da distorção da alma no momento crítico elástico de flambagem lateral com torção de vigas de aço de alma não esbelta com seção I.** 2017. 115 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2017.

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

STANDARD ASSOCIATION OF AUSTRALIA. **AS 4100-1998**: Steel Structures. Sidney: [n. i], 2016. 225 p.

TIMOSHENKO, Stephen P.; GERE, James M. **Theory of Elastic Stability.** 2. ed. Nova Iorque: Mcgraw-hill, 1961.

TRAHAIR, Nicholas Snowden. **Flexural Torsional Buckling of Structures.** Londres: Chapman & Hall, 1993.

TRAHAIR, Nicholas. S. Inelastic buckling design of monosymmetric I-beams. **Engineering Structures**, [s.l.], v. 34, p.564-571, jan. 2012. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/j.engstruct.2011.10.021.

VASLOV, Vasilii Zakharovich. **Thin-Walled Elastic Beams.** 2. ed. Jerusalem: Disponível Pelo Office Of Technical Services, U.s. Departament Of Commerce, 1961.

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, C. M.; CHIN, C. K.; KITIPORNCHAI, S. Parametric study on distortional buckling of monosymmetric beam-columns. **Journal Of Constructional Steel Research**, [s. l.], v. 18, n. 2, p.89-110, jan. 1991. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/0143-974x(91)90067-b.

WANG, Yan-bo; LI, Guo-qiang; CHEN, Su-wen. Residual stresses in welded flame-cut high strength steel H-sections. **Journal Of Constructional Steel Research**, [s. l.], v. 79, p.159-165, dez. 2012. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/j.jcsr.2012.07.014.

YANG, Bo et al. Global buckling investigation on laterally-unrestrained Q460GJ steel beams under three-point bending. **Engineering Structures**, [s. l.], v. 181, p.271-280, fev. 2019. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/j.engstruct.2018.12.028.

YANG, Bo et al. Residual stresses in welded I-shaped sections fabricated from Q460GJ structural steel plates. **Journal Of Constructional Steel Research**, [s. l.], v. 122, p.261-273, jul. 2016. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/j.jcsr.2016.03.029.

ZHANG, Wenfu et al. Analytical Solutions for the Inelastic Lateral-Torsional Buckling of I-Beams Under Pure Bending via Plate-Beam Theory. **International Journal Of Steel Structures**, [s. l.], v. 18, n. 4, p.1440-1463, 8 out. 2018. Springer Nature. http://dx.doi.org/10.1007/s13296-018-0163-2.

ZIRAKIAN, Tadeh. Elastic distortional buckling of doubly symmetric I-shaped flexural members with slender webs. **Thin-walled Structures**, [s. l.], v. 46, n. 5, p.466-475, mai. 2008. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/j.tws.2007.11.001.

ZIRAKIAN, Tadeh; SHOWKATI, Hossein. Experiments on Distortional Buckling of I-Beams. **Journal Of Structural Engineering**, [s. l.], v. 133, n. 7, p.1009-1017, jul. 2007. American Society of Civil Engineers (ASCE). http://dx.doi.org/10.1061/(asce)0733-9445(2007)133:7(1009).