

RESISTÊNCIA DE COLUNAS DE AÇO FORMADAS A FRIO COM SEÇÃO U_e
EXIBINDO INTERAÇÃO GLOBAL-GLOBAL

Elisa Losada Cerqueira

Dissertação de Mestrado apresentada ao
Programa de Pós-graduação em
Engenharia Civil, COPPE, da
Universidade Federal do Rio de Janeiro,
como parte dos requisitos necessários à
obtenção do título de Mestre em
Engenharia Civil.

Orientadores: Alexandre Landesmann

Dinar Reis Zamith Camotim

Rio de Janeiro

Abril de 2021

RESISTÊNCIA DE COLUNAS DE AÇO FORMADAS A FRIO COM SEÇÃO U_e
EXIBINDO INTERAÇÃO GLOBAL-GLOBAL

Elisa Losada Cerqueira

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO LUIZ COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA CIVIL.

Orientadores: Alexandre Landesmann

Dinar Reis Zamith Camotim

Aprovada por: Prof. Alexandre Landesmann

Prof. Wendell Diniz Varela

Prof. Cilmar Donizeti Baságlio

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

ABRIL DE 2021

Cerqueira, Elisa Losada

Resistência de colunas de aço formadas a frio com seção U_e exibindo interação global-global / Elisa Losada Cerqueira. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2021.

XVI, 81 p.: il.; 29,7 cm.

Orientadores: Alexandre Landesmann

Dinar Reis Zamith Camotim

Dissertação (mestrado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Civil, 2021.

Referências Bibliográficas: p. 77-81.

1. Método da Resistência Direta. 2. Interação global-global.
3. Perfil Formado a Frio. I. Landesmann, Alexandre *et al.* II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. III. Título.

Agradecimentos

À minha família, por todo apoio, incentivo e por não só acreditar nos meus sonhos, mas dividi-los comigo. Obrigada por estarem sempre ao meu lado.

Aos amigos conquistados durante esse período, que tornaram essa jornada mais leve, e aos que me acompanham durante toda a vida, que são como família. Obrigada por toda a ajuda concedida, desde o primeiro dia até aqui. Vocês foram fundamentais.

Aos orientadores, Alexandre Landesmann e Dinar Camotim, pela motivação e os ensinamentos transmitidos. Agradeço todo o tempo e a atenção que me foram dedicados.

Aos Professores do Programa de Engenharia Civil (PEC) da COPPE/UFRJ, pelos ensinamentos transmitidos ao longo da Pós-Graduação.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq), pela concessão da bolsa de auxílio financeiro para fomento da pesquisa.

À Universidade Federal do Rio de Janeiro, que me proporcionou acesso a um ensino público de qualidade, merecedor de toda minha gratidão e dedicação

Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

RESISTÊNCIA DE COLUNAS DE AÇO FORMADAS A FRIO COM SEÇÃO U_e
EXIBINDO INTERAÇÃO GLOBAL-GLOBAL

Elisa Losada Cerqueira

Abril/2021

Orientadores: Alexandre Landesmann

Dinar Reis Zamith Camotim

Programa: Engenharia Civil

Recentemente, Dinis *et al.* (2020) demonstraram que as curvas propostas pelo Método da Resistência Direta (MRD) subestimam a resistência de colunas de aço em perfil formado a frio, com seção U , sob interação global-global (flexão e flexo-torção). O objetivo deste trabalho é estender o escopo do estudo anterior, considerando-se geometrias adicionais, cuidadosamente selecionadas em seção-transversal U_e , para o desenvolvimento de análises numérica-computacionais de colunas (engastadas) afetadas pela interação global-global. Os resultados apresentados e discutidos consistem em forças críticas e respectivos modos de flambagem, trajetórias de equilíbrio e resistências últimas (modos de colapso), obtidos via MEF, com auxílio do código comercial ANSYS, segundo análises não-lineares com elementos de casca. As colunas analisadas exibem (i) seções transversais e comprimentos que garantem interação global-global (forças de bifurcação próximas entre si), (ii) diferentes tensões de escoamento (para cobrir uma ampla faixa de esbeltez) e, (iii) imperfeições geométricas iniciais de flexo-torção e flexão, as quais compartilham a mesma amplitude combinada, obtidas a partir de análises preliminares de flambagem. O trabalho explora o comportamento pós-crítico das colunas selecionadas, com atenção especial à identificação da imperfeição geométrica inicial que conduza a menor resistência final para fins de dimensionamento. As forças últimas compiladas neste trabalho, juntamente com anteriormente reportadas, são usadas para avaliar as atuais curvas propostas por Dinis *et al.* (2020).

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

STRENGTH OF LIPPED CHANNEL COLD-FORMED STEEL COLUMNS
EXPERIENCING GLOBAL-GLOBAL INTERACTION

Elisa Losada Cerqueira

April/2021

Advisors: Alexandre Landesmann

Dinar Reis Zamith Camotim

Department: Civil Engineering

Recently, Dinis *et al.* (2020) reported that the current Direct Strength Method (DSM) global design curve underestimates the failure loads of fixed-ended cold-formed steel channel columns affected by global-global interaction (flexural-torsional and flexural). This work extends the scope of the previous studies, considering additional geometries, carefully selecting fixed-ended lipped channel columns for the development of numerical investigation of columns experiencing global-global interaction. The results presented and discussed consist of critical loads and respective buckling modes, post-buckling equilibrium paths and failure loads, obtained through geometrically and materially non-linear ANSYS shell finite element analyses. The analyzed columns show (i) cross sections and lengths that guarantee global-global interaction (buckling load ratio R_G close to 1.0), (ii) several yield stresses (to cover a wide slenderness range) and, (iii) flexural-torsional and flexural initial geometrical imperfections, which share the same combined amplitude, obtained from preliminary buckling analyzes. The work explores the post-critical behavior of the selected columns, with special attention to the identification of the most detrimental critical-mode initial geometrical imperfection shape, in the sense that it leads to the lowest column flexural-torsional strengths and failure loads. The failure loads compiled in this work, added with those previously reported, are used to assess the current curves proposed by Dinis *et al.* (2020).

Sumário

1	INTRODUÇÃO.....	1
1.1	Motivação	4
1.2	Objetivos.....	5
1.3	Metodologia.....	6
1.4	Estrutura da dissertação	7
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	9
2.1	Estabilidade estrutural de PFF	9
2.2	Perfis de aço formados a frio (PFF).....	10
2.3	Modos de instabilidade usuais dos PFF.....	11
2.4	Métodos numéricos para análise de flambagem.....	13
2.5	Métodos de Dimensionamento	17
2.6	Estado da arte sobre colunas em PFF sob falha global.....	21
3	ANÁLISE DE FLAMBAGEM	35
3.1	Comportamento de flambagem	35
3.2	Seleção de colunas.....	37
4	ANÁLISE DE PÓS-FLAMBAGEM	44
4.1	Discretização do modelo numérico	44
4.2	Imperfeições geométricas iniciais	46
4.3	Pós-flambagem elasto-plástica	52
5	RESISTÊNCIA ÚLTIMA E DIMENSIONAMENTO VIA MRD.....	55
5.1	Resistência última.....	55
5.2	Dimensionamento via MRD	60
5.3	Avaliação de Mérito e Confiabilidade.....	71
6	CONCLUSÃO.....	74
6.1	Sugestões para trabalhos futuros	75
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	77

Lista de Figuras

Figura 1.1: Exemplos de aplicação de estruturas metálicas em projetos arquitetônicos: (a) Edifício BHTEC UFMG [1] e (b) Residência Unifamiliar R128 [1].	1
Figura 1.2: Exemplos de aplicação de PFF em projetos arquitetônicos: (a) Pavilhão Planta de Água Mineral Aonni [1], (b) Complexo Céu Pimentas [1], (c) Centro de Distribuição Mahle [2] e (d) armazenamento no Centro de Distribuição Atende Empreendimentos [2].	2
Figura 1.3: Exemplos de seções transversais de PFF fabricadas pelo processo de conformação, cujos perfis mostrados são: (a) U , (b) U_e , (c) Z , (d) cartola e (e) rack.	3
Figura 2.1: Trajetória de equilíbrio linear e não-linear	10
Figura 2.2: Modos de flambagem de seção U_e : (a) local, (b) distorcional, (c) flexo-torcional e (d) flexional.	12
Figura 2.3: Discretização de um perfil U_e genérico através do (a) MEF e (b) MFF.	15
Figura 2.4: Curva de estabilidade P_{cr} vs. L com ilustração dos modos de flambagem D, F_{MT} e F_m obtida através do GBTul [13] para uma coluna U_e 100x60x10x4.	16
Figura 2.5: Decomposição modal obtida através do GBTul [13] para uma coluna U_e 100x60x10x4.	16
Figura 2.6: Diagrama de participação modal obtida através do GBTul [13] para uma coluna U_e 100x60x10x4.	16
Figura 2.7: Tipos de elementos em uma seção de PFF. Fonte: ABNT NBR 14762:2010 [3].	19
Figura 2.8: Flambagem local de placa do PFF: (a) modelo aproximado do conceito do MLE e (b) comportamento real de acordo com a resistência direta e o conceito do MSE [34].	20

Figura 2.9: Comparação entre a atual curva global de projeto do MRD (Eq. 1) e resultados experimentais reportados por HEVA & MAHENDRAN [38] (adaptada).....	22
Figura 2.10: Comparação dos resultados obtidos com a curva normativa presente em AS / NZS 4600 [6] e com a nova curva proposta. Fonte: GUNALAN & MAHENDRAN [18].....	24
Figura 2.11: Comparação entre (P_u/P_y) vs. λ_G para as seções (a) U , (b) U_e , (c) Cartola, (d) Rack, (e) Rack enrijecido, (f) WSC e (g) WFSC. Fonte: DINIS <i>et al.</i> [9] (adaptada).	26
Figura 2.12: Comparação entre P_u/P_{nG} vs. λ_G para as seções (a) U , (b) U_e , (c) Cartola, (d) Rack, (e) Rack enrijecido, (f) WSC e (g) WFSC. Fonte: DINIS <i>et al.</i> [9] (adaptada).	26
Figura 2.13: Comparação entre a curva modificada, representada pela Eq. (2.4), e a curva atual. (a) Perfil U_e e (b) Perfil Rack. Fonte: DINIS <i>et al.</i> [9] (adaptada).	28
Figura 2.14: Comparação com a curva modificada, (P_u/P_{nFT}) vs. λ_{FT} sendo as seções (a) U simples, (b) U enrijecido, (c) Cartola, (d) Rack, (e) Rack enrijecido, (f) WSC e (g) WFSC. Fonte: DINIS <i>et al.</i> [9] (adaptada).	29
Figura 2.15: Gráfico P_u/P_{nFT} vs. λ_{FT} para colunas U com $P_{b,fm}/P_{b,FT}$ acima (círculos brancos) e abaixo (círculos cinzas) de 1.45 [9].	30
Figura 2.16: Gráficos (a) P_u/P_{nFT} vs. λ_{FT} para todas as colunas analisadas, e (b) P_u/P_{nFT} vs. R_G , para colunas com $\lambda_{FT} > 1.5$. Fonte: DINIS <i>et al.</i> [10].	31
Figura 2.17: Comparação entre as curvas P_{nFT} e P_{nFT-G} e os valores de $P_{u,min}/P_y$ referentes às colunas U_6 com comprimentos L_2-L_7 em DINIS <i>et al.</i> [10] (adaptada).	33
Figura 2.18: Gráfico P_u/P_{nFT-G} vs. λ_{FT} para colunas U reportadas por (a) DINIS <i>et al.</i> [10][9] (adaptadas).	34

Figura 3.1: (a) curva de estabilidade P_{cr} vs. L , (b) diagrama de participação modal de colunas U_e e (c) modos de flambagem 2-5 e 3 modos críticos de flambagem da coluna U_e com $t=3\text{mm}$.	36
Figura 3.2: Curvas de estabilidade P_{cr} vs. L para as colunas: (a) U_{e1} , (b) U_{e2} e (c) U_{e3} e modos de flambagem das colunas $U_{e1}L_1$, $U_{e2}L_3$ e $U_{e3}L_2$.	41
Figura 3.3: Curvas de estabilidade P_{cr} vs. L para as colunas: (a) U_{e4} , (b) U_{e5} e (c) U_{e6} e modos de flambagem das colunas $U_{e4}L_2$, $U_{e5}L_1$ e $U_{e6}L_3$.	42
Figura 3.4: Curvas de estabilidade P_{cr} vs. L para as colunas: (a) U_{e7} e (b) U_{e8} e modos de flambagem das colunas $U_{e7}L_1$ e $U_{e8}L_4$.	43
Figura 4.1: Elemento Shell 181. Fonte: ANSYS [14].	44
Figura 4.2: Detalhe da aplicação da condição de contorno (coluna engastada) e do encurtamento da coluna.	45
Figura 4.3: (a) Representação da imperfeição inicial no plano $C_{FT,0}$ - $C_{Fm,0}$ e (b) formas de imperfeição inicial para $\theta = 0^\circ, \pm 90^\circ$.	47
Figura 4.4: Trajetórias de equilíbrio elásticas (a ₁ -a ₃) P/P_{cr} vs. γ e (b ₁ -b ₃) P/P_{cr} vs. d_m/t das colunas U_{e4} com comprimentos L_2 , L_5 e L_6 , respectivamente.	50
Figura 4.5: Colunas U_{e4} com comprimentos L_2 e L_6 e imperfeições geométricas iniciais $\theta=45^\circ$: trajetórias de equilíbrio elásticas (a) P/P_{cr} vs. γ e (b) P/P_{cr} vs. d_m/t , e evolução da configuração deformada da seção transversal no meio do vão ao longo da trajetória.	52
Figura 4.6: Trajetórias de equilíbrio elasto-plásticas P/P_{cr} vs. d_m/t e modos de falha com tensões de von Mises (f_{vM}) no colapso ($f_y/f_{cr,FT} \approx 2.2$) das colunas U_{e4} com imperfeições iniciais F_{MT} e F_m , tensões de escoamento tais que $f_y/f_{cr,FT} \approx 1.1$; 2.2; 3.3; ∞ e comprimentos (a) L_4 ou (b) L_6 .	53

Figura 5.1: Gráfico P_u/P_{nFT} vs. λ_{FT} para colunas U_e com $P_{b,fm}/P_{b,FT}$ acima (círculos brancos) e abaixo (círculos cinzas) de 1.45.....	60
Figura 5.2: Gráfico (a) P_u/P_{nFT} vs. λ_{FT} para todas as colunas U_e analisadas e (b) P_u/P_{nFT} vs. R_G para as colunas com $\lambda_{FT} > 1.5$	61
Figura 5.3: Comparação entre as curvas de resistência baseadas no MRD P_{nFT} e P_{nFT-G} , respectivamente propostas por DINIS <i>et al.</i> [9][10] e os valores de P_u/P_y das colunas U_{e1} com comprimentos (a) L_1 , (b) L_2 , (c) L_3 , (d) L_4 , (e) L_5 e (f) L_6	64
Figura 5.4: Comparação entre as curvas de resistência baseadas no MRD P_{nFT} e P_{nFT-G} , respectivamente propostas por DINIS <i>et al.</i> [9][10] e os valores de P_u/P_y das colunas U_{e3} com comprimentos (a) L_1 , (b) L_2 , (c) L_3 , (d) L_4 , (e) L_5 e (f) L_6	65
Figura 5.5: Gráfico P_u/P_{nFT-G} vs. λ_{FT} para as colunas U_e (a) analisadas nesse trabalho e (b) reportadas por DINIS <i>et al.</i> [9].	70

Lista de Tabelas

Tabela 2.1: Comparação entre as resistências últimas obtidas nos ensaios experimentais e os resultados previstos pela curva global do MRD segundo HEVA & MAHENDRAN [38].....	22
Tabela 2.2: Comparação das resistências últimas obtidas nos ensaios experimentais com os resultados numéricos obtidos via MEF segundo HEVA & MAHENDRAN [38] para temperatura ambiente.....	23
Tabela 2.3: Indicadores estatísticos dos valores de P_u/P_{nFT-G} das colunas U engastadas reportadas em DINIS <i>et al.</i> [10][9].....	34
Tabela 3.1: Geometrias selecionadas de colunas U_e exibindo modo de flambagem F_{MT} : valores de b_w , b_f , b_l , t , L , A , I_l , I_{ll} e I_w (cm, cm ² , cm ⁴ e cm ⁶).....	38
Tabela 3.2: Forças de flambagem ($P_{cr,FT}$ e $P_{b,Fm}$) para as colunas selecionadas e a razão R_G (cm e kN).....	40
Tabela 5.1: Resistência última (P_{uFT} e P_{uFm} e Min) das colunas U_{e1} e U_{e2} sob F_{MT} : (cm, kN).	56
Tabela 5.2: Resistência última (P_{uFT} e P_{uFm} e Min) das colunas U_{e3} e U_{e4} sob F_{MT} : (cm, kN).	57
Tabela 5.3: Resistência última (P_{uFT} e P_{uFm} e Min) das colunas U_{e5} e U_{e6} sob F_{MT} : (cm, kN).	58
Tabela 5.4: Resistência última (P_{uFT} e P_{uFm} e Min) das colunas U_{e7} e U_{e8} sob F_{MT} : (cm, kN).	59
Tabela 5.5: Resistência das colunas U_{e1} e U_{e2} sob F_{MT} : (i) resistência última, (ii) força crítica, (iii) estimativas P_{nFT} e P_{nFT-G} , e (iv) P_u/P_{nFT} e P_u/P_{nFT-G} (kN).	66

Tabela 5.6: Resistência das colunas U_{e3} e U_{e4} sob F_{MT} : (i) resistência última, (ii) força crítica, (iii) estimativas P_{nFT} e P_{nFT-G} , e (iv) P_u/P_{nFT} e P_u/P_{nFT-G} (kN).	67
Tabela 5.7: Resistência das colunas U_{e5} e U_{e6} sob F_{MT} : (i) resistência última, (ii) força crítica, (iii) estimativas P_{nFT} e P_{nFT-G} , e (iv) P_u/P_{nFT} e P_u/P_{nFT-G} (kN).	68
Tabela 5.8: Resistência das colunas U_{e7} e U_{e8} sob F_{MT} : (i) resistência última, (ii) força crítica, (iii) estimativas P_{nFT} e P_{nFT-G} , e (iv) P_u/P_{nFT} e P_u/P_{nFT-G} (kN).	69
Tabela 5.9: Indicadores estatísticos P_u/P_{nFT-G} relativos às colunas U_e analisadas nesta dissertação e reportadas previamente por DINIS <i>et al.</i> [9].....	71
Tabela 5.10: Valores ϕ LRFD associados às previsões P_{nFT-G} de todas as resistências últimas das colunas analisadas (i) neste trabalho e (ii) em DINIS <i>et al.</i> [5]	73

Lista de Símbolos e Abreviaturas

Letras romanas maiúsculas

A	Área da seção transversal
C_ϕ	Coefficiente de calibração ($C_\phi = 1.52$ para LRFD)
C_P	Fator de correção que depende do número de testes (n) e dos graus de liberdade ($m=n-1$)
D	Flambagem distorcional
E	Módulo de elasticidade
F	Condição de contorno: engaste
F_m	Flambagem flexional na menor inércia
F_{MT}	Flambagem flexo-torcional
F_m	Valor médio do fator de fabricação
I_I	Momento de inércia maior
I_{II}	Momento de inércia menor
I_w	Constante de empenamento
L	Comprimento
L_T	Comprimento de transição
M_e	Momento fletor de flambagem global elástica
M_m	Valor médio do fator de material
N_e	Força de flambagem elástica
$P_{b.Fm}$	Força crítica de flambagem flexional
PC_M	Condição de contorno: fixa para a flexão no eixo de menor inércia e livre no eixo de maior inércia
PC_m	Condição de contorno: fixa para a flexão no eixo de maior inércia e livre no eixo de menor inércia
P_{cr}	Força axial crítica de flambagem
$P_{cr.FT}$	Força crítica de flambagem flexo-torcional
P_m	Média de variação da resistência última "exata" prevista por P_u/P_{nFT-G} .
P_{nG}	Resistência última de flambagem global estimada via MRD [3][4][6]
P_{nFT}	Resistência última flexo-torcional estimada via curva modificada do MRD proposta por DINIS <i>et al.</i> [9]

P_{nFT-G}	Resistência última flexo-torcional estimada via curva modificada do MRD proposta por DINIS <i>et al.</i> [10]
PS	Condição de contorno: livre para flexão no eixo de maior e menor inércia
P_u	Resistência última
P_{uFm}	Resistência última com imperfeições geométricas iniciais flexionais
P_{uFT}	Resistência última com imperfeições geométricas iniciais flexo-torcionais
P_y	Força de escoamento/esmagamento da seção
R_G	Razão entre a força de flambagem F_{MT} (crítica - $P_{cr.FT}$) e a força de flambagem F_m (não crítica - $P_{b.Fm}$)
T	Temperatura
U	Perfil U
U_e	Perfil U enrijecido
V_F	Coeficiente de variação do fator de fabricação
V_M	Coeficiente de variação do fator de material
V_P	Coeficiente de variação da resistência última
V_Q	Coeficiente de variação do efeito de carga
Z	Perfil Z

Letras romanas minúsculas

b_f	Largura da mesa da seção transversal do perfil U_e
b_l	Largura do enrijecedor da seção transversal do perfil U_e
b_w	Largura da alma da seção transversal do perfil U_e
d_m	Translação no meio do vão devido à flexão do eixo de menor inércia
f_{cr}	Tensão crítica
f_y	Tensão de escoamento
t	Espessura da chapa da seção transversal do perfil U_e

Letras gregas

β_0	Índice de confiabilidade alvo ($\beta_0=2.5$ para perfis estruturais em LRFD)
β_{FT}	Parâmetro geométrico de seção transversal que envolve os momentos de inércia maior e menor, constante de empenamento e área
γ	Rotação de torção no meio do vão

λ_{FT}	Índice de esbeltez flexo-torcional
λ_G	Índice de esbeltez global
ν	Coefficiente de Poisson
ν_{FT}	Deslocamento vertical do canto mesa-enrijecedor
w_{Fm}	Deslocamento horizontal do canto mesa-enrijecedor
ϕ	<i>Load and Resistance Factor Design</i>

Abreviaturas

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISC	<i>American Institute of Steel Construction</i>
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
AS/NZS	<i>Australian Standard /New Zealand Standard</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
CSA	<i>Canadian Standards Institute</i>
COPPE	Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-Graduação e Pesquisa de Engenharia da Universidade Federal do Rio de Janeiro
GBT	<i>Generalized Beam Theory</i>
LABEST	Laboratório de Estruturas e Materiais Professor Lobo Carneiro - UFRJ
LRFD	<i>Load and Resistance Factor Design</i>
MEF	Método dos Elementos Finitos
MFF	Método das Faixas Finitas
MLE	Método da Largura Efetiva
MSE	Método da Seção Efetiva
MRD	Método da Resistência Direta
NBR	Norma Brasileira
PFF	Perfil Formado a Frio

1 Introdução

A partir da Primeira Revolução Industrial o aço começou a ser empregado de forma ampla na construção civil. Consequentemente, os projetos estruturais em aço tornaram-se cada vez mais usuais ao longo dos anos, contribuindo com a contínua evolução da indústria da construção civil, visto que o sistema construtivo em aço apresenta características que favorecem sua escolha no desenvolvimento de um projeto arquitetônico, como por exemplo: sua vasta liberdade formal, flexibilidade e precisão.

É essencial a relação entre o desenvolvimento da arquitetura e o tecnológico no que se refere aos materiais de construção e sistemas construtivos. Hoje, com o avanço de pesquisas referentes ao tema, ampliou-se de forma significativa as possibilidades de soluções arquitetônicas e espaciais. A partir de diferentes geometrias dos perfis metálicos empregados na construção civil, arquitetos e engenheiros são capazes de garantir a estabilidade estrutural do edifício de forma múltipla e segura, a fim de alcançar diversas expressões arquitetônicas, portes e funções, conforme pode ser observado na ver Figura 1.1.



Figura 1.1: Exemplos de aplicação de estruturas metálicas em projetos arquitetônicos: (a) Edifício BHTEC UFMG [1] e (b) Residência Unifamiliar R128 [1].

Os perfis estruturais para construção são divididos em duas principais categorias. A primeira, e mais conhecida, é composta pelos perfis laminados a quente e soldados. A segunda, que vem ganhando notoriedade, é composta por perfis formados a frio (PFF).

Nas últimas décadas, os PFF têm sido amplamente utilizados em edifícios residenciais, industriais e comerciais como componentes estruturais intermediários (fechamentos) e principais. Dentre as razões para a popularidade dos PFF na construção civil (ver Figura 1.2), pode-se citar sua versatilidade, alta resistência em relação ao seu peso, facilidade de fabricação, transporte, manuseio e montagem, além do rápido processo de instalação.

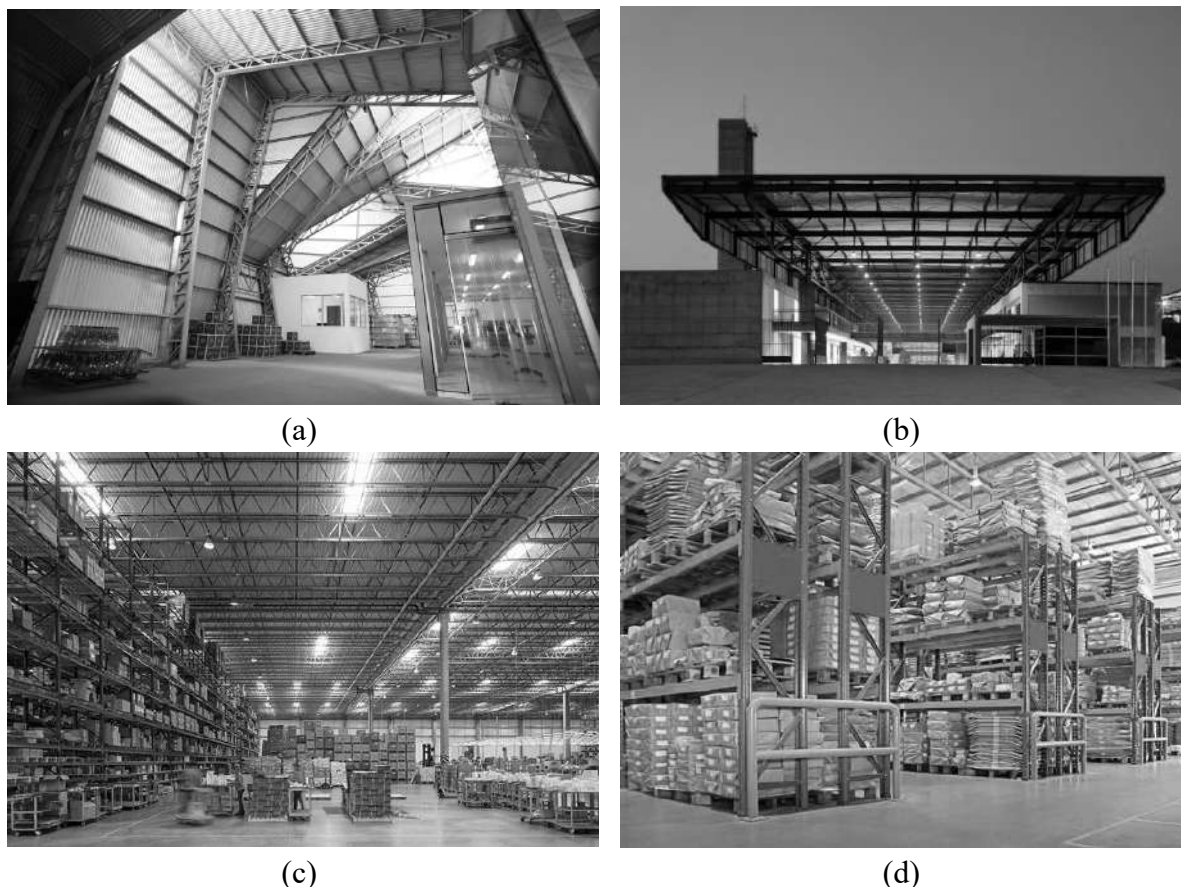


Figura 1.2: Exemplos de aplicação de PFF em projetos arquitetônicos: (a) Pavilhão Planta de Água Mineral Aonni [1], (b) Complexo Céu Pimentas [1], (c) Centro de Distribuição Mahle [2] e (d) armazenamento no Centro de Distribuição Atende Empreendimentos [2].

Segundo a ABNT NBR 14762 [3], os PFF podem ser obtidos “por dobramento, em prensa dobradeira, de tiras cortadas de chapas ou bobinas, ou por conformação contínua em

conjunto de matrizes rotativas, a partir de bobinas laminadas a frio ou a quente, revestidas ou não, sendo ambas as operações realizadas com o aço em temperatura ambiente”. Logo, pode-se formar seções variadas e complexas – diferentemente dos perfis laminados a quente. Essa vasta possibilidade de geometrias viabiliza o uso de PFF para as mais diversas aplicações. Historicamente, as seções de PFF mais usuais são: U , U_e , Z , cartolas e rack, como ilustra a Figura 1.3 (a)-(e).

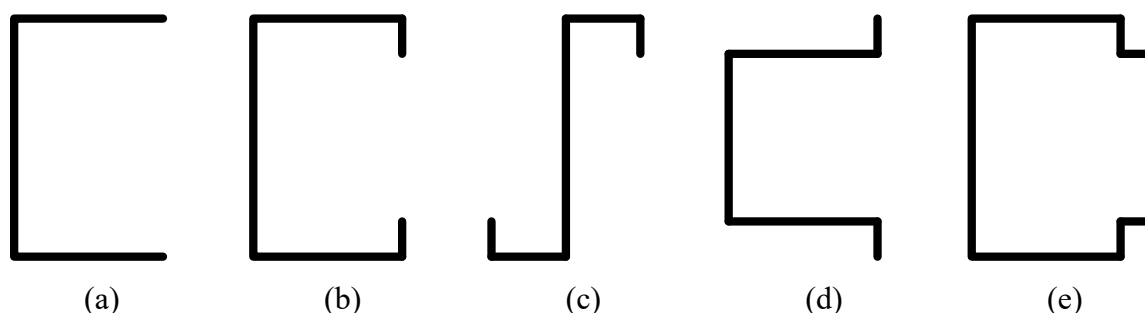


Figura 1.3: Exemplos de seções transversais de PFF fabricadas pelo processo de conformação, cujos perfis mostrados são: (a) U , (b) U_e , (c) Z , (d) cartola e (e) rack.

O avanço da utilização dos PFF como sistema construtivo é notável, e, atualmente, as principais normas disponíveis utilizadas para projeto estrutural são: a americana (AISI - S100 [4]); o código europeu (Eurocódigo 3, parte 1.3 [5]); a australiana/neozelandesa (AS/NZS 4600 [6]); e a brasileira (ABNT NBR 14762 [3]). As pesquisas relacionadas à resistência última e às diversas possibilidades de aplicação desses perfis são crescentes. Nesse sentido, recentemente, SCHAFER e PEKÖZ [7] desenvolveram o Método da Resistência Direta (MRD), que em decorrência de sua simplicidade, foi incorporado às normas americana, australiana/neozelandesa e brasileira.

As curvas do MRD presentes nas atuais versões das normas citadas anteriormente, contêm recomendações específicas para o dimensionamento de PFF, onde é necessário apenas o conhecimento da tensão de escoamento do aço e da tensão crítica de flambagem ou do índice

de esbeltez. O MRD – que será melhor tratado mais adiante – é considerado, hoje, a abordagem mais racional para projetar colunas e vigas em PFF, o que explica sua rápida difusão e ampla utilização em todo o mundo.

Neste contexto, trabalhos recentes publicados na literatura visando otimizar as curvas referentes à flambagem global do MRD, como em DINIS *et al.* [8][9][10], relataram resultados de análises numéricas sobre a resistência última de colunas com falha nos modos de flambagem global, nas quais foram identificadas situações em que as resistências últimas eram subestimadas pelas normas em vigor atualmente [3][4][6]. Para um projeto de estruturas em PFF seguro e economicamente ajustado, a calibração desse método faz-se necessária, tendo como grande aliado estudos numéricos que avaliem as atuais curvas disponíveis nas normas [3][4][6] para as mais diversas geometrias e condições de apoio, buscando torná-las precisas para que se adequem de maneira econômica e segura às situações de projeto.

1.1 Motivação

Tomando-se por base um extensivo estudo numérico de colunas em PFF com extremidades engastadas, submetidas a interação local-distorcional-global ou distorcional-global, DINIS e CAMOTIM [11] e MARTINS *et al.* [12] identificaram que a atual curva de resistência global do MRD subestima a resistência última de várias colunas de PFF, que falham nos modos flexo-torcional (F_{MT}) e, portanto, leva a projetos não econômicos.

Após uma investigação aprofundada e extensa com o objetivo de avaliar a precisão da atual curva de resistência do MRD na previsão da resistência última de colunas em PFF com extremidades engastadas, com colapso nos modos globais, principalmente nos modos F_{MT} , DINIS *et al.* [9] verificaram que, de fato, a atual curva de resistência global do MRD subestima as resistências últimas para os casos de colunas que possuem esbeltez moderada e alta ($\lambda_G > 1.5$). Dessa forma, foram propostas novas curvas de projeto baseadas no MRD com o objetivo

de melhorar a qualidade de previsão da resistência última das colunas que falham nos modos F_{MT} .

Após essas constatações, DINIS *et al.* [10] desenvolveram um estudo que se aplicava não apenas à colunas que falham nos modos F_{MT} , mas que estão submetidas à interação global-global (G-G), ou seja, colunas cujo comportamento e a resistência pós-flambagem são influenciados pelo acoplamento entre os modos F_{MT} e flexional (F_m)¹. Entretanto, o estudo foi desenvolvido apenas no contexto de colunas em PFF com seção U , com extremidades engastadas e constatou-se que a curva proposta anteriormente (DINIS *et al.* [9]) não se adequava para essas colunas sob interação G-G. Foi proposta então, uma nova modificação nas curvas de projeto para que colunas U sob interação G-G fossem contempladas de maneira econômica e eficiente.

Diante desses resultados, faz-se necessário realizar um estudo que englobe outras seções de colunas em PFF para avaliar a adequação da modificação da curva de resistência global baseada no MRD proposta por DINIS *et al.* [10].

1.2 Objetivos

Esta dissertação tem por objetivo principal estender o escopo do estudo realizado por DINIS *et al.* [10] ao considerar colunas com seção U_e com extremidades engastadas afetadas por diferentes níveis de interação G-G, exibindo várias geometrias (dimensões da seção transversal e comprimentos) e cobrindo uma ampla faixa de esbeltez, buscando avaliar a modificação da atual curva de resistência global do MRD proposta [10]. Os objetivos secundários traçados são:

¹ A proximidade da relação entre as forças crítica ($P_{cr,FT}$) e não crítica ($P_{b,Fm}$) de 1.0 indica o quão relevante é esse fenômeno de interação.

(i) Desenvolver a análise de flambagem elástica utilizando o programa GBTul [13] baseado na Teoria Generalizada de Viga, com intuito de permitir a seleção das seções a serem consideradas neste trabalho.

(ii) Investigar a influência dos principais parâmetros (*e.g.*, seção transversal, comprimentos e índice de esbeltez) no comportamento estrutural dessas colunas, selecionadas para assegurar, tanto quanto possível, interação entre os modos F_{MT} e F_m (interação G-G).

(iii) Avaliar a interferência das imperfeições geométricas iniciais na resistência das colunas analisadas.

(iv) Analisar a relação entre as tensões de escoamento (f_y) e o comportamento estrutural das colunas.

1.3 Metodologia

A fim de atingir os objetivos descritos acima, faz-se necessária uma etapa preliminar de seleção das dimensões da seção transversal e dos comprimentos das colunas, assegurando que as colunas selecionadas deverão estar associadas a vários níveis de proximidade entre as forças de flambagem $P_{cr,FT}$ e $P_{b,Fm}$, ou seja, sob influência da interação G-G. A seleção é feita a partir de análises de flambagem com emprego do código computacional GBTul [13], segundo uma estratégia de “tentativa-e-erro”.

Em seguida, realiza-se uma análise geometricamente e fisicamente não-linear, utilizando modelos de elementos finitos de casca (*Shell181*) no programa ANSYS [14]. Para isso, é produzido um estudo de sensibilidade à imperfeição, com o intuito de identificar a forma de imperfeição inicial que conduza a uma menor resistência (situação mais desfavorável), portanto mais apropriada (do ponto de vista da segurança) ao dimensionamento.

Sendo assim, avalia-se o comportamento elástico e elasto-plástico de pós-flambagem flexo-torcional dos elementos segundo o critério de falha de *von Mises*. Posteriormente, são

comparadas as estimativas das resistências últimas alcançadas a partir das curvas modificadas baseadas no *MRD* – propostas por DINIS *et al.* [9][10] – com as resistências últimas (P_u) obtidas numericamente.

1.4 Estrutura da dissertação

A dissertação é composta por cinco capítulos, além do presente. No Capítulo 2, apresenta-se a revisão bibliográfica referente ao tema estudado, abordando conceitos de equilíbrio e de estabilidade estrutural, um breve resumo histórico a respeito de PFF e seus modos de instabilidade. Em seguida, são expostos os métodos e padrões de dimensionamento vigentes para estimativa de resistência última em PFF, com destaque para o *MRD*, sobre o qual são apresentados os principais trabalhos publicados nos últimos anos, no que se refere às curvas de resistência do *MRD* à flambagem global por F_{MT} e a interação G-G.

A análise de flambagem das colunas é descrita no Capítulo 3, onde são explicitados os critérios utilizados para selecionar as colunas a serem analisadas, de forma que essas estejam sob influência da interação G-G e possuam uma ampla faixa de esbeltez. São apresentadas tabelas que exibem as principais características geométricas dos perfis selecionados, suas forças críticas e participações modais, obtidas via *GBTul* [13], juntamente com curvas de assinaturas ilustrativas, além dos valores referentes a razão entre às forças de flambagem das colunas (R_G).

O Capítulo 4 dedica-se à análise de pós-flambagem da coluna, onde os principais aspectos do modelo numérico adotado nesse trabalho para a análise de colunas que sofrem interação G-G, por meio do programa *ANSYS* [14], são demonstrados e discutidos. São descritas as características do elemento finito utilizado, estudos que buscam a identificar a forma de imperfeição geométrica inicial que conduza a uma menor resistência e as estratégias de solução numérica para a análise não-linear implementada.

O Capítulo 5 dedica-se à análise das novas curvas propostas por DINIS *et al.* [9][10], baseadas na atual curva global do MRD para a previsão da resistência última de colunas com seção U_e com extremidades engastadas, colapsando por F_{MT} e sob interação G-G.

Por fim, o Capítulo 6 é destinado para as considerações finais da pesquisa e para as sugestões de trabalhos futuros.

2 Revisão Bibliográfica

Este capítulo se dedica, inicialmente, aos conceitos clássicos/fundamentais de estabilidade e equilíbrio estruturais, com destaque para tensões de bifurcação, aplicados a PFF. O comportamento de flambagem, os métodos numéricos e padrões de dimensionamento vigentes são abordados, com ênfase nos principais trabalhos publicados nos últimos anos. Finalmente, trata do estado da arte sobre colunas em PFF sob falha global, com foco no MRD.

2.1 Estabilidade estrutural de PFF

Segundo REIS & CAMOTIM [15], pode-se definir o comportamento de uma estrutura submetida a um conjunto de ações como a relação que existe entre os valores dessas ações e dos efeitos provocados por elas na estrutura (tensões, deformações, deslocamentos etc.). O comportamento de uma estrutura pode ser modelado de várias maneiras e cada modelo de comportamento estrutural corresponde a um tipo de análise estrutural diferente.

A análise estrutural mais simples, está associada ao comportamento linear – análise linear de estruturas – e baseia-se na hipótese de todas as equações serem lineares, pressupondo (i) a linearidade física (*i.e.*, materiais elásticos lineares) e (ii) a linearidade geométrica (equações de equilíbrio escritas na configuração indeformada da estrutura e relações deformações-deslocamentos lineares) [15].

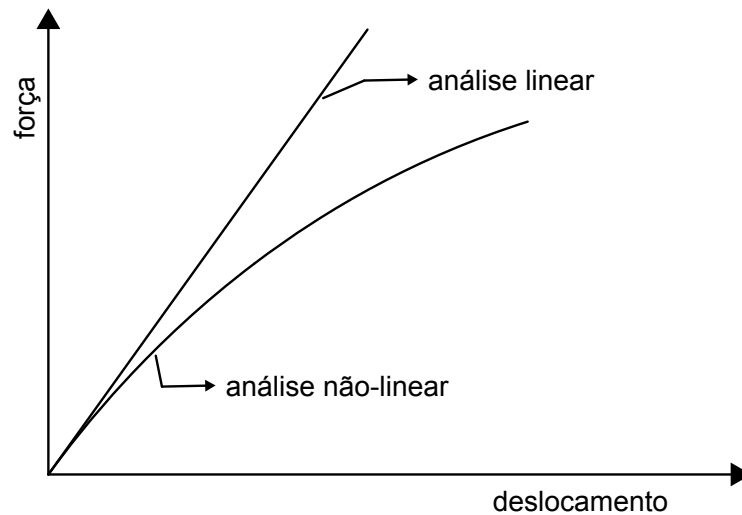


Figura 2.1: Trajetória de equilíbrio linear e não-linear

Em um problema de instabilidade bifurcacional, quando se pretende determinar unicamente as cargas de bifurcação e modos de instabilidade, considera-se suficiente efetuar uma análise linear de estabilidade. Nela, são estabelecidas as equações de equilíbrio na configuração deformada, mas “linearizam-se” essas equações em relação aos deslocamentos envolvidos (*i.e.*, aqueles que definem os modos de estabilidade). Esse tipo de análise, por outro lado, não fornece indicações sobre as características das trajetórias de pós-flambagem [15].

Segundo REIS & CAMOTIM [15], quando pretende-se determinar o comportamento de pós-flambagem de um sistema estrutural, é necessário considerar os termos não-lineares nas equações de equilíbrio, ou seja, realizar uma análise não-linear de estabilidade (ou análise de pós-flambagem). A precisão dos resultados depende da ordem até a qual são retidos os termos nas equações de equilíbrio, mas, em geral, é suficiente realizar a análise “mais simples” de pós-flambagem (*i.e.*, primeira ordem).

2.2 Perfis de aço formados a frio (PFF)

CASTELANI [16] destaca que o uso de PFF iniciou-se em meados do século XIX, nos Estados Unidos e na Inglaterra. Naquele período, não havia regulamentação técnica específica sobre a utilização destes perfis, e seu emprego como elemento estrutural era baseado na experiência adquirida na época (*i.e.*, empírica), limitando seu uso exclusivamente para componentes não-estruturais.

Atualmente, conforme entendimento de GUNALAN & MAHENDRAN [18], os PFF têm se tornando cada vez mais populares na indústria da construção devido à sua alta eficiência estrutural (excelente relação resistência/peso) e facilidade de fabricação e montagem. Ainda segundo GUNALAN & MAHENDRAN [18], os PFF podem ser empregados com muita eficiência como uma alternativa economicamente viável aos laminados a quente e/ou soldados. No entanto, a esbeltez elevada dos PFF ([20]), torna tais elementos propensos a vários fenômenos de instabilidade, como por exemplo a flambagem global. Além disso, GUNALAN & MAHENDRAN [18] frisa que o processo de “conformação a frio” geralmente produz imperfeições geométricas e tensões residuais diferentes daquelas habitualmente observadas nos elementos tradicionais laminados a quente e soldados sendo, portanto, necessárias recomendações específicas para PFF.

2.3 Modos de instabilidade usuais dos PFF

Os PFF, quando submetidos a tensões normais de compressão, estão sujeitos aos fenômenos de flambagem, que podem ser identificados na Figura 2.2 (a)-(d) para um perfil U_e sob compressão centrada. Além disso, conforme pesquisas relatadas por YANG & HANCOCK [21], DINIS *et al.* [22] e SILVESTRE *et al.* [23], é possível ocorrer interações entre os modos de flambagem, como por exemplo o local-distorcional e o global-distorcional, o que pode ser comumente observado na compressão de elementos de PFF de paredes finas. Nas seções a seguir, os modos de flambagem serão descritos em detalhes de acordo com BANDULA HEVA [24].

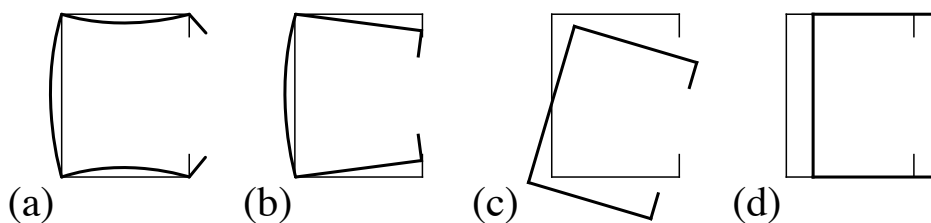


Figura 2.2: Modos de flambagem de seção U_e : (a) local, (b) distorcional, (c) flexo-torcional e (d) flexional.

2.3.1 Flambagem local

O modo de flambagem local é caracterizado pela instabilidade dos elementos da seção transversal apresentada de forma isolada: a posição das arestas do perfil permanece inalterada e não há deslocamento dos cantos de dobramento, ou seja, não ocorre a translação dos pontos de interseção (cantos ou arestas) entre as placas (SCHAFFER & ÁDÁNY [25]), conforme ilustrado pela Figura 2.2 (a). Nesse modo de flambagem, as placas que compõem a seção transversal exibem perda de estabilidade, apresentando a formação de ondas ao longo de seu comprimento, assim como no modo de instabilidade de placa. Segundo BANDULA HEVA [24] os elementos mais finos da placa são mais suscetíveis à flambagem local.

2.3.2 Flambagem distorcional

De acordo com BANDULA HEVA [24], a flambagem distorcional é caracterizada pela rotação do conjunto mesa-enrijecedor em torno do canto dobrado alma/mesa, flexão da alma e deslocamentos dos cantos dobrados do perfil como por ser visto na Figura 2.2 (b). Os modos de deformação associados a este tipo de flambagem, apresentam os pontos de interseção (arrestas ou cantos) das placas que compõem a seção geométrica do perfil, se deslocando sem ocorrer a flexão da chapa.

Segundo LANDESMANN & CAMOTIM [26], o modo de flambagem distorcional é dominante em colunas típicas de perfis U_e , quanto mais próximo a altura da alma for da largura da mesa do perfil, ou seja, seções mais “quadradas” tendem a apresentar mais sensibilidade ao modo de flambagem distorcional do que ao local.

2.3.3 Flambagem global

A flambagem global é determinada pela ocorrência de movimentos de translação e/ou rotação da seção transversal da coluna, sem que haja alteração da forma inicial da seção geométrica, podendo ser dividida em 3 casos fundamentais: flexão, torção² e flexo-torção.

A flambagem por flexo-torção ocorre apenas em perfis que possuem uma seção transversal monossimétrica ou assimétrica e é caracterizada pela flexão em torno do eixo de maior inércia associada à torção em torno do centro de cisalhamento e pode ser entendida na Figura 2.2 (c). As colunas longas em PFF têm como modo de falha mais comum a flambagem por flexo-torção.

Em BANDULA HEVA [24], a flambagem por flexão é definida como a deflexão em torno dos eixos principais de inércia e ocorre no eixo com a maior razão de esbeltez, conforme pode ser visto na Figura 2.2 (d). Este modo de flambagem é comum em colunas longas.

2.4 Métodos numéricos para análise de flambagem

De acordo com SCHAFER e ÁDÁNY [25], os três métodos numéricos mais utilizados para o cálculo das forças críticas de flambagem são: Método dos Elementos Finitos (MEF), Método das Faixas Finitas (MFF) e a Teoria Generalizada de Viga (GBT - *Generalized Beam Theory*), e estes, serão tratados nas sessões a seguir. Os métodos numéricos para determinação

² A flambagem crítica por torção ocorre apenas em elementos duplamente simétricos e com elementos de seção transversal muito delgados, e é caracterizada pela torção da seção transversal em torno do eixo longitudinal [24].

das tensões críticas de flambagem e os respectivos modos são vantajosos do ponto de vista da prática de projeto comparados àqueles obtidos por meios analíticos, uma vez que permitem uma “completa” definição dos modos – local, distorcional e global, para casos genéricos envolvendo tensões transversais (não usuais) e quaisquer condições de apoio e carregamentos.

2.4.1 Método dos Elementos Finitos (MEF)

O MEF é o método numérico mais utilizado para a resolução de problemas da engenharia, podendo ser aplicado a qualquer tipo de questão estrutural. Define-se a geometria, que é submetida aos carregamentos e as restrições, e essa é subdividida em pequenas partes: os elementos, que são conectados por nós. Esse conjunto é chamado de malha, que pode apresentar-se de diversas formas: triangular, quadrilateral, entre outras, a depender do tipo e da dimensão do problema (Figura 2.3 (a)). Entretanto, mesmo sendo um método usual, o MEF apresenta algumas desvantagens, entre elas: a quantidade necessária de elementos e o tempo de processamento envolvido nessa análise e, ainda mais importante, a dificuldade em descobrir as participações modais nas forças críticas de flambagem encontradas.

2.4.2 Método das Faixas Finitas (MFF)

O MFF se utiliza da natureza prismática dos perfis e discretiza a seção transversal em finitos segmentos, onde cada segmento configura uma faixa com uma dimensão longitudinal igual ao comprimento total do perfil (Figura 2.3 (b)). Cada uma dessas faixas finitas é representada por quatro nós, onde cada nó possui quatro graus de liberdade. Pelo fato deste processo utilizar menos nós e consequentemente menos graus de liberdade do que o MEF, isto o torna mais eficiente em tempo de processamento.

Dentre os softwares desenvolvidos para análises de estabilidade com base no MFF, destaca-se o CUFSM [27], um programa de uso livre (*freeware*), que constitui uma boa

ferramenta para a análise de flambagem elástica de PFF (forças críticas de flambagem, modos de flambagem etc.).

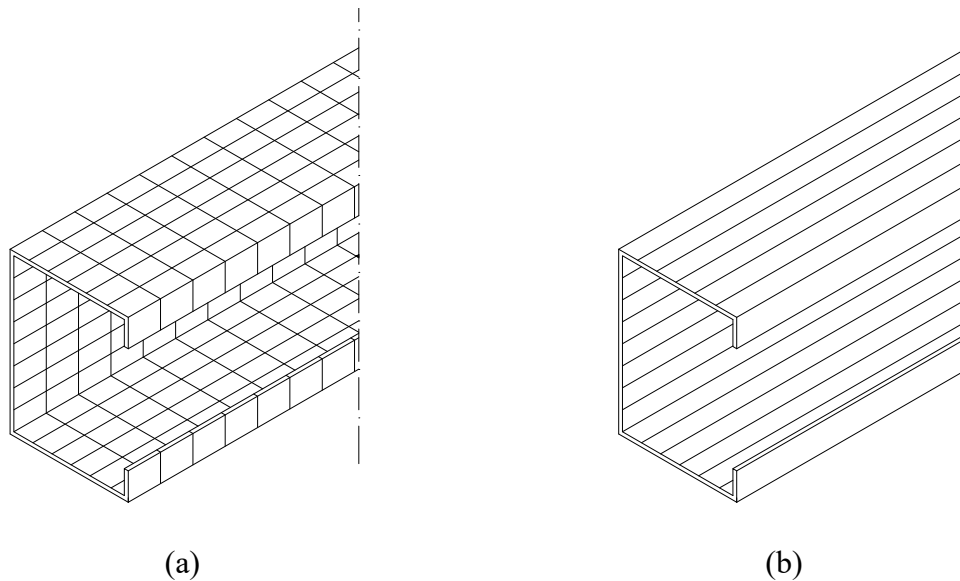


Figura 2.3: Discretização de um perfil U_e genérico através do (a) MEF e (b) MFF.

2.4.3 Teoria Generalizada de Viga (GBT)

A GBT foi desenvolvida por SCHARDT [28] na Alemanha e é um dos métodos numéricos mais empregados para determinar as tensões críticas de flambagem, entendida como uma teoria de vigas que incorpora os modos de deformação da seção transversal no seu plano [13].

BEBIANO *et al.* [13] explicam que, ao decompor os modos de deformação associados aos fenômenos de flambagem do elemento, esse método garante uma interpretação mais precisa dos resultados, uma vez que quantifica a porcentagem de participação de cada modo de deformação no modo de instabilidade do perfil.

O programa GBTul [13], baseado na GBT, é uma ferramenta muito eficaz para a realização de análises de flambagem, e requer como dados de entrada as propriedades elásticas do material, definições geométricas (dimensões da seção transversal e comprimentos), assim como carregamentos e condições de apoio. Conforme pode ser observado na Figura 2.5 e na

Figura 2.6, o GBTul [13] explicita as participações modais para uma coluna U_e genérica sob o modo de falha predominantemente global.

Além disso, o programa GBTul [13] fornece como resultado a curva de estabilidade (assinatura), que relaciona a força crítica de flambagem (P_{cr}) com o comprimento do perfil (L), conforme pode ser observado na Figura 2.4.

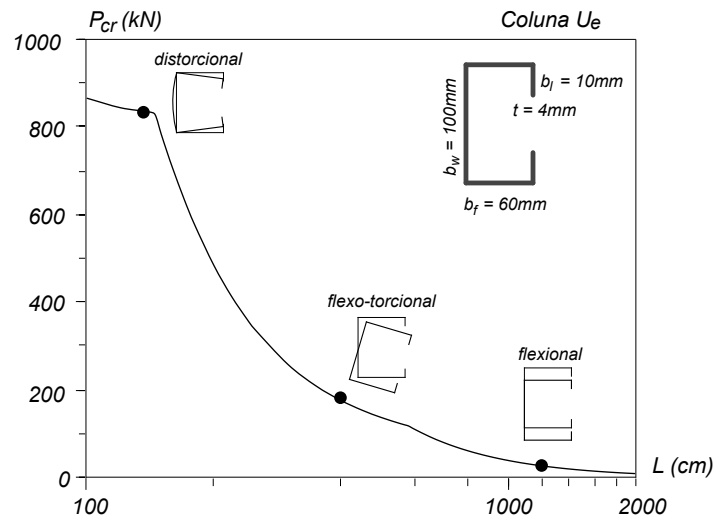


Figura 2.4: Curva de estabilidade P_{cr} vs. L com ilustração dos modos de flambagem D, F_{MT} e F_m obtida através do GBTul [13] para uma coluna U_e 100x60x10x4.

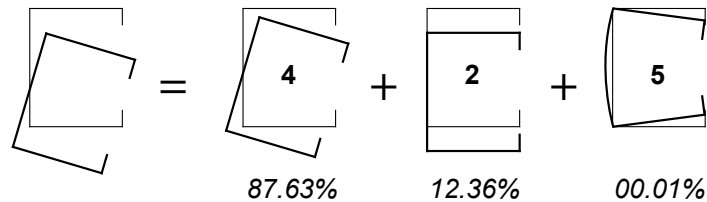


Figura 2.5: Decomposição modal obtida através do GBTul [13] para uma coluna U_e 100x60x10x4.

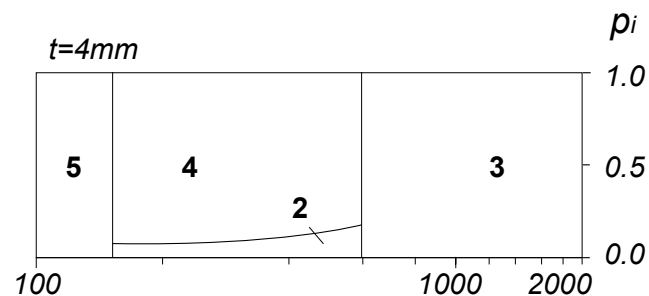


Figura 2.6: Diagrama de participação modal obtida através do GBTul [13] para uma coluna U_e 100x60x10x4.

2.5 Métodos de Dimensionamento

Segundo GUNALAN & MAHENDRAN [18], durante a década de 1930, a construção civil enfrentou dificuldades de aceitação e de desenvolvimento do emprego de PFF devido à falta de uma especificação de projeto apropriada.

As normas de projeto para PFF foram introduzidas pela primeira vez na especificação do *American Iron and Steel Institute* (AISI) em 1946, quando iniciou-se uma extensa pesquisa sobre estruturas de PFF na Universidade de Cornell pelo professor G. Winter, que estudou os modos de instabilidade por flexão, torção e flexo-torção, contribuindo para que a AISI publicasse a primeira edição das “Especificações para Projetos de Perfis Leves em Aço”. A partir de então, diversas especificações e normas foram criadas ao longo dos anos.

Em 1961, o *British Steel Standard* foi modificado para incluir o projeto de PFF com base no trabalho do professor A.H. Chilver.

O Padrão Australiano para o projeto de PFF AS 1538 foi publicado pela primeira vez em 1974, com base na edição de 1968 da Especificação Americana e em 1988 foi atualizado [29], usando as edições de 1980 e 1986 da AISI [30].

Em 1993, a *Standards Australia* e a *Standards New Zealand* começaram a trabalhar em um padrão de projeto de limite comum para estruturas de PFF. O novo padrão AS/NZS 4600 [6] foi baseado principalmente nas mais recentes especificações da AISI - S100 [4]. Em 1998, SCHAFER E PEKÖZ [7] propuseram o MRD, com a intenção de contornar os problemas encontrados por Winter para o Método da Largura Efetiva (MLE) (*e.g.*, [31]), para que o processo de dimensionamento não recorresse a cálculos iterativos para seção efetiva.

A Norma Britânica BS 5950 Parte 5 [32] também especifica orientações para o projeto de PFF. O Eurocódigo 3, parte 1.3 [5], e as normas canadenses são os outros padrões internacionais que fornecem orientações de projeto para estruturas de PFF.

No Brasil, antes da década de 1990, os projetistas adotavam as normas internacionais publicadas pela AISI e pela *Canadian Standards Institute* (CSA) para o dimensionamento de PFF, devido à ausência de especificações técnicas para dimensionamento desses perfis que atendesse aos padrões do mercado brasileiro. Diante disso, a Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT) publicou a ABNT NBR 14762:2001 [33], que tratava do dimensionamento dos sistemas construtivos com PFF. Em 2010 foi atualizada para NBR 14762:2010 [3].

Ainda vigente, a ABNT NBR 14762:2010 [3] prevê três métodos básicos de dimensionamento de PFF: (i) o tradicional Método da Largura Efetiva (MLE) – que está disponível, de alguma forma, quase em todo o mundo para o uso em projeto, (ii) o Método da Seção Efetiva (MSE) – proposto por BATISTA [34] e (iii) o MRD. A seguir, os métodos de dimensionamento MLE, MSE e MRD são sumariamente apresentados com destaque ao MRD (itens 2.5.3 e 2.6).

2.5.1 Método da Largura Efetiva (MLE)

SCHAFER [20] destaca que a ideia essencial do MLE é a de que, quando um perfil esbelto é sujeito a compressão, ocorre a flambagem local das placas que o conformam, o que leva a uma significativa redução de sua rigidez. O MLE simula essa redução da rigidez da placa, substituindo a largura inicial do elemento, b , por uma largura efetiva (reduzida) b_e , sendo $b_e < b$.

Uma vez que os PFF são formados por uma única chapa que é dobrada para obter a forma desejada, para realizar a análise da flambagem deve-se dividir o perfil em elementos (partes planas do perfil), que podem ser considerados de bordas apoiadas (AA), quando as duas laterais estão apoiadas em outros elementos e de borda livre (AL), quando somente uma de suas bordas encontra-se apoiada em outro elemento, permanecendo a outra extremidade livre, como indicado na Figura 2.7 [3].

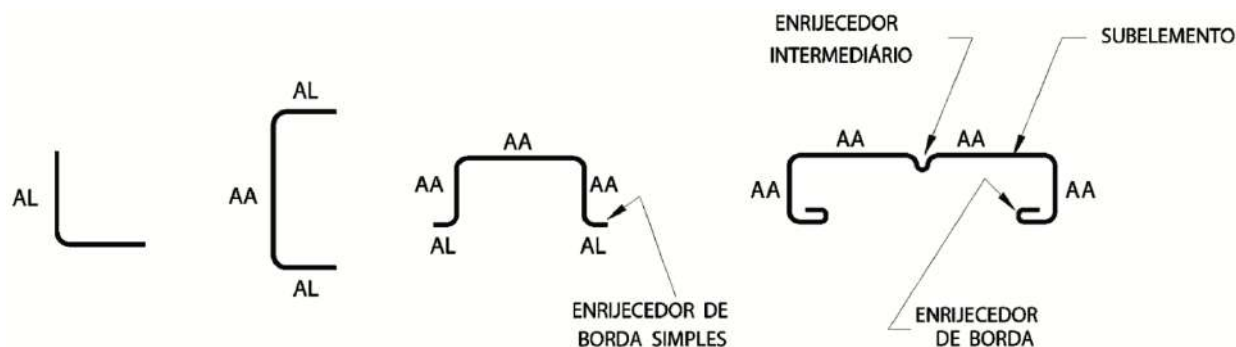


Figura 2.7: Tipos de elementos em uma seção de PFF. Fonte: ABNT NBR 14762:2010 [3].

De forma resumida, o MLE considera os elementos que formam perfil como placas independentes, realizando o cálculo da largura efetiva para cada elemento separadamente, e em seguida, determina as propriedades efetivas da seção transversal, que serão utilizadas no dimensionamento do perfil. Entretanto, este método de dimensionamento apresenta como desvantagem o uso de cálculos iterativos, ou seja, é necessário efetuar cálculos de propriedade efetiva da seção.

2.5.2 Método da Seção Efetiva (MSE)

No MSE, a flambagem local é considerada por meio de propriedades geométricas efetivas (reduzidas) da seção transversal do perfil de forma completa e não subdividida, como no MLE, conforme compara a Figura 2.8 [34], onde (a) representa o modelo aproximado do conceito do MLE e (b), do MSE.

O MSE possui um menor volume de cálculos em relação ao MLE. Além disso, é possível obter os valores força axial de flambagem elástica local de forma direta. Assim como o MLE, possui a limitação de não ser adequado ao dimensionamento de seções sujeitas à flambagem distorcional.

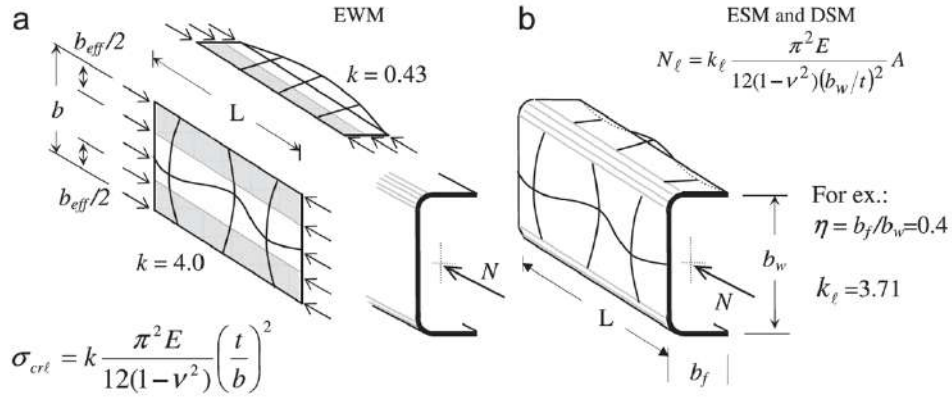


Figura 2.8: Flambagem local de placa do PFF: (a) modelo aproximado do conceito do MLE e (b) comportamento real de acordo com a resistência direta e o conceito do MSE [34].

2.5.3 Método da Resistência Direta (MRD)

Segundo SCHAFFER [20], o MRD baseia-se na ideia de que, uma vez determinadas as forças críticas de flambagem elástico da seção (local, distorcional e global) e o carregamento em que ocorre o escoamento da seção, a resistência última pode ser determinada diretamente.

Para o caso da flambagem global de colunas, na ABNT NBR 14762:2010 [3] subseções 9.7.2 e 9.8.2.2, estão incluídas as fórmulas que permitem obter os valores das forças e momentos fletores de flambagem global elástica, respectivamente, tornando possível determinar a força axial resistente de cálculo do perfil. Já no caso dos modos de flambagem elástica local e distorcional e de suas respectivas forças, pode-se utilizar de recursos de análise com base na teoria da elasticidade, utilizando métodos numéricos como os descritos no item 2.3.

Com o objetivo de melhorar a eficiência do dimensionamento de PFF, foi desenvolvido por SCHAFFER e PEKÖZ [7] o MRD, baseado na ideia original proposta por HANCOCK *et al.* [35] e considerado hoje um dos melhores métodos de dimensionamento de estruturas constituídas de PFF.

As curvas de projeto atualmente codificadas ([3], [4] e [6]) são capazes de lidar com flambagens locais, distorcionais, globais e interativas locais-globais. A força nominal global (P_{nG}) é dada pela seguinte expressão:

$$\frac{P_{nG}}{P_y} = \begin{cases} 0.658\lambda_G^2 & \lambda_G \leq 1.5 \\ \frac{0.877}{\lambda_G^2} & \lambda_G > 1.5 \end{cases} \quad (2.1)$$

onde $P_y = A \cdot f_y$ é a força escoamento do aço (A é a área da seção transversal e f_y é a tensão de escoamento do aço, respectivamente), λ_G corresponde a esbeltez global da coluna, dada por $\lambda_G = (P_y/P_{crG})^{0.5}$ e P_{crG} é a força crítica de flambagem global. Essa curva de projeto combina o trecho exponencial de Johnson (ZIEMIAN [16]) com a parte inferior da curva de Euler.

Em sua pesquisa, PEKÖZ & SÜMER [36] mostraram que a mesma, codificada originalmente para colunas constituídas por perfis de aço laminados a quente e/ou soldados (com dupla simetria), comumente usados em edifícios (AISI 1986 [37]), fornecia estimativas melhores do que a curva empregada pela comunidade de PFF até então. Essas afirmações foram baseadas em 214 resultados experimentais relativos a colunas em PFF com carga concentrada com várias seções transversais e valores moderados de esbeltez global ($\lambda_G \leq 1.75$).

2.6 Estado da arte sobre colunas em PFF sob falha global

Este item apresenta os principais trabalhos publicados, nos últimos anos, no que se refere ao dimensionamento de PFF sob falha global, com destaque para o MRD. As sessões a seguir se dividirão de acordo com o tipo de análise realizada por cada autor citado no início do item.

2.6.1 Análise experimental e numérica (HEVA & MAHENDRAN [38])

Em 2013, HEVA & MAHENDRAN [38] realizaram uma campanha experimental sobre o comportamento de flambagem por F_{MT} de colunas em PFF em temperaturas ambiente e elevadas. Para seus ensaios, as dimensões da seção de teste e os comprimentos das amostras foram selecionados com base em uma série de análises preliminares usando os programas de análise de faixas finitas, CUFSM [27], e de elementos finitos, ABAQUS, de modo que a

flambagem por F_{MT} governasse o comportamento das colunas ensaiadas em temperaturas ambiente e elevadas. Foram adotadas extremidades engastadas para a realização dos testes.

Adicionalmente, HEVA & MAHENDRAN [38] desenvolveram métodos de projeto adequados para colunas em PFF sujeitas à flambagem por F_{MT} em temperaturas elevadas, com base nas atuais regras de projeto para temperatura ambiente (Eq. (2.1)). Esperava-se que os ensaios realizados em temperatura ambiente confirmassem a adequação da atual curva global de projeto na previsão das capacidades da coluna. No entanto, os resultados dos ensaios apresentados na Figura 2.9 e na Tabela 2.1 mostram que a Eq. (2.1) presente nas normas AS / NZS 4600 [6] e AISI [4] é conservadora para colunas em temperatura ambiente.

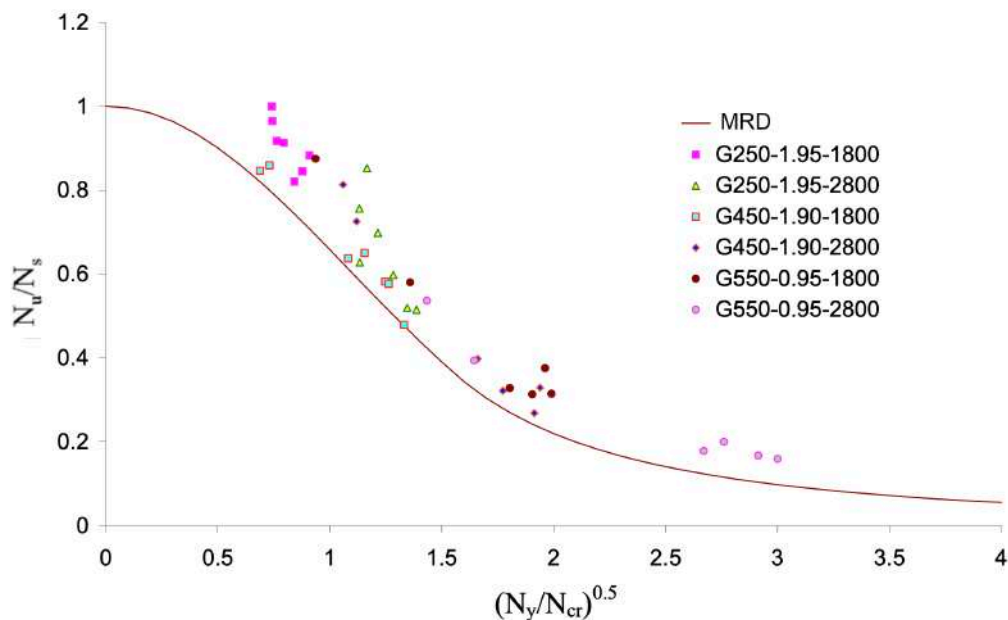


Figura 2.9: Comparação entre a atual curva global de projeto do MRD (Eq. 1) e resultados experimentais reportados por HEVA & MAHENDRAN [38] (adaptada).

Tabela 2.1: Comparação entre as resistências últimas obtidas nos ensaios experimentais e os resultados previstos pela curva global do MRD segundo HEVA & MAHENDRAN [38].

G250-1.95-2800			G250-1.95-1800			G550-0.95-2800		
Temp.	Exp.	Exp/MRD	Temp.	Exp.	Exp/MRD	Temp.	Exp.	Exp/MRD
20	54.07	1.10	20	87.94	1.15	20	15.85	1.77

Além dos ensaios experimentais, foram realizadas análises de elementos finitos das colunas selecionadas, que também confirmaram a ocorrência de falha por F_{MT} . Nestas, as resistências últimas de todas as colunas à temperatura ambiente concordaram bem com as resistências últimas obtidas nos testes experimentais correspondentes, com uma diferença inferior a 5%, conforme pode ser observado na Tabela 2.2. Portanto, os resultados obtidos numérica e experimentalmente pelos autores confirmam que atuais curvas de projeto (Eq. (2.1)), presentes nas normas citadas anteriormente, são conservadoras para colunas em PFF sujeitas à flambagem por F_{MT} em temperatura ambiente.

Tabela 2.2: Comparação das resistências últimas obtidas nos ensaios experimentais com os resultados numéricos obtidos via MEF segundo HEVA & MAHENDRAN [38] para temperatura ambiente.

Coluna	Resistência Última		
	Exp.	MEF	Exp/MEF
G250-1.95-1800	87.94	90.7	0.97
G450-1.90-1800	120.42	129	0.93
G550-0.95-1800	24.72	25.4	0.97
G250-1.95-2800	54.07	56.3	0.96
G450-1.90-2800	61.3	63.8	0.96
G550-0.95-2800	15.85	15.4	1.03

2.6.2 Análise numérica e dimensionamento (GUNALAN & MAHENDRAN [18])

Posteriormente, GUNALAN & MAHENDRAN [18] utilizam os resultados dos testes de HEVA & MAHENDRAN [38] para validar os modelos de elementos finitos desenvolvidos em seus estudos e para comparar com as capacidades da coluna previstas pelas atuais curvas de projeto previstas pelas normas AS/NZS 4600 [6] e AISI [4].

A pesquisa de GUNALAN & MAHENDRAN [18] revisou o uso das atuais curvas de projeto do AS / NZS 4600 [6] e sua precisão na determinação das capacidades de compressão de colunas em PFF usando estudos numéricos detalhados, demonstrando que estas previam de

maneira adequada a resistência de colunas apoiadas e engastadas submetidas à flambagem por F_m . No entanto, verificou-se que as atuais regras de projeto do AS / NZS 4600 [6] não incluíam o efeito do empenamento restringido, o que os fizeram considerá-las excessivamente conservadoras e, portanto, não econômicas na previsão das resistências últimas obtidas em testes experimentais e análises de MEF.

Com base nessa constatação, foram feitas recomendações para modificar as regras de projeto atuais do AS/NZS 4600 [6] para refletir com mais precisão os resultados obtidos nos estudos numéricos e experimentais conduzidos na pesquisa. Um novo conjunto de equações foi proposto (Eq. (2.2)) para colunas com extremidades engastadas, com empenamento impedido, submetidas a falha por F_{MT} , no qual λ_c se refere à esbeltez da coluna. Os resultados dessa modificação da curva normativa podem ser observados na Figura 2.10.

$$\frac{f_n}{f_y} = \begin{cases} 0.69\lambda_c^2 & \lambda_c \leq 1.5 \\ \frac{0.8}{\lambda_c^{1.5}} & \lambda_c > 1.5 \end{cases} \quad (2.2)$$

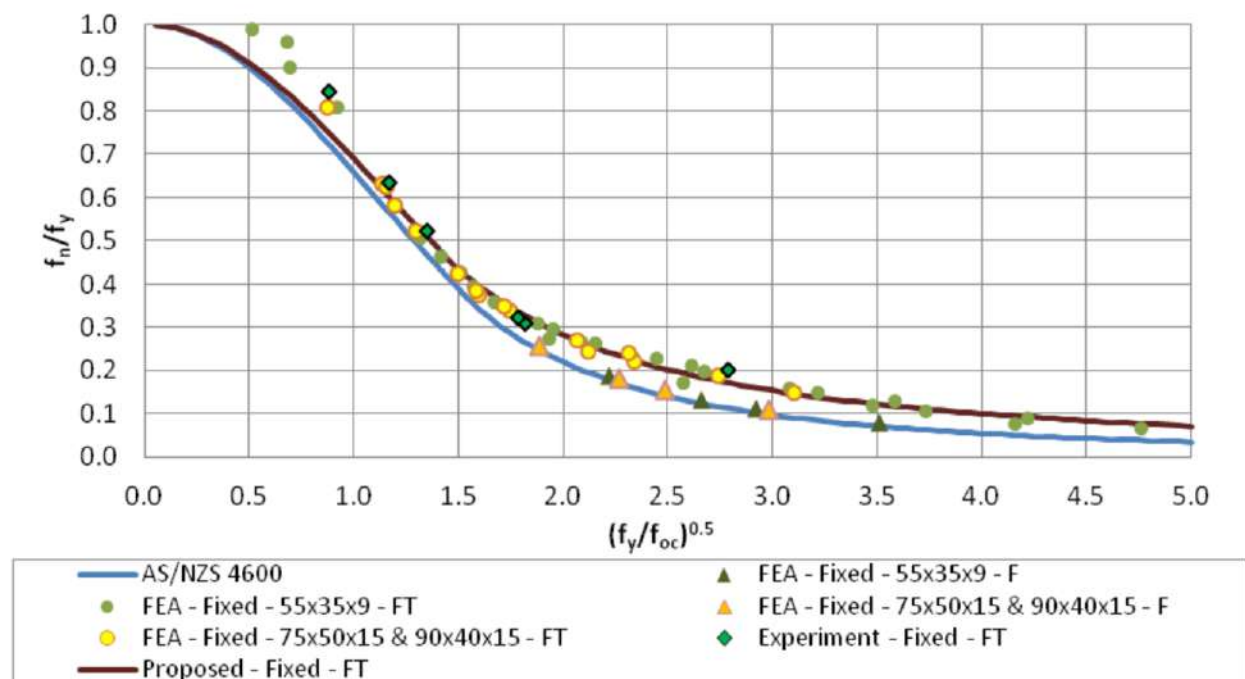


Figura 2.10: Comparação dos resultados obtidos com a curva normativa presente em AS / NZS 4600 [6] e com a nova curva proposta. Fonte: GUNALAN & MAHENDRAN [18].

2.6.3 Análise numérica e dimensionamento via MRD de colunas sob falha F_{MT} (DINIS *et al.* [8][9])

Recentemente, os autores DINIS *et al.* [8][9] relataram investigações numéricas destinadas a avaliar a precisão da atual curva de projeto da resistência global do MRD (Eq. (2.1)) ao prever as resistências últimas de colunas em PFF com um eixo de simetria, extremidades engastadas³ e que colapsam nos modos de flexo-torção (F_{MT}) ou flexão (F_m). Foi realizado um extenso estudo paramétrico para reunir as resistências últimas das colunas. Tal estudo abrangeu 1710 colunas, todas contendo imperfeições geométricas iniciais de modo crítico (F_{MT}) com amplitude máxima $L/1000$, considerando diferentes seções transversais (U , U_e , Cartola, Rack, Rack enrijecido, WSC e WFSC) e comprimentos, assim como aços com variadas tensões de escoamento ($f_y = 75, 150, 400, 450, 600$ MPa), cobrindo, assim, uma ampla faixa de esbeltez.

Constatou-se que a atual curva de projeto da resistência global do MRD (Eq. (2.1)) subestima, de forma significativa, a resistência máxima de várias colunas em PFF que colapsam por F_{MT} na faixa de esbeltez alta e moderada e, portanto, leva a projetos imprecisos e não econômicos, conforme pode ser percebido na Figura 2.11, que compara a atual curva global do MRD (P_{nG}) com as razões entre a resistência última (P_u) e a força de escoamento da seção (P_y) das colunas analisadas. Além disso, notou-se que a curva de projeto atual prediz com precisão as resistências últimas das colunas com colapso nos modos de F_m – havia apenas espaço para pequenas melhorias nas faixas de esbeltez baixa e intermediária – o que era esperado, considerando que essa curva foi desenvolvida para colunas de aço laminadas a quente, que normalmente exibem seções transversais duplamente simétricas, nas quais as falhas ocorrem por F_m .

³ DINIS *et al.* [9] também analisaram colunas em diferentes condições de apoio.

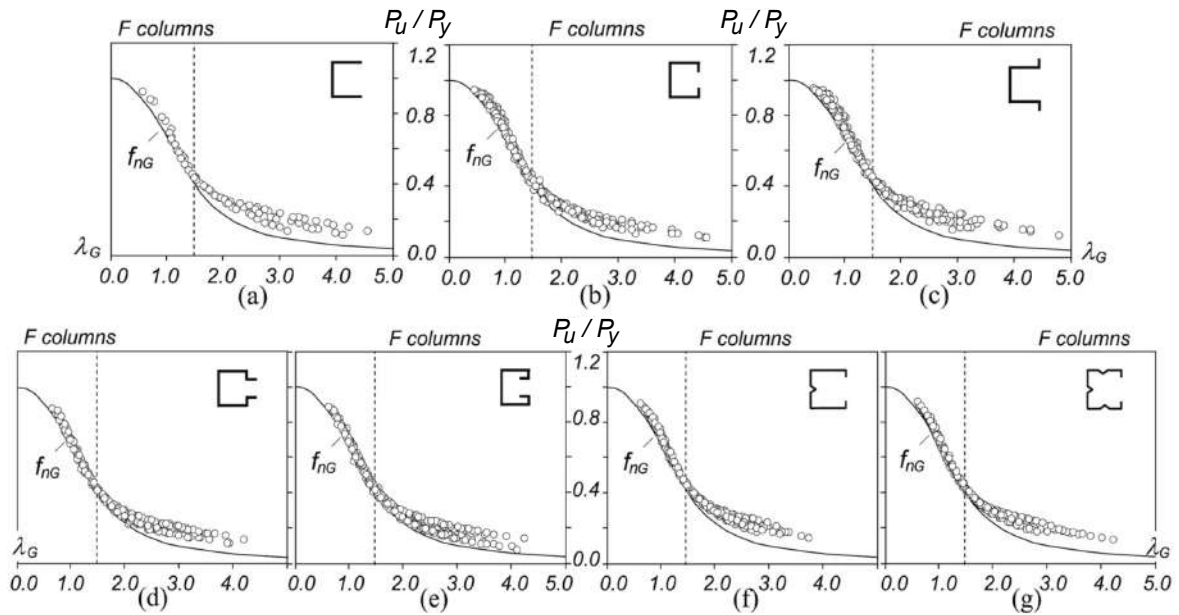


Figura 2.11: Comparação entre (P_u/P_y) vs. λ_G para as seções (a) U , (b) U_e , (c) Cartola, (d) Rack, (e) Rack enrijecido, (f) WSC e (g) WFSC. Fonte: DINIS *et al.* [9] (adaptada).

A Figura 2.12 exibe P_u/P_{nG} versus λ_G para os sete conjuntos de colunas estudadas. Observou-se que os valores de P_u/P_y estão bem alinhados ao longo da curva de força global do MRD na faixa onde a esbeltez é baixa a moderada ($\lambda_G \leq 1.5$) e ficam bem acima dessa curva e são muito mais dispersas nas faixas de esbeltez moderada e alta ($\lambda_G > 1.5$). Além disso, as disposições dos resultados apresentam comportamento similar para os conjuntos de colunas selecionados.

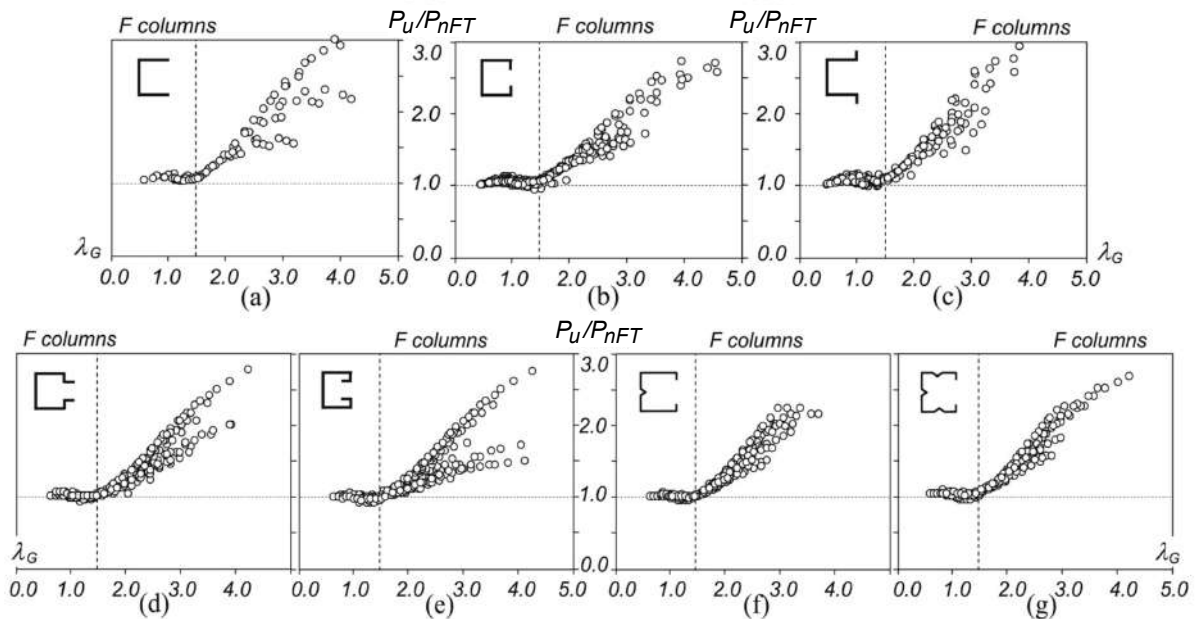


Figura 2.12: Comparação entre P_u/P_{nG} vs. λ_G para as seções (a) U , (b) U_e , (c) Cartola, (d) Rack, (e) Rack enrijecido, (f) WSC e (g) WFSC. Fonte: DINIS *et al.* [9] (adaptada).

A busca pela melhoria nas previsões levou DINIS *et al.* [9] à proposta de uma nova abordagem baseada no MRD (P_{nFT}), envolvendo um conjunto de curvas dependentes de um parâmetro geométrico de seção transversal que envolve os momentos de inércia no maior eixo (I_I) e no menor eixo (I_{II}) e também a constante de empenamento I_w ⁴. O novo parâmetro, denominado β_{FT} , é dado por:

$$\beta_{FT} = \frac{I_I + I_w/A}{I_{II}} \quad (2.3)$$

onde A é a área de seção transversal bruta, incluída na expressão para manter sua natureza não dimensional. Dessa forma, para $\lambda_{FT} > 1.5$, a curva se torna dependente de β_{FT} e passa a ser definida por uma expressão geral do tipo "Euler", semelhante à que aparece na atual curva de resistência global do MRD (consulte a Equação (2.1)):

$$\frac{P_{nFT}}{P_y} = \begin{cases} 0.658\lambda_{FT}^2 & \lambda_{FT} \leq 1.5 \\ \frac{a}{\lambda_{FT}^b} & \lambda_{FT} > 1.5 \end{cases} \quad (2.4)$$

Onde $\lambda_{FT} = (P_y/P_{cr,FT})^{0.5}$ e os parâmetros a e b , que são funções de β_{FT} , dados por:

$$a = 0.39 \times 1.5^b \quad (2.5)$$

$$b = \begin{cases} 0.06 \times \beta_{FT} + 0.71 & \beta_{FT} < 21.5 \\ 2 & \beta_{FT} \geq 21.5 \end{cases} \quad (2.6)$$

As expressões para a e b foram obtidas ([9]) por meio de um procedimento de ajuste de curva por tentativa e erro, com base nos dados de resistências últimas disponíveis sobre colunas U que colapsam nos modos de F_{MT}. Observem que a equação original do MRD é recuperada para colunas com valores de β_{FT} elevados (*i.e.*, $a = 0.877$ e $b = 2$), pois a atual curva de projeto funciona muito bem para essas colunas.

⁴ Essa constante pode ser facilmente calculada numericamente, por meios de códigos disponíveis gratuitamente como GBTUL [13] ou CUFSM [27].

A fim de ilustrar a qualidade da previsão alcançada pela curva modificada do MRD (P_{nFT}), a Figura 2.13 exibe os valores P_u/P_y contra λ_{FT} referentes aos pares de colunas U_e (C) e Rack (R), para diferentes valores de β_{FT} diferentes. A Figura 2.14 exibe a relação entre os resultados de resistência última e a curva modificada. A comparação entre a atual curva de resistência global do MRD (Eq. (2.1)) e o novo conjunto de curvas de resistência obtido com a Equação (2.4) (linhas sólidas e tracejadas, respectivamente), mostra que as novas curvas de resistência do MRD seguem muito bem as tendências de P_u/P_y , fornecendo resultados bastante precisos para as resistências últimas de colunas com seções transversais exibindo enrijecedores de parede única e dupla.

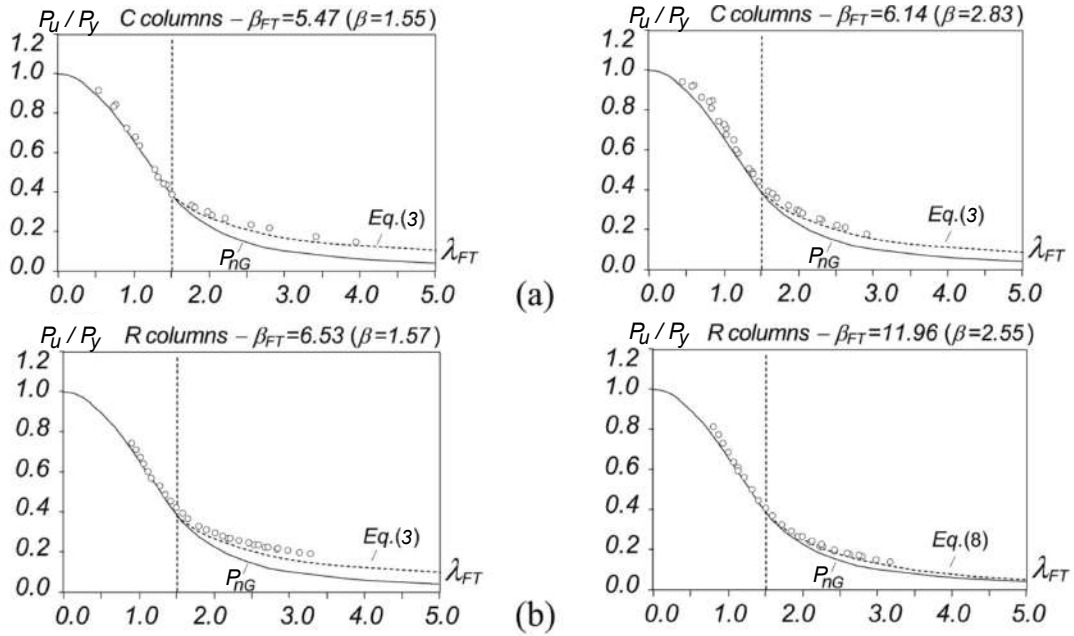


Figura 2.13: Comparação entre a curva modificada, representada pela Eq. (2.4), e a curva atual. (a) Perfil U_e e (b) Perfil Rack. Fonte: DINIS *et al.* [9] (adaptada).

Dessa forma, DINIS *et al.* [9] concluíram que o novo conjunto de curvas de resistência global proposto para as colunas estudadas, dependente do parâmetro β_{FT} , leva a excelentes previsões numéricas de resistência última para todas as colunas analisadas (com enrijecedores de extremidade de parede única ou dupla) para a faixa de esbeltez proposta ($\lambda_{FT} > 1.5$), já que a atual curva global do MRD fornece estimativa de resistência última adequada para esbeltezes baixas e moderadas ($\lambda_{FT} \leq 1.5$). Considerando que os poucos resultados experimentais

disponíveis (HEVA & MAHENDRAN [38]) também são bem estimados pelas novas curvas de resistência, mostrou-se necessário estudos experimentais adicionais envolvendo colunas com altas esbeltezes a fim de fornecer validação experimental adequada para as curvas de resistências propostas [9]⁵.

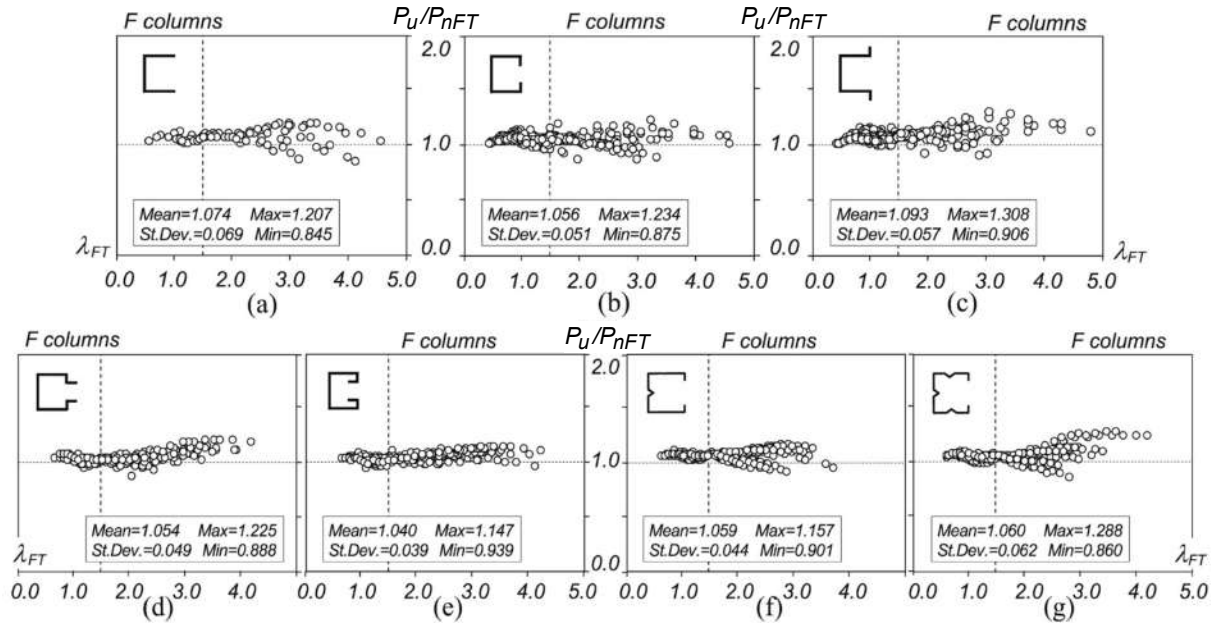


Figura 2.14: Comparação com a curva modificada, (P_u/P_{nFT}) vs. λ_{FT} sendo as seções (a) U simples, (b) U enrijecido, (c) Cartola, (d) Rack, (e) Rack enrijecido, (f) WSC e (g) WFSC. Fonte: DINIS *et al.* [9] (adaptada).

2.6.4 Análise numérica de colunas sob falha F_{MT} com interação G-G (DINIS *et al.* [10])

Diante das percepções relatadas, DINIS *et al.* [9] decidiram comparar as resistências últimas de dois conjuntos de colunas U em PFF de extremidades engastadas compartilhando as mesmas dimensões de seção transversal ($b_w=100$ mm, $b_f=40$ mm, $t=1.2$ mm), tensões de escoamento e imperfeições geométricas iniciais (imperfeições geométricas iniciais de amplitude máxima de $L/1000$ para o modo crítico global (F_{MT})). Apenas colunas com $\lambda_{FT} > 1.5$ foram

⁵ DINIS *et al.* [9] também analisaram colunas em diferentes condições de apoio. Nesse estudo, verificou-se que, a depender da condição de apoio em que a coluna se encontra, ocorre interação entre os modos de flambagem global crítico e não crítico. Essa descoberta levantou a suspeita (inicialmente) e convenceu os autores (posteriormente) de que o comportamento e a resistência pós-flambagem da F_{MT} são influenciados pelo acoplamento entre a flambagem F_{MT} e F_m – a proximidade de $P_{b,Fm}/P_{cr,FT}$ de 1.0 indica o quão relevante é esse fenômeno de interação.

consideradas, uma vez que os efeitos de interação são sempre mais fortes em colunas mais esbeltas.

A Figura 2.15 exibe os gráficos P_u/P_{nFT} vs. λ_{FT} para os dois conjuntos de colunas U de extremidades engastadas – os círculos branco e cinza se referem, respectivamente, às colunas com os valores $R_G = P_{b,FM}/P_{cr,FT}$ acima ou abaixo de 1.45 – uma “fronteira” bastante arbitrária destinada a separar colunas U improváveis ou passíveis de serem afetadas pela interação $F_M T - F_m$. Ficou claro que, como esperado, os valores de P_u/P_{nFT} representados pelos círculos brancos estavam consistentemente bem acima de suas contrapartes cinzas, evidenciando a diminuição da resistência última causada pela interação G-G. Além disso, também foi observado que a estimativa de P_{nFT} do segundo conjunto de resistências últimas (cinza) é claramente inadequada (imprecisa e insegura) – de fato, quase todos os valores de P_u/P_{nFT} estão abaixo de 1.0 (muitos deles substancialmente).

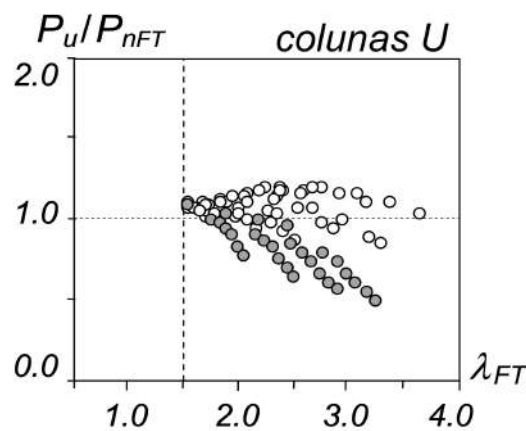


Figura 2.15: Gráfico P_u/P_{nFT} vs. λ_{FT} para colunas U com $P_{b,FM}/P_{b,FT}$ acima (círculos brancos) e abaixo (círculos cinzas) de 1.45 [9].

Por outro lado, a mesma estimativa do primeiro conjunto de resistências últimas (branco) é muito boa – não é surpreendente, uma vez que o desenvolvimento e a validação da abordagem de projeto com base no MRD – P_{nFT} – foi baseada, quase exclusivamente, em resistências últimas de colunas com valores R_G muito mais altos do que 1.0 (DINIS *et al.* [9]). Os indicadores estatísticos correspondentes (média, desvio padrão e valores máximo/mínimo) permitiram que

os autores quantificassem a diferença na qualidade da previsão da resistência última: 0.74-0.14-1.01-0.50 (círculos cinza) vs. 1.08-0.08-1.21-0.85 (círculos brancos) e mostram a inadequação dos valores de P_{nFT} na previsão de resistências últimas de colunas U afetadas pela interação G-G. Essa constatação motivou o esforço de pesquisa cujos frutos foram relatados por DINIS *et al.* [10].

Diante das considerações feitas acima, DINIS *et al.* [10] realizaram uma investigação numérica sobre o comportamento pós-flambagem, resistência e projeto baseado no MRD de colunas em PFF que colapsam no modo F_{MT} e sofrem interação global-global (G-G), onde apenas colunas do tipo U simples foram consideradas.

Após obter a seleção de colunas e resistências últimas por F_{MT} para cinco tensões de escoamento (ampla faixa de esbeltez coberta), são apresentados em gráficos os valores de P_u/P_{nFT} contra λ_{FT} (Figura 2.16 (a)) e os valores de P_u/P_{nFT} , que dizem respeito a colunas com esbelta moderada e alta ($\lambda_{FT} > 1.5$), contra a taxa de força de flambagem R_G (Figura 2.16 (b)), que mostram que as novas curvas modificadas, propostas por DINIS *et al.* [9] não conseguem prever adequadamente as resistências últimas das colunas U afetadas pela interação no modo G-G, refletindo uma qualidade de previsão muito baixa.

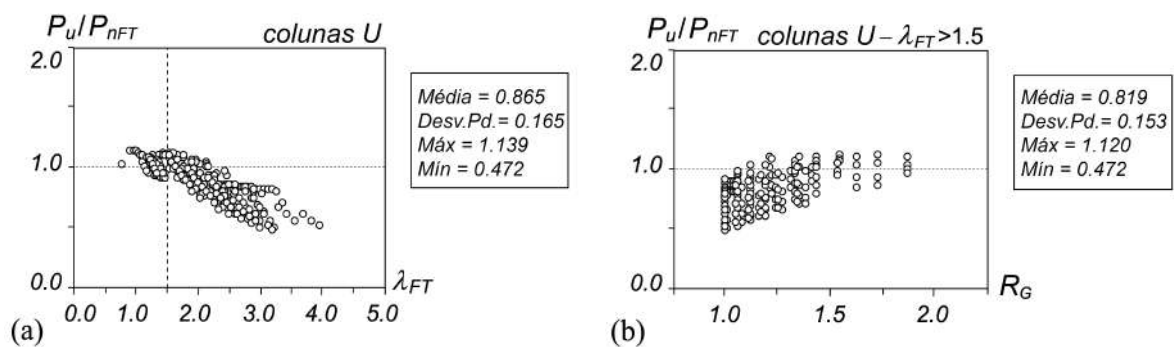


Figura 2.16: Gráficos (a) P_u/P_{nFT} vs. λ_{FT} para todas as colunas analisadas, e (b) P_u/P_{nFT} vs. R_G , para colunas com $\lambda_{FT} > 1.5$. Fonte: DINIS *et al.* [10].

Diante dos resultados obtidos, seguindo uma estratégia praticamente idêntica à adotada por DINIS *et al.* [9], os autores buscaram uma modificação do conjunto de curvas de força dependente de β_{FT} existente, para que a falha interativa G-G também pudesse ser tratada

adequadamente na curva de projeto baseada no MRD para colunas que colapsam por F_{MT}, que levou a uma nova expressão para o parâmetro b , que agora depende não apenas de β_{FT} , mas também de R_G , através de um novo parâmetro aditivo c . O conjunto de curvas de resistência proposto, denominado P_{nFT-G} é definido pelas expressões:

$$\frac{P_{nFT-G}}{P_y} = \begin{cases} 0.658\lambda_{FT}^2 & \lambda_{FT} \leq 1.5 \\ \frac{a}{\lambda_{FT}^b} & \lambda_{FT} > 1.5 \end{cases} \quad (2.7)$$

onde os parâmetros a e b , que são funções de β_{FT} , são dados por:

$$a = 0.39 \times 1.5^b \quad (2.8)$$

$$b = 0.06 \times \beta_{FT} + c \leq 2.0 \quad (2.9)$$

$$c = -19.5 \times R_G^3 + 73.6 \times R_G^2 - 94.1 \times R_G + 42 \geq 0.71 \quad (2.10)$$

onde β_{FT} ainda é dado pela Eq. (2.3) e $R_G = P_{b.Fm}/P_{cr.FT}$. Observe que as Eqs. (2.4), (2.5) e (2.6) são recuperados para $R_G \geq 1.49$ ($c = 0.71$), o que significa que a qualidade de previsão da resistência última na coluna U com extremidade fixa alcançada por DINIS *et al.* [9] permanece inalterado.

A Figura 2.17 e a Figura 2.18 permitem avaliar o desempenho e os méritos do conjunto de curvas de resistência proposto por DINIS *et al.* [10]). A Figura 2.17 (a)-(f) plota, contra λ_{FT} , os valores de P_u/P_y (P_u é o mais baixo entre $P_{u.FT}$ e $P_{u.Fm}$) referentes às colunas U_6 ($\beta_{FT} = 3.9$) com comprimentos L_2 - L_7 e compara com as curvas de força baseadas no MRD definidas pelas Equações (2.4)-(2.6) e (2.7)-(2.10) (P_{nFT} e P_{nFT-G} : linhas tracejadas e sólidas, respectivamente).

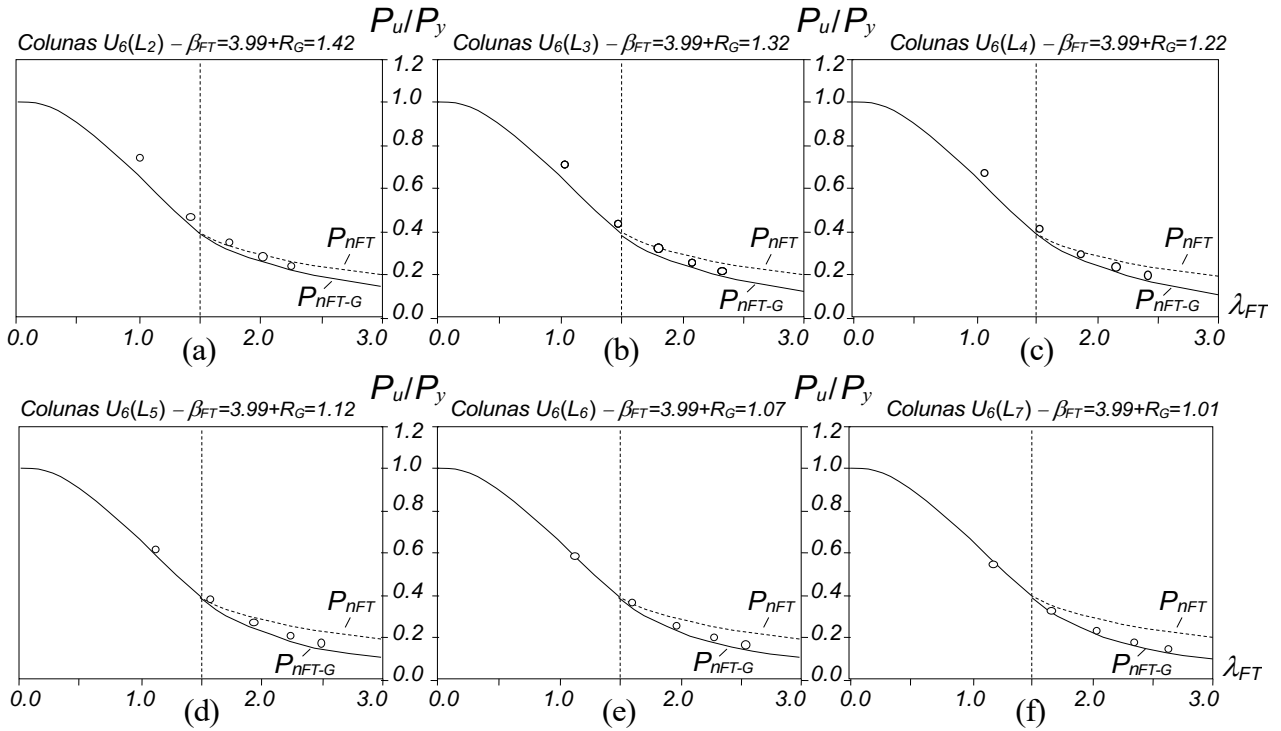


Figura 2.17: Comparação entre as curvas P_{nFT} e P_{nFT-G} e os valores de $P_{u,min}/P_y$ referentes às colunas U_6 com comprimentos L_2 - L_7 em DINIS *et al.* [10] (adaptada).

A Figura 2.18 exibe gráficos P_u/P_{nFT-G} vs. λ_{FT} relativos às colunas U (i) relatadas por DINIS *et al.* [10], quase todos afetados pela interação G-G, e (ii) relatado por DINIS *et al.* [9], cujos valores R_G são todos muito superiores a 1.0 ($R_G \geq 1.45$) – ambos os valores incluem as médias P_u/P_{nFT-G} , desvios padrão e valores máximo/mínimo. Além disso, a Tabela 2.3 fornece, para os dois conjuntos de colunas U de extremidades engastadas, o número de resistências últimas obtidas (n) e os indicadores estatísticos P_u/P_{nFT-G} , separando as colunas com $\lambda_{FT} \leq 1.5$ e $\lambda_{FT} > 1.5$. Fica claro que o conjunto de curvas de projeto baseado no MRD proposto, dependente de β_{FT} e R_G fornece previsões de resistências últimas de alta qualidade para todas as colunas U analisadas por DINIS *et al.* [9][10], independentemente de eles serem afetados ou não pela interação G-G.

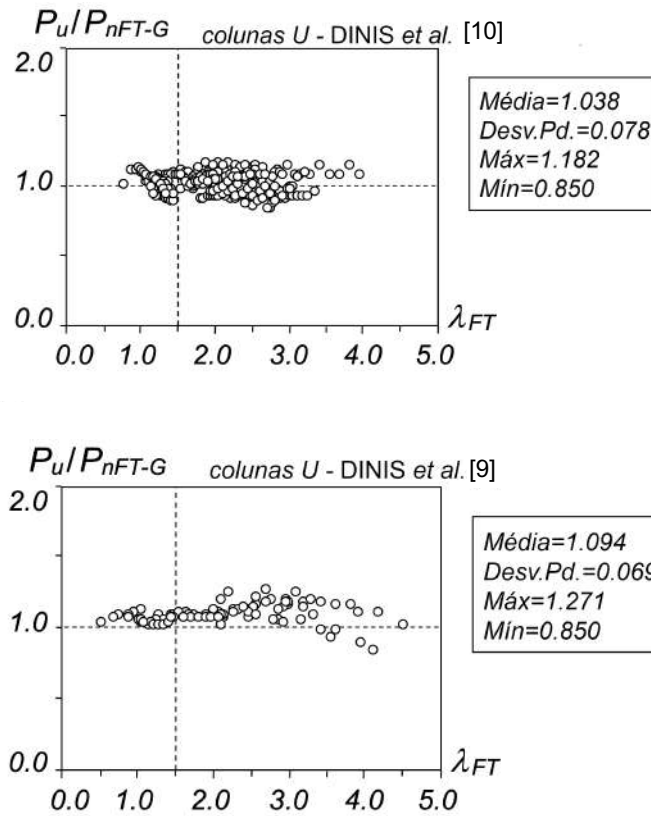


Figura 2.18: Gráfico P_u/P_{nFT-G} vs. λ_{FT} para colunas U reportadas por (a) DINIS *et al.* [10][9] (adaptadas).

Tabela 2.3: Indicadores estatísticos dos valores de P_u/P_{nFT-G} das colunas U engastadas reportadas em DINIS *et al.* [10][9].

Colunas U	DINIS <i>et al.</i> [10]		DINIS <i>et al.</i> [9]		Todas as colunas	
λ_{FT}	≤ 1.5	> 1.5	≤ 1.5	> 1.5	≤ 1.5	> 1.5
n	51	184	29	61	80	245
Média	1.033	1.034	1.056	1.108	1.044	1.053
Desvio Padrão	0.069	0.078	0.028	0.078	0.059	0.084
Máximo	1.139	1.182	1.125	1.271	1.139	1.271
Mínimo	0.905	0.850	1.017	0.850	0.905	0.850

3 Análise de Flambagem

Esse capítulo apresenta a metodologia adotada para a seleção das colunas e os resultados das análises de flambagem. As propriedades geométricas, as participações modais das colunas analisadas, as forças críticas de flambagem e índices de esbeltez são apresentados em tabelas. Também são ilustradas curvas de assinatura – que plotam força crítica *vs.* comprimento (P_{cr} *vs.* L) – das colunas selecionadas.

3.1 Comportamento de flambagem

As curvas de estabilidade representadas na Figura 3.1 (a) referem-se a colunas de aço cujo módulo de elasticidade é $E = 210$ GPa e coeficiente de Poisson $\nu = 0,3$, com seção transversal em U_e com $b_w = 100$ mm, $b_f = 60$ mm, $b_l = 10$ mm e quatro valores de espessura, nomeadamente $t = 2; 3; 4; 5$ mm. Observar que cada curva em linha sólida fornece a variação da força crítica de flambagem P_{cr} com o comprimento L (em escala logarítmica), obtida por meio de análises de flambagem realizadas no programa GBTul [13] e inclui os seguintes modos de deformação: 4 globais (1-4), 2 distorcionais (5-6) e 7 locais (7-13). A curva em linha tracejada ilustra a variação da força de flambagem exclusivamente por flexão $P_{b.Fm}$ *vs.* L – esta curva é a mesma para as 4 geometrias de seção transversal. A Figura 3.1 (b) apresenta os diagramas de participação modal associados a cada coluna analisada, fornecendo as contribuições de cada modo de deformação para os modos de flambagem da coluna (por exemplo, a coluna com $t = 3$ mm e $L = 500$ cm combina participações dos modos 2 e 4 – 11.7% e 88.3%, respectivamente). Finalmente, a Figura 3.1 (c) exhibe as formas dos modos de deformação 2-5 e os modos de flambagem críticos para uma coluna U_e com $t = 3$ mm e $L = 150, 600, 1200$ cm. Esses resultados de flambagem levam às seguintes observações:

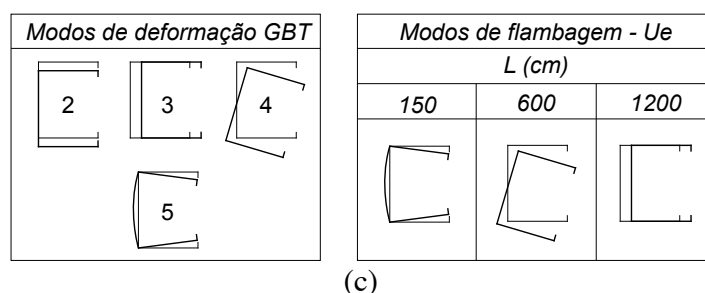
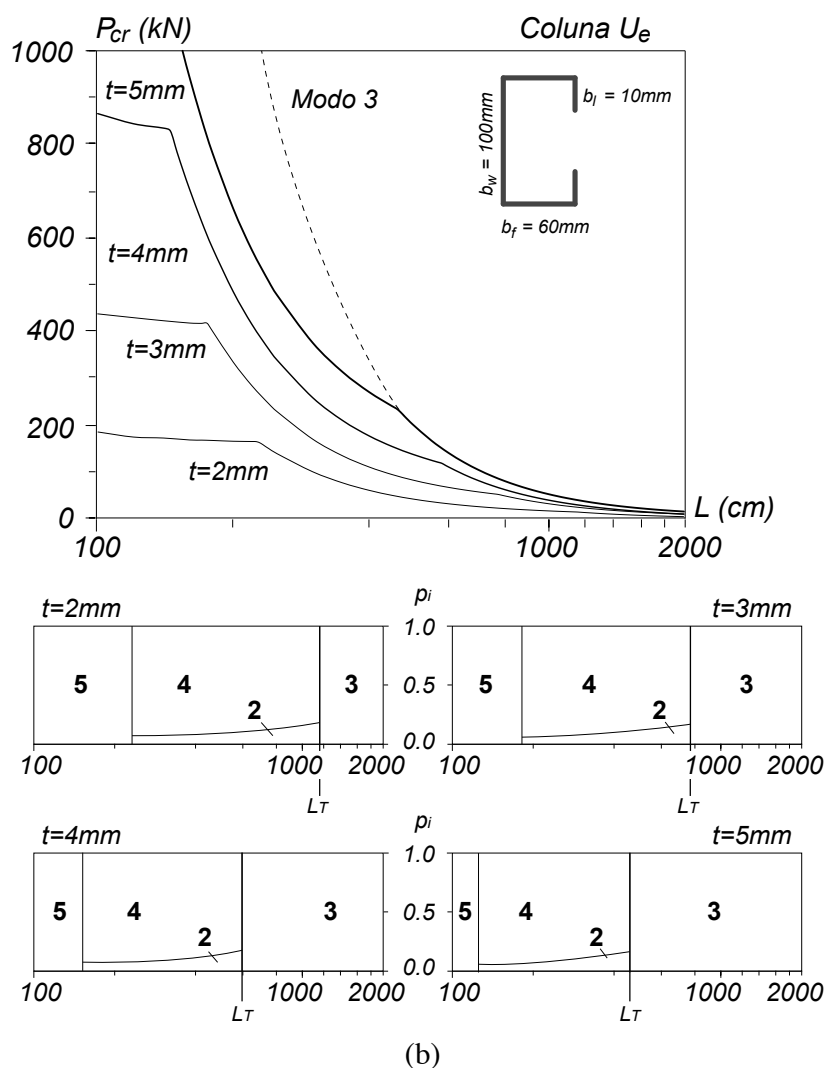


Figura 3.1: (a) curva de estabilidade P_{cr} vs. L , (b) diagrama de participação modal de colunas U_e e (c) modos de flambagem 2-5 e 3 modos críticos de flambagem da coluna U_e com $t=3\text{mm}$.

- (i) Cada curva P_{cr} vs. L exibe duas zonas distintas: uma associada à flambagem distorcional, com várias semi-ondas, e a outra com flambagem global, com uma única semi-onda. Na última zona, P_{cr} diminui à medida em que L aumenta, e as colunas exibem os modos $F_M T$ (2 + 4) com deformação torcional dominante, ou

o modo F_m (3) – a mudança na natureza do modo de flambagem ocorre abruptamente, no "comprimento de transição" $L = L_T$.

- (ii) Uma vez que a força de flambagem F_m da coluna é independente de t , os 4 ramos da curva de assinatura F_{MT} , que dizem respeito a colunas com diferentes valores de t , terminam em um ramo comum da curva de assinatura F_m .
- (iii) Colunas com $L = L_T$ têm tensões de flambagem F_{MT} e F_m coincidentes, o que significa que seus comportamentos pós-flambagem e resistências últimas são afetados pela interação entre esses dois modos de flambagem (interação G-G). No entanto, espera-se que os efeitos de interação também influenciem no comportamento pós-flambagem e resistências últimas de colunas com comprimentos não muito menores que L_T , ou seja, tal que a razão $P_{b.Fm}/P_{cr.FT}$ não seja significativamente maior do que 1.0.

3.2 Seleção de colunas

Diante das observações relatadas acima, a primeira etapa deste trabalho consiste em escolher cuidadosamente as dimensões e comprimentos da seção transversal (Perfil U_e) a serem analisados, considerando que as geometrias das colunas selecionadas deverão estar associadas a vários níveis de proximidade entre as forças de flambagem $P_{cr.FT}$ e $P_{b.Fm}$, principalmente àquelas colunas cujos valores de $L = L_T$ ou próximos. As colunas metálicas em PFF estão sujeitas à compressão centrada e a condição de apoio utilizada é de engaste (impedindo totalmente as rotações e o empenamento). As geometrias (b_w (alma), b_f (mesa), b_l (enrijecedor) e t (espessura) – e os comprimentos (L)) e as respectivas propriedades da seção (área (A) maior (I_I) e menor (I_{II}) momentos de inércia, constante de empenamento da seção transversal (I_w) e o valor do parâmetro adimensional $\beta_{FT} = (I_I + I_w/A)/I_{II}$) das colunas U_e selecionadas são exibidas na Tabela 3.1.

Tabela 3.1: Geometrias selecionadas de colunas U_e exibindo modo de flambagem F_{MT}: valores de b_w , b_f , b_l , t , L , A , I_I , I_{II} e I_w (cm, cm², cm⁴ e cm⁶).

Coluna	b_w	b_f	b_l	t	A	b_w/b_f	I_I	I_{II}	I_w	β_{FT}	L	
U_{e1}	6	5.5	1.1	0.45	8.6	1.09	52.2	33.7	305.4	2.60	L_1	480
											L_2	500
											L_3	550
											L_4	600
											L_5	650
											L_6	700
U_{e2}	10	6	1.0	0.3	7.2	1.67	127.2	36.0	724.4	6.32	L_1	350
											L_2	450
											L_3	550
											L_4	600
											L_5	700
											L_6	750
U_{e3}	12	8	1.5	0.5	15.5	1.50	401.8	141.9	4373.2	4.82	L_1	450
											L_2	550
											L_3	650
											L_4	750
											L_5	800
											L_6	850
U_{e4}	14	7	1.0	0.35	10.5	2.00	349.8	68.1	2529.9	8.68	L_1	340
											L_2	400
											L_3	450
											L_4	550
											L_5	650
											L_6	750
U_{e5}	8	6.5	1.5	0.5	12.0	1.23	127.4	68.0	1114.1	3.24	L_1	530
											L_2	550
											L_3	600
											L_4	650
											L_5	700
											L_6	760
U_{e6}	9.5	5	1.0	0.2	4.3	1.90	66.7	15.3	281.8	8.65	L_1	270
											L_2	350
											L_3	450
											L_4	550
											L_5	650
											L_6	750
U_{e7}	7.5	6	1.0	0.4	8.6	1.25	78.9	38.1	468.1	3.50	L_1	520
											L_2	550
											L_3	600
											L_4	650
											L_5	680
											L_6	720
U_{e8}	8	4.5	1.1	0.2	3.8	1.78	42.6	11.6	165.1	7.38	L_1	200
											L_2	250
											L_3	350
											L_4	450
											L_5	550
											L_6	650

O processo de seleção das geometrias das colunas envolveu análises numéricas de flambagem com auxílio do programa GBTul [13] – que, devido às suas características exclusivas de análise modal, permite a decomposição dos modos de flambagem – as análises são feitas a partir de uma estratégia de “tentativa e erro”, com o objetivo de obter colunas apresentem flambagem nos modos esperados, ou seja, que satisfaçam aos seguintes requisitos:

- (i) Colunas que apresentem vários níveis de proximidade entre as forças de flambagem crítica ($P_{cr,FT}$) e não crítica ($P_{b,Fm}$).
- (ii) Colunas que apresentem interação G-G, ou seja, com valores da relação das forças de flambagem (R_G) próximos a 1.0 (a interação é mais alta para $R_G \approx 1.0$, e permanece significativa até $R_G \approx 1.5$ e praticamente deixa de ocorrer para $R_G > 1.5$).
- (iii) Colunas com ampla faixa de esbeltez, considerando $f_y = 150, 300, 450, 600$ e 750 MPa.

3.2.1 Forças críticas de flambagem e R_G

A Tabela 3.2 apresenta o valor da força crítica de flambagem elástica F_{MT} em kN ($P_{cr,FT}$), a força não-crítica de flambagem F_m ($P_{b,Fm}$) e a relação entre ($P_{cr,FT}$) e ($P_{b,Fm}$), ou seja, a razão da força de flambagem R_G para as 48 colunas selecionadas. As curvas P_{cr} vs. L (L em escala logarítmica) para as seções selecionadas são apresentadas desde a Figura 3.2 até a Figura 3.4, assim como seus modos de flambagem.

Os resultados apresentados na Tabela 3.2 mostram que as colunas analisadas possuem valores de R_G entre 1.01 e 1.96, confirmando que as colunas selecionadas sofrem diferentes níveis proximidade entre suas forças de flambagem, como esperado.

Tabela 3.2: Forças de flambagem ($P_{cr,FT}$ e $P_{b,Fm}$) para as colunas seleccionadas e a razão R_G (cm e kN).

Coluna	L		$P_{cr,FT}$	$P_{b,Fm}$	R_G
U_{e1}	L_1	480	99.36	136.34	1.37
	L_2	500	95.04	125.71	1.32
	L_3	550	85.45	103.85	1.22
	L_4	600	77.24	87.26	1.13
	L_5	650	70.07	74.39	1.06
	L_6	700	63.76	64.11	1.01
U_{e2}	L_1	350	132.55	243.29	1.84
	L_2	450	92.52	147.46	1.59
	L_3	550	71.86	98.71	1.37
	L_4	600	65.02	82.94	1.28
	L_5	700	55.15	60.98	1.11
	L_6	750	51.48	53.14	1.03
U_{e3}	L_1	450	310.31	580.48	1.87
	L_2	550	239.94	388.90	1.62
	L_3	650	198.09	278.54	1.41
	L_4	750	170.35	209.25	1.23
	L_5	800	159.65	183.37	1.15
	L_6	850	150.35	162.91	1.08
U_{e4}	L_1	340	305.97	482.48	1.58
	L_2	400	234.36	351.02	1.50
	L_3	450	194.88	278.04	1.43
	L_4	550	145.53	186.48	1.28
	L_5	650	116.76	133.56	1.14
	L_6	750	98.49	100.38	1.02
U_{e5}	L_1	530	155.40	223.2	1.44
	L_2	550	149.52	207.2	1.39
	L_3	600	136.44	174.12	1.28
	L_4	650	125.40	148.44	1.18
	L_5	700	115.80	127.92	1.10
	L_6	760	105.72	108.48	1.03
U_{e6}	L_1	270	97.91	171.40	1.75
	L_2	350	63.08	102.99	1.63
	L_3	450	42.66	62.48	1.46
	L_4	550	32.21	41.84	1.30
	L_5	650	26.10	29.97	1.15
	L_6	750	22.19	22.53	1.02
U_{e7}	L_1	520	94.34	133.64	1.42
	L_2	550	89.27	119.45	1.34
	L_3	600	81.87	100.45	1.23
	L_4	650	75.59	85.57	1.13
	L_5	680	72.24	77.49	1.07
	L_6	720	68.11	69.75	1.02
U_{e8}	L_1	200	122.76	240.46	1.96
	L_2	250	83.29	152.49	1.83
	L_3	350	48.42	78.37	1.62
	L_4	450	33.37	47.46	1.40
	L_5	550	26.34	33.72	1.28
	L_6	650	21.81	22.77	1.04

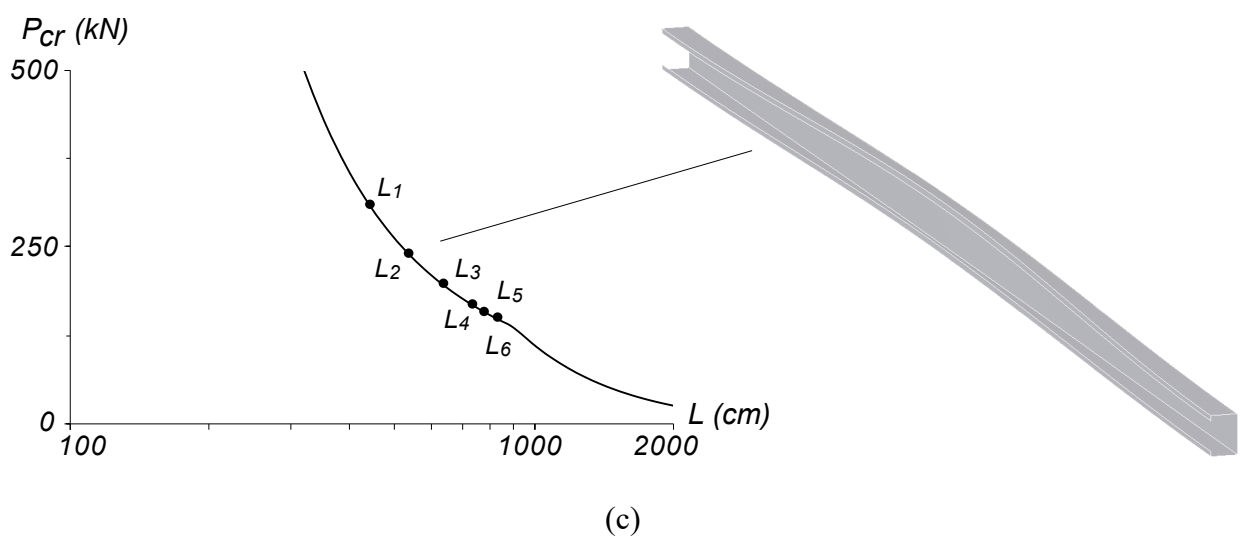
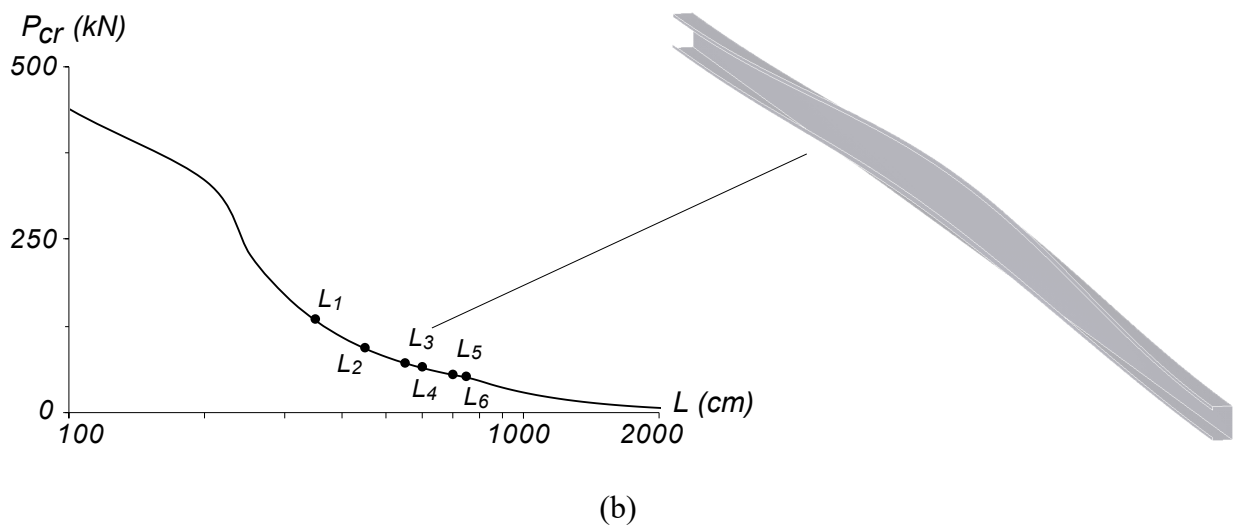
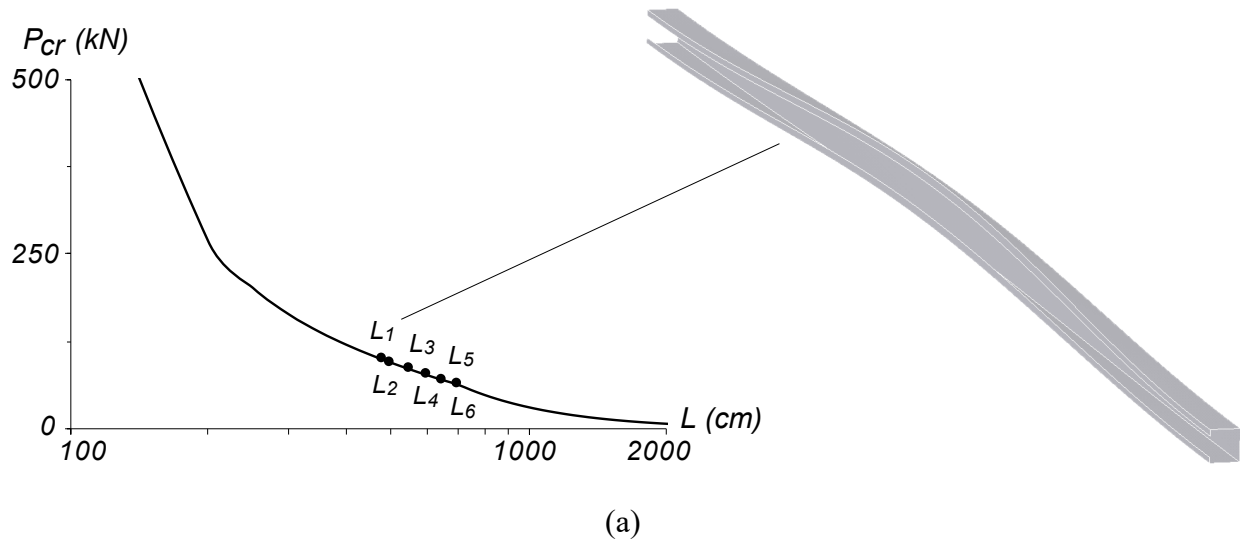
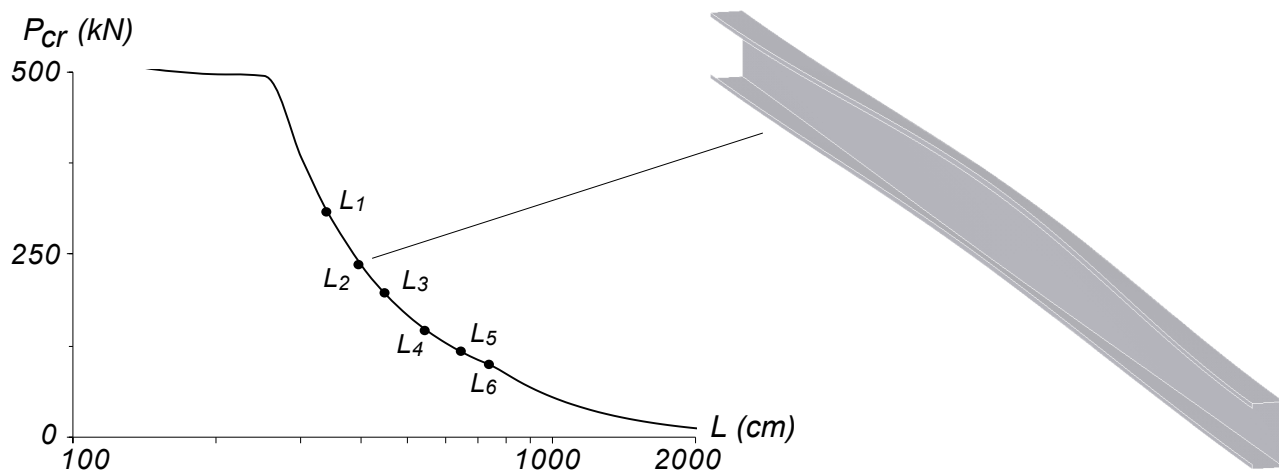
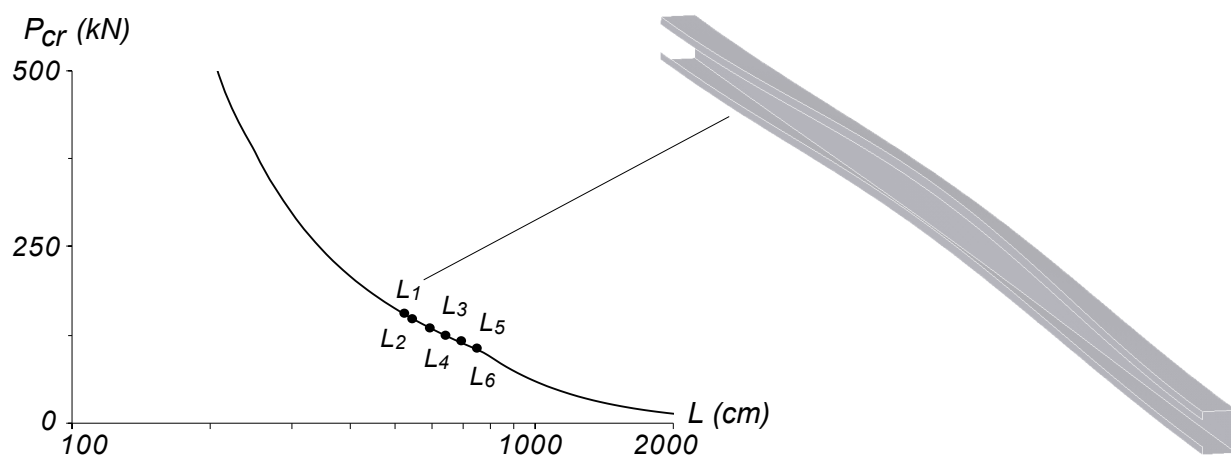


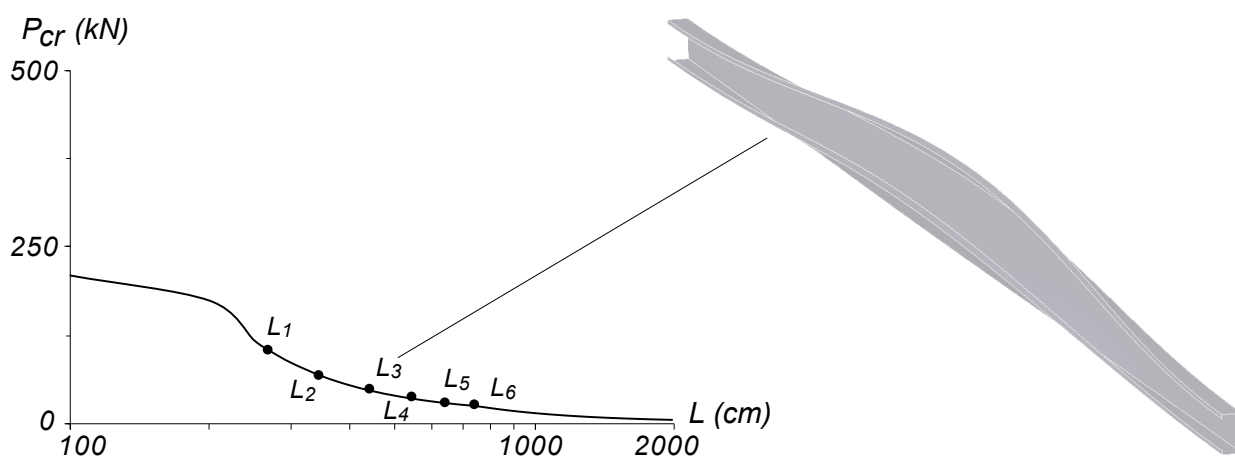
Figura 3.2: Curvas de estabilidade P_{cr} vs. L para as colunas: (a) U_{e1} , (b) U_{e2} e (c) U_{e3} e modos de flambagem das colunas $U_{e1}L_1$, $U_{e2}L_3$ e $U_{e3}L_2$.



(a)



(b)



(c)

Figura 3.3: Curvas de estabilidade P_{cr} vs. L para as colunas: (a) U_{e4} , (b) U_{e5} e (c) U_{e6} e modos de flambagem das colunas $U_{e4}L_2$, $U_{e5}L_1$ e $U_{e6}L_3$.

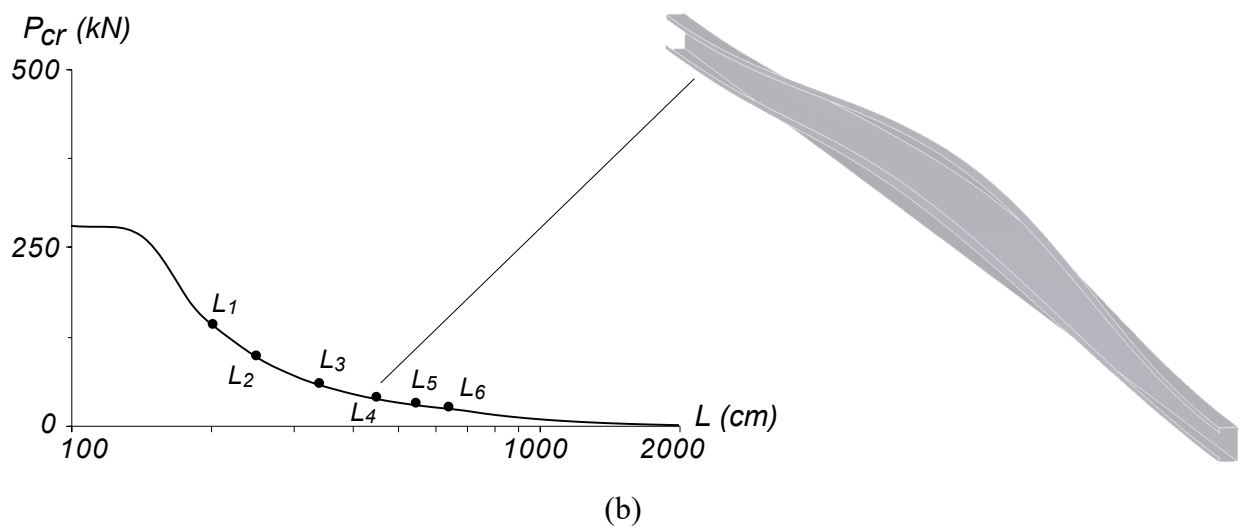
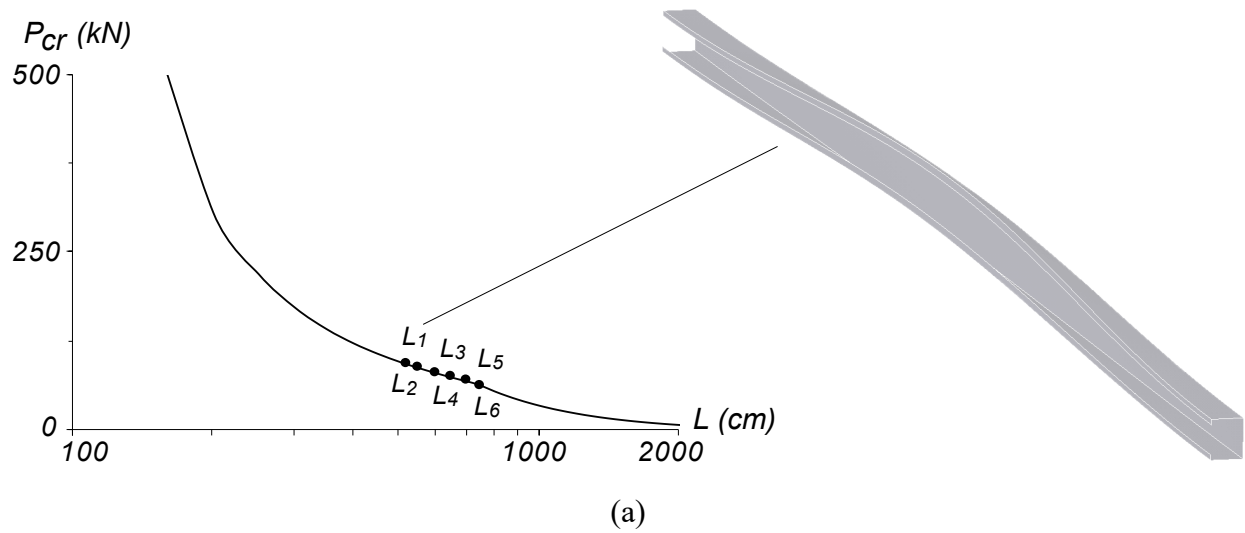


Figura 3.4: Curvas de estabilidade P_{cr} vs. L para as colunas: (a) U_{e7} e (b) U_{e8} e modos de flambagem das colunas $U_{e7}L_1$ e $U_{e8}L_4$.

4 Análise de Pós-flambagem

Os principais aspectos do modelo numérico adotado nesta dissertação para a análise de colunas que sofrem interação G-G, por meio do programa ANSYS [14] são apresentados e discutidos nesse capítulo, onde são descritas as características do elemento utilizado, estudos que buscam a identificar a forma de imperfeição geométrica inicial que conduza a menor resistência e as particularidades da análise não-linear implementada.

4.1 Discretização do modelo numérico

A trajetória de equilíbrio de pós-flambagem global e os valores referentes à resistência última das colunas selecionadas foram obtidas através de um modelo de análise não linear de elementos finitos, com emprego de elementos de casca, realizado no software ANSYS [14]. As colunas foram discretizadas utilizando o elemento *SHELL181*, adequado para analisar estruturas de paredes finas, que possui quatro nós e seis graus de liberdade por nó, utilizando integração completa, conforme apresentado na Figura 4.1.

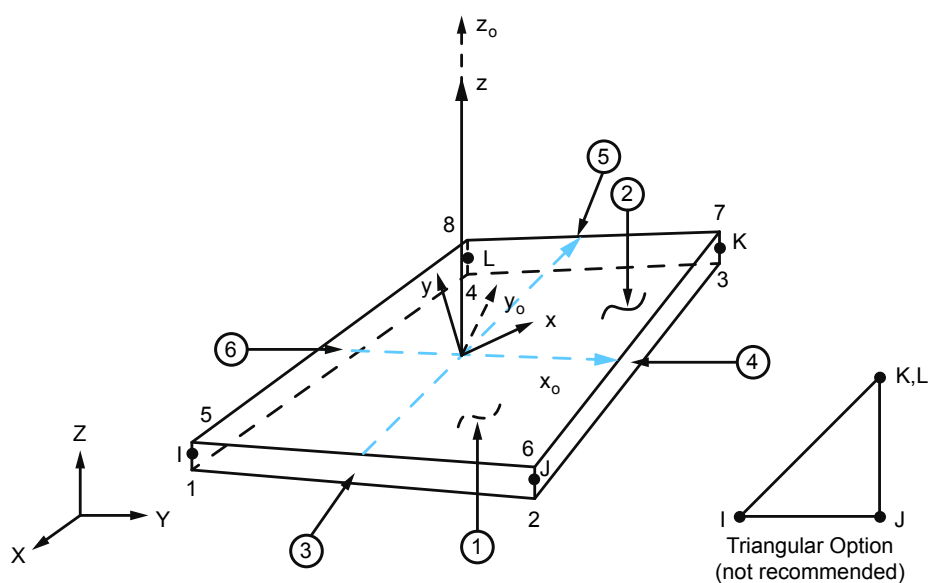


Figura 4.1: Elemento Shell 181. Fonte: ANSYS [14].

Foi utilizada uma malha de 5 mm x 20 mm, característica de malha que fornece resultados precisos com um esforço computacional razoável. No programa, as análises foram realizadas pelos métodos incremental-iterativo, que utiliza o Método de *Newton-Raphson*.

No modelo, as condições de contorno (coluna engastada) foram numericamente implementadas através da fixação de chapas rígidas – simulando o procedimento de um ensaio experimental – mais espessas que as faces dos perfis, nas extremidades das colunas. Restringiu-se os deslocamentos nos eixos de maior e menor inércia (x e y), assim como as rotações e o empenamento, com exceção do deslocamento longitudinal. A Figura 4.2 detalha a aplicação das condições de contorno nas colunas analisadas. A aplicação do deslocamento prescrito foi feita, no topo da coluna, em pequenos incrementos até a identificação do colapso, aproveitando as vantagens do procedimento automático de *load stepping* do software ANSYS [14]. A carga resistente foi obtida através da reação na base da coluna. Todas as resistências últimas obtidas nesta campanha tiveram modo crítico global (F_{MT}). Os modelos de análise de pós-flambagem elasto-plástico consideram o critério de escoamento por *von Mises* ($E=210$ GPa, e $\nu = 0.3$). Foram consideradas diversas tensões de escoamento para avaliar colunas com índices de esbeltez distintos. Os modelos numéricos não consideram tensões residuais e nem o encruamento dos cantos do perfil provocados pelas dobras realizadas durante sua conformação, pois é conhecido que elas praticamente se cancelam (*e.g.*, ELLOBODY YOUNG [39]).

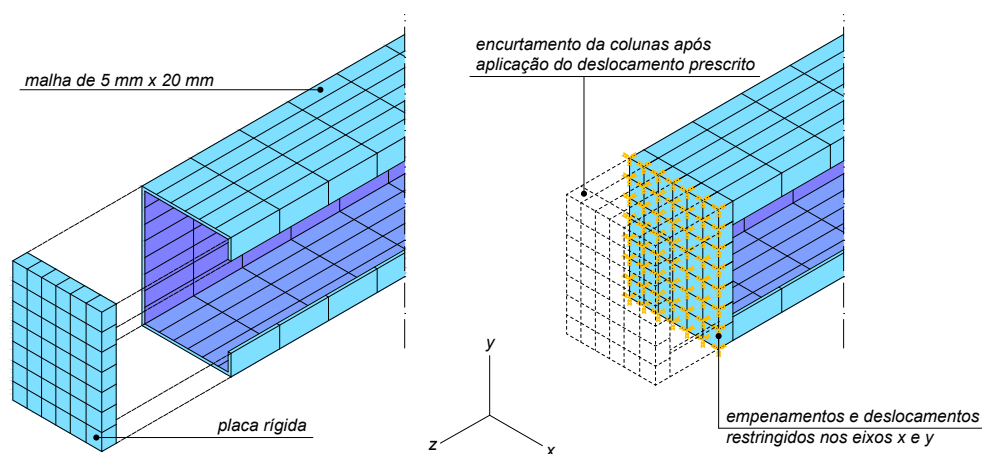


Figura 4.2: Detalhe da aplicação da condição de contorno (coluna engastada) e do encurtamento da coluna.

4.2 Imperfeições geométricas iniciais

Uma questão muito importante quando se trata de interação entre modos de flambagem, é avaliar como as imperfeições geométricas iniciais influenciam o comportamento e a resistência pós-flambagem do sistema estrutural sob análise, fazendo-se necessário realizar um estudo de sensibilidade à imperfeição. Em particular, é essencial identificar a forma de imperfeição inicial que conduza a uma menor resistência (situação mais desfavorável), portanto mais apropriada (do ponto de vista da segurança) ao dimensionamento.

Devido à presença de dois modos de flambagem concorrentes em colunas afetadas pela interação G-G (F_{MT} crítico e F_m não-crítico), a abordagem comumente usada para considerar imperfeições iniciais no modo crítico deixa de ser adequada [10]. Dessa forma, a fim de identificar a forma de imperfeição geométrica inicial que conduza a uma menor resistência, é necessário determinar e comparar caminhos de equilíbrio de colunas idênticas com imperfeições geométricas iniciais que abrangem toda a faixa de formas críticas e compartilham uma amplitude comum.

CAMOTIM & DINIS [40] propuseram uma abordagem sistemática para identificar a forma da imperfeição geométrica inicial mais desfavorável, onde consideram o fato de que os dois modos de flambagem concorrentes apresentam uma única semi-onda, que envolve os seguintes procedimentos:

- (i) Determinar as formas do modo de flambagem crítico “puro”, normalizadas para exibir os deslocamentos da unidade no meio do vão: (i_1) um modo F_{MT} com um deslocamento vertical descendente do canto mesa-enrijecedor igual a $v_{FT}=1$ mm e (i_2) dois modos F_m com deslocamentos horizontais uniformes iguais a $w_{Fm}=1$ mm (movendo para a direita) e $w_{Fm}=-1$ mm (movendo para a esquerda) – a necessidade de considerar os dois modos F_m decorre do fato de que eles

correspondem a diferentes comportamentos pós-flambagem, como será apresentado um pouco adiante no trabalho.

- (ii) Escalonar os três modos “puros”, de maneira que suas amplitudes sejam iguais a $L/1000$ (valor comumente prescrito nas especificações de PFF).
- (iii) Uma dada forma de imperfeição geométrica inicial é obtida pela combinação linear das formas dos modos de flambagem em escala, com os coeficientes $C_{FT,0}$ e $C_{Fm,0}$ satisfazendo a condição $(C_{FT,0})^2 + (C_{Fm,0})^2 = 1$. Uma melhor visualização e “sensação” das formas das imperfeições iniciais consideradas pode ser obtida considerando o semicírculo do raio unitário desenhado no plano $C_{FT,0}$ - $C_{Fm,0}$, conforme mostrado na Figura 4.3 (a). Cada forma possível do modo crítico de imperfeição corresponde a um ponto situado neste semicírculo, associado a um ângulo θ , medido a partir do eixo horizontal ($C_{FT,0}$) e positivo no sentido anti-horário – define uma relação $C_{Fm,0}/C_{FT,0}$, onde $C_{FT,0} = \cos \theta$ e $C_{Fm,0} = \sin \theta$. A Figura 4.3 (b) mostra as formas puras das imperfeições iniciais de F_{MT} e F_m ($\theta=0^\circ$; $\theta=90^\circ$; $\theta=-90^\circ$).

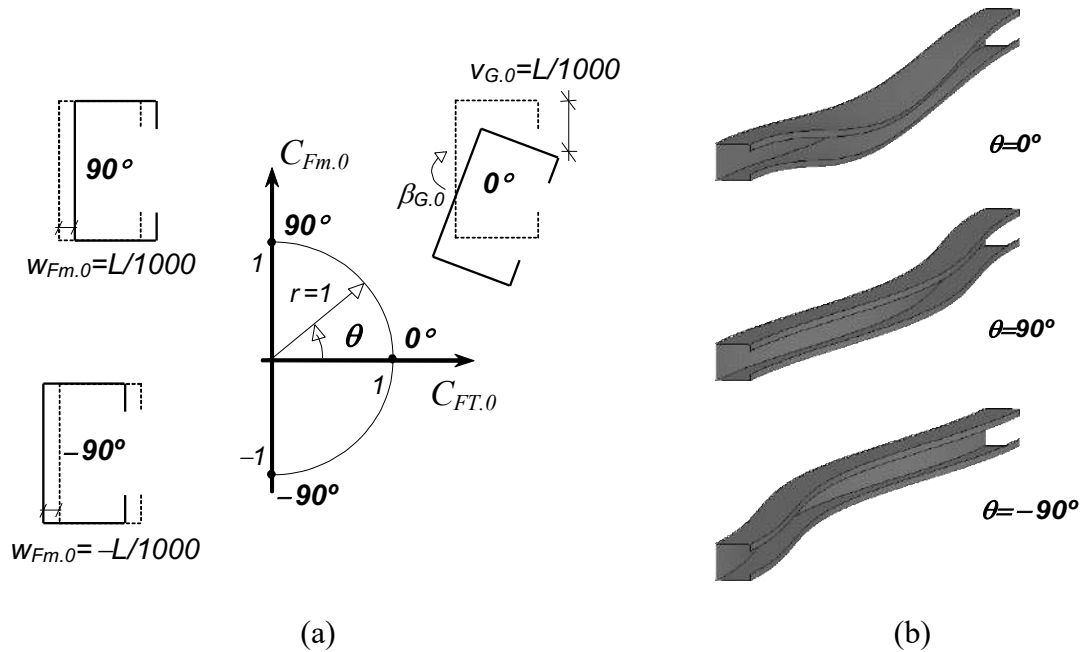


Figura 4.3: (a) Representação da imperfeição inicial no plano $C_{FT,0}$ - $C_{Fm,0}$ e (b) formas de imperfeição inicial para $\theta = 0^\circ, \pm 90^\circ$.

Após ter definido o conjunto completo de possíveis formas de imperfeições geométricas iniciais do modo crítico, torna-se possível comparar os comportamentos de pós-flambagem elástica das colunas que as contêm, a fim de (i) obter evidências numéricas da ocorrência de interação G-G e (ii) identificar a forma da imperfeição inicial que leve a menores resistências – este estudo considera as imperfeições iniciais correspondentes a intervalos de 15° , ou seja, $\theta = 0^\circ \pm 15^\circ \pm 30^\circ \pm 45^\circ \pm 60^\circ \pm 75^\circ \pm 90^\circ$.

As trajetórias de equilíbrio P/P_{cr} vs. γ (γ é a rotação de torção no meio do vão) e P/P_{cr} vs. d_m/t (d_m é a translação no meio do vão devido à flexão do eixo menor) exibidas na Figura 4.4 (a₁)-(a₃) e na Figura 4.4 (b₁)-(b₃), respectivamente, dizem respeito às colunas U_{e4} ($\beta_{FT} = 8.68$) com comprimentos L_2 , L_5 e L_6 (ou seja, experimentando três níveis diferentes de interação G-G – $R_G = 1.50$; 1.14 ; 1.01), e contendo as 13 imperfeições geométricas iniciais distintas tratadas neste trabalho. A Figura 4.5 mostra (i) quatro trajetórias de equilíbrio de pós-flambagem P/P_{cr} vs. γ e P/P_{cr} vs. d_m/t , já exibidos na Figura 4.4 (a₁)-(b₁) e na Figura 4.4 (a₃)-(b₃), referente às colunas U_{e4} com comprimentos L_2 ou L_6 e $\theta = 45^\circ$ de imperfeições geométricas iniciais, e também (ii) a evolução da configuração deformada da seção transversal da coluna no meio do vão à medida que o carregamento avança. A observação atenta desses resultados de pós-flambagem leva às seguintes observações:

- (i) As trajetórias de equilíbrio da coluna $L_2 - P/P_{cr}$ vs. γ – correspondendo a $\theta = 0^\circ \pm 15^\circ \pm 30^\circ \pm 45^\circ \pm 60^\circ \pm 75^\circ$ exibem o comportamento estável esperado e se fundem em uma curva comum, associado a rotações de torção no meio do vão no sentido horário. Suas resistências pós-críticas são ordenadas de acordo com a amplitude do componente de imperfeição inicial F_m , ou seja, as resistências pós-críticas mais baixas e mais altas correspondem às imperfeições iniciais $\theta = 0^\circ$ e $\theta = \pm 75^\circ$ – naturalmente, a forma de imperfeição inicial que conduz a uma menor resistência é o F_{MT} “puro” ($\theta = 0^\circ$). Além disso, os caminhos de

equilíbrio P/P_{cr} vs. d_m/t das cinco colunas com valores θ positivos exibem uma reversão de d_m (de positivo para negativo) que ocorre para $P/P_{cr} \approx 0.85$ – isso não acontece para as cinco colunas com valores θ negativos (d_m é sempre negativo). Conforme claramente demonstrado por DINIS *et al.* [10], a diferença entre as colunas com imperfeições com valores θ positivos e negativos decorre de efeitos de deslocamento efetivo do centroide devido à redistribuição de tensão que ocorre na seção transversal da coluna (monossimétrica), principalmente devido às tensões de empenamento. O enfraquecimento das mesas move o centroide efetivo em direção à alma e a excentricidade de carga resultante causa translações d_m para a esquerda (negativas) que se opõem (colunas com $\theta > 0$ – reversão de d_m) ou reforçam (colunas com $\theta < 0$ – sem reversão de d_m) aqueles provenientes das imperfeições iniciais.

- (ii) Os caminhos de equilíbrio da coluna $L_2 - P/P_{cr}$ vs. γ e P/P_{cr} vs. d_m/t – relativos a $\theta = 90^\circ$ e $\theta = -90^\circ$ (imperfeições geométricas iniciais F_m “puras”) são idênticos e claramente diferentes dos restantes – eles correspondem a um comportamento pós-flambagem “singular”. Na verdade, essas colunas não exibem virtualmente nenhuma deformação F_{MT} (apenas as F_m) e sua resistência pós-crítica comum é sempre a mais alta – observe que nenhum efeito de deslocamento efetivo do centroide ocorre, devido à ausência de deformações F_{MT} .
- (iii) O comportamento pós-flambagem das colunas L_5 e L_6 são marcadamente diferentes de sua contraparte da coluna L_2 , devido ao fato de seus valores de R_G serem significativamente menores (1.14 e 1.01 vs. 1.50). Em primeiro lugar, a força pós-crítica é visivelmente menor, o que decorre dos maiores valores de d_m e reflete a presença da interação G-G ($F_{MT}-F_m$), naturalmente mais relevante nas colunas L_6 – esta interação amplifica os valores de d_m devido às

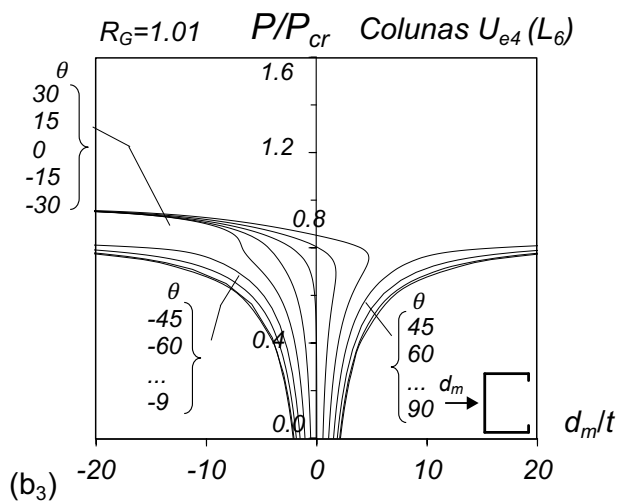
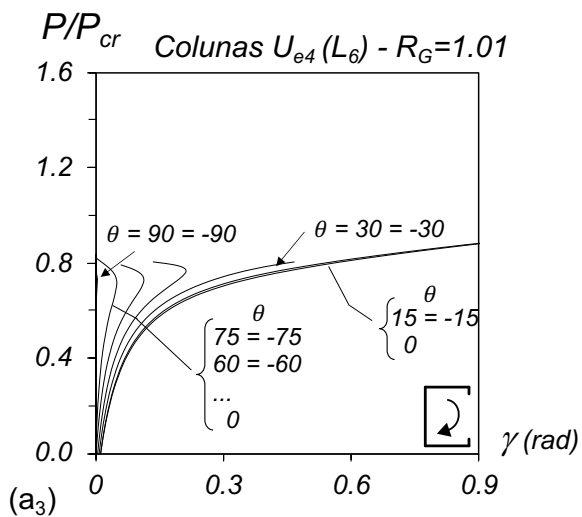
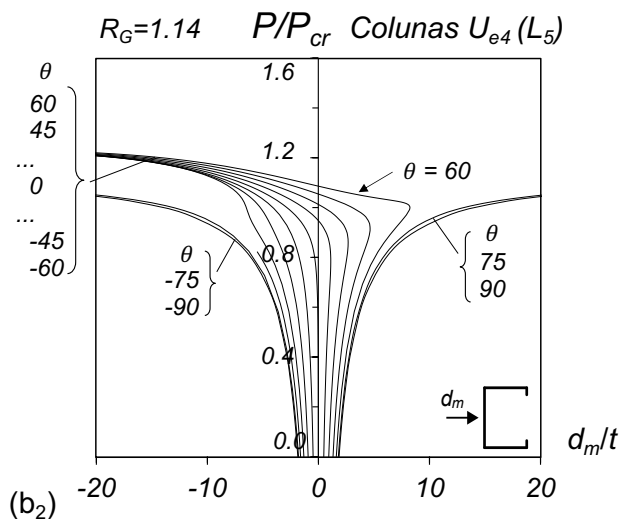
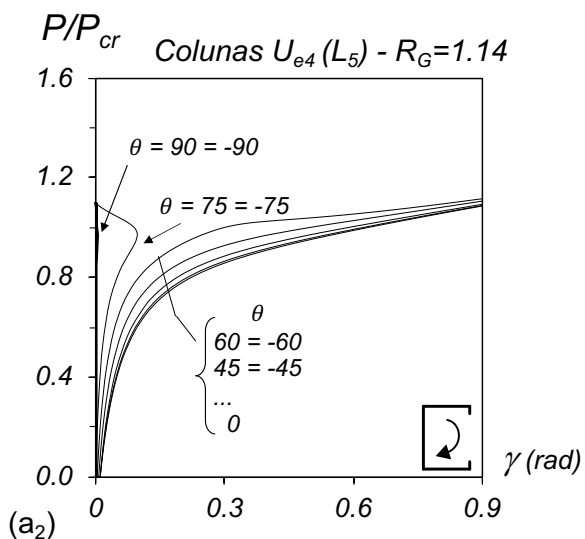
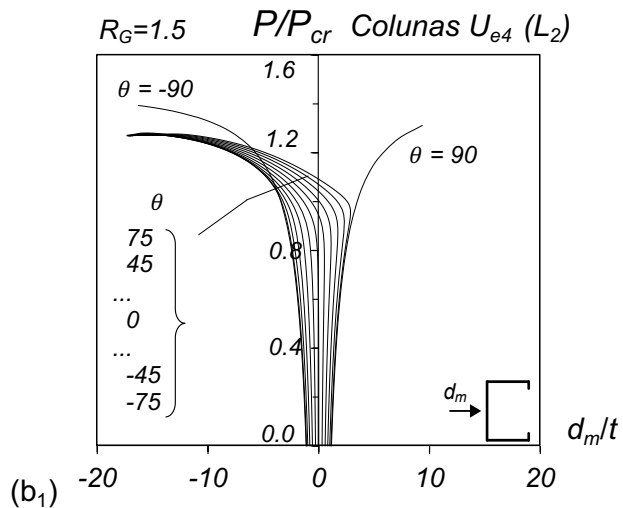
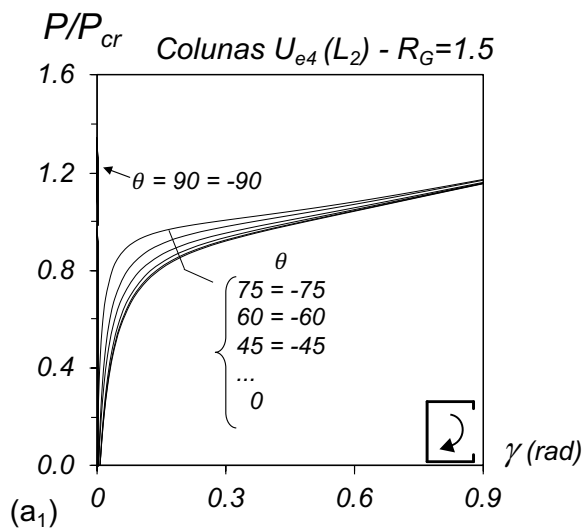


Figura 4.4: Trajetórias de equilíbrio elásticas (a₁-a₃) P/P_{cr} vs. γ e (b₁-b₃) P/P_{cr} vs. d_m/t das colunas U_{e4} com comprimentos L_2 , L_5 e L_6 , respectivamente.

imperfeições geométricas iniciais e mudanças efetivas do centroide. Como antes, os caminhos de equilíbrio P/P_{cr} vs. γ e P/P_{cr} vs. d_m/t relativos a $\theta = 90^\circ$ e $\theta = -90^\circ$ são idênticos e claramente diferentes dos restantes. No entanto, refletindo a diminuição da resistência causada pela interação G-G, sua resistência pós-crítica comum não é mais a mais alta – na verdade, é a mais baixa para as colunas L_6 (mesmo que isso não possa ser claramente observado na Figura 4.4 (a3)-(b3)).

- (iv) Nas colunas L_5 com $\theta = \pm 75^\circ$ e colunas L_6 com $\theta = \pm 30^\circ, \pm 45^\circ, \pm 60^\circ, \pm 75^\circ$, as deformações F_{MT} da seção transversal no meio do vão deixam de crescer, de forma abrupta, a um dado nível de força aplicado, enquanto as deformações F_m continuam a crescer – isso significa que esta configuração deformada da seção transversal se torna progressivamente “mais semelhante” à forma do modo de flambagem F_m . Este recurso é ilustrado na Figura 4.5 que compara as trajetórias de equilíbrio e as configurações deformadas da seção transversal no meio do vão das colunas L_2 e L_6 com $\theta = 45^\circ$. Na coluna L_6 , observa-se a diferença entre as configurações deformadas de seção transversal no meio do vão correspondentes aos estados de equilíbrio 3 e 4: enquanto as deformações F_{MT} são praticamente as mesmas, as translações F_m são bastante diferentes.
- (v) Pode-se concluir que, dependendo do valor R_G da coluna, a forma de imperfeição geométrica inicial mais desfavorável pode ser o modo de flambagem F_{MT} “puro” ($\theta = 0^\circ$) ou o modo de flambagem F_m “puro” ($\theta = 90^\circ$ ou $\theta = -90^\circ$). Como muitas vezes é impossível saber, de antemão, qual é a forma de imperfeição inicial que conduz a uma menor resistência, decidiu-se considerar ambas no estudo paramétrico apresentado no capítulo 5, que visa coletar dados de resistência última de colunas no modo F_{MT} .

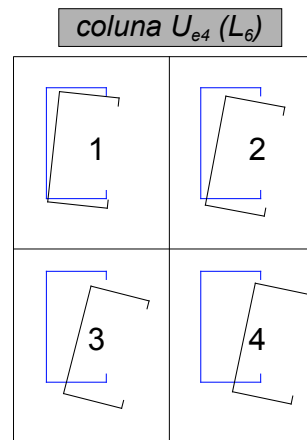
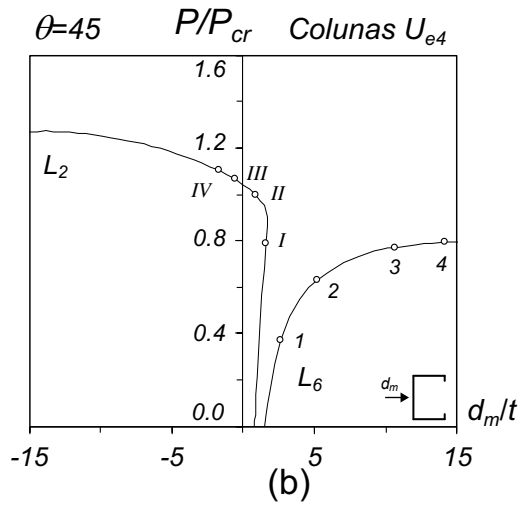
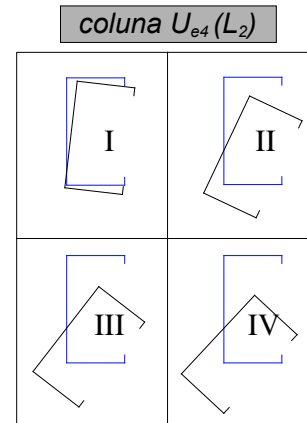
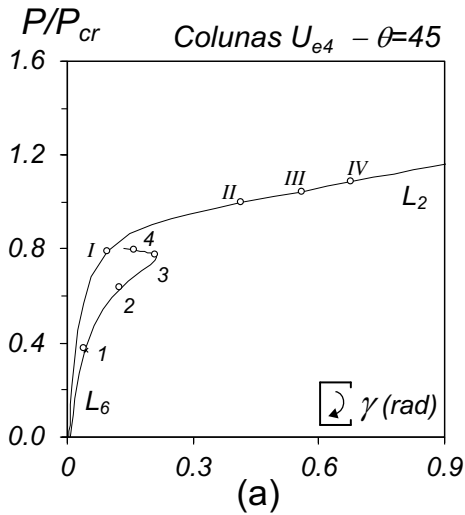


Figura 4.5: Colunas U_{e4} com comprimentos L_2 e L_6 e imperfeições geométricas iniciais $\theta=45^\circ$: trajetórias de equilíbrio elásticas (a) P/P_{cr} vs. γ e (b) P/P_{cr} vs. d_m/t , e evolução da configuração deformada da seção transversal no meio do vão ao longo da trajetória.

4.3 Pós-flambagem elasto-plástica

Conforme observado acima, foi decidido determinar as resistências últimas relativas às colunas U_e contendo ambas as imperfeições geométricas iniciais – F_{MT} e F_m "puros" (amplitude $L / 1000$), lembrando que, dependendo da coluna sob análise, qualquer resistência última pode ser a mais baixa. Para ilustrar o tipo de resultados obtido, a Figura 4.6 mostra as trajetórias de equilíbrio elasto-plástica P/P_{cr} vs. d_m/t da coluna U_{e4} com (i) comprimentos L_4 ou L_6 , (ii) imperfeições iniciais com F_{MT} ou F_m "puros" e (iii) três tensões de escoamento ($f_y/f_{cr,FT} \approx 1.1$; 2.2; 3.3 – as trajetórias de equilíbrio elásticas correspondem a $f_y/f_{cr,FT} = \infty$) – as resistências

últimas obtidas são identificadas pelos círculos brancos. Além disso, esses números também incluem os modos de falha e deformações plásticas no colapso das colunas analisadas com $f_y/f_{cr,FT} \approx 2.2$. Os modos de falha correspondentes às imperfeições iniciais F_{MT} e F_m são identificados pelas letras "A" e "B", respectivamente, e têm características diferentes claramente visíveis: enquanto o modo de falha F_{MT} exibe tensões plásticas nas regiões do canto mesa-alma superior e inferior do topo do vão médio e das seções transversais finais, o F_m envolve o rendimento total dessas seções transversais. A observação dessas figuras mostra que:

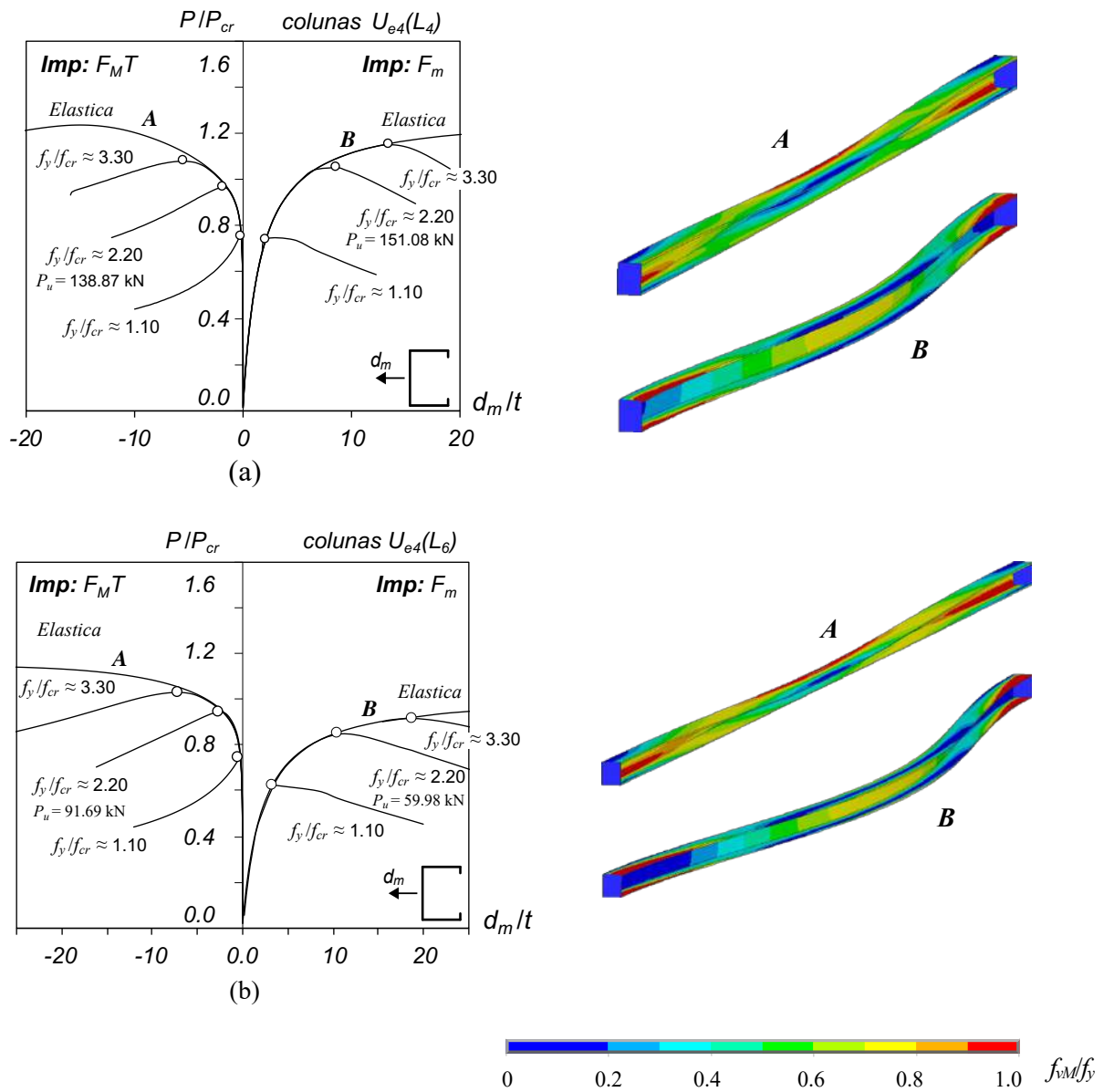


Figura 4.6: Trajetórias de equilíbrio elasto-plásticas P/P_{cr} vs. d_m/t e modos de falha com tensões de von Mises (f_{vM}) no colapso ($f_y/f_{cr,FT} \approx 2.2$) das colunas U_{e4} com imperfeições iniciais F_{MT} e F_m , tensões de escoamento tais que $f_y/f_{cr,FT} \approx 1.1; 2.2; 3.3; \infty$ e comprimentos (a) L_4 ou (b) L_6 .

- (i) Nas colunas L_4 , as resistências últimas obtidas para as imperfeições iniciais de F_{MT} são um pouco menores ($f_y/f_{cr.FT} \approx 2.2; 3.3$) ou praticamente idênticas ($f_y/f_{cr.FT} \approx 1.1$) às obtidas para as imperfeições iniciais de F_m .
- (ii) Nas colunas L_6 , ao contrário, as resistências últimas obtidas para as imperfeições iniciais de F_m são sempre visivelmente menores do que as obtidas para as imperfeições iniciais de F_{MT} . Ao contrário das colunas L_4 , a diferença é mais alta para $f_y/f_{cr.FT} \approx 1.1$ e então diminui à medida que a tensão de escoamento aumenta.

5 Resistência Última e

Dimensionamento via MRD

Este capítulo dedica-se à análise das modificações – DINIS *et al.* [9] [10] – da curva global do MRD codificada, para a previsão da resistência última de colunas engastadas sob interação G-G, colapsando por flexo-torção.

5.1 Resistência última

Para poder abordar o MRD para o dimensionamento de colunas U_e em PFF, com extremidades engastadas, afetadas por diferentes níveis de interação G-G, é indispensável começar reunindo um conjunto de resistências últimas razoavelmente extenso, relativo às colunas sob essas circunstâncias. As resistências últimas obtidas neste trabalho correspondem a colunas com as 48 geometrias (combinações de b_w , b_f , b_l , t e L) fornecidas na Tabela 3.1, todas associadas ao modo crítico de flambagem F_{MT} , e cinco tensões de escoamento ($f_y = 150; 300; 450; 600; 750$ MPa), que permitem cobrir uma ampla faixa de esbeltez crítica (λ_{FT}) – a carga resistente foi obtida através da reação na base da coluna. Embora isso gere um total de 240 colunas diferentes, 480 resistências últimas são determinadas, pois cada coluna é analisada com duas imperfeições geométricas iniciais: imperfeições F_{MT} e F_m “puras” – naturalmente, apenas a mais baixa é mantida para fins de projeto. O conjunto completo das resistências últimas obtidas através das análises numéricas realizadas via MEF é apresentado da Tabela 5.1 até a Tabela 5.4.

Tabela 5.1: Resistência última (P_{uFT} e P_{uFm} e Min) das colunas U_{e1} e U_{e2} sob FMT: (cm, kN).

Coluna	$b_w \times b_f \times b_s \times t$	L	P_y	P_{uFT}	P_{uFm}	P_u
U_{e1_L1}	60x55x11x4	480	129.6	80.0	89.0	80.0
		480	259.2	94.2	117.5	94.2
		480	388.8	102.0	125.3	102.0
		480	518.4	107.1	128.7	107.1
		480	648.0	111.5	130.5	111.5
U_{e1_L2}	60x55x11x4	500	129.6	77.8	85.5	77.8
		500	259.2	90.7	109.7	90.7
		500	388.8	96.8	116.6	96.8
		500	518.4	102.0	119.2	102.0
		500	648.0	105.4	121.0	105.4
U_{e1_L3}	60x55x11x4	550	129.6	71.5	76.4	71.5
		550	259.2	81.8	92.4	81.8
		550	388.8	86.4	97.6	86.4
		550	518.4	89.9	99.4	89.9
		550	648.0	92.4	100.2	92.4
U_{e1_L4}	60x55x11x4	600	129.6	65.9	67.7	65.9
		600	259.2	74.0	79.2	74.0
		600	388.8	77.4	82.5	77.4
		600	518.4	79.7	84.0	79.7
		600	648.0	81.2	84.8	81.2
U_{e1_L5}	60x55x11x4	650	129.6	60.7	60.0	60.0
		650	259.2	67.0	68.4	67.0
		650	388.8	69.4	70.8	69.4
		650	518.4	70.8	71.9	70.8
		650	648.0	71.6	72.6	71.6
U_{e1_L6}	60x55x11x4	700	129.6	55.8	53.2	53.2
		700	259.2	60.7	59.5	59.5
		700	388.8	62.3	61.4	61.4
		700	518.4	63.1	62.3	62.3
		700	648.0	63.4	62.7	62.7
U_{e2_L1}	100x60x10x3	350	129.6	85.3	91.9	85.3
		350	259.2	117.7	155.1	117.7
		350	388.8	131.8	193.4	131.8
		350	518.4	144.4	210.0	144.4
		350	648.0	156.6	218.0	156.6
U_{e2_L2}	100x60x10x3	450	129.6	71.6	79.4	71.6
		450	259.2	90.0	117.4	90.0
		450	388.8	102.2	129.7	102.2
		450	518.4	112.9	135.0	112.9
		450	648.0	121.2	137.7	121.2
U_{e2_L3}	100x60x10x3	550	129.6	60.6	65.5	60.6
		550	259.2	74.0	84.9	74.0
		550	388.8	83.3	90.3	83.3
		550	518.4	89.7	92.6	89.7
		550	648.0	93.5	93.8	93.5
U_{e2_L4}	100x60x10x3	600	129.6	56.2	59.6	56.2
		600	259.2	67.9	73.0	67.9
		600	388.8	75.3	76.7	75.3
		600	518.4	79.7	78.4	78.4
		600	648.0	81.8	79.3	79.3
U_{e2_L5}	100x60x10x3	700	129.6	49.3	47.8	47.8
		700	259.2	57.5	55.1	55.1
		700	388.8	61.3	57.2	57.2
		700	518.4	62.7	58.2	58.2
		700	648.0	63.0	58.7	58.7
U_{e2_L6}	100x60x10x3	750	129.6	46.4	43.1	43.1
		750	259.2	52.9	48.5	48.5
		750	388.8	55.2	50.1	50.1
		750	518.4	55.7	50.9	50.9
		750	648.0	55.7	51.3	51.3

Tabela 5.2: Resistência última (P_{uFT} e P_{uFm} e Min) das colunas U_{e3} e U_{e4} sob FMT: (cm, kN).

Coluna	$b_w \times b_f \times b_s \times t$	L	P_y	P_{uFT}	P_{uFm}	P_u
U_{e3_L1}	120x80x15x5	450	129.6	190.4	199.9	190.4
		450	259.2	269.3	357.8	269.3
		450	388.8	300.6	450.2	300.6
		450	518.4	326.6	494.4	326.6
		450	648.0	352.7	518.9	352.7
U_{e3_L2}	120x80x15x5	550	129.6	171.7	185.6	171.7
		550	259.2	221.2	292.6	221.2
		550	388.8	246.6	332.3	246.6
		550	518.4	269.8	351.0	269.8
		550	648.0	290.5	360.5	290.5
U_{e3_L3}	120x80x15x5	650	129.6	153.5	167.2	153.5
		650	259.2	189.2	228.7	189.2
		650	388.8	210.0	249.5	210.0
		650	518.4	227.2	258.3	227.2
		650	648.0	240.3	262.9	240.3
U_{e3_L4}	120x80x15x5	750	129.6	138.7	141.5	138.7
		750	259.2	165.4	180.9	165.4
		750	388.8	180.6	192.2	180.6
		750	518.4	191.3	197.0	191.3
		750	648.0	198.1	199.7	198.1
U_{e3_L5}	120x80x15x5	800	129.6	132.2	133.2	132.2
		800	259.2	155.2	162.0	155.2
		800	388.8	167.6	170.2	167.6
		800	518.4	175.3	174.1	174.1
		800	648.0	179.7	176.2	176.2
U_{e3_L6}	120x80x15x5	850	129.6	126.1	121.5	121.5
		850	259.2	145.9	145.2	145.2
		850	388.8	155.4	151.9	151.9
		850	518.4	160.7	154.9	154.9
		850	648.0	163.2	156.6	156.6
U_{e4_L1}	140x70x10x3.5	340	129.6	139.3	140.3	139.3
		340	259.2	231.0	255.8	231.0
		340	388.8	269.5	331.8	269.5
		340	518.4	289.5	367.0	289.5
		340	648.0	304.4	381.3	304.4
U_{e4_L2}	140x70x10x3.5	400	129.6	131.5	133.9	131.5
		400	259.2	195.9	228.1	195.9
		400	388.8	221.4	277.3	221.4
		400	518.4	238.7	315.9	238.7
		400	648.0	254.3	309.3	254.3
U_{e4_L3}	140x70x10x3.5	450	129.6	124.2	126.4	124.2
		450	259.2	172.7	200.4	172.7
		450	388.8	193.2	232.6	193.2
		450	518.4	210.1	246.1	210.1
		450	648.0	224.5	252.2	224.5
U_{e4_L4}	140x70x10x3.5	550	129.6	109.0	106.6	106.6
		550	259.2	138.9	151.1	138.9
		550	388.8	156.0	165.4	156.0
		550	518.4	169.2	171.2	169.2
		550	648.0	177.9	174.2	174.2
U_{e4_L5}	140x70x10x3.5	650	129.6	95.3	92.3	92.3
		650	259.2	117.0	114.8	114.8
		650	388.8	129.8	121.9	121.9
		650	518.4	137.2	124.9	124.9
		650	648.0	140.5	126.4	126.4
U_{e4_L6}	140x70x10x3.5	750	129.6	84.3	75.3	75.3
		750	259.2	100.6	89.2	89.2
		750	388.8	108.2	93.1	93.1
		750	518.4	110.8	94.9	94.9
		750	648.0	111.2	95.8	95.8

Tabela 5.3: Resistência última (P_{uFT} e P_{uFm} e Min) das colunas U_{e5} e U_{e6} sob FMT: (cm, kN).

Coluna	$b_w \times b_f \times b_s \times t$	L	P_y	P_{uFT}	P_{uFm}	P_u
U_{e5_L1}	80x65x15x4.5	530	129.6	120.0	133.2	120.0
		530	259.2	146.4	186.0	146.4
		530	388.8	159.6	201.6	159.6
		530	518.4	169.2	208.8	169.2
		530	648.0	178.8	212.4	178.8
U_{e5_L2}	80x65x15x4.5	550	129.6	117.4	129.6	117.4
		550	259.2	141.6	175.2	141.6
		550	388.8	153.6	188.4	153.6
		550	518.4	163.2	194.4	163.2
		550	648.0	170.4	196.8	170.4
U_{e5_L3}	80x65x15x4.5	600	129.6	110.2	118.1	110.2
		600	259.2	129.6	151.2	129.6
		600	388.8	139.2	160.8	139.2
		600	518.4	146.4	164.4	146.4
		600	648.0	152.4	166.8	152.4
U_{e5_L4}	80x65x15x4.5	650	129.6	103.3	107.5	103.3
		650	259.2	119.3	132.0	119.3
		650	388.8	127.2	138.0	127.2
		650	518.4	132.0	141.6	132.0
		650	648.0	135.6	142.8	135.6
U_{e5_L5}	80x65x15x4.5	700	129.6	97.1	97.3	97.1
		700	259.2	110.2	115.2	110.2
		700	388.8	115.8	120.0	115.8
		700	518.4	119.3	122.4	119.3
		700	648.0	121.2	123.6	121.2
U_{e5_L6}	80x65x15x4.5	760	129.6	84.5	86.0	84.5
		760	259.2	100.1	99.0	99.0
		760	388.8	103.8	102.6	102.6
		760	518.4	105.7	104.4	104.4
		760	648.0	106.7	105.4	105.4
U_{e6_L1}	95x50x10x2	270	129.6	53.5	56.7	53.5
		270	259.2	80.7	100.9	80.7
		270	388.8	90.8	127.0	90.8
		270	518.4	97.2	138.7	97.2
		270	648.0	103.0	144.1	103.0
U_{e6_L2}	95x50x10x2	350	129.6	45.4	50.9	45.4
		350	259.2	59.0	78.0	59.0
		350	388.8	66.4	87.8	66.4
		350	518.4	73.0	92.3	73.0
		350	648.0	78.3	94.5	78.3
U_{e6_L3}	95x50x10x2	450	129.6	35.8	41.2	35.8
		450	259.2	44.6	53.2	44.6
		450	388.8	50.9	56.7	50.9
		450	518.4	55.2	58.2	55.2
		450	648.0	57.7	59.0	57.7
U_{e6_L4}	95x50x10x2	550	129.6	29.3	31.8	29.3
		550	259.2	36.1	37.4	36.1
		550	388.8	40.0	39.0	39.0
		550	518.4	41.7	39.7	39.7
		550	648.0	42.3	40.0	40.0
U_{e6_L5}	95x50x10x2	650	129.6	24.8	24.5	24.5
		650	259.2	29.5	27.5	27.5
		650	388.8	31.2	28.3	28.3
		650	518.4	31.6	28.7	28.7
		650	648.0	31.6	28.8	28.8
U_{e6_L6}	95x50x10x2	750	129.6	21.5	19.2	19.2
		750	259.2	24.1	20.9	20.9
		750	388.8	24.5	21.5	21.5
		750	518.4	24.5	21.8	21.8
		750	648.0	24.5	21.8	21.8

Tabela 5.4: Resistência última (P_{uFT} e P_{uFm} e Min) das colunas U_{e7} e U_{e8} sob FmT: (cm, kN).

Coluna	$b_w \times b_f \times b_s \times t$	L	P_y	P_{uFT}	P_{uFm}	P_u
U_{e7_L1}	75x60x10x3.5	520	129.6	77.6	86.9	77.6
		520	259.2	92.9	114.4	92.9
		520	388.8	101.5	122.1	101.5
		520	518.4	109.2	125.6	109.2
		520	648.0	114.4	127.3	114.4
U_{e7_L2}	75x60x10x3.5	550	129.6	74.2	82.0	74.2
		550	259.2	87.7	104.1	87.7
		550	388.8	95.5	110.1	95.5
		550	518.4	101.5	112.7	101.5
		550	648.0	105.8	114.4	105.8
U_{e7_L3}	75x60x10x3.5	600	129.6	69.7	73.6	69.7
		600	259.2	80.7	89.4	80.7
		600	388.8	86.9	93.7	86.9
		600	518.4	91.2	95.5	91.2
		600	648.0	93.7	96.3	93.7
U_{e7_L4}	75x60x10x3.5	650	129.6	65.2	65.9	65.2
		650	259.2	74.1	77.1	74.1
		650	388.8	78.4	80.3	78.4
		650	518.4	81.0	81.8	81.0
		650	648.0	82.5	82.6	82.5
U_{e7_L5}	75x60x10x3.5	680	129.6	62.7	61.5	61.5
		680	259.2	70.4	71.0	70.4
		680	388.8	73.9	73.7	73.7
		680	518.4	75.7	74.9	74.9
		680	648.0	76.6	75.7	75.7
U_{e7_L6}	75x60x10x3.5	720	129.6	59.5	56.2	56.2
		720	259.2	65.9	63.8	63.8
		720	388.8	68.2	66.0	66.0
		720	518.4	69.2	67.1	67.1
		720	648.0	69.6	67.7	67.7
U_{e8_L1}	80x45x11x2	200	129.6	51.4	52.5	51.4
		200	259.2	87.7	99.5	87.7
		200	388.8	104.4	138.5	104.4
		200	518.4	112.0	163.5	112.0
		200	648.0	117.2	176.1	117.2
U_{e8_L2}	80x45x11x2	250	129.6	47.4	49.9	47.4
		250	259.2	69.9	90.7	69.9
		250	388.8	78.4	115.2	78.4
		250	518.4	84.3	127.2	84.3
		250	648.0	89.8	133.2	89.8
U_{e8_L3}	80x45x11x2	350	129.6	37.4	42.1	37.4
		350	259.2	46.9	62.8	46.9
		350	388.8	53.1	69.1	53.1
		350	518.4	58.5	71.8	58.5
		350	648.0	62.7	73.2	62.7
U_{e8_L4}	80x45x11x2	450	129.6	29.3	33.8	29.3
		450	259.2	35.9	41.6	35.9
		450	388.8	40.4	43.8	40.4
		450	518.4	43.3	44.8	43.3
		450	648.0	45.0	45.3	45.0
U_{e8_L5}	80x45x11x2	550	129.6	24.1	25.2	24.1
		550	259.2	28.8	28.9	28.8
		550	388.8	31.1	29.9	29.9
		550	518.4	32.0	30.4	30.4
		550	648.0	32.3	30.6	30.6
U_{e8_L6}	80x45x11x2	650	129.6	20.5	19.2	19.2
		650	259.2	23.1	21.1	21.1
		650	388.8	23.8	21.7	21.7
		650	518.4	23.9	21.9	21.9
		650	648.0	23.9	22.1	22.1

5.2 Dimensionamento via MRD

Tendo em vista que o objetivo deste trabalho é estender o estudo relatado por DINIS *et al.* [10] para colunas U_e em PFF, deve-se investigar se, e em que medida, a interação G-G afeta seu comportamento, resistência e a adequação à modificação proposta [10] – naturalmente, parece justo esperar que o resultado desta investigação seja semelhante (pelo menos qualitativamente) ao obtido para colunas U .

Dessa maneira, a fim de comparar os resultados apresentados anteriores na Figura 2.15 para as colunas U em DINIS *et al.* [10], a Figura 5.1 exibe o gráfico P_u/P_{nFT} vs λ_{FT} referente às colunas U_e compartilhando as mesmas seções transversais ($b_w=95\text{mm}$, $b_f=50\text{mm}$, $b_l=10\text{ mm}$, $t=1.8\text{ mm}$), tensões de escoamento e imperfeições geométricas iniciais, variando apenas os comprimentos (L) e foram consideradas apenas colunas com $\lambda_{FT} > 1.5$. Assim como na Figura 2.15, foram utilizados dois conjuntos de colunas U_e de extremidades engastadas – os círculos brancos e cinza se referem, respectivamente, às colunas com os valores $R_G=P_{b.Fm}/P_{cr.FT}$ acima ou abaixo de 1.45. Seus indicadores estatísticos P_u/P_{nFT} estão próximos dos apresentados para colunas U (0.86-0.13-1.06-0.64 e 1.07-0.05-1.21-0.99, respectivamente para os círculos cinza e brancos), confirmando assim que os valores de P_{nFT} também são inadequados na previsão de resistências últimas de colunas U_e afetadas pela interação G-G ($F_{MT}-F_m$).

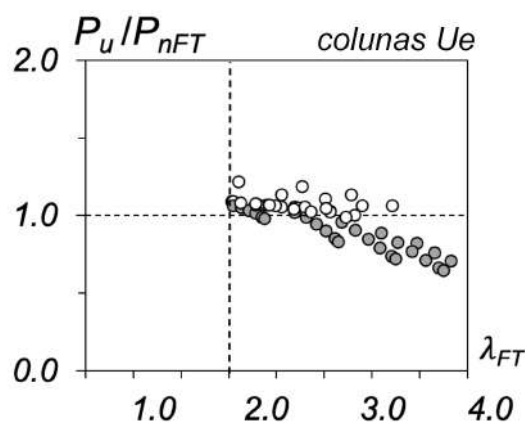


Figura 5.1: Gráfico P_u/P_{nFT} vs. λ_{FT} para colunas U_e com $P_{b.fm}/P_{b.FT}$ acima (círculos brancos) e abaixo (círculos cinzas) de 1.45.

Com o objetivo de demonstrar a inadequação da modificação da atual curva de resistência global do MRD proposta por DINIS *et al.* [9] para colunas sob interação G-G, a Figura 5.2 (a) apresenta os valores de P_u/P_{nFT} vs. λ_{FT} das colunas U_e obtidos nessa pesquisa – eles também são dados da Tabela 5.5 a Tabela 5.8. A Figura 5.2 (b) apresenta os valores de P_u/P_{nFT} vs. R_G das colunas com $\lambda_{FT} > 1.5$ – os valores R_G também são dados da Tabela 5.5 a Tabela 5.8. Ambas as figuras incluem médias, desvios padrão e valores máximos e mínimos. A observação dessas duas figuras suscita as seguintes observações:

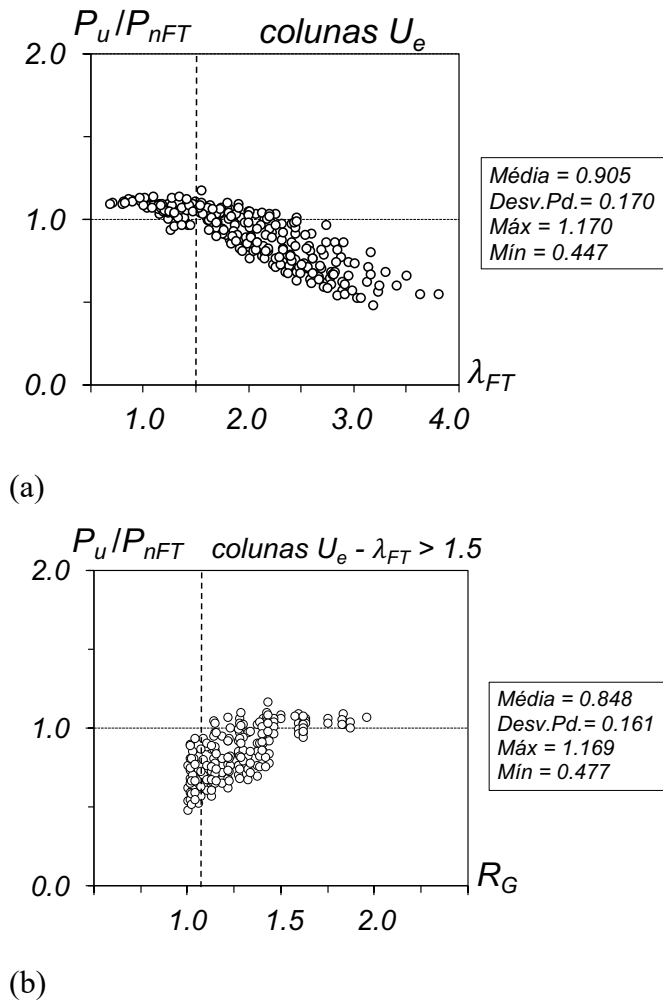


Figura 5.2: Gráfico (a) P_u/P_{nFT} vs. λ_{FT} para todas as colunas U_e analisadas e (b) P_u/P_{nFT} vs. R_G para as colunas com $\lambda_{FT} > 1.5$.

- (i) Conforme antecipado (Figura 2.15), as Eqs. (2.4)-(2.6) são incapazes de prever adequadamente as resistências últimas das colunas U_e afetadas pela interação

G-G. De fato, a média P_u/P_{nFT} (0.905), desvio padrão (0.170) e valor mínimo (0.447) refletem uma baixa qualidade de predição, combinada com uma porcentagem muito grande de superestimações de resistência última (61.5%). Essa qualidade cai ainda mais se apenas as colunas com $\lambda_{FT} > 1.5$ forem consideradas: os indicadores acima tornam-se 0.848, 0.161, 0.477 e 78.2%, respectivamente. Além disso, também está claro que a superestimação da resistência última aumenta com λ_{FT} .

- (ii) Como também foi antecipado, a Figura 5.2 (b) mostra claramente que a superestimação da resistência última está intimamente ligada ao valor da relação de força de flambagem R_G – de fato, é mais alto para $R_G \approx 1.0$, permanece significativo até $R_G \approx 1.5$ e praticamente deixa de ocorrer para $R_G > 1.5$.

A Figura 5.2 confirma (i) a qualidade de previsão de resistência última muito baixa fornecida por P_{nFT} (ver Eq. (2.4)-(2.6)) e (ii) o papel decisivo exercido pela interação G-G ($F_{MT}-F_m$) neste desempenho – de fato, estes dois valores são qualitativa e quantitativamente muito semelhantes aos reportados por DINIS *et al.* [10], no contexto de colunas U de extremidade fixa submetidas à interação G-G ($F_{MT}-F_m$). Portanto, faz todo o sentido começar avaliando se a abordagem de projeto baseada no MRD desenvolvida e proposta por esses autores também pode ser usada para prever com eficiência as resistências últimas de colunas U_e flambando por F_{MT} e falhando sob interação G-G, nos modos $F_{MT}-F_m$.

A fim de ilustrar a qualidade da previsão de resistência última alcançada pelas Eqs. (2.7)-(2.10) quando aplicadas às colunas analisadas neste trabalho (a maioria das quais afetadas pela interação G-G), a Figura 5.3 (a)-(f) e a Figura 5.4 (a)-(f) (i) traçam, contra λ_{FT} , os valores P_u/P_y (lembre-se de que P_u é o menor valor entre $P_{u,FT}$ e $P_{u,Fm}$) em relação às colunas U_{e1} ($\beta_{FT} = 2.60$) com comprimentos L_1-L_6 ($R_G = 1.37; 1.32; 1.22; 1.13; 1.06; 1.01$) e U_{e3} ($\beta_{FT} = 4.82$) com comprimentos L_1-L_6 ($R_G = 1.87; 1.62; 1.41; 1.23; 1.15; 1.08$) e (ii) comparam os resultados

obtidos numericamente com as curvas de resistência baseadas no MRD definidas pelas Eqs. (2.4)-(2.6) e (2.7)-(2.10) (P_{nFT} e P_{nFT-G} – linhas tracejadas e contínuas, respectivamente). Fica claro que todos os valores de P_u/P_y são bem previstos pelas curvas de resistência P_{nFT-G}/P_y – de fato, eles sempre fornecem previsões de resistências últimas bastante precisas, independentemente do valor R_G (ou seja, o nível de interação $F_{MT}-F_m$). Por outro lado, esses mesmos valores de P_u/P_y são consistentemente e progressivamente superestimados pelas curvas de força P_{nFT}/P_y conforme o valor de R_G gradualmente se afasta de 1.5.

A Tabela 5.5 fornece todo o conjunto de relações numéricas entre resistências últimas obtidas numericamente e previstas pela curva global do MRD – $P_{u,FT}/P_{nFT-G}$ e $P_{u,Fm}/P_{nFT-G}$ – em relação às colunas U_e de extremidades engastadas analisadas neste trabalho, também como os demais valores envolvidos no seu cálculo, nomeadamente as relações de força de flambagem da coluna R_G . Para avaliar o desempenho geral e os méritos das Eqs. (2.7)-(2.10) na previsão das resistências últimas das colunas U_e de extremidades engastadas, a Figura 5.5 (a)-(b) apresenta os valores de P_u/P_{nFT-G} , contra λ_{FT} , relativos (i) às colunas U_e analisadas neste trabalho e (ii) aquelas relatadas por DINIS *et al.* [9], todas colapsando no modo F_{MT} “puro” (seus valores R_G estão todos acima de 1.5). Ambas as figuras incluem os indicadores estatísticos associados a P_u/P_{nFT-G} (médias, desvios padrão e valores máximos/mínimos). A comparação entre a Figura 5.5 (a)-(b) e a Figura 2.18 (a)-(b) revela a notável semelhança das “nuvens” P_u/P_{nFT-G} em relação às colunas U e U_e , que é quantitativamente confirmada pela proximidade entre os pares de indicadores estatísticos correspondentes.

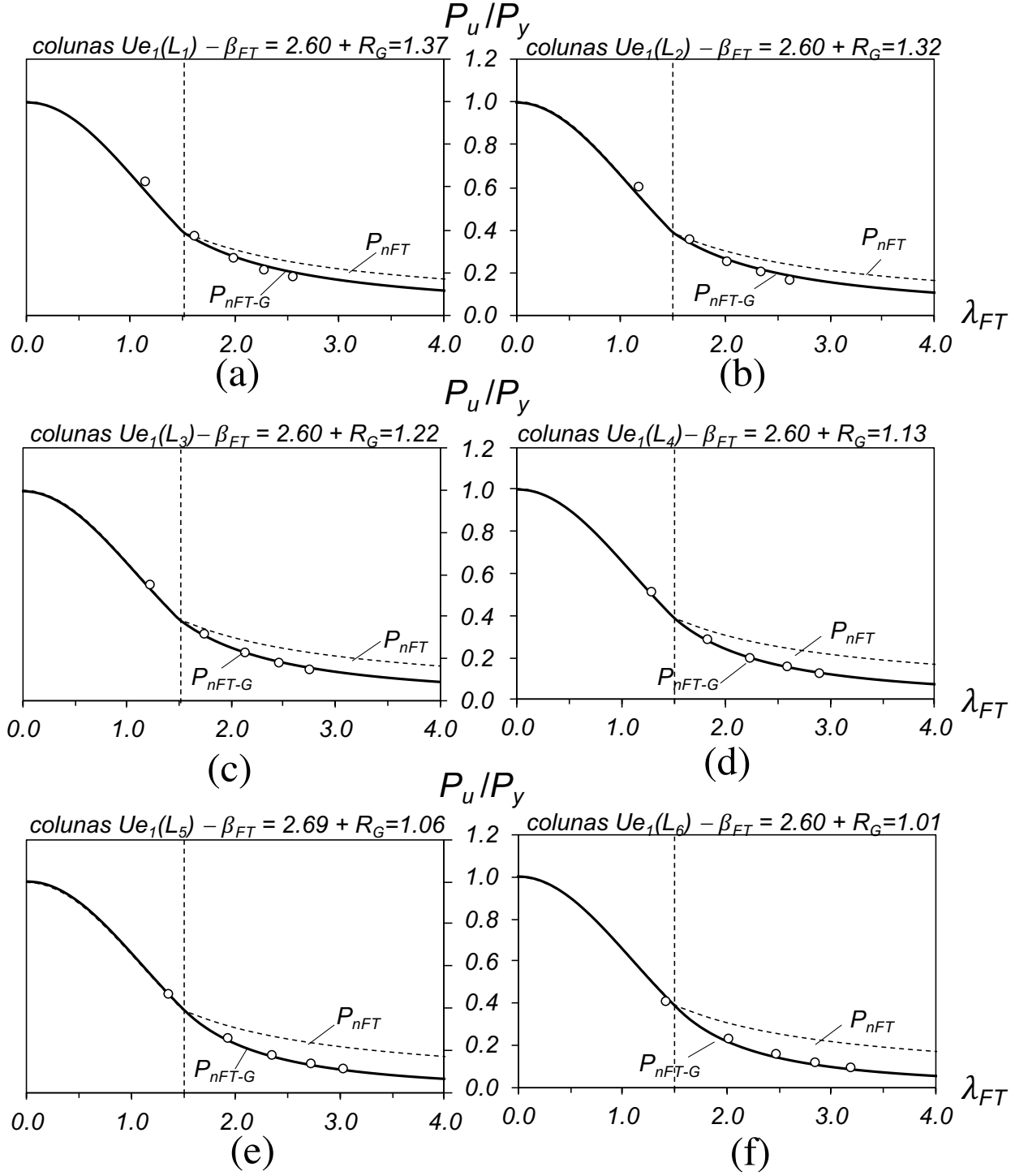


Figura 5.3: Comparação entre as curvas de resistência baseadas no MRD P_{nFT} e P_{nFT-G} , respectivamente propostas por DINIS *et al.* [9][10] e os valores de P_u/P_y das colunas Ue_1 com comprimentos (a) L_1 , (b) L_2 , (c) L_3 , (d) L_4 , (e) L_5 e (f) L_6 .

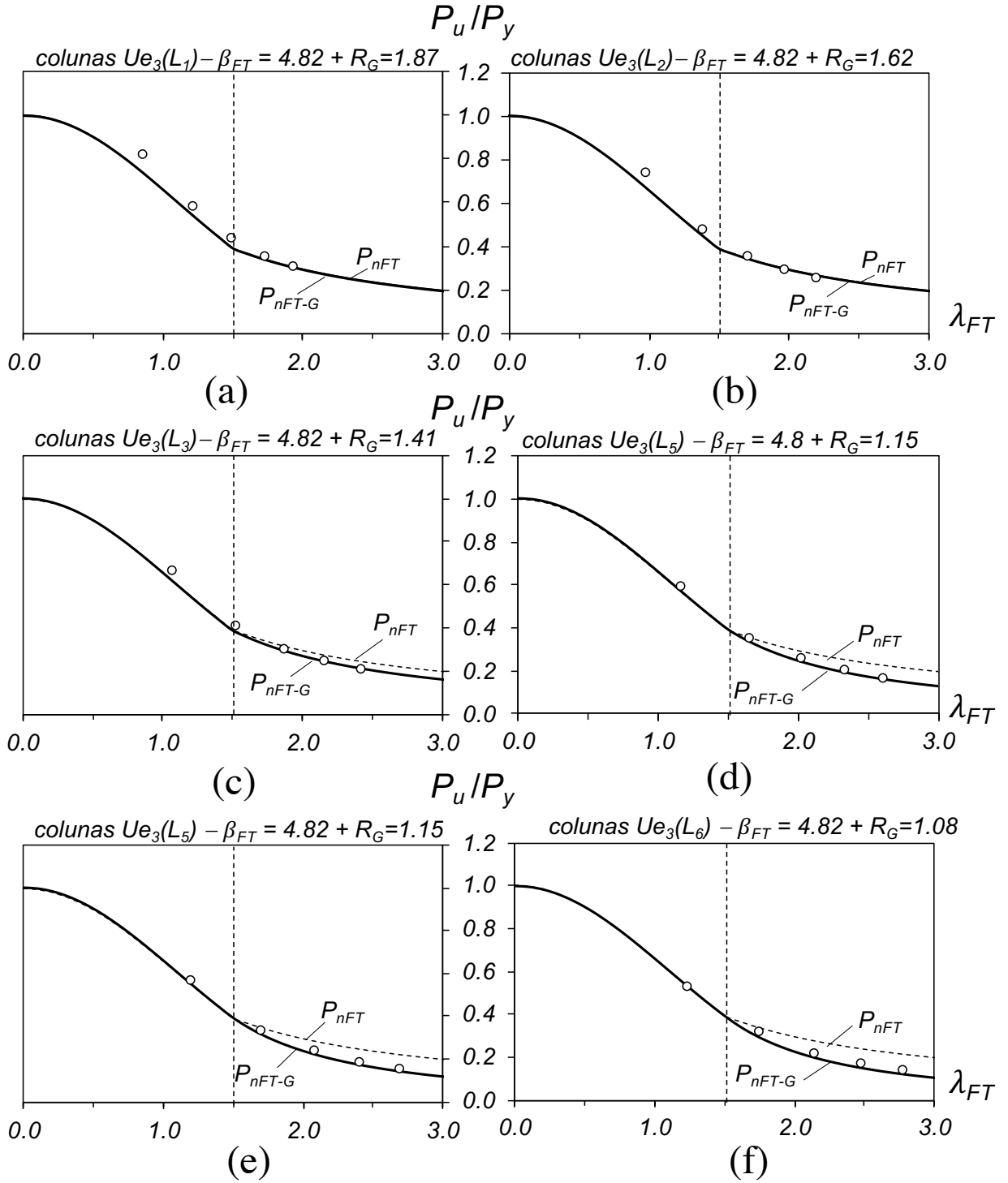


Figura 5.4: Comparação entre as curvas de resistência baseadas no MRD P_{nFT} e P_{nFT-G} , respectivamente propostas por DINIS *et al.* [9][10] e os valores de P_u/P_y das colunas Ue_3 com comprimentos (a) L_1 , (b) L_2 , (c) L_3 , (d) L_4 , (e) L_5 e (f) L_6 .

Tabela 5.5: Resistência das colunas U_{e1} e U_{e2} sob FMT: (i) resistência última, (ii) força crítica, (iii) estimativas P_{nFT} e P_{nFT-G} , e (iv) P_u/P_{nFT} e P_u/P_{nFT-G} (kN).

Coluna	P_u	$P_{cr,FT}$	λ_{FT}	b	a	P_{nFT}	$\frac{P_u}{P_{nFT}}$	$P_{b,FM}$	R_G	c	b	a	P_{nFT-G}	$\frac{P_u}{P_{nFT-G}}$
U_{e1_L1}	80.0	99.4	1.23	0.87	0.55	68.89	1.16	136.3	1.37	1.077	1.23	0.64	68.89	1.16
	94.2	99.4	1.74	0.87	0.55	89.00	1.06	136.3	1.37	1.077	1.23	0.64	84.33	1.12
	102.0	99.4	2.13	0.87	0.55	112.00	0.91	136.3	1.37	1.077	1.23	0.64	98.52	1.03
	107.1	99.4	2.46	0.87	0.55	131.84	0.81	136.3	1.37	1.077	1.23	0.64	110.02	0.97
	111.5	99.4	2.75	0.87	0.55	149.62	0.74	136.3	1.37	1.077	1.23	0.64	119.85	0.93
U_{e1_L2}	77.8	95.0	1.26	0.87	0.55	66.94	1.16	125.7	1.32	1.175	1.33	0.67	66.94	1.16
	90.7	95.0	1.78	0.87	0.55	87.30	1.04	125.7	1.32	1.175	1.33	0.67	80.70	1.12
	96.8	95.0	2.18	0.87	0.55	109.86	0.88	125.7	1.32	1.175	1.33	0.67	92.43	1.05
	102.0	95.0	2.51	0.87	0.55	129.32	0.79	125.7	1.32	1.175	1.33	0.67	101.77	1.00
	105.4	95.0	2.81	0.87	0.55	146.76	0.72	125.7	1.32	1.175	1.33	0.67	109.66	0.96
U_{e1_L3}	71.5	85.4	1.32	0.87	0.55	62.16	1.15	103.9	1.22	1.343	1.50	0.72	62.16	1.15
	81.8	85.4	1.87	0.87	0.55	83.37	0.98	103.9	1.22	1.343	1.50	0.72	72.43	1.13
	86.4	85.4	2.29	0.87	0.55	104.92	0.82	103.9	1.22	1.343	1.50	0.72	80.17	1.08
	89.9	85.4	2.65	0.87	0.55	123.50	0.73	103.9	1.22	1.343	1.50	0.72	86.17	1.04
	92.4	85.4	2.96	0.87	0.55	140.16	0.66	103.9	1.22	1.343	1.50	0.72	91.12	1.01
U_{e1_L4}	65.9	77.2	1.39	0.87	0.55	57.49	1.15	87.3	1.13	1.511	1.67	0.77	57.49	1.15
	74.0	77.2	1.97	0.87	0.55	79.80	0.93	87.3	1.13	1.511	1.67	0.77	64.13	1.15
	77.4	77.2	2.41	0.87	0.55	100.43	0.77	87.3	1.13	1.511	1.67	0.77	68.61	1.13
	79.7	77.2	2.79	0.87	0.55	118.22	0.67	87.3	1.13	1.511	1.67	0.77	71.97	1.11
	81.2	77.2	3.12	0.87	0.55	134.16	0.61	87.3	1.13	1.511	1.67	0.77	74.70	1.09
U_{e1_L5}	60.0	70.1	1.46	0.87	0.55	52.90	1.13	74.4	1.06	1.72	1.88	0.83	52.90	1.13
	67.0	70.1	2.07	0.87	0.55	76.51	0.88	74.4	1.06	1.72	1.88	0.83	55.28	1.21
	69.4	70.1	2.53	0.87	0.55	96.28	0.72	74.4	1.06	1.72	1.88	0.83	56.69	1.22
	70.8	70.1	2.93	0.87	0.55	113.33	0.62	74.4	1.06	1.72	1.88	0.83	57.71	1.23
	71.6	70.1	3.27	0.87	0.55	128.61	0.56	74.4	1.06	1.72	1.88	0.83	58.51	1.22
U_{e1_L6}	53.2	63.8	1.53	0.87	0.55	49.58	1.07	64.1	1.01	1.971	2.00	0.88	48.34	1.10
	59.5	63.8	2.17	0.87	0.55	73.44	0.81	64.1	1.01	1.971	2.00	0.88	48.34	1.23
	61.4	63.8	2.66	0.87	0.55	92.42	0.66	64.1	1.01	1.971	2.00	0.88	48.34	1.27
	62.3	63.8	3.07	0.87	0.55	108.79	0.57	64.1	1.01	1.971	2.00	0.88	48.34	1.29
	62.7	63.8	3.43	0.87	0.55	123.47	0.51	64.1	1.01	1.971	2.00	0.88	48.34	1.30
U_{e2_L1}	85.3	132.6	1.06	1.09	0.61	67.25	1.27	243.3	1.84	0.71	1.09	0.61	67.25	1.27
	117.7	132.6	1.50	1.09	0.61	83.97	1.40	243.3	1.84	0.71	1.09	0.61	83.97	1.40
	131.8	132.6	1.84	1.09	0.61	100.99	1.30	243.3	1.84	0.71	1.09	0.61	100.99	1.30
	144.4	132.6	2.13	1.09	0.61	115.13	1.25	243.3	1.84	0.71	1.09	0.61	115.13	1.25
	156.6	132.6	2.38	1.09	0.61	127.44	1.23	243.3	1.84	0.71	1.09	0.61	127.44	1.23
U_{e2_L2}	71.6	92.5	1.27	1.09	0.61	54.79	1.31	147.5	1.59	0.71	1.09	0.61	54.79	1.31
	90.0	92.5	1.80	1.09	0.61	69.04	1.30	147.5	1.59	0.71	1.09	0.61	69.04	1.30
	102.2	92.5	2.21	1.09	0.61	83.03	1.23	147.5	1.59	0.71	1.09	0.61	83.03	1.23
	112.9	92.5	2.55	1.09	0.61	94.65	1.19	147.5	1.59	0.71	1.09	0.61	94.65	1.19
	121.2	92.5	2.85	1.09	0.61	104.77	1.16	147.5	1.59	0.71	1.09	0.61	104.77	1.16
U_{e2_L3}	60.6	71.9	1.44	1.09	0.61	45.08	1.34	98.7	1.37	1.073	1.45	0.70	45.08	1.34
	74.0	71.9	2.04	1.09	0.61	60.16	1.23	98.7	1.37	1.073	1.45	0.70	53.77	1.38
	83.3	71.9	2.50	1.09	0.61	72.35	1.15	98.7	1.37	1.073	1.45	0.70	60.08	1.39
	89.7	71.9	2.89	1.09	0.61	82.48	1.09	98.7	1.37	1.073	1.45	0.70	65.01	1.38
	93.5	71.9	3.23	1.09	0.61	91.30	1.02	98.7	1.37	1.073	1.45	0.70	69.10	1.35
U_{e2_L4}	56.2	65.0	1.52	1.09	0.61	41.55	1.35	82.9	1.28	1.25	1.63	0.76	41.27	1.36
	67.9	65.0	2.15	1.09	0.61	56.97	1.19	82.9	1.28	1.25	1.63	0.76	46.92	1.45
	75.3	65.0	2.63	1.09	0.61	68.51	1.10	82.9	1.28	1.25	1.63	0.76	50.58	1.49
	78.4	65.0	3.04	1.09	0.61	78.10	1.00	82.9	1.28	1.25	1.63	0.76	53.34	1.47
	79.3	65.0	3.40	1.09	0.61	86.45	0.92	82.9	1.28	1.25	1.63	0.76	55.59	1.43
U_{e2_L5}	47.8	55.2	1.65	1.09	0.61	37.99	1.26	61.0	1.11	1.575	1.95	0.86	35.00	1.37
	55.1	55.2	2.33	1.09	0.61	52.08	1.06	61.0	1.11	1.575	1.95	0.86	35.56	1.55
	57.2	55.2	2.86	1.09	0.61	62.64	0.91	61.0	1.11	1.575	1.95	0.86	35.89	1.59
	58.2	55.2	3.30	1.09	0.61	71.41	0.81	61.0	1.11	1.575	1.95	0.86	36.13	1.61
	58.7	55.2	3.69	1.09	0.61	79.04	0.74	61.0	1.11	1.575	1.95	0.86	36.31	1.62
U_{e2_L6}	43.1	51.5	1.71	1.09	0.61	36.59	1.18	53.1	1.03	1.841	2.00	0.88	32.53	1.32
	48.5	51.5	2.41	1.09	0.61	50.16	0.97	53.1	1.03	1.841	2.00	0.88	32.53	1.49
	50.1	51.5	2.96	1.09	0.61	60.33	0.83	53.1	1.03	1.841	2.00	0.88	32.53	1.54
	50.9	51.5	3.41	1.09	0.61	68.78	0.74	53.1	1.03	1.841	2.00	0.88	32.53	1.56
	51.3	51.5	3.82	1.09	0.61	76.13	0.67	53.1	1.03	1.841	2.00	0.88	32.53	1.58

Tabela 5.6: Resistência das colunas U_{e3} e U_{e4} sob FMT: (i) resistência última, (ii) força crítica, (iii) estimativas P_{nFT} e P_{nFT-G} , e (iv) P_u/P_{nFT} e P_u/P_{nFT-G} (kN).

Coluna	P_u	$P_{cr,FT}$	λ_{FT}	b	a	P_{nFT}	$\frac{P_u}{P_{nFT}}$	$P_{b,Fm}$	R_G	c	b	a	P_{nFT-G}	$\frac{P_u}{P_{nFT-G}}$
U_{e3_L1}	190.4	310.3	0.70	1.00	0.58	189.91	1.00	580.5	1.87	0.71	1.00	0.58	189.91	1.00
	269.3	310.3	0.98	1.00	0.58	310.25	0.87	580.5	1.87	0.71	1.00	0.58	310.25	0.87
	300.6	310.3	1.20	1.00	0.58	380.14	0.79	580.5	1.87	0.71	1.00	0.58	380.14	0.79
	326.6	310.3	1.39	1.00	0.58	414.01	0.79	580.5	1.87	0.71	1.00	0.58	414.01	0.79
	352.7	310.3	1.55	1.00	0.58	437.45	0.81	580.5	1.87	0.71	1.00	0.58	437.45	0.81
U_{e3_L2}	171.7	239.9	0.79	1.00	0.58	178.97	0.96	388.9	1.62	0.71	1.00	0.58	178.97	0.96
	221.2	239.9	1.12	1.00	0.58	275.54	0.80	388.9	1.62	0.71	1.00	0.58	275.54	0.80
	246.6	239.9	1.37	1.00	0.58	318.15	0.78	388.9	1.62	0.71	1.00	0.58	318.15	0.78
	269.8	239.9	1.58	1.00	0.58	344.06	0.78	388.9	1.62	0.71	1.00	0.58	344.06	0.78
	290.5	239.9	1.77	1.00	0.58	384.71	0.76	388.9	1.62	0.71	1.00	0.58	384.71	0.76
U_{e3_L3}	153.5	198.1	0.87	1.00	0.58	169.35	0.91	278.5	1.41	0.991	1.28	0.66	169.35	0.91
	189.2	198.1	1.23	1.00	0.58	246.70	0.77	278.5	1.41	0.991	1.28	0.66	246.70	0.77
	210.0	198.1	1.51	1.00	0.58	270.72	0.78	278.5	1.41	0.991	1.28	0.66	270.36	0.78
	227.2	198.1	1.74	1.00	0.58	312.64	0.73	278.5	1.41	0.991	1.28	0.66	299.84	0.76
	240.3	198.1	1.95	1.00	0.58	349.58	0.69	278.5	1.41	0.991	1.28	0.66	324.90	0.74
U_{e3_L4}	138.7	170.3	0.94	1.00	0.58	160.83	0.86	209.3	1.23	1.322	1.61	0.75	160.83	0.86
	165.4	170.3	1.33	1.00	0.58	222.50	0.74	209.3	1.23	1.322	1.61	0.75	222.50	0.74
	180.6	170.3	1.63	1.00	0.58	251.07	0.72	209.3	1.23	1.322	1.61	0.75	239.03	0.76
	191.3	170.3	1.88	1.00	0.58	289.94	0.66	209.3	1.23	1.322	1.61	0.75	252.78	0.76
	198.1	170.3	2.10	1.00	0.58	324.20	0.61	209.3	1.23	1.322	1.61	0.75	263.99	0.75
U_{e3_L5}	132.2	159.7	0.97	1.00	0.58	156.90	0.84	183.4	1.15	1.467	1.76	0.79	156.90	0.84
	155.2	159.7	1.37	1.00	0.58	211.78	0.73	183.4	1.15	1.467	1.76	0.79	211.78	0.73
	167.6	159.7	1.68	1.00	0.58	243.06	0.69	183.4	1.15	1.467	1.76	0.79	223.19	0.75
	174.1	159.7	1.94	1.00	0.58	280.70	0.62	183.4	1.15	1.467	1.76	0.79	231.15	0.75
	176.2	159.7	2.17	1.00	0.58	313.86	0.56	183.4	1.15	1.467	1.76	0.79	237.52	0.74
U_{e3_L6}	121.5	150.4	1.00	1.00	0.58	153.13	0.79	162.9	1.08	1.643	1.93	0.85	153.13	0.79
	145.2	150.4	1.41	1.00	0.58	201.72	0.72	162.9	1.08	1.643	1.93	0.85	201.72	0.72
	151.9	150.4	1.73	1.00	0.58	235.88	0.64	162.9	1.08	1.643	1.93	0.85	206.48	0.74
	154.9	150.4	2.00	1.00	0.58	272.41	0.57	162.9	1.08	1.643	1.93	0.85	208.51	0.74
	156.6	150.4	2.23	1.00	0.58	304.59	0.51	162.9	1.08	1.643	1.93	0.85	210.09	0.75
U_{e4_L1}	139.3	306.0	0.70	1.23	0.64	128.28	1.09	482.5	1.58	0.71	1.23	0.64	128.28	1.09
	231.0	306.0	0.99	1.23	0.64	208.97	1.11	482.5	1.58	0.71	1.23	0.64	208.97	1.11
	269.5	306.0	1.21	1.23	0.64	255.31	1.06	482.5	1.58	0.71	1.23	0.64	255.31	1.06
	289.5	306.0	1.40	1.23	0.64	277.26	1.04	482.5	1.58	0.71	1.23	0.64	277.26	1.04
	304.4	306.0	1.57	1.23	0.64	291.36	1.04	482.5	1.58	0.71	1.23	0.64	291.36	1.04
U_{e4_L2}	131.5	234.3	0.80	1.23	0.64	120.47	1.09	351.0	1.50	0.71	1.23	0.64	120.47	1.09
	195.9	234.3	1.13	1.23	0.64	184.30	1.06	351.0	1.50	0.71	1.23	0.64	184.30	1.06
	221.4	234.3	1.39	1.23	0.64	211.45	1.05	351.0	1.50	0.71	1.23	0.64	211.45	1.05
	238.7	234.3	1.60	1.23	0.64	226.87	1.05	351.0	1.50	0.71	1.23	0.64	226.87	1.05
	254.3	234.3	1.79	1.23	0.64	247.21	1.03	351.0	1.50	0.71	1.23	0.64	247.21	1.03
U_{e4_L3}	124.2	194.9	0.88	1.23	0.64	114.12	1.09	278.0	1.43	0.93	1.45	0.70	114.12	1.09
	172.7	194.9	1.24	1.23	0.64	165.38	1.04	278.0	1.43	0.93	1.45	0.70	165.38	1.04
	193.2	194.9	1.52	1.23	0.64	181.36	1.07	278.0	1.43	0.93	1.45	0.70	180.84	1.07
	210.1	194.9	1.75	1.23	0.64	202.58	1.04	278.0	1.43	0.93	1.45	0.70	195.71	1.07
	224.5	194.9	1.96	1.23	0.64	220.74	1.02	278.0	1.43	0.93	1.45	0.70	208.08	1.08
U_{e4_L4}	106.6	145.5	1.02	1.23	0.64	102.31	1.04	186.5	1.28	1.242	1.76	0.80	102.31	1.04
	138.9	145.5	1.44	1.23	0.64	132.92	1.04	186.5	1.28	1.242	1.76	0.80	132.92	1.04
	156.0	145.5	1.76	1.23	0.64	151.53	1.03	186.5	1.28	1.242	1.76	0.80	139.25	1.12
	169.2	145.5	2.03	1.23	0.64	169.27	1.00	186.5	1.28	1.242	1.76	0.80	144.10	1.17
	174.2	145.5	2.27	1.23	0.64	184.44	0.94	186.5	1.28	1.242	1.76	0.80	147.97	1.18
U_{e4_L5}	92.3	116.8	1.13	1.23	0.64	91.99	1.00	133.6	1.14	1.478	2.00	0.88	91.99	1.00
	114.8	116.8	1.60	1.23	0.64	113.22	1.01	133.6	1.14	1.478	2.00	0.88	107.59	1.07
	121.9	116.8	1.96	1.23	0.64	132.33	0.92	133.6	1.14	1.478	2.00	0.88	107.63	1.13
	124.9	116.8	2.27	1.23	0.64	147.81	0.84	133.6	1.14	1.478	2.00	0.88	107.66	1.16
	126.4	116.8	2.53	1.23	0.64	161.06	0.78	133.6	1.14	1.478	2.00	0.88	107.68	1.17
U_{e4_L6}	75.3	98.5	1.23	1.23	0.64	83.26	0.90	100.4	1.02	1.902	2.00	0.88	83.26	0.90
	89.2	98.5	1.75	1.23	0.64	101.96	0.87	100.4	1.02	1.902	2.00	0.88	90.75	0.98
	93.1	98.5	2.14	1.23	0.64	119.17	0.78	100.4	1.02	1.902	2.00	0.88	90.75	1.03
	94.9	98.5	2.47	1.23	0.64	133.12	0.71	100.4	1.02	1.902	2.00	0.88	90.75	1.05
	95.8	98.5	2.76	1.23	0.64	145.05	0.66	100.4	1.02	1.902	2.00	0.88	90.75	1.06

Tabela 5.7: Resistência das colunas U_{e5} e U_{e6} sob FMT: (i) resistência última, (ii) força crítica, (iii) estimativas P_{nFT} e P_{nFT-G} , e (iv) P_u/P_{nFT} e P_u/P_{nFT-G} (kN).

Coluna	P_u	$P_{cr,FT}$	λ_{FT}	b	a	P_{nFT}	$\frac{P_u}{P_{nFT}}$	$P_{b,Fm}$	R_G	c	b	a	P_{nFT-G}	$\frac{P_u}{P_{nFT-G}}$
U_{e5_L1}	120.0	155.4	0.98	0.90	0.56	120.18	1.00	223.2	1.44	0.899	1.09	0.61	120.18	1.00
	146.4	155.4	1.39	0.90	0.56	160.47	0.91	223.2	1.44	0.899	1.09	0.61	160.47	0.91
	159.6	155.4	1.70	0.90	0.56	187.89	0.85	223.2	1.44	0.899	1.09	0.61	183.47	0.87
	169.2	155.4	1.96	0.90	0.56	219.96	0.77	223.2	1.44	0.899	1.09	0.61	209.03	0.81
	178.8	155.4	2.20	0.90	0.56	248.57	0.72	223.2	1.44	0.899	1.09	0.61	231.28	0.77
U_{e5_L2}	117.4	149.5	1.00	0.90	0.56	118.28	0.99	207.2	1.39	1.044	1.24	0.64	118.28	0.99
	141.6	149.5	1.42	0.90	0.56	155.45	0.91	207.2	1.39	1.044	1.24	0.64	155.45	0.91
	153.6	149.5	1.73	0.90	0.56	184.64	0.83	207.2	1.39	1.044	1.24	0.64	175.89	0.87
	163.2	149.5	2.00	0.90	0.56	216.16	0.75	207.2	1.39	1.044	1.24	0.64	196.26	0.83
	170.4	149.5	2.24	0.90	0.56	244.27	0.70	207.2	1.39	1.044	1.24	0.64	213.67	0.80
U_{e5_L3}	110.2	136.4	1.05	0.90	0.56	113.61	0.97	174.1	1.28	1.25	1.44	0.70	113.61	0.97
	129.6	136.4	1.48	0.90	0.56	143.42	0.90	174.1	1.28	1.25	1.44	0.70	143.42	0.90
	139.2	136.4	1.82	0.90	0.56	177.16	0.79	174.1	1.28	1.25	1.44	0.70	159.79	0.87
	146.4	136.4	2.10	0.90	0.56	207.40	0.71	174.1	1.28	1.25	1.44	0.70	173.09	0.85
	152.4	136.4	2.34	0.90	0.56	234.36	0.65	174.1	1.28	1.25	1.44	0.70	184.17	0.83
U_{e5_L4}	103.3	125.4	1.09	0.90	0.56	109.10	0.95	148.4	1.18	1.397	1.59	0.74	109.10	0.95
	119.3	125.4	1.55	0.90	0.56	136.56	0.87	148.4	1.18	1.397	1.59	0.74	133.71	0.89
	127.2	125.4	1.89	0.90	0.56	170.52	0.75	148.4	1.18	1.397	1.59	0.74	145.27	0.88
	132.0	125.4	2.19	0.90	0.56	199.63	0.66	148.4	1.18	1.397	1.59	0.74	154.08	0.86
	135.6	125.4	2.45	0.90	0.56	225.59	0.60	148.4	1.18	1.397	1.59	0.74	161.27	0.84
U_{e5_L5}	97.1	115.8	1.14	0.90	0.56	104.67	0.93	127.9	1.10	1.578	1.77	0.80	104.67	0.93
	110.2	115.8	1.61	0.90	0.56	131.73	0.84	127.9	1.10	1.578	1.77	0.80	123.91	0.89
	115.8	115.8	1.97	0.90	0.56	164.49	0.70	127.9	1.10	1.578	1.77	0.80	129.77	0.89
	119.3	115.8	2.28	0.90	0.56	192.57	0.62	127.9	1.10	1.578	1.77	0.80	134.09	0.89
	121.2	115.8	2.54	0.90	0.56	217.61	0.56	127.9	1.10	1.578	1.77	0.80	137.54	0.88
U_{e5_L6}	84.5	105.7	1.19	0.90	0.56	99.39	0.85	108.5	1.03	1.869	2.00	0.88	99.39	0.85
	99.0	105.7	1.68	0.90	0.56	126.41	0.78	108.5	1.03	1.869	2.00	0.88	111.32	0.89
	102.6	105.7	2.06	0.90	0.56	157.86	0.65	108.5	1.03	1.869	2.00	0.88	111.32	0.92
	104.4	105.7	2.38	0.90	0.56	184.80	0.56	108.5	1.03	1.869	2.00	0.88	111.32	0.94
	105.4	105.7	2.66	0.90	0.56	208.83	0.50	108.5	1.03	1.869	2.00	0.88	111.32	0.95
U_{e6_L1}	53.5	97.9	1.24	1.23	0.64	33.97	1.57	171.4	1.75	0.71	1.23	0.64	33.97	1.57
	80.7	97.9	1.75	1.23	0.64	41.61	1.94	171.4	1.75	0.71	1.23	0.64	41.61	1.94
	90.8	97.9	2.14	1.23	0.64	48.65	1.87	171.4	1.75	0.71	1.23	0.64	48.65	1.87
	97.2	97.9	2.48	1.23	0.64	54.36	1.79	171.4	1.75	0.71	1.23	0.64	54.36	1.79
	103.0	97.9	2.77	1.23	0.64	59.24	1.74	171.4	1.75	0.71	1.23	0.64	59.24	1.74
U_{e6_L2}	45.4	63.1	1.54	1.23	0.64	24.31	1.87	103.0	1.63	0.71	1.23	0.64	24.31	1.87
	59.0	63.1	2.18	1.23	0.64	31.76	1.86	103.0	1.63	0.71	1.23	0.64	31.76	1.86
	66.4	63.1	2.67	1.23	0.64	37.13	1.79	103.0	1.63	0.71	1.23	0.64	37.13	1.79
	73.0	63.1	3.08	1.23	0.64	41.49	1.76	103.0	1.63	0.71	1.23	0.64	41.49	1.76
	78.3	63.1	3.45	1.23	0.64	45.21	1.73	103.0	1.63	0.71	1.23	0.64	45.21	1.73
U_{e6_L3}	35.8	42.7	1.88	1.23	0.64	19.12	1.87	62.5	1.46	0.795	1.31	0.66	18.76	1.91
	44.6	42.7	2.65	1.23	0.64	24.97	1.78	62.5	1.46	0.795	1.31	0.66	23.80	1.87
	50.9	42.7	3.25	1.23	0.64	29.20	1.74	62.5	1.46	0.795	1.31	0.66	27.35	1.86
	55.2	42.7	3.75	1.23	0.64	32.62	1.69	62.5	1.46	0.795	1.31	0.66	30.19	1.83
	57.7	42.7	4.19	1.23	0.64	35.55	1.62	62.5	1.46	0.795	1.31	0.66	32.59	1.77
U_{e6_L4}	29.3	32.2	2.16	1.23	0.64	16.09	1.82	41.8	1.30	1.214	1.73	0.79	13.39	2.19
	36.1	32.2	3.05	1.23	0.64	21.01	1.72	41.8	1.30	1.214	1.73	0.79	14.69	2.46
	39.0	32.2	3.74	1.23	0.64	24.57	1.59	41.8	1.30	1.214	1.73	0.79	15.51	2.51
	39.7	32.2	4.32	1.23	0.64	27.45	1.45	41.8	1.30	1.214	1.73	0.79	16.11	2.46
	40.0	32.2	4.83	1.23	0.64	29.91	1.34	41.8	1.30	1.214	1.73	0.79	16.60	2.41
U_{e6_L5}	24.5	26.1	2.40	1.23	0.64	14.14	1.73	30.0	1.15	1.468	1.99	0.87	9.91	2.47
	27.5	26.1	3.39	1.23	0.64	18.47	1.49	30.0	1.15	1.468	1.99	0.87	9.95	2.76
	28.3	26.1	4.15	1.23	0.64	21.59	1.31	30.0	1.15	1.468	1.99	0.87	9.98	2.84
	28.7	26.1	4.79	1.23	0.64	24.12	1.19	30.0	1.15	1.468	1.99	0.87	10.00	2.87
	28.8	26.1	5.36	1.23	0.64	26.29	1.10	30.0	1.15	1.468	1.99	0.87	10.01	2.88
U_{e6_L6}	19.2	22.2	2.60	1.23	0.64	12.79	1.50	22.5	1.02	1.92	2.00	0.88	8.37	2.29
	20.9	22.2	3.68	1.23	0.64	16.71	1.25	22.5	1.02	1.92	2.00	0.88	8.37	2.50
	21.5	22.2	4.50	1.23	0.64	19.54	1.10	22.5	1.02	1.92	2.00	0.88	8.37	2.56
	21.8	22.2	5.20	1.23	0.64	21.83	1.00	22.5	1.02	1.92	2.00	0.88	8.37	2.60
	21.8	22.2	5.81	1.23	0.64	23.79	0.92	22.5	1.02	1.92	2.00	0.88	8.37	2.60

Tabela 5.8: Resistência das colunas U_{e7} e U_{e8} sob FMT: (i) resistência última, (ii) força crítica, (iii) estimativas P_{nFT} e P_{nFT-G} , e (iv) P_u/P_{nFT} e P_u/P_{nFT-G} (kN).

Coluna	P_u	$P_{cr,FT}$	λ_{FT}	b	a	P_{nFT}	$\frac{P_u}{P_{nFT}}$	$P_{b,Fm}$	R_G	c	b	a	P_{nFT-G}	$\frac{P_u}{P_{nFT-G}}$
U_{e7_L1}	77.6	94.3	1.26	0.92	0.57	66.31	1.17	133.6	1.42	0.961	1.17	0.63	66.31	1.17
	92.9	94.3	1.78	0.92	0.57	85.82	1.08	133.6	1.42	0.961	1.17	0.63	82.17	1.13
	101.5	94.3	2.18	0.92	0.57	106.83	0.95	133.6	1.42	0.961	1.17	0.63	97.21	1.04
	109.2	94.3	2.52	0.92	0.57	124.79	0.88	133.6	1.42	0.961	1.17	0.63	109.52	1.00
	114.4	94.3	2.82	0.92	0.57	140.77	0.81	133.6	1.42	0.961	1.17	0.63	120.13	0.95
U_{e7_L2}	74.2	89.3	1.30	0.92	0.57	63.85	1.16	119.5	1.34	1.147	1.36	0.68	63.85	1.16
	87.7	89.3	1.83	0.92	0.57	83.67	1.05	119.5	1.34	1.147	1.36	0.68	76.65	1.14
	95.5	89.3	2.25	0.92	0.57	104.15	0.92	119.5	1.34	1.147	1.36	0.68	87.33	1.09
	101.5	89.3	2.59	0.92	0.57	121.65	0.83	119.5	1.34	1.147	1.36	0.68	95.80	1.06
	105.8	89.3	2.90	0.92	0.57	137.24	0.77	119.5	1.34	1.147	1.36	0.68	102.93	1.03
U_{e7_L3}	69.7	81.9	1.35	0.92	0.57	59.92	1.16	100.4	1.23	1.324	1.53	0.73	59.92	1.16
	80.7	81.9	1.91	0.92	0.57	80.40	1.00	100.4	1.23	1.324	1.53	0.73	69.22	1.17
	86.9	81.9	2.34	0.92	0.57	100.09	0.87	100.4	1.23	1.324	1.53	0.73	76.07	1.14
	91.2	81.9	2.71	0.92	0.57	116.91	0.78	100.4	1.23	1.324	1.53	0.73	81.34	1.12
	93.7	81.9	3.03	0.92	0.57	131.88	0.71	100.4	1.23	1.324	1.53	0.73	85.68	1.09
U_{e7_L4}	65.2	75.6	1.41	0.92	0.57	56.22	1.16	85.6	1.13	1.51	1.72	0.78	56.22	1.16
	74.1	75.6	1.99	0.92	0.57	77.51	0.96	85.6	1.13	1.51	1.72	0.78	61.85	1.20
	78.4	75.6	2.44	0.92	0.57	96.48	0.81	85.6	1.13	1.51	1.72	0.78	65.52	1.20
	81.0	75.6	2.82	0.92	0.57	112.70	0.72	85.6	1.13	1.51	1.72	0.78	68.26	1.19
	82.5	75.6	3.15	0.92	0.57	127.13	0.65	85.6	1.13	1.51	1.72	0.78	70.46	1.17
U_{e7_L5}	61.5	72.2	1.44	0.92	0.57	54.09	1.14	77.5	1.07	1.68	1.89	0.84	54.09	1.14
	70.4	72.2	2.04	0.92	0.57	75.91	0.93	77.5	1.07	1.68	1.89	0.84	56.39	1.25
	73.7	72.2	2.50	0.92	0.57	94.49	0.78	77.5	1.07	1.68	1.89	0.84	57.66	1.28
	74.9	72.2	2.88	0.92	0.57	110.37	0.68	77.5	1.07	1.68	1.89	0.84	58.58	1.28
	75.7	72.2	3.22	0.92	0.57	124.51	0.61	77.5	1.07	1.68	1.89	0.84	59.31	1.28
U_{e7_L6}	56.2	68.1	1.48	0.92	0.57	51.32	1.10	69.7	1.02	1.879	2.00	0.88	51.32	1.10
	63.8	68.1	2.10	0.92	0.57	73.88	0.86	69.7	1.02	1.879	2.00	0.88	51.40	1.24
	66.0	68.1	2.57	0.92	0.57	91.97	0.72	69.7	1.02	1.879	2.00	0.88	51.40	1.28
	67.1	68.1	2.97	0.92	0.57	107.42	0.62	69.7	1.02	1.879	2.00	0.88	51.40	1.31
	67.7	68.1	3.32	0.92	0.57	121.18	0.56	69.7	1.02	1.879	2.00	0.88	51.40	1.32
U_{e8_L1}	51.4	122.8	1.11	1.15	0.62	34.54	1.49	240.5	1.96	0.71	1.15	0.62	34.54	1.49
	87.7	122.8	1.56	1.15	0.62	42.84	2.05	240.5	1.96	0.71	1.15	0.62	42.84	2.05
	104.4	122.8	1.91	1.15	0.62	50.87	2.05	240.5	1.96	0.71	1.15	0.62	50.87	2.05
	112.0	122.8	2.21	1.15	0.62	57.46	1.95	240.5	1.96	0.71	1.15	0.62	57.46	1.95
	117.2	122.8	2.47	1.15	0.62	63.15	1.86	240.5	1.96	0.71	1.15	0.62	63.15	1.86
U_{e8_L2}	47.4	83.3	1.34	1.15	0.62	27.11	1.75	152.5	1.83	0.71	1.15	0.62	27.11	1.75
	69.9	83.3	1.90	1.15	0.62	34.25	2.04	152.5	1.83	0.71	1.15	0.62	34.25	2.04
	78.4	83.3	2.32	1.15	0.62	40.67	1.93	152.5	1.83	0.71	1.15	0.62	40.67	1.93
	84.3	83.3	2.68	1.15	0.62	45.94	1.83	152.5	1.83	0.71	1.15	0.62	45.94	1.83
	89.8	83.3	3.00	1.15	0.62	50.50	1.78	152.5	1.83	0.71	1.15	0.62	50.50	1.78
U_{e8_L3}	37.4	48.4	1.76	1.15	0.62	18.68	2.00	78.4	1.62	0.71	1.15	0.62	18.68	2.00
	46.9	48.4	2.49	1.15	0.62	25.06	1.87	78.4	1.62	0.71	1.15	0.62	25.06	1.87
	53.1	48.4	3.05	1.15	0.62	29.75	1.78	78.4	1.62	0.71	1.15	0.62	29.75	1.78
	58.5	48.4	3.52	1.15	0.62	33.61	1.74	78.4	1.62	0.71	1.15	0.62	33.61	1.74
	62.7	48.4	3.94	1.15	0.62	36.94	1.70	78.4	1.62	0.71	1.15	0.62	36.94	1.70
U_{e8_L4}	29.3	33.9	2.10	1.15	0.62	15.20	1.93	47.5	1.40	1.00	1.45	0.70	13.76	2.13
	35.9	33.9	2.98	1.15	0.62	20.39	1.76	47.5	1.40	1.00	1.45	0.70	16.67	2.15
	40.4	33.9	3.65	1.15	0.62	24.21	1.67	47.5	1.40	1.00	1.45	0.70	18.64	2.17
	43.3	33.9	4.21	1.15	0.62	27.35	1.58	47.5	1.40	1.00	1.45	0.70	20.19	2.15
	45.0	33.9	4.71	1.15	0.62	30.06	1.50	47.5	1.40	1.00	1.45	0.70	21.47	2.09
U_{e8_L5}	24.1	26.3	2.39	1.15	0.62	13.15	1.83	33.7	1.28	1.244	1.69	0.77	10.27	2.35
	28.8	26.3	3.37	1.15	0.62	17.64	1.63	33.7	1.28	1.244	1.69	0.77	11.44	2.51
	29.9	26.3	4.13	1.15	0.62	20.95	1.43	33.7	1.28	1.244	1.69	0.77	12.19	2.46
	30.4	26.3	4.77	1.15	0.62	23.66	1.29	33.7	1.28	1.244	1.69	0.77	12.75	2.38
	30.6	26.3	5.34	1.15	0.62	26.01	1.18	33.7	1.28	1.244	1.69	0.77	13.21	2.32
U_{e8_L6}	19.2	21.8	2.62	1.15	0.62	11.80	1.63	22.8	1.04	1.79	2.00	0.88	7.35	2.61
	21.1	21.8	3.71	1.15	0.62	15.82	1.33	22.8	1.04	1.79	2.00	0.88	7.35	2.87
	21.7	21.8	4.54	1.15	0.62	18.79	1.15	22.8	1.04	1.79	2.00	0.88	7.35	2.95
	21.9	21.8	5.24	1.15	0.62	21.22	1.03	22.8	1.04	1.79	2.00	0.88	7.35	2.99
	22.1	21.8	5.86	1.15	0.62	23.32	0.95	22.8	1.04	1.79	2.00	0.88	7.35	3.00

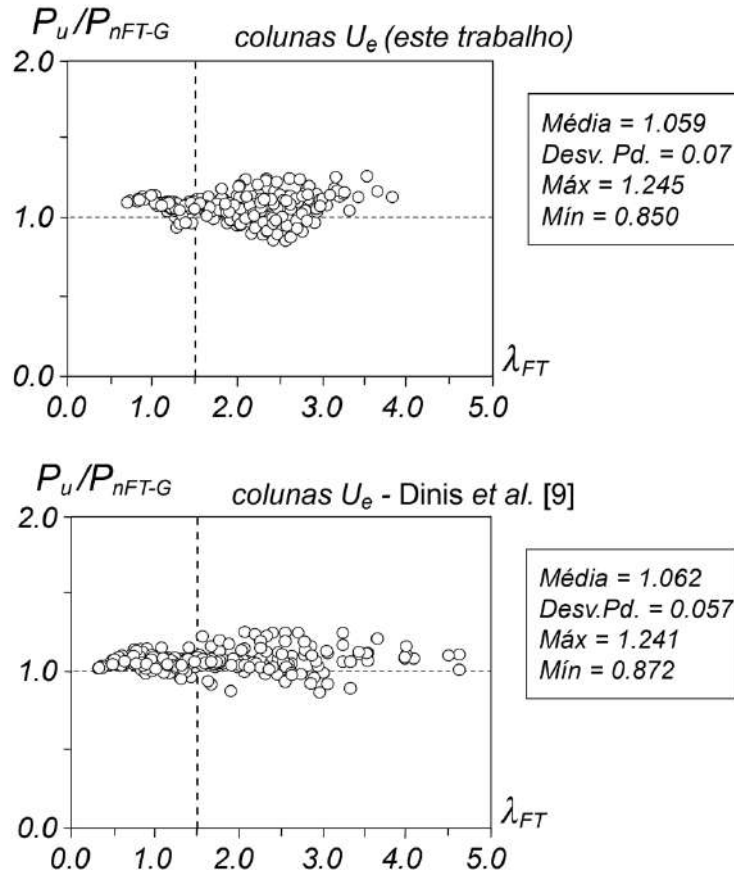


Figura 5.5: Gráfico P_u/P_{nFT-G} vs. λ_{FT} para as colunas U_e (a) analisadas nesse trabalho e (b) reportadas por DINIS *et al.* [9].

Considerando os dados apresentados, pode-se concluir que a abordagem de projeto baseada no MRD expressa pelas Eqs. (2.7)-(2.10), desenvolvida e proposta por DINIS *et al.* [10] com base exclusivamente nos dados de resistências últimas de colunas U , também fornece previsões de resistências últimas eficientes para colunas U_e flambando no modo F_{MT} e colapsando nos modos F_{MT} puro ou F_{MT} - F_m interativo. Em seguida, o desempenho e os méritos dessa modificação da curva global do MRD serão avaliados no contexto de flambagem de colunas U_e no modo F_{MT} .

5.3 Avaliação de Mérito e Confiabilidade

A Tabela 5.9 fornece, para todas as colunas U_e de extremidades engastadas analisadas neste trabalho e em estudos anteriores (DINIS *et al.* [9]), o número de resistências últimas obtidas (n) e os indicadores estatísticos de P_u/P_{nFT-G} , separando as colunas entre aquelas que apresentam $\lambda_{FT} \leq 1.5$ (cujas resistências últimas são estimadas pela curva de projeto global do MRD codificada atualmente) e $\lambda_{FT} > 1.5$ (aqueles cujas resistências últimas são previstas pela abordagem de projeto baseada no MRD proposta – Eqs. (2.7)-(2.10)). Esses resultados suscitam as seguintes observações:

- (i) Como mencionado anteriormente, a qualidade da previsão de resistências últimas fornecida pela abordagem de design baseada no MRD proposta é excelente. Na verdade, as médias, desvios padrão, valores máximos e mínimos de P_u/P_{nFT-G} são 1.057-0.078-1.245-0.850 para colunas tais que $\lambda_{FT} > 1.5$, que são muito semelhantes aos fornecidos pela curva de projeto da resistência global do MRD codificada atualmente para as colunas com $\lambda_{FT} \leq 1.5$ (1.054-0.046-1.146-0.905).

Tabela 5.9: Indicadores estatísticos P_u/P_{nFT-G} relativos às colunas U_e analisadas nesta dissertação e reportadas previamente por DINIS *et al.* [9].

Parâmetro	Colunas U_e				Todas as colunas	
	DINIS <i>et al.</i> [9]		Este trabalho			
λ_{FT}	≤ 1.5	> 1.5	≤ 1.5	> 1.5	≤ 1.5	> 1.5
n	128	142	64	176	192	316
Média	1.056	1.067	1.060	1.059	1.058	1.063
Desv. Pad.	0.037	0.071	0.043	0.079	0.040	0.075
Máx	1.146	1.241	1.128	1.245	1.137	1.243
Mín	0.952	0.872	0.933	0.850	0.943	0.861

- (ii) Independentemente da combinação de valores β_{FT} e R_G , a qualidade da previsão de resistências últimas para as colunas com $\lambda_{FT} > 1.5$ é sempre muito alta: os indicadores estatísticos de P_u / P_{nFT-G} fornecem 1.062-0.076-1.245-0.850.
- (iii) Em vista do conteúdo dos dois itens acima, pode-se afirmar com razão que a abordagem de design baseada no MRD expressa pelas Eqs. (2.7)-(2.10) garante uma alta qualidade de predição para as resistências últimas de colunas em PFF, com seção U_e , de extremidade engastadas, que colapsam no modo F_{MT} (aqueles analisados até agora, neste trabalho ou em estudos anteriores de DINIS *et al.* [9]).

Em seguida, a confiabilidade das previsões de resistências últimas fornecidas pela abordagem de projeto baseada no MRD proposta é avaliada neste capítulo, por meio da determinação dos fatores de resistência LRFD (*Load and Resistance Factor Design*) ϕ , associados às resistências últimas numéricas obtidas para colunas U_e analisadas neste trabalho e em estudos anteriores relatados por DINIS *et al.* [9]. Em particular, pretende-se verificar se valores iguais ou superiores a $\phi_c = 0,85$ são alcançados – este é o valor recomendado pela atual Especificação Norte-Americana (AISI 2016 [4]) para compressão de perfis. De acordo com esta especificação (Capítulo K – Seção K2.1.1), ϕ pode ser determinado usando a expressão

$$\phi = C_\phi (M_m F_m P_m) e^{-\beta_0 \sqrt{V_M^2 + V_F^2 + C_P V_P^2 + V_Q^2}} \quad \text{com} \quad C_P = \left(1 + \frac{1}{n}\right) \frac{m}{m-2} \quad (5.1)$$

onde (i) C_ϕ é um coeficiente de calibração ($C_\phi = 1.52$ para LRFD), (ii) $M_m=1.10$ e $F_m=1.00$ são os valores médios dos fatores de material e fabricação, respectivamente, (iii) β_0 é o índice de confiabilidade alvo ($\beta_0=2.5$ para perfis estruturais em LRFD), (iv) $V_M=0.10$, $V_F=0.05$ e $V_Q=0.21$ são os coeficientes de variação do fator de material, fator de fabricação e efeito de força, respectivamente, (v) C_P é um fator de correção que depende do número de testes (n) e

dos graus de liberdade ($m=n-1$), e (vi) P_m e V_P são a média e o coeficiente de variação da resistência última "exata" prevista por P_u/P_{nFT-G} .

A Tabela 5.10 mostra os valores de n , C_P , P_m , V_P e ϕ obtidos a partir dos valores de P_u/P_{nFT-G} relativos aos vários conjuntos de resistências últimas numéricas das colunas consideradas nesse trabalho. Pode-se observar que:

- (i) Os valores de ϕ obtidos a partir das estimativas de resistências últimas P_{nFT-G} relativos aos conjuntos individuais de coluna U_e (0.960) estão bem acima do valor prescrito por AISI 2016 [4] para perfis comprimidos ($\phi_c=0.85$).
- (ii) Pode-se concluir que a abordagem de projeto baseada no MRD proposta fornece previsões de resistências últimas muito confiáveis para flambagem por F_{MT} de colunas U_e em PFF, com extremidades engastadas.

Tabela 5.10: Valores ϕ LRFD associados às previsões P_{nFT-G} de todas as resistências últimas das colunas analisadas (i) neste trabalho e (ii) em DINIS *et al.* [9]

Parâmetro	Colunas U_e		
	DINIS <i>et al.</i> [9]	Este trabalho	Ambos
n	270	240	510
m	269	239	509
C_P	1.011	1.013	1.006
P_m	1.062	1.059	1.061
V_P	0.054	0.067	0.061
ϕ	0.965	0.954	0.960

6 Conclusão

A presente dissertação de mestrado relatou os resultados mais recentes de uma investigação numérica sobre o comportamento pós-flambagem, resistência última e dimensionamento via Método da Resistência Direta (MRD) de colunas moderadamente longas de perfil formado a frio (PFF), experimentando interação entre os modos de flambagem por flexo-torção (crítica) e por flexão iniciado por DINIS *et al.* [10], que, primeiramente, confirmaram este fenômeno de acoplamento no contexto de colunas com seção U engastadas.

Neste trabalho, o estudo pioneiro acima foi estendido para cobrir também colunas engastadas com seção U_e afetadas por diferentes níveis da interação global-global (G-G) ou, para ser mais preciso, flambagem por flexo-torção/flexão (interação F_{MT} - F_m). Depois de fornecer uma visão geral da abordagem de projeto baseada no MRD desenvolvida por DINIS *et al.* [10], no contexto de colunas U de extremidades engastadas submetidas à interação F_{MT} - F_m , a primeira dissertação abordou a seleção das geometrias das colunas U_e a serem analisadas, garantindo a flambagem crítica nos modos F_{MT} e uma proximidade variável entre as forças de flambagem F_{MT} e F_m (R_G), assim como a identificação da forma de imperfeição geométrica inicial que leva à menor resistência última (para fins de dimensionamento).

Em seguida, foram utilizados modelos de elementos finitos de casca no software ANSYS [14] para obter as resistências últimas das 240 colunas U_e selecionadas, que exibem várias dimensões de seção transversal, comprimentos e tensões de escoamento, escolhidas de modo a cobrir uma ampla razão entre as forças de flambagem F_{MT} e F_m (R_G) e esbeltez (λ_{FT}). Com base nos dados de resistência última obtidas nesta dissertação, juntamente com outros 270 reportados por DINIS *et al.* [9], foi possível mostrar que a abordagem de projeto baseada no MRD desenvolvida e proposta por DINIS *et al.* [10], inicialmente/exclusivamente no contexto

de colunas U , também fornece previsões eficientes (seguras, precisas e confiáveis) das resistências últimas de colunas U_e que colapsam nos modos F_{MT} (puro) ou $F_{MT}-F_m$ (iterativo). A modificação da curva de projeto global do MRD mostrou-se adequada para prever as resistências últimas de colunas afetadas ou não pela interação global-global, incluindo também aquelas colunas que possuem esbeltez alta e moderada ($\lambda_{FT} \geq 1.5$).

Em outras palavras, mostrou-se que a abordagem de projeto baseada no MRD acima pode lidar de forma adequada com as colunas U e U_e de extremidades engastadas. De fato, os valores de P_w/P_{nFT-G} relativos a todas as colunas U e U_e analisadas por DINIS *et al.* [9][10] e neste trabalho levam a fatores de resistência LRFD superiores a 0.95, ou seja, bem acima do valor recomendado no AISI [4] para membros de compressão – $\phi_c = 0.85$, deixando clara a eficiência e segurança da modificação proposta.

6.1 Sugestões para trabalhos futuros

Os achados inicialmente relatados por DINIS *et al.* [10] e complementados no curso da presente pesquisa de mestrado junto ao PEC/COPPE/UFRJ, fornecem incentivo para estender a metodologia adotada de uma forma mais ampla, trilhando assim, o caminho para o desenvolvimento de uma abordagem de projeto baseada no MRD geral e unificada para de colunas em PFF sob os modos F_{MT} (puro) ou $F_{MT}-F_m$ (iterativo).

Para atender as propostas acima, os estudos tratados nesta dissertação podem ser complementados da seguinte forma: (i) adoção de colunas com outras seções transversais, a saber cartola, rack, rack enrijecido, (ii) outras condições de apoio, como por exemplo simplesmente apoiadas, (iii) desenvolvimento de uma campanha experimental para validar os dados adotados na literatura e/ou nesta pesquisa e (iv) análise do comportamento dessas colunas sob temperaturas elevadas, como aquelas tipicamente afetadas por incêndio, segundo

estudos computacionais e/ou campanhas experimentais, com emprego dos equipamentos disponíveis no LABEST do PEC/COPPE da UFRJ.

Referências Bibliográficas

- [1] FIGUEROA, M., DIAS, R., 2012. *Tipologias Projetuais para Estruturas Metálicas*. Disponível em: <<https://www2.gerdau.com.br/downloadable-resource/tipologias-estruturais-para-estruturas-metalicas>> Acesso em: 30 de março de 2021.
- [2] CBCA, 2015. *Revista Arquitetura & Aço*, edição 44, Centro Brasileiro de Construção em Aço. Disponível em: < <https://www.cbca-acobrasil.org.br/site/revista-arquitetura-e-aco/arquitetura-aco-n-44-centros-de-distribuicao-e-logistica>> Acesso em: 30 de março de 2021.
- [3] ABNT, 2010. *Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio* - Procedimento (ABNT NBR 14762:2010), Associação Brasileira de Normas Técnicas – Rio de Janeiro, RJ.
- [4] AISI, 2016. *North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members* (NAS), American Iron and Steel Institute, Washington DC.
- [5] EN 1993-1-3, 2006. *Eurocode 3: Design of Steel Structures. Part 1-3: General Rules - Supplementary Rules for Cold-formed Members and Sheeting*, European Committee for Standardization, Brussels.
- [6] AS/NZS4600, 2005. *Cold-Formed Steel Structures*, Standards of Australia (SA) and Standards of New Zealand (SNZ), Sydney-Wellington.
- [7] SCHAFER, B.W., PEKÖZ, T. “Direct strength prediction of cold-formed steel members using numerical elastic buckling solutions”. *Proceedings of 14th International Specialty Conference on Cold-formed Steel Structures*, St. Louis, p. 69-76, 15-16 October 1998.
- [8] DINIS, P.B., CAMOTIM, D., LANDESMANN, A., MARTINS, A.D. “On the direct strength method design of columns against global failures”, *Thin-Walled Structures*, v. 139, p. 242-270, 2019.

- [9] DINIS, P.B., CAMOTIM, D., LANDESMANN, A., MARTINS, A.D. “Improving the Direct Strength Method prediction of column flexural-torsional failure loads”, *Thin-Walled Structures*, v. 148, 2020.
- [10] DINIS, P.B., CAMOTIM, D., LANDESMANN, A., MARTINS, A.D. “Global-global interaction in cold-formed steel channel columns: Relevance, post-buckling behavior, strength and DSM design”, *Proceedings of Structural Stability Research Council (SSRC) Annual Stability Conference*, Atlanta, 21-24/4, 2020.
- [11] DINIS, P.B., CAMOTIM, D., *Behaviour and DSM design of hat, zed and rack columns experiencing local-distortional-global interaction*. In: B. Young, Y. Cai (eds.) USB Key Drive Proceedings of 8th International Conference on Steel and Aluminium Structures (ICSAS 2016 - Hong Kong, 7-9/12), Paper 60, 2016.
- [12] MARTINS, A.D., CAMOTIM, D., DINIS, P.B. “On the distortional-global interaction of cold-formed steel columns: relevance, post-buckling, strength and DSM design”, *Journal of Constructional Steel Research*, v. 145, p. 449-470, 2018.
- [13] BEBIANO, R., CAMOTIM, D., GONÇALVES, R. “GBTUL 2.0 – a second- generation code for the GBT-based buckling and vibration analysis of thin-walled members”, *Thin-Walled Structures*, v. 124, p. 235-253, 2018.
- [14] ANSYS, 2009. Reference Manual, *Swanson Analysis Systems (SAS)*, versão 12.0.1.
- [15] REIS, A., CAMOTIM, D., 2001. *Structural Stability*. McGraw-Hill. (Portuguese)
- [16] ZIEMIAN, R. (editor). *Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures* (6th edition), John Wiley & Sons, Hoboken, 2010.
- [17] CASTELANI, T., 2012, *Otimização e dimensionamento de perfis formados a frio pelo método da resistência direta*. Dissertação de Mestrado, PROMEC/UFRGS, Porto Alegre, RS, Brasil.

- [18] GUNALAN, S., MAHENDRAN, M. “Improved Design Rules for Cold-formed Steel Columns”. *Thin-Walled Structures*, v. 73, p. 1-17, 2013.
- [19] GUNALAN, S., 2011, *Structural Behaviour and Design of Cold-formed Steel Wall Systems under Fire Conditions*, PhD thesis, Queensland University of Technology, Queensland, Australia.
- [20] SCHAFER, B.W., “Review: The Direct Strength Method of Cold-Formed Steel Member Design”, *Journal of Constructional Steel Research*, v.64, pp. 766- 778, 2008.
- [21] YANG D., HANCOCK G.J., 2004. “Compression tests of high strength steel channel columns with interaction between local and distortional buckling”, *Journal of Structural Engineering*, v.130(12), pp.1954-1963.
- [22] DINIS, P.B., BATISTA, E.M., CAMOTIM, D., SANTOS E.S., 2012. “Local-distortional global interaction in lipped channel columns: experimental results, numerical simulations and design considerations”, *Thin-Walled Structures*, v.61, pp.2-13.
- [23] SILVESTRE, N., CAMOTIM, D., YOUNG, B., 2012. “Post-buckling behaviour and direct strength design of lipped channel columns experiencing local/distortional interaction”. *Journal of Constructional Steel Research*, v.73, pp. 12-30.
- [24] BANDULA HEVA, H., 2009, *Behaviour and design of cold-formed steel compression members at elevated temperatures*. PhD thesis, Queensland University of Technology, Queensland, Australia.
- [25] SCHAFER, B.W., ÁDÁNY, S., “Buckling analysis of cold-formed steel members using CUFSM: conventional and constrained finite strip methods”, *18th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures*. Orlando, Florida, October 26-27, 2006.
- [26] LANDESMANN, A., CAMOTIM, D., 2013. “On the Direct Strength Method (DSM) design of cold-formed steel columns against distortional failure”, *Thin-Walled Structures*, vol. 67, pp. 168-187.

- [27] LI, Z., ABREU, J.C.B., LENG, J., ÁDÁNY, S., SCHAFER, B.W. “Review: constrained finite strip method developments and applications in cold-formed steel design”, *Thin-Walled Structures*, v. 81, p. 2-18, 2014.
- [28] SCHARDT, R., 1989. *Verallgemeinerte Technische Biegetheorie*, Springer Verlag, Berlin.
- [29] AS 1538, 1988. *Cold-Formed Steel Structures*, Standards of Australia (SA), Sydney, Australia.
- [30] AISI, 1986. *Cold-formed steel design specification*, American Iron and Steel Institute.
- [31] WINTER, G., 1968. “Thin-Walled Structures – Theoretical solutions and test results”, *Preliminary Publication of the 8th Congress*, IABSE, pp 101-112, Zurich, Switzerland.
- [32] BSI, 1998. *Structural Use of Steelwork in Building, BS 5950, Part 5 Code of Practice for Design of Cold-formed Thin Gauge Sections*, British Standards Institution, London, UK.
- [33] ABNT, 2001. *Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio* - Procedimento (ABNT NBR 14762:2001), Associação Brasileira de Normas Técnicas – Rio de Janeiro, RJ.
- [34] BATISTA, E.M., “Effective section method: A general direct method for the design of steel cold-formed members under local–global buckling interaction”, *Thin- Walled Structures*, v.48, p. 345-356, 2010.
- [35] HANCOCK, G.J., KWON, Y.B., BERNARD, E.S. “Strength design curves for thin-walled sections undergoing distortional buckling”. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 31 (2-3), p. 169-186, 1994.
- [36] PEKÖZ, T., SÜMER, O., *Design Provisions for Cold-Formed Steel Columns and Beam-Column*, Research Report RP92-1, American Iron and Steel Institute, Washington DC, 1992.
- [37] AISC, 1986. *Load and Resistance Factor Design Specification for Structural Steel Buildings*, American Institute of Steel Construction, Chicago, 1986.

- [38] HEVA, Y.B., MAHENDRAN, M., “Flexural-torsional buckling tests of cold-formed steel compression members at elevated temperatures”, *Steel and Composite Structures*, v. 14, p. 205–227, 2013.
- [39] ELLOBODY, E., YOUNG, B., “Behavior of cold-formed steel plain angle columns”, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, 131(3), 469-478, 2005.
- [40] CAMOTIM, D., DINIS, P.B., “Coupled instabilities with distortional buckling in cold-formed steel lipped channel columns”, *Thin-Walled Structures*, v. 49, p. 562-575, 2011.