

Tema: Construções leves estruturadas em aço

**DIMENSIONAMENTO DE PERFIS DE AÇO FORMADOS A FRIO NA COMPRESSÃO AXIAL:
INTERAÇÃO LD ENTRE MODOS DE FLAMBAGEM LOCAL E DISTORCIONAL**

Gustavo Yoshio Matsubara¹

Eduardo de Miranda Batista²

Resumo

Os perfis de aço formados a frio, PFF, com amplo emprego na construção civil, apresentam a flambagem como principal característica do ponto de vista do comportamento estrutural. Fabricados a partir de chapas finas de aço, resultam em elementos com seção esbelta e, portanto, sujeitas aos modos de flambagem local (L), distorcional (D) e global (G). O presente trabalho trata de resultados de pesquisas sobre a interação entre modos de flambagem, com possíveis consequências nas futuras revisões da norma ABNT NBR 14762, dirigida ao projeto de estruturas em PFF. Destaca-se o tratamento para o caso da interação local-distorcional, LD, assunto que encontra resultados consistente em pesquisas recentes, que confirmam a importância desse modo de flambagem, assim como a necessidade de se produzir soluções simples e seguras para o dimensionamento dos PFF submetidos ao modo de flambagem LD.

Palavras-chave: Perfis de aço formados a frio; Interação LD entre modos de flambagem; Dimensionamento estrutural; Método da resistência direta.

**DESIGN OF STEEL COLD-FORMED COLUMNS: LOCAL-DISTORTIONAL BUCKLING MODES
INTERACTION LD**

Abstract

Cold-formed steel members (CFS) are widely used in civil construction. Their structural behavior is mainly characterized by buckling performance. CFS members, manufactured from thin steel sheets, are classified as thin-walled structures and are susceptible to local (L), distortional (D) and global (G) buckling modes. The present study focuses on the interaction between buckling modes and its potential impact on the future revisions of the ABNT NBR 14762 code, which governs the design of CFS structures. The primary focus is on the local-distortional buckling interaction (LD), which has received significant attention in recent research. The findings confirm the importance of this buckling mode and highlight the necessity of establishing simple and reliable design solutions for CFS members subjected to LD buckling.

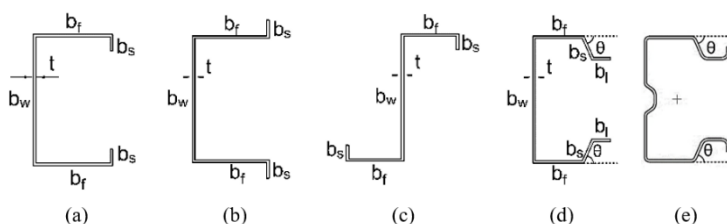
Keywords: Cold-formed steel members; LD buckling modes interaction; Structural design; Direct strength method.

¹ Engenheiro Civil, Mestre em Engenharia Civil, aluno de doutorado, Programa de Engenharia Civil, COPPE, UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

² Doutor em Engenharia Civil, Professor Titular, Departamento de Estruturas da POLI, Programa de Engenharia Civil da COPPE, UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

1 INTRODUÇÃO

Perfis de aço formados a frio, PFF, são fabricados com chapas de aço finas, resultando em elementos estruturais de paredes finas (*thin-walled structures*), adequados para sistemas estruturais leves. As geometrias mais habituais estão ilustradas na figura 1. Variações de geometria dos PFF podem ser obtidas alterando-se o ângulo entre o enrijecedor de bordo (b_s) e a mesa (b_f), bem como incorporando enrijecedores intermediários para aprimorar o desempenho da seção transversal frente aos modos de flambagem local (L) e distorcional (D). O foco da presente investigação são os PFF abertos apresentados na figura 1, embora as seções compostas por associação de um ou mais PFF's sejam objeto de inúmeras aplicações,



permitindo a fabricação de seções fechadas com ligações soldadas ou parafusadas.

Figura 1: Tipos de seção transversal de PFF examinados como colunas na presente pesquisa: (a) U enrijecido Ue, (b) cartola; (c) Z enrijecido Ze; (d) rack; (e) rack com alma enrijecida.

A Figura 2 ilustra os modos de flambagem local (L), distorcional (D) e globais (G) por flexão e por flexo-torção de PFF com seção U enrijecido (Ue) na compressão axial. Adicionalmente, é apresentado o modo de flambagem local-distorcional LD. Estes resultados foram obtidos com o *software* FStr (*Finite Strip Computer Application*) [1], direcionado para a análise da flambagem elástica de barras com seção esbelta, com seção transversal aberta ou fechada, submetidas a carregamento de compressão axial, de flexão simples ou de combinações arbitrárias de flexo-compressão ou flexo-tração. Essa ferramenta de análise é fundamental para as aplicações de dimensionamento estrutural dos PFF's, permitindo a identificação dos modos de flambagem e as respectivas cargas críticas que devem ser consideradas nas equações de resistência no estado limite último (ELU), preconizadas na norma brasileira ABNT NBR 14762:2010 [2].

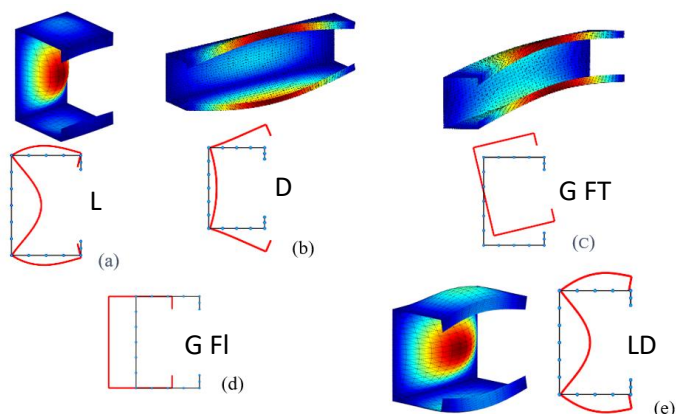


Figura 2: Modos de flambagem de PFF de seção U enrijecido na compressão axial: (a) local L, (b) distorcional D, (c) G flexo torção, (d) G flexão, (e) interação LD (resultados do *software* FStr).

Para o dimensionamento dos PFF's, devemos nos referir ao Método da Resistência Direta, MRD, (*Direct Strength Method*, DSM), originalmente proposto por Schafer e Peköz [3], seguindo a concepção teórica original de Hancock *et al* [4], tendo sido incorporado nas normas Norte-Americana [5] e Australiana [6], assim como na norma ABNT NBR 14762:2010 [2]. Merece destaque, ainda, a formulação do Método das Seções Efetivas (MSE) proposto por Batista [7] e incluído na referida norma brasileira, que conduz a resultados convergentes com aqueles obtidos pelo MRD.

A formulação do MRD incluída na NBR 14762 inclui as equações 1 para o cálculo da resistência das barras de PFF na compressão axial. Esse conjunto de equações considera os modos de flambagem G, L e D de forma isolada, e a interação LG entre os modos local e global, respectivamente P_{nG} , P_{nL} , P_{nD} e P_{nLG} , onde $P_y = Af_y$ é a carga plástica, P_G , P_L e P_D são as forças críticas de flambagem global, local e distorcional, respectivamente, λ_G , λ_L e λ_D são os índices de esbeltez nos respectivos modos de flambagem. Não há, portanto, a previsão do modo de interação LD.

$$\chi_n = \begin{cases} (0,658\lambda_G^2) & \lambda_G \leq 1,50 \\ (0,877) & \lambda_G > 1,50 \end{cases} \quad (1.a)$$

$$P_{nG} = \chi_n P_y \quad (1.b)$$

$$P_{nL} = \left(1 - \frac{0,15}{\lambda_L^{0,80}}\right) \frac{P_y}{\lambda_L^{0,80}} \quad \text{com} \quad \lambda_L = \sqrt{\frac{P_y}{P_L}} \quad (1.c)$$

$$P_{nLG} = \left(1 - \frac{0,15}{\lambda_{LG}^{0,80}}\right) \frac{P_{nG}}{\lambda_{LG}^{0,80}} \quad \text{com} \quad \lambda_{LG} = \sqrt{\frac{P_{nG}}{P_L}} \quad (1.d)$$

$$P_{nD} = \left(1 - \frac{0,25}{\lambda_D^{1,20}}\right) \frac{P_y}{\lambda_D^{1,20}} \quad \text{com} \quad \lambda_D = \sqrt{\frac{P_y}{P_D}} \quad (1.e)$$

A seguir, será demonstrada a relevância do modo LD para o dimensionamento de PFF's na compressão axial.

2 RELEVÂNCIA DO MODO DE FLAMBAGEM DE INTERAÇÃO LOCAL-DISTORCIONAL LD

Resultados anteriores dos autores [8, 9] revelaram que o modo LD de interação de flambagem pode afetar colunas de PFF com seção Ue, justificando a sua consideração para fins de projeto estrutural. Sob certas condições da geometria da seção transversal, do comprimento L, das condições de extremidade da barra e da tensão de escoamento do aço f_y , pode-se identificar colunas com relação entre os índices de esbeltez reduzido para os modos L e D, respectivamente λ_L e λ_D , muito próximos. Essa condição se expressa pelo fator $R_{\lambda DL} = \lambda_D / \lambda_L$ próximo de 1,0, indicando a (forte) possibilidade de interação entre os modos flambagem L e D, conforme ilustrado na figura 2(e). Esta hipótese foi confirmada pela comparação entre os resultados de resistência de colunas de perfis Ue obtidos pelo método dos elementos finitos (MEF) [8,10,11,12], P_{FEM} , com as equações 1 do MRD, com $P_n = \min\{P_{nG}, P_{nLG}, P_{nD}\}$: P_{FEM} / P_n vs. $R_{\lambda DL}$, conforme apresentado na figura 3, considerando-se o índice de esbeltez da coluna $\lambda_{\max LD} =$

$\max\{\lambda_L, \lambda_D\}$ variando de 1,00 a 2,50. Observa-se nesses resultados que a formulação baseada no MRD, disponível na norma brasileira para o cálculo da resistência das colunas de seção Ue, P_n , resulta insatisfatória, com valores de P_{FEM}/P_n largamente inferiores a 1,00, revelando a preponderância da interação LD na faixa de $R_{\lambda_{DL}}$, aproximadamente, entre 0,45 e 1,05, com máximo efeito para $R_{\lambda_{DL}} \approx 0,8$.

A Figura 4 apresenta a comparação de resultados experimentais de colunas Ue [13-18], P_{EXP} , com os valores obtidos do MRD, P_n , exibindo o mesmo padrão observado nos resultados numéricos ilustrados na figura 3. Adicionalmente, a figura 5 apresenta os resultados de simulação pelo MEF para colunas de PFF de seção rack [10,12,19]. Os resultados confirmam as mesmas observações anteriores, indicando que a importância do modo de flambagem LD não está restrita a seções do tipo Ue.

Estes resultados justificam a investigação que será apresentada na próxima seção, para a solução do ELU de barras de PFF na compressão axial, no caso do modo de flambagem LD.

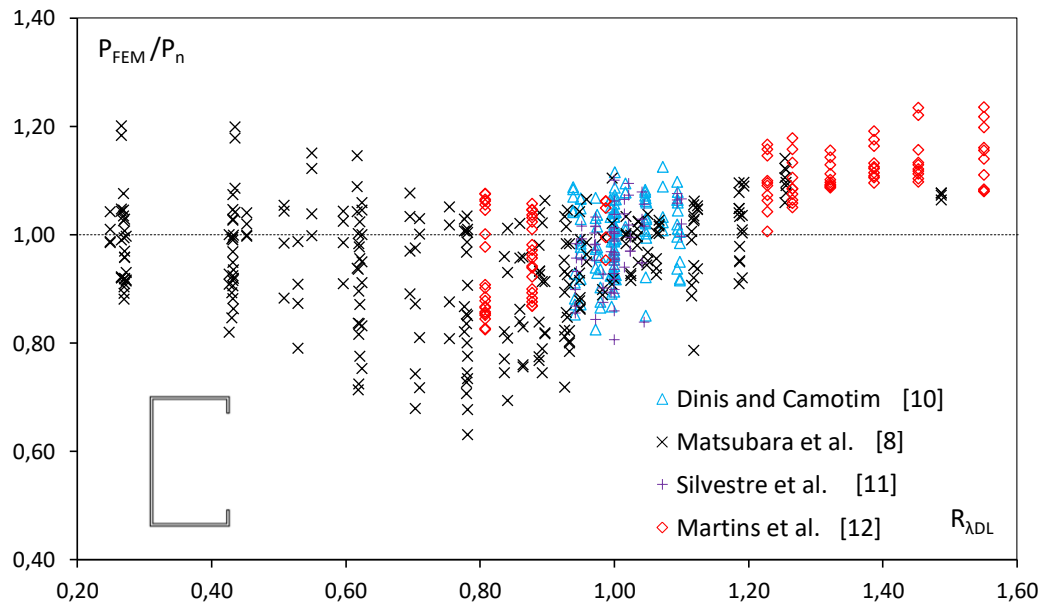


Figura 3: Comparação entre resultados de resistência de colunas de PFF de seção Ue, P_{FEM}/P_n vs $R_{\lambda_{DL}}$, obtidos pelo MEF, P_{FEM} , e calculados com as prescrições do MRD incluídas na norma NBR 14762:2010, P_n .

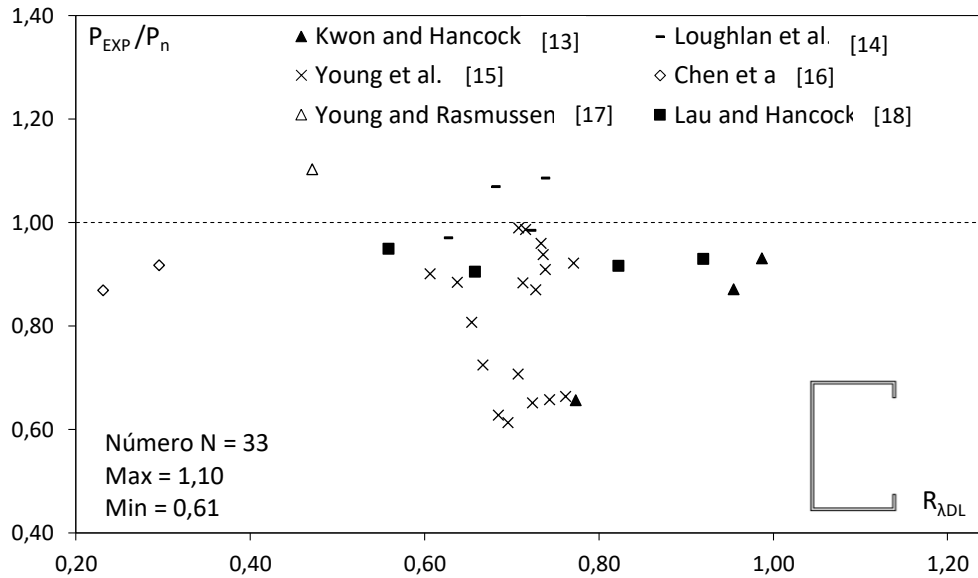


Figura 4: Comparação entre resultados de resistência de colunas de PFF de seção Ue, P_{EXP}/P_n vs $R_{\lambda DL}$, obtidos experimentalmente, P_{EXP} , e calculados com as prescrições do MRD incluídas na norma NBR 14762:2010, P_n .

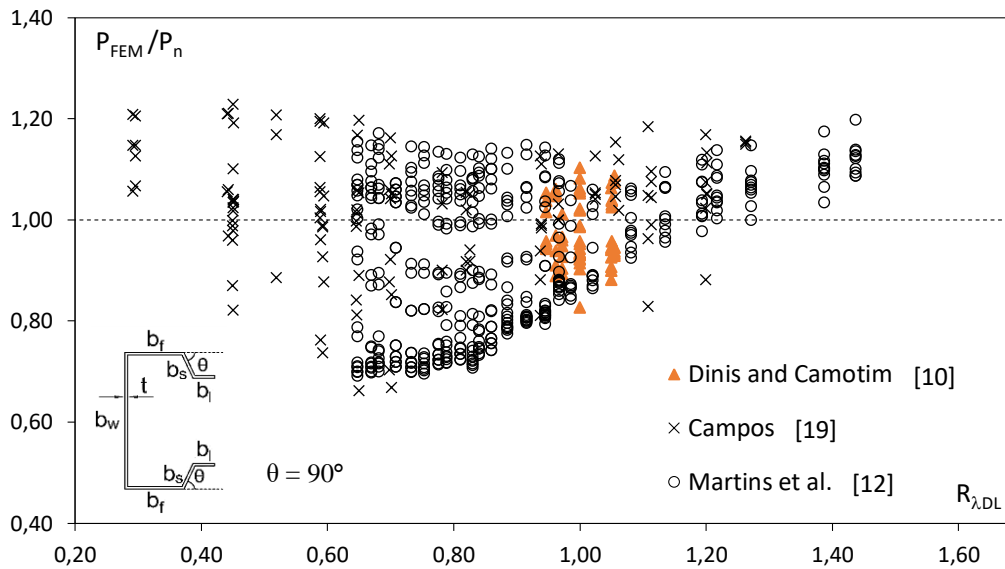


Figura 5: Comparação entre resultados de resistência de colunas de PFF de seção rack, P_{FEM}/P_n vs $R_{\lambda DL}$, obtidos pelo MEF, P_{FEM} , e calculados com as prescrições do MRD incluídas na norma NBR 14762:2010, P_n .

3 MODELO DE ANÁLISE PELO MEF

O modelo de análise numérica pelo MEF foi desenvolvido em elementos de casca, conforme ilustrado na figura 6, com auxílio do software Ansys [19], segundo as seguintes premissas:

- (i) Elemento quadrilateral SHELL 181, com 6 graus de liberdade por nó e malha com 5mm de lado. Essa dimensão de malha foi previamente comprovada como eficiente, pela convergência de resultados com malhas de menor dimensão.
- (ii) Nas extremidades das colunas foram incluídas chapas rígidas de aço, com 25mm de espessura, de acordo com o procedimento experimental adotado nas referências consideradas na presente pesquisa. Os deslocamentos foram totalmente restringidos nas extremidades, exceto na direção axial da coluna. Considerou-se, ainda, um nó com deslocamentos axial restringido na seção a meio comprimento da coluna ($L/2$).
- (iii) O carregamento foi aplicado com um forças concentradas aplicadas no centroide das seções de extremidade da coluna de PFF.
- (iv) O módulo de elasticidade adotado foi $E=210$ GPa e o coeficiente de Possion $\nu=0,30$.
- (v) A plasticidade do material seguiu o modelo bi linear isotrópico, com o escoamento segundo o critério de von Mises e material isotrópico.
- (vi) O método do comprimento de arco (método modificado de Riks), foi adotado para permitir a aproximação da carga limite de forma precisa, associada à formação de mecanismo elastoplástico de colapso estrutural, na transição do equilíbrio estável para instável.
- (vii) Foram adotadas imperfeições geométricas iniciais na forma do primeiro modo de flambagem, L ou D, obtido pela análise prévia da solução de primeira ordem da flambagem. A amplitude máxima adotada das imperfeições foi de 10% da espessura da chapa ($0,1t$).
- (viii) As tensões residuais não foram consideradas, levando-se em conta que esse efeito pode ser tomado como desprezível no caso de seções de aço de paredes finas formadas a frio [20].
- (ix) Os cantos dobrados arredondados dos PFF foram adotados como retos, levando-se em conta que essa condição garante representação adequada do comportamento estrutural [9].

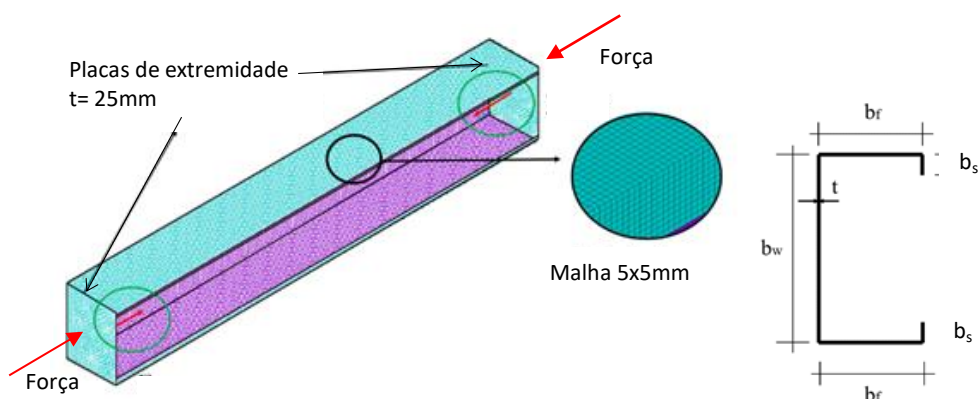


Figura 6: Modelo de análise pelo MEF, em elementos de casca SHELL 181 (Ansys).

4 DESENVOLVIMENTO DE PROCEDIMENTO PARA DIMENSIONAMENTO LD

Levando em conta a calibração prévia do modelo no MEF [8], o procedimento de elaboração das equações de cálculo da resistência das barras de PFF de seção tipo Ue sujeitas a compressão axial, foi desenvolvido com auxílio do modelo descrito anteriormente e seguindo as seguintes premissas:

- (i) A resistência deve ser definida pela equação 4, genérica do tipo Winter, seguindo-se a configuração usual adotada na norma brasileira NBR 14762.
- (ii) Os coeficientes A e B da equação 4 foram determinados com base em resultados de análise não linear elastoplástica, obtidos com auxílio do modelo do MEF. Para isso, foram obtidos resultados para uma ampla variação das principais variáveis do problema: a esbeltez da seção $\lambda_{maxLD} = \max\{\lambda_L, \lambda_D\}$ variando de 1,0 a 2,5; a razão entre aos índices de esbeltez D e L, $R_{\lambda DL} = \lambda_D/\lambda_L$, variando de 0,27 a 1,49.

A título de exemplo, figura 7 apresenta os resultados para $R_{\lambda DL} = 0,87$ e λ_{maxLD} igual a 1,00; 1,50; 2,00 e 2,50. Nesse caso, a equação do tipo Winter foi ajustada com interpolação da curva de tendência pelo método dos mínimos quadrados, resultando nos coeficientes $A=0,17$ e $B= 1,36$. Reunindo-se o conjunto de resultados obtidos com as variáveis do problema, λ_{maxLD} e $R_{\lambda DL}$, foi definida a superfície de resistência P_{nLD} expressa nas equações 4, 5 e 6. A figura 8 ilustra a calibração das equações 5 e 6, referidas aos coeficientes A e B, respectivamente, em função do parâmetro $R_{\lambda DL} = \lambda_D/\lambda_L$. Finalmente, a figura 9 apresenta o desenvolvimento da superfície de resistência em formato paramétrico, P_{nLD}/P_y , em função das variáveis do problema $R_{\lambda DL}$ e λ_{maxLD} .

$$P_{nLD} = P_y = Af_y \quad \text{para} \quad \lambda_{maxLD} \leq \sqrt[3]{0,50 + \sqrt{0,25 - A}} \quad (4.a)$$

$$P_{nLD} = \left(1 - \frac{A}{\lambda_{maxLD}^B}\right) \frac{P_y}{\lambda_{maxLD}^B} \quad \text{para} \quad \lambda_{maxLD} > \sqrt[3]{0,50 + \sqrt{0,25 - A}} \quad (4.b)$$

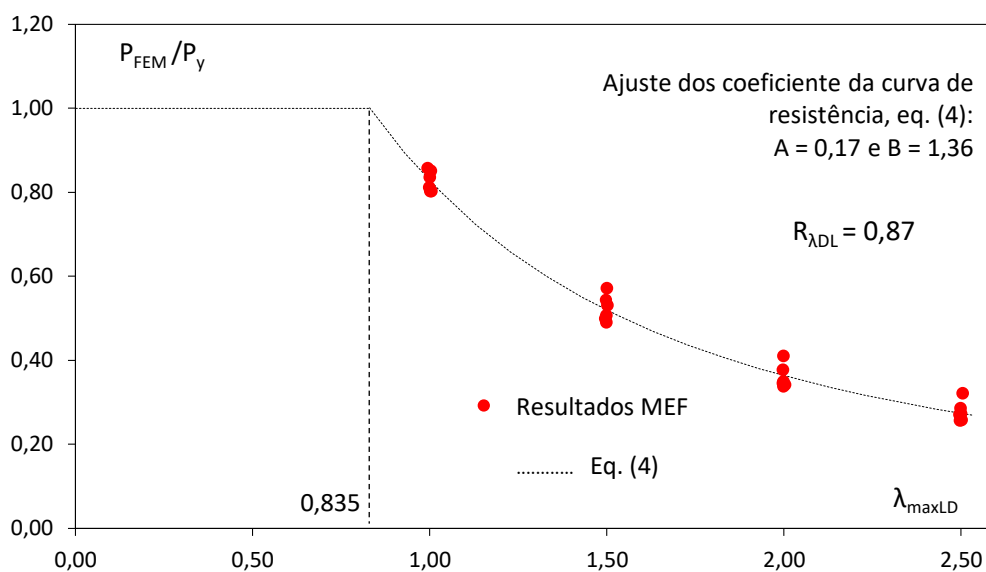


Figura 7: Exemplo do resultado de calibração dos coeficientes A e B da curva de resistência, para $R_{\lambda DL}=0,87$ e λ_{maxLD} igual a 1,00; 1,50; 2,00 e 2,50.

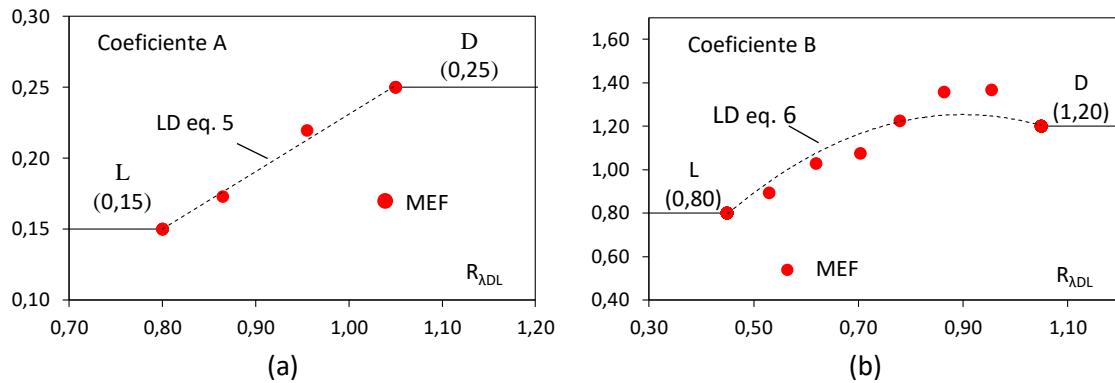


Figura 8: Resultados obtidos pelo MEF e curvas de tendência dos coeficientes da equação 4 de resistência: (a) coeficiente A, (b) coeficiente B.

$$A = \begin{cases} 0,15 & R_{\lambda DL} < 0,80 \\ 0,40 R_{\lambda DL} - 0,17 & 0,80 \leq R_{\lambda DL} \leq 1,05 \\ 0,25 & R_{\lambda DL} > 1,05 \end{cases} \quad (5)$$

$$B = \begin{cases} 0,80 & R_{\lambda DL} < 0,45 \\ -2,26 R_{\lambda DL}^2 + 4,06 R_{\lambda DL} - 0,57 & 0,45 \leq R_{\lambda DL} \leq 1,05 \\ 1,20 & R_{\lambda DL} > 1,05 \end{cases} \quad (6)$$

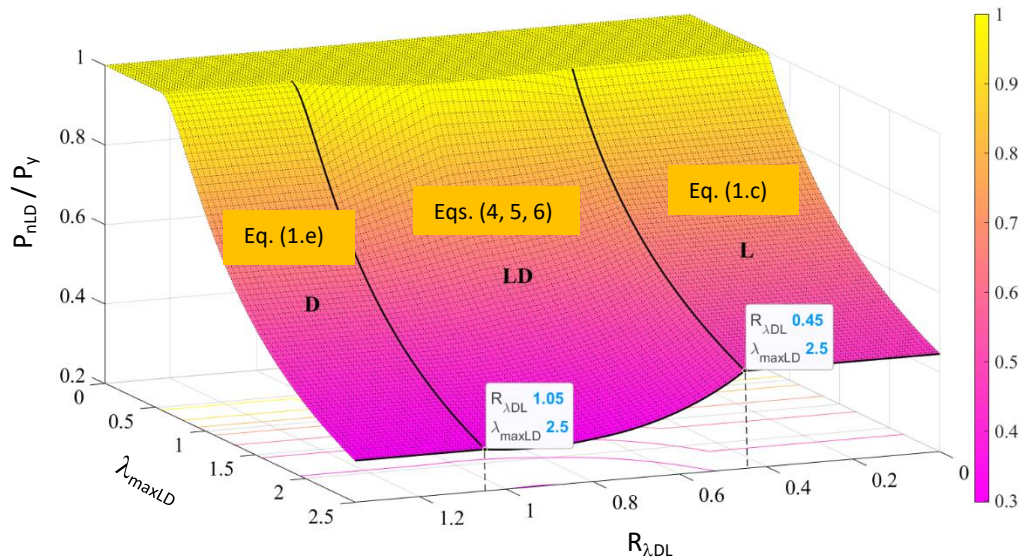


Figura 9: Superfície paramétrica de resistência P_{nLD}/P_y : (i) P_{nLD} pelas equações 4.a e 4.b para flambagem LD, (ii) equação 1.c para a flambagem L e (iii) equação 1.e para a flambagem D.

5 CALIBRAÇÃO DA FORMULAÇÃO PROPOSTA

A confiabilidade das equações 4, 5 e 6, propostas para o cálculo da resistência estrutural, foi testada de acordo o LRFD (*Load and Resistance Factor Design*), incluído na norma norte

americana [5], e expresso na equação 7, onde: (i) $C_\phi=1,52$ é o fator de correção, (ii) $M_m=1,10$ é o valor médio do fator material, (iii) $F_m=1,00$ é o valor médio do fator fabricação, (iv) $V_M = 0,10$ é o coeficiente de variação do fator material, (v) $V_F = 0,05$ é o coeficiente de variação do fator fabricação, (vi) C_p é o fator de correção em função ao número de ensaios, (vii) $\beta_0 = 2,50$ é o índice de confiabilidade-alvo, (viii) $V_Q = 0,21$ é o coeficiente de variação do fator de carga, e (ix) P_m e V_p são, respectivamente, o valor médio e o coeficiente de variação da razão entre os valores exato (experimental ou segundo o MEF) e proposto da carga última (equações 4 a 6). A presente análise de confiabilidade está relacionada às prescrições do LRFD para razão entre cargas permanentes (G) e variáveis (Q) igual a $G/Q=0,20$, bem como à combinação de cargas $1,2G+1,6Q$. Para combinação de cargas significativamente diferentes destes parâmetros, podem ser tomados valores atualizados de C_ϕ e V_Q , tal como previsto por Meimand e Schafer [21]. Adicionalmente, é pertinente destacar que, na norma brasileira NBR 14762, adota-se o coeficiente de ponderação da resistência $\gamma=1/\phi$.

$$\phi = C_\phi M_m F_m P_m e^{-\beta_0 \sqrt{V_M^2 + V_F^2 + C_p V_p^2 + V_Q^2}} \quad (7)$$

A comparação entre os resultados numéricos pelo MEF com os resultados da resistência de colunas de PFF com seção U enrijecido calculados com base nas equações 4, 5 e 6, P_{uFEM}/P_{nLD} , está apresentada na figura 10: para 575 resultados, obteve-se valor médio de 1,02, coeficiente de variação de 0,08 e coeficiente de ponderação da resistência $\gamma=1/\phi=1/0,91=1,10$. Esse resultado indica que a metodologia proposta está adequada, com γ inferior ao valor previsto na norma NBR 14762, $\gamma=1,2$.

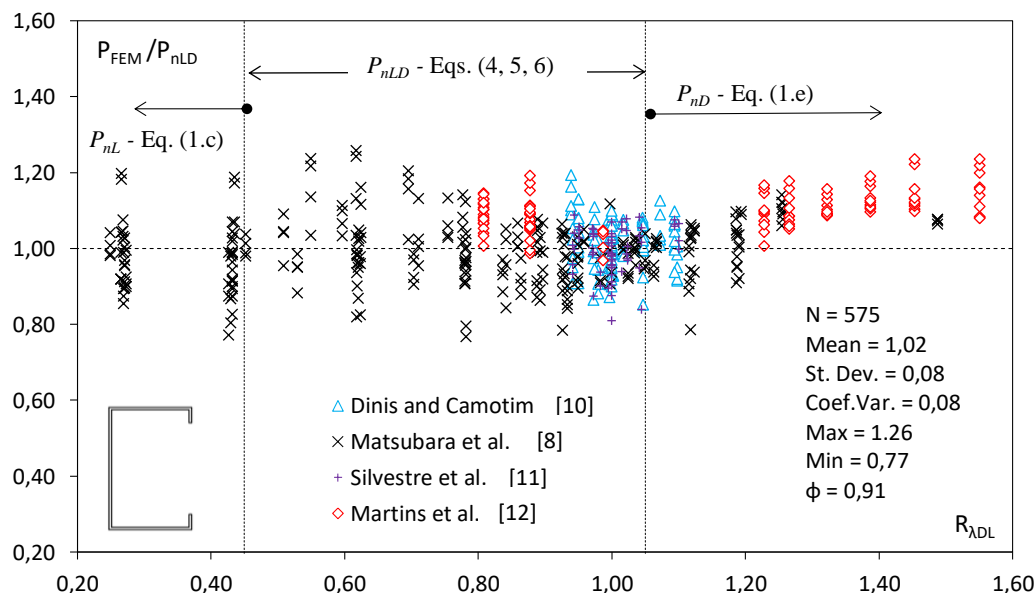


Figura 10: Comparação entre resultados pelo MEF e a formulação proposta (eqs. 4 a 6), P_{FEM}/P_{nLD} , para colunas de PFF de seção U enrijecido.

A figura 11 apresenta a comparação para o conjunto de resultados experimentais, P_{EXP}/P_{nLD} . Os resultados indicam valor médio de 0,95, coeficiente de variação de 0,08 e coeficiente de ponderação da resistência $\gamma = 1/\phi = 1/0,84 = 1,19$, este último atendendo ao valor sugerido na

norma NBR 14762. Esses resultados atestam que o procedimento proposto para o cálculo da resistência de PFF de seção Ue na compressão axial atende os preceitos da norma brasileira NBR 14762:2010.

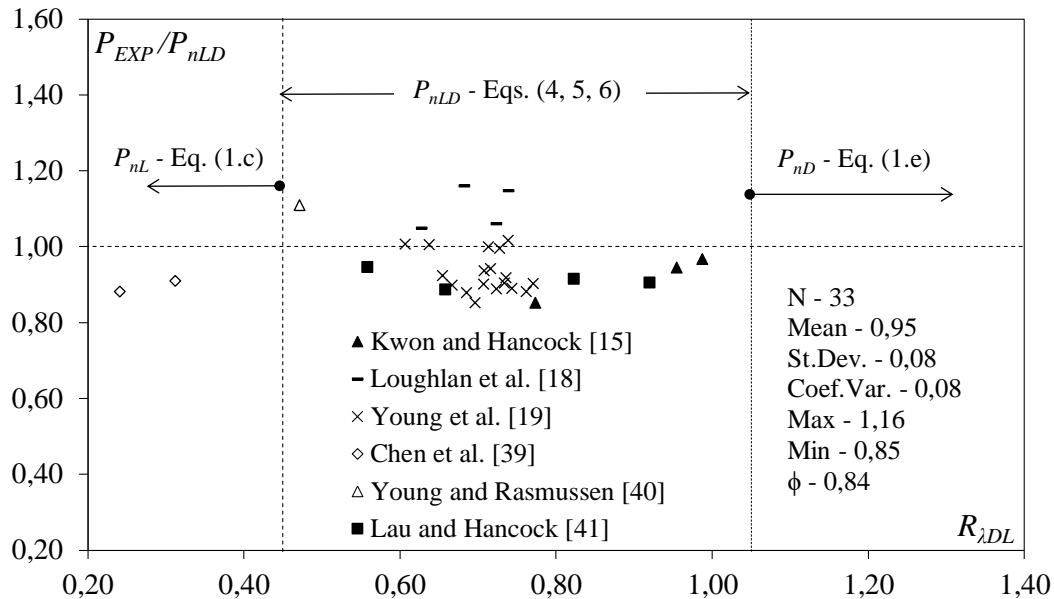


Figura 11: Comparação entre resultados experimentais e a formulação proposta (eqs. 4 a 6), P_{EXP}/P_{nLD} , para colunas de PFF de seção U enrijecido.

Adicionalmente às análises realizadas para colunas com seção Ue, foram obtidos resultados numéricos como o modelo do MEF para colunas com seções Z enrijecido, rack e cartola. As figuras 12, 13 e 14 apresentam os resultados para as seções Ze, rack e cartola, respectivamente, com valores médios muito próximos da unidade (1,06, 1,04 e 10,6, respectivamente), coeficiente de variação não superiores a 10% (0,06, 0,10 e 0,06, respectivamente) e coeficiente de ponderação da resistência $\gamma=1/\phi$ igual a 1,04, 1,09 e 1,04, respectivamente para as colunas com seção Ze, rack e cartola. Estes resultados indicam que as colunas de PFF formadas pelas seções de aplicação mais usuais, sujeitas ao modo de flambagem de interação LD, podem ser dimensionadas com a base na metodologia proposta.

6 COMENTÁRIOS SOBRE AS SEÇÕES RACK

As colunas com seção do tipo rack, geralmente aplicadas para sistemas industriais de armazenamento porta paletes, merecem considerações especiais. A forma básica usual do PFF rack são as apresentadas na figura 15, com uma geometria aproximada de $b_f / b_w \leq 0,40$ e ângulo θ entre 50 e 65 graus. Enrijecedores intermediários na alma são muito comuns, bem como a distribuição típica de furos ao longo do montante para fins de ligação com as longarinas. Os autores da presente investigação estão cientes dessas propriedades geométricas particulares dos montantes do tipo rack, pois os sistemas de armazenamento para fins logísticos são, na verdade, soluções padronizadas, particulares de cada fabricante de sistema porta palete. De qualquer forma, o método de projeto proposto provou ser capaz de definir resultados precisos da resistência da coluna da seção básica do rack, como pode ser observado nos resultados anteriores e seguintes.

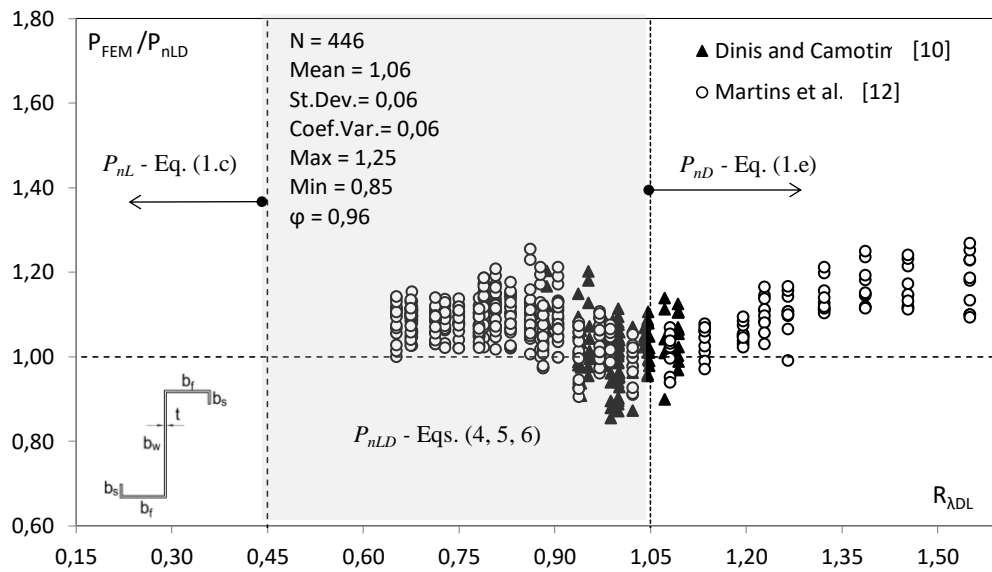


Figura 12: Comparação entre resultados pelo MEF e a formulação proposta (eqs. 4 a 6), P_{FEM}/P_{nLD} , para colunas de PFF de seção Z enrijecido.

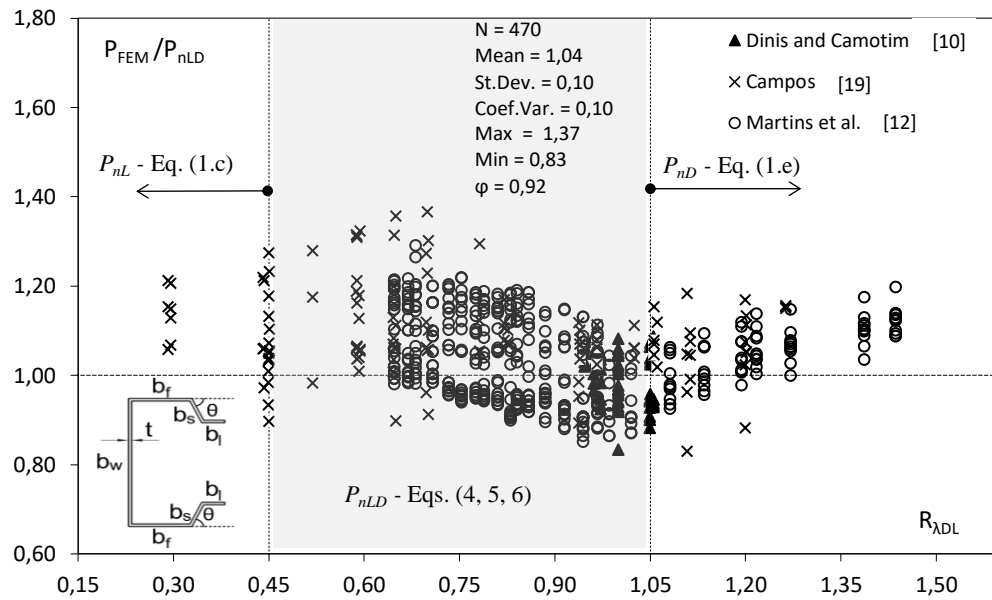


Figura 13: Comparação entre resultados pelo MEF e a formulação proposta (eqs. 4 a 6), P_{FEM}/P_{nLD} , para colunas de PFF de seção rack com ângulo $\theta=90^\circ$.

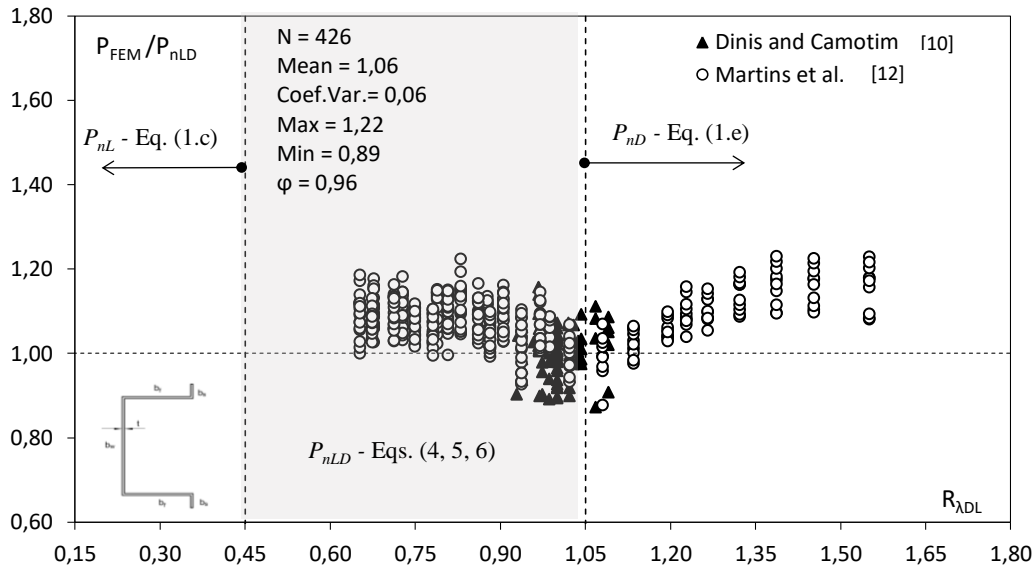


Figura 14: Comparação entre resultados pelo MEF e a formulação proposta (eqs. 4 a 6), P_{FEM}/P_{nLD} , para colunas de PFF de seção do tipo cartola.

Para verificar o efeito do ângulo θ na proposta de resistência, colunas adicionais do tipo rack foram testadas pelos autores, com base no modelo MEF, considerando as seguintes propriedades: (i) $0,51 \leq b_f/b_w \leq 0,90$, $0,11 \leq b_s/b_w \leq 0,23$ e $0,11 \leq b_l/b_w \leq 0,23$, (ii) ângulo θ igual a 50 e 65 graus, (iii) $R_{\lambda DL}$ igual a 0,50, 0,70, 0,90 e 1,10, e (iv) índice de esbeltez λ_{maxLD} igual a 1,00, 1,50, 2,00 e 2,50. Os resultados estão incluídos nas figuras 15 e 16, respectivamente para θ de 50 e 65 graus. Embora incomum em seções do tipo rack, a relação mesa-alma b_f/b_w de 0,51 a 0,90 é necessária, para incluir o modo de flambagem distorcional e a interação LD, permitindo a investigação na região sensível ao modo de flambagem LD, com $R_{\lambda DL}$ variando entre 0,45 e 1,05.



Figura 14: Geometria da seção rack: (a) seção típica estudada, (b) exemplo de seção rack adotada por fabricantes de sistemas porta paletes.

Os resultados obtidos indicam valores médios próximos da unidade e coeficiente de variação de 10% para as seções com θ igual a 50 e 65 graus, e coeficiente de ponderação da resistência $\gamma=1/\phi$ iguais a 1,18 e 1,12 ($\gamma < 1,20$), respectivamente. Estes resultados confirmam que o procedimento proposto pode ser aplicado de forma segura nos casos de colunas do tipo rack, sensíveis ao modo de flambagem LD.

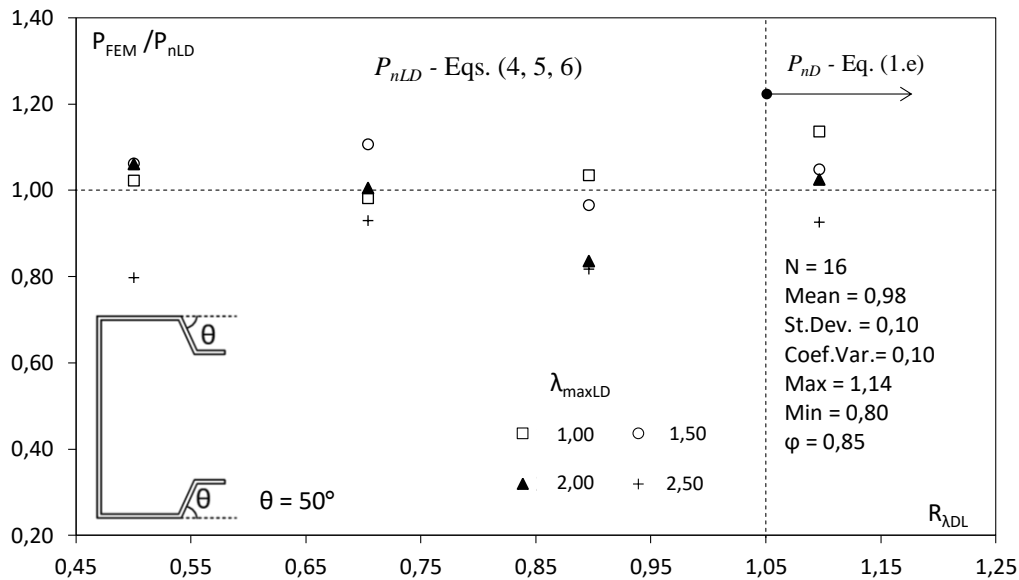


Figura 15: Comparação entre resultados pelo MEF e a formulação proposta (eqs. 4 a 6), P_{FEM}/P_{nLD} , para colunas de PFF de seção rack com ângulo $\theta=50$ graus.

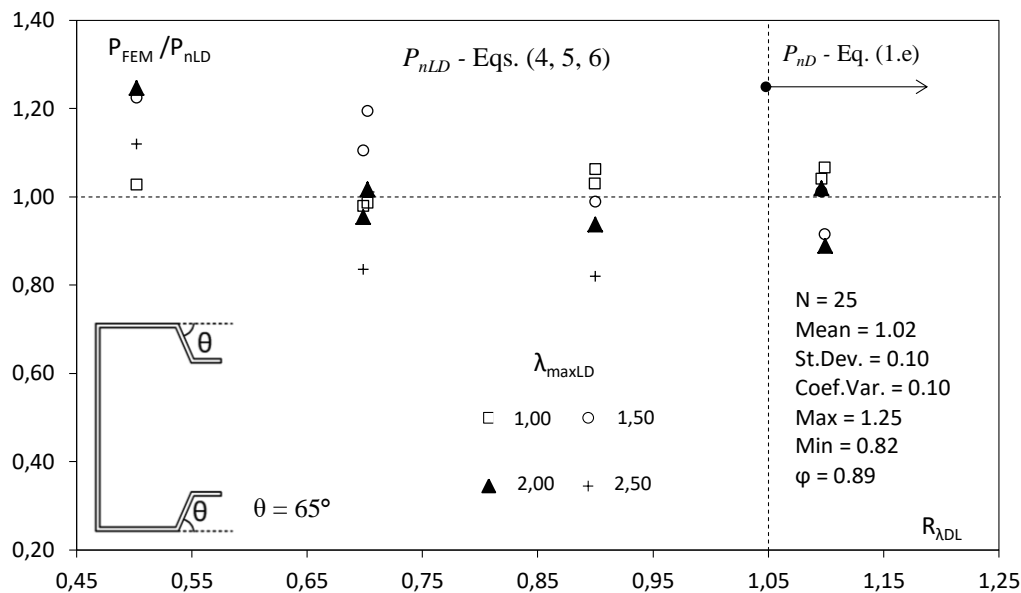


Figura 16: Comparação entre resultados pelo MEF e a formulação proposta (eqs. 4 a 6), P_{FEM}/P_{nLD} , para colunas de PFF de seção rack com ângulo $\theta=65$ graus.

7 INFLUÊNCIA DO MODO GLOBAL: INTERAÇÃO LOCAL-DISTORCIONAL-GLOBAL, LDG

Após a apresentação dos resultados da investigação e da proposta de dimensionamento de colunas de PFF afetadas pela interação local-distorcional LD, equações (4) a (6) para o cálculo de P_{nLD} , o próximo passo da pesquisa é incluir o efeito da flambagem global. Para isso, é preciso levar em conta que os resultados apresentados anteriormente consideram que o modo global G não concorre para o comportamento estrutural, garantindo-se que a relação entre os

índices de esbeltez G e $\lambda_{\max LD} = \max(\lambda_L, \lambda_D)$ ficou sempre limitada $\lambda_G/\lambda_{\max LD} < 0,40$. A inclusão do modo G nas colunas analisadas conduz ao caso de interação tripla LDG, assunto que encontra referências praticamente nulas na bibliografia de referência. Para obter colunas afetadas pelo modo LDG, basta aumentar o comprimento das colunas analisadas (que já desenvolvem o modo LD), de modo a aproximar da unidade a relação $\lambda_G/\lambda_{\max LD}$. As figuras 17 e 18 apresentam resultados numéricos e experimentais, respectivamente P_{ufEM}/P_{nLD} e P_{EXP}/P_{nLD} , para colunas de PFF com seção Ue sensíveis à interação LD, levando-se em conta a variação do parâmetro de esbeltes G-LD, $\lambda_G/\lambda_{\max LD}$. Observa-se com clareza que, a partir do limite de $\lambda_G/\lambda_{\max LD} > 0,40$, os resultados decaem, confirmando que as equações 4 a 6, que consideram apenas o modo LD, não são adequadas, sendo necessário incluir o modo G no procedimento de dimensionamento. Para isso, os autores desenvolveram soluções que tratam do caso LDG, que se encontram em fase calibração e deverão ser apresentadas em breve.

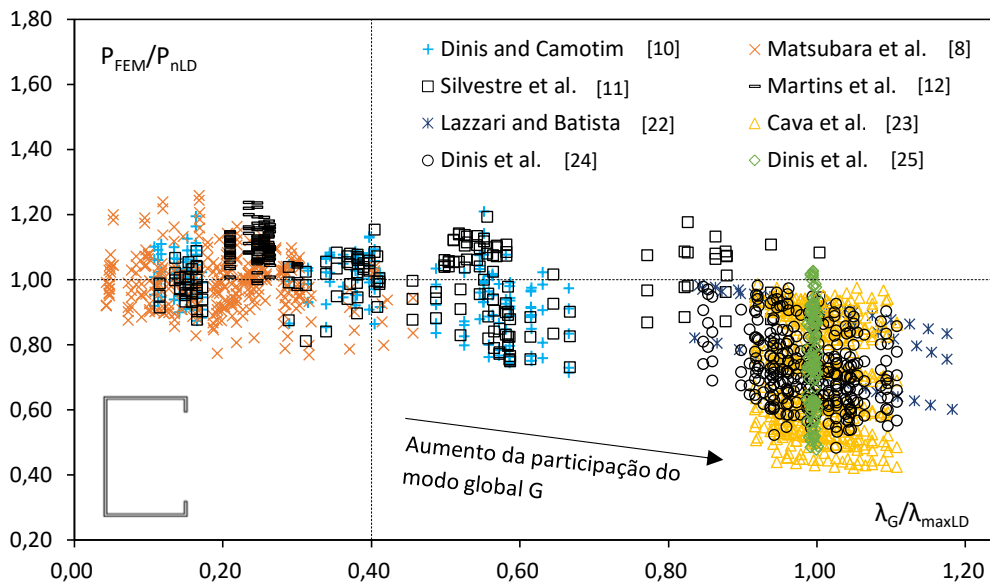


Figura 17: Comparação entre resultados pelo MEF e a formulação proposta (eqs. 4 a 6), P_{FEM}/P_{nLD} , para colunas de PFF de seção Ue, sem a restrição $\lambda_G/\lambda_{\max LD} < 0,40$ na esbelteza do modo global. Evidência da presença do modo G para $\lambda_G/\lambda_{\max LD} > 0,40$.

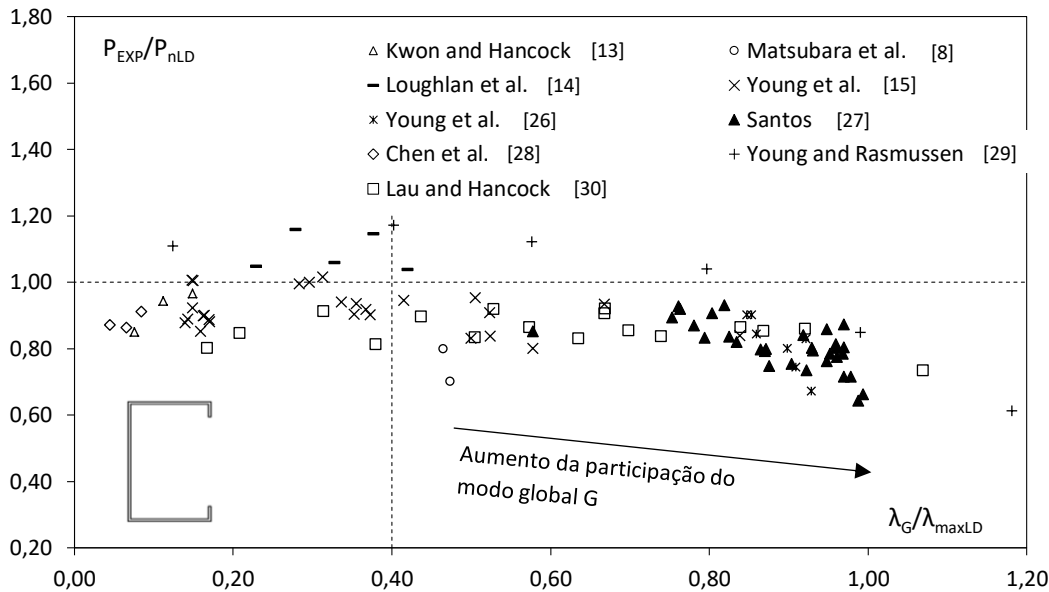


Figura 18: Comparação entre resultados experimentais e a formulação proposta (eqs. 4 a 6), P_{EXP}/P_{nLD} , para colunas de PFF de seção Ue, sem a restrição $\lambda_G/\lambda_{maxLD} < 0,40$ na esbelteza do modo global. Evidência da presença do modo G para $\lambda_G/\lambda_{maxLD} > 0,40$.

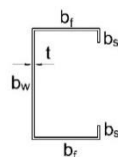
8 EXEMPLO DE DIMENSIONAMENTO

Um exemplo de aplicação do método de dimensionamento proposto é apresentado a seguir. Trata-se de uma coluna de PFF com seção Ue 200x100x20x2,25 mm (dimensões medidas por fora da seção), aço estrutural ASTM A572 grau 50, $f_y=345$ MPa, módulo de elasticidade $E=200$ GPa, coeficiente de Poisson $\nu=0,30$, comprimento $L=1000$ mm, extremidades simplesmente apoiadas (rotações de flexão livres e empenamento livre. Apresenta-se a comparação entre os resultados obtidos com as equações atuais da NBR 14762:2010 e aqueles obtidos com a consideração da flambagem LD, equações 4, 5 e 6.

A análise de flambagem foi feita com o software FStr, tendo-se constatado: (i) que o caso é sensível à flambagem LD, com $0,45 < R_{\lambda DL} = 0,82 < 1,05$, (ii) a esbelteza máxima é no modo local, com $\lambda_{maxLD} = \lambda_L = 1.66$, (iii) a flambagem global não participa do comportamento da coluna, com $\lambda_G / \lambda_{maxLD} = 0,29 < 0,40$. Nessa condição, a formulação corrente com base no Método da Resistência Direta incluído na NBR 14762 conduz ao valor da resistência $P_n = 191,3$ kN, enquanto a formulação para flambagem LD indica $P_{nLD} = 165,7$ kN, uma diferença considerável, de 13%, entre as duas formulações, indicando que o procedimento recomendado na atual versão da norma brasileira resulta em insegurança estrutural.

Memória de cálculo:

PFF: Ue 200 x 100 x 20 x 2,25
($b_w \times b_f \times b_s \times t$, dimensões por fora)



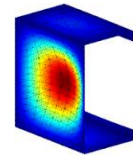
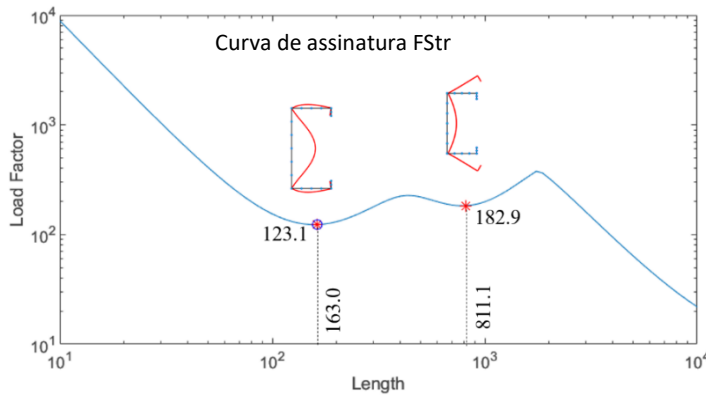
Aço: ASTM A572 Gr 50, $f_y=345$ MPa, $E=200$ GPa, $\nu=0,3$.

Comprimento: $L= 1,00$ m. Extremidades: simplesmente apoiadas, empenamento livre.

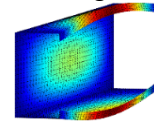
Análise de flambagem FStr: curva de assinatura incluída a seguir

Resultados: cargas críticas $P_L=123,1$ kN e $P_D=182,9$ kN.

Comprimentos críticos: $L_L=163,0$ mm e $L_D=811,1$ mm (modos de flambagem com a primeira semionda).



Flambagem local L



Flambagem distorcional D

Propriedades geométricas obtidas do FStr (mm):

Geometric Properties			
Area	969.75	xg	30.73
J*	1636.453	yg	98.88
I _{xg}	6432405.205	I ₁	6432405.205
I _{yg}	1296982.419	I ₂	1296982.419
I _{xgy}	-0.000	theta	0.00
x _c *	-45.14	x ₀ *	75.87
y _c *	98.86	y ₀ *	0.02
C _w *	10137042961	r ₀ *	117.162

MRD, NBR 14762:2010, equações 1

Cargas críticas de força plástica

$$P_L = 123,1 \text{ kN}$$

$$P_D = 182,9 \text{ kN}$$

$$P_G = 1481,7 \text{ kN} \quad (\text{flexo torção})$$

$$P_y = Af_y = 334,6 \text{ kN}$$

Índices de esbeltes

$$\lambda_L = 1,65$$

$$\lambda_D = 1,35$$

$$\lambda_G = 0,48$$

Proposta de dimensionamento para o modo de flambagem LD, equações 4, 5 e 6

Cargas críticas de força plástica

$$P_L = 123,1 \text{ kN}$$

$$P_D = 182,9 \text{ kN}$$

$$P_G = 1481,7 \text{ kN} \quad (\text{flexo torção})$$

$$P_y = Af_y = 334,6 \text{ kN}$$

Índices de esbeltes

$$\lambda_L = 1,65$$

$$\lambda_D = 1,35$$

$$\lambda_G = 0,48$$

<p>Flambagem Global</p> $\chi_n = 0,91$ (eq, 1.a) $P_{nG} = \chi_n P_y = 304,4 \text{ kN}$ (eq, 1.b) <p>Flambagem LG</p> $\lambda_{LG} = (P_{nG} / P_L) = 1,57$ (eq, 1.d) $P_{nLG} = 189,8 \text{ kN}$ (eq, 1.d) <p>Flambagem Distorcional</p> $P_{nD} = 192,4 \text{ kN}$ (eq, 1.e) <p>Resistência da coluna: $P_n = \min\{P_{nLG}, P_{nD}\} = 189,8 \text{ kN}$</p>	<p>Flambagem Global</p> $\chi_n = 0,91$ (eq, 1.a) $P_{nG} = \chi_n P_y = 304,4 \text{ kN}$ (eq, 1.b) <p>Flambagem LG</p> $\lambda_{LG} = (P_{nG} / P_L) = 1,57$ (eq, 1.d) $P_{nLG} = 189,8 \text{ kN}$ (eq, 1.d) <p>Flambagem Local-Distorcional</p> $\lambda_{\max LD} = \max\{\lambda_L; \lambda_D\} = 1,65$ $\lambda_G / \lambda_{\max LD} = 0,29 < 0,40$ (\rightarrow LD) $R_{\lambda DL} = \lambda_D / \lambda_L = 0,82$ ($> 0,45$ e $< 1,05 \rightarrow$ LD) $A = 0,16$ (eq, 5) $B = 1,24$ (eq, 6) $P_{nLD} = 164,7 \text{ kN}$ (eq, 4) <p>Resistência da coluna: $P_n = \min\{P_{nLG}, P_{nLD}\} = 164,7 \text{ kN}$</p>
<p>Comparação entre o MRD da NBR 14762:2010 e a proposta de para flambagem LD (eqs. 4, 5 e 6): $164,7 / 189,8 = 0,87$.</p>	

9 COMENTÁRIOS FINAIS

A presente pesquisa é uma continuidade de trabalhos anteriores sobre o modo de flambagem de interação LD [8,9]. A pergunta que fundamenta esta linha de pesquisas é a seguinte: “É realmente necessário considerar o modo LD no dimensionamento dos PFF em compressão axial?”. A resposta é “sim”, com base nos resultados produzidos, com a comparação entre conjuntos de dados experimentais e pelo MEF com os procedimentos indicados pela atual versão da NBR 14762:2010, para o caso de colunas de PFF na região $0,45 \leq R_{\lambda DL} = \lambda_D / \lambda_L \leq 1,05$.

A solução desenvolvida para flambagem LD é baseada nos parâmetros usuais adotados pelo MRD: (i) índices de esbeltez para flambagem local, distorcional e global (λ_L , λ_D e λ_G , respectivamente), (ii) equações de resistência seguem (ii.a) a curva de flambagem única para flambagem global G (fator de redução da resistência χ), (ii.b) a equação do tipo Winter para o caso de modos de flambagem local L, distorcional D, interação local-global LG, e (ii.c) a equação do tipo Winter para o caso proposto de interação LD. A razão entre índices de esbeltez $R_{\lambda DL} = \lambda_D / \lambda_L$ é tomada como a principal variável do problema.

A compatibilidade das equações propostas (eqs. 4 a 6) com o MRD é ilustrada com a visualização 3D da superfície de resistência, na figura 9, com a garantia da combinação entre as soluções tradicionais do MRD para a flambagem local L e distorcional D, respectivamente para $R_{\lambda DL} < 0,45$ com a equação 1.c e $R_{\lambda DL} > 1,05$ com a equação 1.e, com a solução proposta para a interação entre modos de flambagem LD na faixa de variação $0,45 \leq R_{\lambda DL} \leq 1,05$.

A solução proposta para a interação de flambagem LD considera, implicitamente, que as colunas de PFF examinadas não são afetadas pela da flambagem global. A presença insignificante da flambagem global foi assegurada, respeitando-se o limite da razão de índices de esbeltez $\lambda_G / \lambda_{\max LD} \leq 0,40$. Para os casos que extrapolem esta condição podemos ter a interação tripla entre modos de flambagem (LDG), objeto de estudos dos autores para a extensão da metodologia apresentada.

Finalmente, as seguintes considerações resumem o ponto de vista dos autores sobre a solução proposta para o dimensionamento dos PFF na compressão axial, nos casos de interação entre modos de flambagem LD: a metodologia de dimensionamento (i) é fácil de aplicar, (ii) segue os princípios do MRD, (iii) inclui os parâmetros usuais das prescrições baseadas no MRD, (iv) é confiável para o dimensionamento de colunas PFF com seção U enrijecido e (v) é capaz de ser aplicada a outros tipos de colunas PFF (cartola, Z enrijecido e rack).

AGRADECIMENTOS

O primeiro autor agradece o apoio do CNPq, pelo financiamento da pesquisa de doutorado (processo 141287/2019-5).

REFERÊNCIAS

- [1] J.A. Lazzari, E.M. Batista, Finite strip method computer application for buckling analysis of thin-walled structures with arbitrary cross-sections, REM - Int. Eng. Journal, 74 (2021). <https://doi.org/10.1590/0370-44672020740065>.
- [2] ABNT, NBR 14762 – Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio, Rio de Janeiro, Brazil (2010).
- [3] B.W. Schafer, T. Peköz, Direct strength prediction of cold-formed steel members using numerical elastic buckling solutions, in: Fourteenth Int. Spec. Conf. Cold-Formed Steel Struct., St. Louis, Missouri, USA (1988): 1–8.
- [4] G.J. Hancock, Y.B. Kwon, E. Stefan Bernard, Strength design curves for thin-walled sections undergoing distortional buckling, J. Constr. Steel Res. 31 (1994): 169–186. [https://doi.org/10.1016/0143-974X\(94\)90009-4](https://doi.org/10.1016/0143-974X(94)90009-4).
- [5] American Iron and Steel Institute (AISI), North American Specification (NAS) for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members (AISI-S100-16), Washington DC, USA (2016).
- [6] AS/NZS (Australian/New Zealand Standard) Cold-Formed Steel Structures – AS/NZS 4600:2018 (3rd ed.), Sydney/Wellington, Australia, (2018).
- [7] E.M. Batista, 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 (2010): 345-356.
- [8] G.Y. Matsubara, E.M. Batista, G.C. Salles, Lipped channel cold-formed steel columns under local-distortional buckling mode interaction, Thin-Walled Struct. 137 (2019). 251–270, <http://dx.doi.org/10.1016/j.tws.2018.12.041>.

- [9] G.Y. Matsubara, E.M. Batista. Local-distortional buckling mode of steel cold-formed columns: Generalized direct strength design approach. *Thin-Walled Struct.*, 183 (2023): 110356.
- [10] P.B. Dinis, D. Camotim, Cold-formed steel columns undergoing local-distortional coupling: Behaviour and direct strength prediction against interactive failure, *Comput. Struct.* 147 (2015): 181–208. <https://doi.org/10.1016/j.compstruc.2014.09.012>.
- [11] N. Silvestre, D. Camotim, P.B. Dinis, Post-buckling behaviour and direct strength design of lipped channel columns experiencing local/distortional interaction, *J. Constr. Steel Res.* 73 (2012): 12–30. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2012.01.005>.
- [12] A.D. Martins, P.B. Dinis, D. Camotim, P. Providência, On the relevance of local-distortional interaction effects in the behaviour and design of cold-formed steel columns, *Comput. Struct.* 160 (2015): 57–89. <https://doi.org/10.1016/j.compstruc.2015.08.003>.
- [13] Y.B. Kwon, G.J. Hancock, Tests of cold-formed channels with local and distortional buckling, *J. Struct. Eng.* 118 (1992): 1786–1803.
- [14] J. Loughlan, N. Yidris, K. Jones, The failure of thin-walled lipped channel compression members due to coupled local-distortional interactions and material yielding, *Thin-Walled Struct.* 61 (2012): 14–21. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2012.03.025>.
- [15] B. Young, N. Silvestre, D. Camotim, Cold-Formed Steel Lipped Channel Columns Influenced by Local-Distortional Interaction: Strength and DSM Design, *J. Struct. Eng.* 139 (2013): 1059 – 1074. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)st.1943-541x.0000694](https://doi.org/10.1061/(asce)st.1943-541x.0000694).
- [16] J. Chen, M.-T. Chen, B. Young, Compression Tests of Cold-Formed Steel C- and Z-Sections with Different Stiffeners, *J. Struct. Eng.* 145 (2019): 04019022. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)st.1943-541x.0002305](https://doi.org/10.1061/(asce)st.1943-541x.0002305).
- [17] B. Young, K.J.R. Rasmussen, Design of lipped channel columns, *J. Struct. Eng.* 124 (1998) 140–148. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1998\)124:2\(140\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1998)124:2(140)).
- [18] S.C.W. Lau, G.J. Hancock, Distortional buckling tests of cold-formed channel sections., in: *Ninth Int. Spec. Conf. Cold-Formed Steel Struct.*, St. Louis, Missouri, USA (1988): pp. 45–78.
- [19] R.G.A. Campos, Análise da interação entre os modos de flambagem local e distorcional em perfis de aço formados a frio com seção rack sob compressão axial, *Dissertação de Mestrado*. Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brazil (2020).
- [19] SAS, *Theory Reference for the Mechanical APDL and Mechanical Applications*, (2009): 1–1226.
- [20] E. Ellobody, B. Young, Behavior of Cold-Formed Steel Plain Angle Columns, *J. Struct. Eng.* 131 (2005): 457–466. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)0733-9445\(2005\)131:3\(457\)](https://doi.org/10.1061/(asce)0733-9445(2005)131:3(457)).
- [21] V.Z. Meimand, B.W. Schafer, Impact of load combinations on structural reliability determined from testing cold-formed steel components, *Struct. Saf.* 48 (2014): 25–32. <https://doi.org/10.1016/j.strusafe.2013.10.006>.
- [22] J.A. de Lazzari, E.M. Batista, Distortional-global buckling interaction relevance in cold-formed steel lipped channel columns, *Lat. Am. J. Solids Struct.* 17 (2020): 1–29. <https://doi.org/10.1590/1679-78256264>.

- [23] D. Cava, D. Camotim, P.B. Dinis, A. Madeo, Numerical investigation and direct strength design of cold-formed steel lipped channel columns experiencing local-distortional-global interaction, *Thin-Walled Struct.* 105 (2016): 231–247. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2016.03.025>.
- [24] P.B. Dinis, D. Camotim, B. Young, E.M. Batista, CFS lipped channel columns affected by L-D-G interaction. Part II: Numerical simulations and design considerations, *Comput. Struct.* 207 (2018): 200–218. <https://doi.org/10.1016/j.compstruc.2017.03.017>.
- [25] P.B. Dinis, E.M. Batista, D. Camotim, E.S. dos Santos, Local-distortional-global interaction in lipped channel columns: Experimental results, numerical simulations and design considerations, *Thin-Walled Struct.* 61 (2012): 2–13. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2012.04.012>.
- [26] B. Young, P.B. Dinis, D. Camotim, CFS lipped channel columns affected by L-D-G interaction. Part I: Experimental investigation, *Comput. Struct.* 207 (2018): 219–232. <https://doi.org/10.1016/j.compstruc.2017.03.016>.
- [27] E.S. Santos, Interação entre os modos de flambagem local-distorcional-global em perfis de aço formados a frio com seção u enrijecido na compressão axial. Tese de Doutorado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brazil (2014).
- [28] J. Chen, M.-T. Chen, B. Young, Compression Tests of Cold-Formed Steel C- and Z-Sections with Different Stiffeners, *J. Struct. Eng.* 145 (2019): 04019022. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)st.1943-541x.0002305](https://doi.org/10.1061/(asce)st.1943-541x.0002305).
- [29] B. Young, K.J.R. Rasmussen, Design of lipped channel columns, *J. Struct. Eng.* 124 (1998): 140–148. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1998\)124:2\(140\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1998)124:2(140)).
- [30] S.C.W. Lau, G.J. Hancock, Distortional buckling tests of cold-formed channel sections., in: *Ninth Int. Spec. Conf. Cold-Formed Steel Struct.*, St. Louis, Missouri, USA (1988): 45–78.