

ANÁLISE DA INTERAÇÃO ENTRE OS MODOS DE FLAMBAGEM LOCAL E DISTORCIONAL EM PERFIS DE AÇO FORMADOS A FRIO COM SEÇÃO RACK

Raquel Gabriela A. Campos¹, Eduardo de Miranda Batista¹, Juarez Moara Santos Franco²

¹ Programa de Engenharia Civil – COPPE – Universidade Federal do Rio de Janeiro
Centro de Tecnologia - Av. Horácio Macedo, s/n - Cidade Universitária, 21941-450, Rio de Janeiro, Brasil
raquel.campos@coc.ufrj.br, batista@coc.ufrj.br

² Instituto de Tecnologia, Universidade Federal Rural do Rio de Janeiro
Rodovia Br 465, Km 07, s/n - Zona Rural, Seropédica – RJ, Brasil
juarezfranco@ufrj.br

Abstract. Buckling modes interaction is a quite frequent behavior of cold-formed steel members, conducting to structural strength reduction. Local, distortional and global buckling modes are considered in design standard and code procedures of steel cold-formed members, according with widely accepted rules, as those included in the direct strength method, DSM, and the effective section method, ESM. The former has been incorporated by different standards in many countries and the latter is part of the Brazilian code NBR 14762:2010. Anyway, the design rules available in these standards offer solution only for local-global buckling interaction.

The local-distortional buckling interaction, LD, is the focus of the present research, addressed to the particular case of rack section columns, usually applied in storage rack systems. The investigation takes into account previous results for LD buckling interaction for lipped channel columns available in the literature, including the results of recent researches developed by the Thin-Walled Structures research group from COPPE-UFRJ. The present study is based on (i) the development of a shell finite element method numerical model, calibrated with the help of experimental results available from previous investigations; (ii) development of parametric analysis covering LD interaction of CFS rack columns with wide variation of geometry and slenderness; (iii) examining proposed DSM-based formulations in the literature to predict CFS lipped channel columns strength, and its applicability to rack sections. Based on the results obtained through FEM modeling of 210 columns, it was found that the DSM approaches proposed for lipped channel columns lead to appropriate and accurate results in the case of rack sections. **Keywords:** Local-distortional buckling; cold-formed steel column; rack section; direct strength method.

1 Introdução

Os perfis formados a frio merecem tratamento especializado, visto que são fabricados com paredes finas, característica que os torna suscetíveis a fenômenos de instabilidade chamados de flambagem local, distorcional e global. As seções comumente usadas podem exibir cargas últimas e mecanismos de falha que são afetados pela interação entre esses modos de flambagem, como por exemplo a interação local-distorcional (LD).

Trabalhos de pesquisa como o de Schafer [1], Silvestre *et al.* [2], Martins *et al.* [3], Matsubara [4], Matsubara *et al.* [5] e Batista *et al.* [6] abordam a análise da interação LD em algumas seções de perfis formados a frio e apresentam expressões para este dimensionamento.

Este trabalho de pesquisa tem como objetivo investigar o comportamento de interação entre os modos de flambagem local e distorcional em perfis de aço formados a frio com paredes finas de seção rack sem furos de modo a determinar as variáveis relevantes no fenômeno da interação LD. O estudo será baseado em modelo numérico computacional tridimensional apropriado, com a utilização do programa de elementos finitos ANSYS [7], validado e calibrado a partir de resultados experimentais divulgados por Dinis *et al.* [8] e Vasquez [9], e na adoção dos princípios do Método da Resistência Direta (MRD) [10].

2 Materiais e Métodos

O Método da Resistência Direta proposto por Schafer e Peköz [10] é voltado para a previsão da resistência de colunas e vigas de perfis formados a frio através do ajuste de resultados experimentais e/ou numéricos, com base na equação de Winter [11]. O formato dessa equação é dado pela equação (1):

$$P_u = \left(1 - \frac{A}{\lambda^B}\right) \frac{P_y}{\lambda^B} \quad \lambda = \sqrt{\frac{P_y}{P_{cr}}} \quad (1)$$

Onde, P_u é a carga última; A e B são os coeficientes de ajuste obtidos experimentalmente e/ou numericamente; P_y , a carga de início de escoamento do aço; P_{cr} , a carga crítica de flambagem e λ , o índice de esbeltez.

A resistência nominal (P_n) de uma coluna é dada pelo mínimo valor entre as cargas nominais local (L), distorcional (D), global (G), local-global (LG) e local-distorcional (LD). Atualmente, o Método da Resistência Direta aborda as curvas de projeto para colunas que apresentam falhas nos modos local, distorcional, global e de interação local-global, conforme apresentado nas equações (2) a (5) e que constam no apêndice C da NBR 14762 [12], faltando ainda uma recomendação normativa para abordagens de projeto em relação às colunas que exibem falhas na interação LD, DG e LDG.

$$P_{nL} = \begin{cases} P_y & \lambda_L \leq 0,776 \\ \left(1 - \frac{0,15}{\lambda_L^{0,8}}\right) \frac{P_y}{\lambda_L^{0,8}} & \lambda_L > 0,776 \end{cases} \quad \lambda_L = \sqrt{\frac{P_y}{P_{crL}}} \quad (2)$$

$$P_{nD} = \begin{cases} P_y & \lambda_D \leq 0,561 \\ \left(1 - \frac{0,25}{\lambda_D^{1,2}}\right) \frac{P_y}{\lambda_D^{1,2}} & \lambda_D > 0,561 \end{cases} \quad \lambda_D = \sqrt{\frac{P_y}{P_{crD}}} \quad (3)$$

$$P_{nG} = \begin{cases} \left(0,658\lambda_G^2\right) P_y & \lambda_G \leq 1,5 \\ \left(\frac{0,877}{\lambda_G^2}\right) P_y & \lambda_G > 1,5 \end{cases} \quad \lambda_G = \sqrt{\frac{P_y}{P_{crG}}} \quad (4)$$

$$P_{nLG} = \begin{cases} P_{nG} & \lambda_{LG} \leq 0,776 \\ \left(1 - \frac{0,15}{\lambda_{LG}^{0,8}}\right) \frac{P_{nG}}{\lambda_{LG}^{0,8}} & \lambda_{LG} > 0,776 \end{cases} \quad \lambda_{LG} = \sqrt{\frac{P_{nG}}{P_{crL}}} \quad (5)$$

Para lidar com a interação LD alguns pesquisadores realizaram adaptações ao Método da Resistência Direta, e algumas das expressões propostas serão abordadas a seguir.

(i) Proposta de Matsubara *et al.* [5]

Matsubara *et al.* [5] desenvolveram uma abordagem de projeto com alcance maior para a variedade de perfis formados a frio, testada para colunas U enrijecido com $0,4 \leq b_f/b_w \leq 1,0$ e $0,2 \leq b_s/b_w \leq 0,3$. Sendo a equação base (6), os coeficientes A e B representados pelas equações a seguir (7) e (8).

$$P_{nLD} = \left(1 - \frac{A}{\lambda_{máxLD}^B}\right) \frac{P_y}{\lambda_{máxLD}^B} \quad \lambda_{máxLD} = \max\{\lambda_L, \lambda_D\} \quad (6)$$

$$A = \begin{cases} 0,15 & R_{\lambda DL} < 0,90 \\ 20,64R_{\lambda DL}^3 - 57,75R_{\lambda DL}^2 + 54,33R_{\lambda DL} - 17,02 & 0,90 \leq R_{\lambda DL} \leq 1,05 \\ 0,25 & R_{\lambda DL} > 1,05 \end{cases} \quad (7)$$

$$B = \begin{cases} 0,80 & R_{\lambda DL} < 0,45 \\ 7,17R_{\lambda DL}^4 - 25,76R_{\lambda DL}^3 + 31,07R_{\lambda DL}^2 - 14,21R_{\lambda DL} + 2,97 & 0,45 \leq R_{\lambda DL} \leq 1,05 \\ 1,20 & R_{\lambda DL} > 1,05 \end{cases} \quad (8)$$

(ii) Proposta Batista *et al.* [6]

Recentemente, Batista *et al.* [6] propuseram novas equações para os coeficientes A e B apresentados nas equações (9) e (10), configurando uma nova proposta para o cálculo da resistência de colunas em perfis formados a frio de seção U enrijecido com $\lambda_G/\lambda_L \leq 0,5$ e $\lambda_G/\lambda_D \leq 0,5$.

$$A = \begin{cases} 0,15 \\ 0,4R_{\lambda DL} - 0,17 \\ 0,25 \end{cases} \quad \begin{cases} R_{\lambda DL} < 0,80 \\ 0,80 \leq R_{\lambda DL} \leq 1,05 \\ R_{\lambda DL} > 1,05 \end{cases} \quad (9)$$

$$B = \begin{cases} 0,80 \\ -2,26R_{\lambda DL}^2 + 4,06R_{\lambda DL} - 0,57 \\ 1,20 \end{cases} \quad \begin{cases} R_{\lambda DL} < 0,45 \\ 0,45 \leq R_{\lambda DL} \leq 1,05 \\ R_{\lambda DL} > 1,05 \end{cases} \quad (10)$$

3 Modelagem numérica

A investigação fundamenta-se na modelagem numérica de colunas de aço de perfis formados a frio, via Método dos Elementos Finitos, por meio do emprego do programa ANSYS [7]. A solução numérica de estabilidade estrutural deu-se através do Método de Riks [13], que apresenta bons resultados para o estudo de placas sujeitas a fenômenos de flambagem. Esse método mostrou-se eficiente em vários trabalhos de estabilidade estrutural presentes na literatura, como por exemplo, o de Matsubara [4].

Os perfis de aço e as chapas de extremidade dos modelos investigados são simuladas por elementos finitos de casca SHELL181 que considera esforços de flexão, cisalhamento e efeito de membrana. Esse tipo de elemento de casca é comumente utilizado por diversos pesquisadores no estudo de perfis de parede fina. O elemento é definido por quatro nós, sendo que cada nó possui seis graus de liberdade: translação e rotação em torno dos eixos x, y e z.

A dimensão dos elementos foi definida como sendo 5 mm de lado, conforme recomendado em trabalhos por pesquisadores como Fena [14], Silvestre *et al.* [2] e Matsubara [4]. Desta forma, pode-se afirmar que o modelo em elementos finitos possui grau de refinamento adequado, permitindo uma boa representação do comportamento estático da estrutura analisada. A Figura 1 apresenta a malha de elementos finitos do modelo gerado no ANSYS [7].

As condições de contorno são consideradas de duas formas na etapa de validação do modelo numérico: (i) engastadas para a validação das colunas de Dinis *et al.* [8] e (ii) apoiadas com empenamento impedido para a validação das colunas de Vasquez [9]. Posteriormente, na etapa da análise paramétrica, as colunas serão consideradas com os deslocamentos dos nós de extremidade restringidos nas direções da seção transversal e rotação impedida nos três eixos principais, configurando assim apoios engastados. O movimento de corpo rígido na direção longitudinal de todas as barras foi impedido em um único nó localizado no meio do comprimento da coluna e à meia altura da alma.

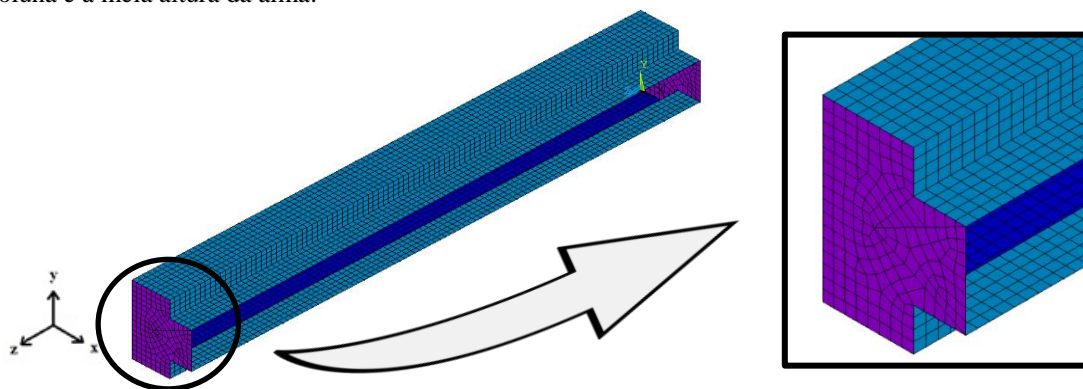


Figura 1 - Perspectiva da malha em elementos finitos com as chapas de extremidade

A presença de imperfeições na estrutura tem grande importância para análises que envolvam modos de flambagem, visto que influenciam significativamente os fenômenos de instabilidade estrutural. Embora existam diversos métodos para a caracterização das imperfeições geométricas iniciais, será adotado no presente trabalho o mesmo método que Martins *et al.* [3] utilizando o primeiro modo de flambagem com amplitude equivalente a 10% da espessura da parede do perfil. Isto significa que será necessário realizar, primeiramente, a análise de estabilidade elástica no programa de elementos finitos para a obtenção do modo crítico de flambagem da coluna que, posteriormente, será incorporado ao programa como imperfeição geométrica inicial de amplitude 0,10 t.

4 Validação do modelo numérico

A validação de modelos numéricos é uma etapa importante em um projeto de pesquisa, pois a escolha correta de um modelo representativo influencia diretamente a qualidade dos resultados definidos em função dos objetivos que se deseja alcançar. Neste trabalho, a validação do modelo numérico em elementos finitos deu-se em duas etapas: validação numérica-numérica e validação numérica-experimental.

A validação numérica-numérica do modelo de elementos finitos foi realizada através da comparação dos resultados das cargas críticas local e distorcional determinadas através das curvas de assinatura geradas pelos programas computacionais CUFSM [15] e GBTUL [16] bem como a comparação com os resultados obtidos nos trabalhos de Dinis *et al.* [8] e Vasquez [9]. A validação numérica-experimental do modelo foi fundamentada a partir de valores experimentais de carga última extraídos do artigo Dinis *et al.* [8] e da dissertação de Vasquez [9], que serão comparados aos resultados de carga última obtidos através do modelo em elementos finitos.

A comparação dos resultados obtidos pelo MEF com os valores experimentais resultou em médias, desvios padrão e coeficientes de variação conforme apresentados na Tabela 1. Entretanto, apesar dos ensaios de algumas colunas apresentarem um grande desvio, os modelos numéricos apresentaram de modo geral bons resultados para a aplicação dos três tipos de imperfeição nas colunas ensaiadas por Dinis *et al.* (2014). As colunas de VASQUEZ (1998) foram consideradas como biapoizadas conforme descrito em seu experimento, porém devido às dificuldades práticas de representar fielmente os apoios, estes podem ter apresentado certo tipo de engastamento que não foi considerado no modelo numérico desse conjunto de colunas e, portanto, as cargas últimas numéricas apresentaram valores menores do que as cargas últimas experimentais ($P_{uNum}/P_{uExp} > 1$).

Tabela 1 - Comparação dos resultados obtidos de P_{uNum}/P_{uExp} para colunas de Dinis *et al.* e Vasquez

	Dinis <i>et al.</i> [8] (10 ensaios verificados)			Vasquez [9] (18 ensaios verificados)		
	Imperfeição Local	Imperfeição Distorcional	Imperfeição LD	Imperfeição Local	Imperfeição Distorcional	Imperfeição LD
Média	0,92	0,98	0,99	1,06	1,12	1,07
D. Padrão	0,04	0,05	0,07	0,09	0,09	0,09
Coef. de Var.	0,04	0,05	0,07	0,08	0,08	0,08

A Figura 2 representa o mecanismo de colapso obtido numericamente das colunas RS-8-2 [8] e CL1-4 [9] que coincidem com os apresentados pelos autores das pesquisas experimentais: (a) interação local-distorcional e (b) distorcional.

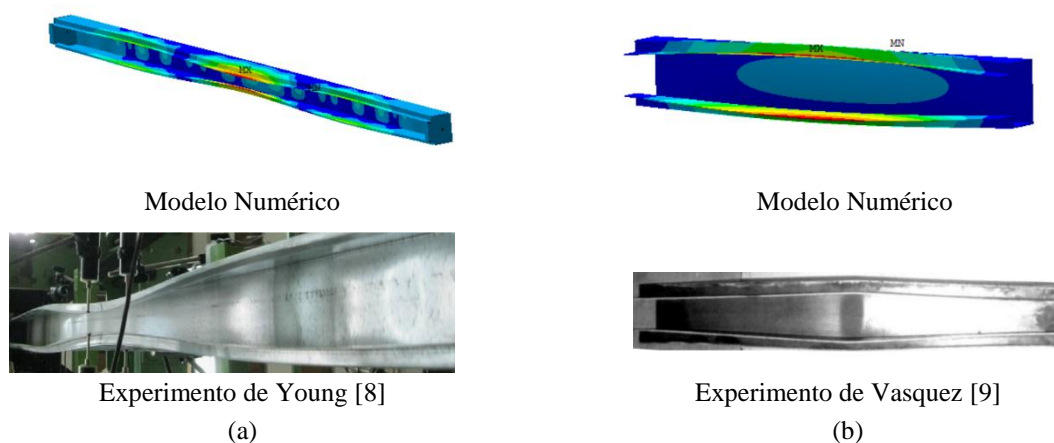


Figura 2 - Mecanismo de colapso das colunas (a) RS-8-2 (L+D) e (b) CL1-2 (Distorcional), considerando imperfeições iniciais equivalentes ao primeiro modo de flambagem elástica

5 Análise e Resultados

Na presente pesquisa, foram realizadas simulações numéricas com 240 modelos de colunas de seção rack, dois quais 30 modelos não atingiram a convergência numérica, com seções transversais que se enquadrem dentro de padrões de geometria fabricáveis e usuais, tendo como objetivo, a compreensão da influência da combinação

de parâmetros geométricos sobre a resistência dos perfis quando sujeitos à interação local-distorcional. A Figura 3 apresenta a seção do tipo rack que foi utilizada como objeto de estudo dessa pesquisa.

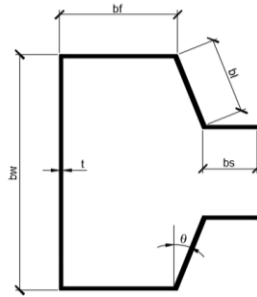


Figura 3 - Seção rack objeto de estudo

A análise foi dividida em três etapas: (i) variação da espessura, sendo analisados 46 modelos com t variando dentro do intervalo $[0,3; 2,5]$; (ii) variação de b_f/b_w dentro do intervalo $[0,50;0,95]$, com análise de 80 modelos, dos quais 20 também foram utilizados para a análise da variação da espessura e, (iii) variação do ângulo θ de 0° a 45° , com análise de 134 modelos.

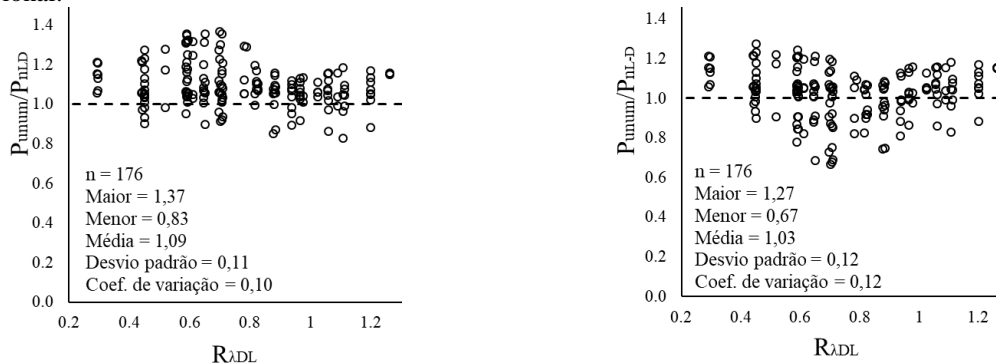
Segundo Matsubara [4], o valor de $R_{\lambda DL}$ (λ_D/λ_L) tem a função de medir o grau de interação local-distorcional da coluna e o parâmetro λ_{maxLD} é o responsável pela medição da capacidade de desenvolver os modos de flambagem no regime elástico. Por este motivo, para cada tipologia de coluna a ser analisada, foram geradas 4 colunas com tensões de escoamento distintas de modo que $\lambda_{maxLD} = \{1,0; 1,5; 2,0 \text{ e } 2,5\}$, visto que quanto maior for a tensão de escoamento, mais acentuado será o desenvolvimento da pós-flambagem elástica, favorecendo o desenvolvimento do fenômeno de interação secundária.

5.1. Avaliação de procedimentos propostos para interação LD

Conforme foi apresentado no item 2 deste artigo, existem diversas propostas adaptadas do MRD para lidar com a interação entre os modos local e distorcional. Com o objetivo de verificar a validade das equações (9) e (10), desenvolvidas inicialmente para seções de U enrijecido, propostas por Batista *et al.* [6] foi gerado o gráfico da Figura 5(a) que relaciona a carga resistente obtida numericamente com a carga resistente proposta. Foram plotados os resultados de todas as colunas testadas numericamente, com exceção das colunas com $\lambda_G/\lambda_{maxLD} > 0,60$, as quais podem conter efeitos não desprezíveis do modo global, sendo plotados, portanto apenas colunas que desenvolveram modos de flambagem L, D ou LD.

De modo a comparar esses resultados com o método já existente na NBR 14762 [12] foi plotado o gráfico apresentado na Figura 4(b). Dessa forma é possível verificar que os pontos do gráfico (a) sofreram um leve deslocamento para cima quando comparados aos resultados do gráfico (b).

Os resultados obtidos através das equações propostas por Batista *et al.* [6] tiveram média, desvio padrão e coeficiente de variação iguais a $\{1,09; 0,11 \text{ e } 0,10\}$, respectivamente. Os dados na Figura4(a) indicam resultados satisfatórios e eficientes, uma vez que a média encontrada é em torno de 1,0 e o desvio padrão é baixo. Quanto mais próximos da reta tracejada estiverem os resultados, mais eficiente é o método, uma vez que a resistência calculada através do método se aproxima da resistência encontrada numericamente através de modelagem computacional.



(a) Proposta de Batista *et al.* [6] - P_{nLD}

(b) NBR 14762 [12] - $P_{n(L-D)} = \min\{P_{nL}; P_{nD}\}$

Figura 1 - Variação da relação P_{unum}/P_n em função de $R_{\lambda DL}$ obtida através de (a) Método proposto por Batista *et al.* [6] - P_{nLD} e (b) Método presente na NBR 14762 [12] desconsiderando modo global

Embora, a abordagem P_{nLD} [6] tenha sido criada para lidar com colunas cuja relação $\lambda_G/\lambda_{maxLD}$ seja inferior a 0,25, na Figura 5 é possível observar que para os resultados numéricos analisados, essa abordagem ainda é eficaz para valores de $\lambda_G/\lambda_{maxLD}$ até aproximadamente 0,60. A partir de então, pode-se verificar que ocorre uma redução gradual da resistência devido ao aumento da influência do modo global.

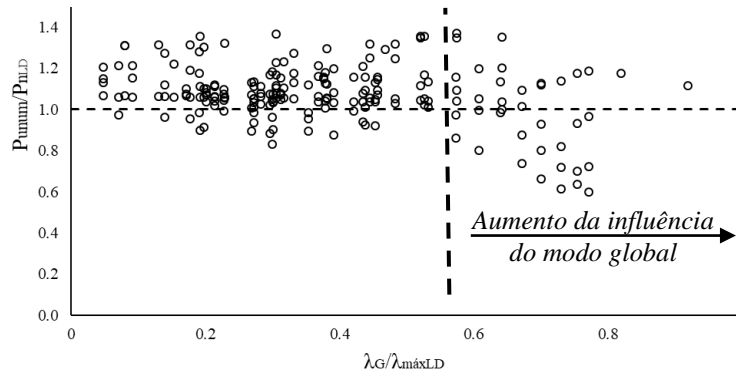


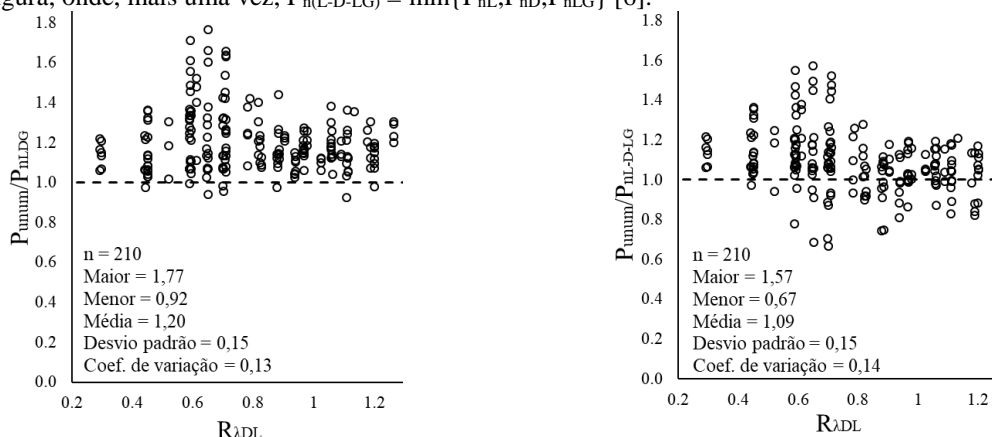
Figura 5 - Variação da relação P_{unum}/P_{nLD} em função de $\lambda_G/\lambda_{maxLD}$

Na sequência das pesquisas registradas por Batista *et al.* [6], Matsubara e Batista [17] desenvolveram recentemente uma proposta para incluir a influência do modo global. Sendo assim, para criarem a abordagem P_{nLDG} na equação (6), a força de início de escoamento (P_y) foi substituída por P_{nG} e λ por λ_{LDG} , enquanto os coeficientes A e B foram mantidos os mesmos da proposta P_{nLD} , segundo as equações (9) e (10). O formato dessa abordagem é apresentado nas equações (11) e (12).

$$P_{nLDG} = \left(1 - \frac{A}{\lambda_{LDG}^B}\right) \frac{P_{nG}}{\lambda_{LDG}} \quad \text{Onde,} \quad \lambda_{LDG} = \sqrt{\frac{P_{nG}}{P_{crminLD}}} \quad (11)$$

$$P_{nG} = \begin{cases} \left(0,658\lambda_G^2\right) P_y & \lambda_G \leq 1,5 \\ \left(\frac{0,877}{\lambda_G^2}\right) P_y & \lambda_G > 1,5 \end{cases} \quad \lambda_G = \sqrt{\frac{P_y}{P_{crG}}} \quad (12)$$

Com a finalidade de verificar a validade de tal proposta, 34 colunas que apresentaram influência do modo global foram incluídas na amostra das 176 colunas analisadas na proposta P_{nLD} , totalizando uma amostra com 210 dados. Os resultados obtidos através da formulação P_{nLDG} foram plotados no gráfico (a) da Figura 6, contrastados com os resultados obtidos através das formulações presentes na NBR 14762 [12] ilustrados no gráfico (b) desta mesma figura, onde, mais uma vez, $P_{n(L-D-LG)} = \min\{P_{nL}; P_{nD}; P_{nLG}\}$ [6].



(a) Proposta de Matsubara e Batista [17] - P_{nLDG} (b) NBR 14762 [12] - $P_{n(L-D-LG)} = \min\{P_{nL}; P_{nD}; P_{nLG}\}$
 Figura 2 - Variação da relação P_{unum}/P_n em função de R_{LDL} obtida por: (a) Método proposto por Matsubara e Batista [17] para P_{nLDG} e (b) Método presente na NBR 14762 [12] considerando os modos L, D e G

A partir da Figura 6 constata-se que a formulação P_{nLDG} implicou também em um leve deslocamento vertical dos resultados obtidos através dessa proposta tiveram média, desvio padrão e coeficiente de variação iguais a {1,20; 0,15 e 0,13} respectivamente, mostrando um método mais conservador que os demais principalmente no trecho em que $0,50 < \lambda_G/\lambda_{maxLD} < 0,70$, como pode ser observado na Figura 7.

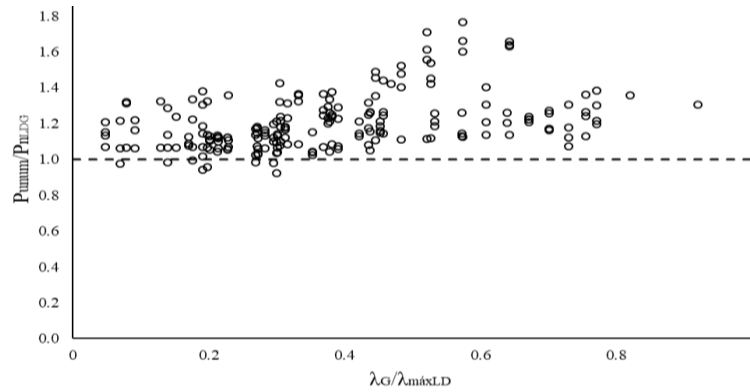


Figura 7 - Variação da relação P_{unum}/P_{nLDG} , segundo o método proposto por Matsubara e Batista [17] em função de $\lambda_G/\lambda_{maxLD}$

5.1.1. Coeficiente de ponderação da resistência (γ)

Segundo recomendação da NBR14762 [12], o esforço resistente de cálculo (P_d) deve ser calculado pela relação entre o valor nominal do esforço resistente (P_n) e o coeficiente de ponderação da resistência (γ), conforme indicado na equação (13).

$$\gamma = \frac{1}{1,52(X_m X_f) e^{-\beta} \sqrt{\delta_m^2 + \delta_f^2} + C_p \delta_f^2 + 0,044} \leq 1,2 \quad (13)$$

Onde, X_m é o valor médio do fator material (= 1,1 segundo tabela 17 da NBR14762:2010); X_f é o valor médio do fator de fabricação (= 1,0 segundo tabela 17 da NBR14762:2010); e é a base do logaritmo natural (=2,718); β_0 é o índice de confiabilidade-alvo (= 2,0 para barras submetidas a compressão); δ_m , coeficiente de variação do fator material(0,10 segundo tabela 17 da NBR14762:2010); δ_f , coeficiente de variação do fator fabricação(=0,05 segundo tabela 17 da NBR14762:2010); C_p é o fator de correção, dado por $C_p = 5,7$ para $n = 3$ ou $C_p = m(1+1/n)/(m-2)$ para $n \geq 3$ e $n = n^\circ$ de amostras, $m = \text{grau de liberdade} (= n - 1)$ e δ_t é o coeficiente de variação (desvio padrão/média) $\geq 0,065$.

Desta forma, o coeficiente de ponderação da resistência foi calculado para as duas propostas: P_{nLD} e P_{nLDG} de Batista *et al.* [6] e, Matsubara e Batista [17] respectivamente, segundo as equações (6) e (11) cujos coeficientes A e B são descritos pelas equações (7) e (8) para ambos os casos, confirmando desempenho adequado para ambas as propostas, com $\gamma_{LD} = 1,14$ e $\gamma_{LDG} = 1,17$. Portanto, pode-se afirmar que as duas propostas apresentam boa concordância com o valor recomendado pelo código brasileiro ($\gamma = 1,20$) (NBR 14672:2010). Esses resultados podem ser observados na Tabela 2.

Tabela 2 - Valores utilizados para o cálculo do coeficiente de ponderação da resistência

	γ	Média	Desv. Pad.	Coef. Var.	Nº de colunas
P_{nLD}	1,14	1,09	0,11	0,10	176
P_{nLDG}	1,17	1,20	0,15	0,13	210

6. Conclusões

O objetivo desse trabalho de pesquisa foi estudar o comportamento de interação LD entre os modos de flambagem local e distorcional em perfis de aço formados a frio de seção rack sem furos. A partir da investigação de 210 colunas com diferentes variações de geometria foi comprovado numericamente a existência da interação LD em 107 delas, onde essa interação ocorre tanto durante o regime elástico como, também, no mecanismo de colapso.

O cálculo da resistência de colunas sujeitas à interação LD requer um procedimento adequado para lidar com esse fenômeno. Sendo assim, a proposta P_{nLD} de Batista *et al.* [6] foi testada com base nos resultados numéricos obtidos através da análise não linear de um conjunto diversificado de colunas com seção rack, verificando-se que a formulação conduziu a resultados adequados e eficientes.

Aproveitando-se alguns dados de colunas que desenvolveram interação LDG, ou que apresentaram indícios de proximidade com o modo global, mensurados a partir da relação $\lambda_G/\lambda_{maxLD}$, foi testada a proposta de Matsubara e Batista [17] que leva em consideração essa tripla interação entre os modos L, D e G: P_{nLDG} . Tal proposta se mostrou mais conservadora do que a anteriormente considerada.

Com relação à análise do coeficiente de ponderação da resistência, a proposta Batista *et al.* [6] P_{nLD} apresentou $\gamma = 1,14$, estando em concordância com o valor sugerido pela NBR 14762 [12] para colunas de perfis formados a frio, $\gamma = 1,20$. Sendo assim, pode-se afirmar que os resultados encontrados confirmam o desempenho adequado da abordagem P_{nLD} , descrevendo o comportamento de interação local-distorcional em perfis formados a frio de seção rack sob compressão axial de maneira eficiente. A abordagem P_{nLDG} também apresentou resultados satisfatórios ($\gamma = 1,17$), sendo eficaz para estimar o esforço resistente de projeto de colunas sujeitas à interação LD e de colunas de seção rack.

A partir dos resultados obtidos através da análise paramétrica, pode-se concluir, finalmente, que tanto a relação b_f/b_w como o ângulo θ do enrijecedor de bordo tem influência significativa na carga última das colunas. Finalmente, dentro do universo de dados gerados na presente pesquisa, as formulações propostas por Batista *et al.* [6] englobam estas variações de maneira eficiente.

Declaração de autoria. Os autores confirmam que são as únicas pessoas responsáveis pela autoria deste trabalho e que todo o material que foi incluído aqui como parte do presente artigo é de propriedade (e autoria) dos autores ou tem a permissão dos proprietários para serem incluídos aqui.

Agradecimentos. Aos orientadores pelo apoio e condução durante a pesquisa. Aos amigos do laboratório pelo constante incentivo. À Universidade Federal do Rio de Janeiro e ao Programa de Engenharia Civil da COPPE pela infraestrutura, qualidade e excelência do corpo docente. À CAPES e ao CNPQ.

Referências

- [1] B. W. Schafer, "Local, Distortional, and Euler Buckling of Thin-Walled Columns," *Journal of Structural Engineering*, vol. 128, p. 289–299, 2002.
- [2] N. Silvestre, D. Camotim e P. B. Dinis, "Post-buckling behaviour and direct strength design of lipped channel columns experiencing local/distortional interaction," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 73, pp. 12-30, 2012.
- [3] A. D. Martins, D. Camotim e P. Dinis, "On the direct strength design of cold-formed steel columns failing in local-distortional interactive modes.," *Thin-Walled Structures*, vol. 120, n° March, p. 432–445, 2017.
- [4] G. Y. Matsubara, Análise da interação entre modos de flambagem local e distorcional em perfis de aço formados a frio com seção U enrijecido sob compressão axial, Rio de Janeiro: Dissertação de Mestrado, COPPE/ UFRJ, 2018.
- [5] G. Y. Matsubara, E. M. Batista e G. C. Salles, "Lipped channel cold-formed steel columns under local-distortional buckling mode interaction," *Thin-Walled Structures*, pp. 251-270, 2019.
- [6] E. M. Batista, G. Y. Matsubara e J. M. S. Franco, "Local-distortional buckling interaction of cold-formed steel columns design approach," *Stability and Ductility of Steel Structures*, vol. Único, pp. 164-171, 2019.
- [7] Swanson Analysis Systems, Inc., "ANSYS," 2009.
- [8] P. B. Dinis, B. Young e D. Camotim, "Local–distortional interaction in cold-formed steel rack-section columns," *Thin-Walled Structures*, pp. 185-194, 2014.
- [9] E. G. Vasquez, Estabilidade e resistência de perfis de chapa dobrada afetados pelo modo distorcional. Dissertação de Mestrado, Rio de Janeiro: COPPE/ UFRJ, 1998.
- [10] B. W. Schafer e T. Peköz, "Direct strength prediction of cold-formed steel members using numerical elastic buckling solutions," *Fourteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures*, 1998.
- [11] G. Winter, "Thin-Walled Structures-Theoretical Solutions and Test Results," *Preliminary Publications of the Eight Congress (IABSE)*, 1968.
- [12] Associação Brasileira de Normas Técnicas, NBR 14762 – Dimensionamento de Estruturas de Aço Constituídas por Perfis Formados a Frio, Rio de Janeiro, 2010.
- [13] E. Riks, "An incremental approach to the solution of snapping and buckling problems," *Internacional Journal of solids and structures*, vol. 15, p. 529–551, 1979.
- [14] R. P. T. Fena, Interação Local / Distorcional Em Colunas De Aço Enformadas a Frio Com Seção Em " Hat ", Lisboa: Dissertação de Mestrado, Departamento de Engenharia Civil, Instituto Superior Técnico, 2011.
- [15] Z. Li e B. W. Schafer, Buckling analysis of cold-formed steel members with general boundary conditions using CUFSM: Conventional and constrained finite strip, 2010.
- [16] R. Bebbiano, N. Silvestre e D. Camotim, "GBTUL," 2010. [Online]. Available: <http://www.civil.ist.utl.pt/gbt/>. [Acesso em 12 Janeiro 2019].
- [17] G. Y. Matsubara e E. M. Batista, "Cold-formed steel channel columns under local-distortional-global buckling mode interaction," *XL CILAMCE Ibero-Latin American Congress on Computational Methods in Engineering*, November 2019.