

RESISTÊNCIA E DIMENSIONAMENTO DE COLUNAS DE AÇO EM PERFIL RACK FORMADO A FRIO SOB FALHA LOCAL-DISTORCIONAL SOB INCÊNDIO

Kelvin F. F. Andrade¹, Alexandre Landesmann^{1*}, Dinar Camotim²

¹Programa de Engenharia Civil, PEC/COPPE, Universidade Federal do Rio de Janeiro

Av. Athos da Silveira Ramos, 149, Bloco B, Sala 101, Ilha do Fundão, 21941-909, Rio de Janeiro/RJ, Brasil

kelvin.andrade@coc.ufrj.br, alandes@coc.ufrj.br

* autor correspondente.

²CERIS, ICIST, DECivil, Instituto Superior Técnico, Universidade de Lisboa

Av. Rovisco Pais, N° 1, 1049-001, Lisboa, Portugal

dcamotim@civil.ist.utl.pt

Resumo: O trabalho foca a análise de resultados de uma investigação numérica sobre interação modal local-distorcional, comportamento de pós-flambagem, resistência última e dimensionamento via Método da Resistência Direta (MRD) de Perfis Formados a Frio (PFFs) em seções Rack, submetidos (i) à compressão concêntrica e (ii) a temperaturas elevadas, causadas por incêndio. As análises numéricas são realizadas com auxílio do programa ANSYS, segundo o método dos elementos finitos, empregando-se elementos de casca e imperfeição geométrica inicial referente aos modos em interação. A variação das propriedades mecânicas em função da temperatura do perfil é considerada nas simulações desenvolvidas, consoante modelos característicos de tensão-deformação-temperatura preconizados pela parte 1.2 do Eurocode 3. O mecanismo de colapso é computado conforme aplicação de um carregamento incremental de compressão na coluna, mantendo-se uma distribuição de temperatura constante, previamente definida, na seção. Aços com diferentes propriedades mecânicas são avaliados, permitindo-se inferir sobre a sua influência na resistência última das colunas sob condições de incêndio. Avalia-se a qualidade das estimativas da abordagem NDL, destinada a dimensionamento para interação verdadeira L-D (forças críticas de flambagem distorcional e local bem próximas), com posterior proposições de alterações, a fim de incorporar temperaturas elevadas.

Palavras-Chave: Perfis metálicos formados a frio, análise não-linear via MEF, interação modal, incêndio, altas temperaturas, Método da Resistência Direta (MRD).

1. INTRODUÇÃO

Os Perfis Formados a Frio (PFFs) apresentam-se como uma alternativa estrutural aos Perfis Laminados a Quente (PLQ). Yu (2000) aponta que aqueles possuem certas vantagens como (i) possibilidade para a obtenção de variadas seções geométricas e (ii) ótima relação de resistência/massa do perfil. Além disso, em comparação a outros materiais como madeira e concreto, apresentam alta resistência, leveza, rigidez, versatilidade na construção, fácil pré-fabricação e instalação. Vargas e Pignatta (2005) destacam que o aço, quando submetido a altas temperaturas, tem suas propriedades mecânicas reduzidas, como a resistência (relacionada a tensão de escoamento) e rigidez (relacionada ao módulo de elasticidade). Para o dimensionamento dos PFFs sob altas temperaturas, o EC3-1.2 (2005) trata-os como perfis classe 4, *i.e.*, de paredes finas, definindo fatores de redução a serem incorporados no dimensionamento do perfil.

Martins *et al.* (2015) produziram análises da força de resistência última para colunas Rack, com uso de elementos finitos, suscetíveis a interação L-D e analisaram a qualidade das curvas de dimensionamento via Método da Resistência Direta (MRD) distorcional, local e local-distorcional para previsão dos resultados de resistência dessas colunas. Os autores concluíram que as curvas distorcional e local eram incapazes de prever o comportamento da interação, como já era previsto, enquanto a local-distorcional obteve resultados satisfatórios, mais especificamente para a interação verdadeira L-D.

Sales (2021), com o auxílio do programa ANSYS (2009), baseou-se nas análises de interação verdadeira L-D de Martins *et al.* (2015) para colunas em seção Ue e estendeu o escopo para altas temperaturas. Ao analisar a qualidade das estimativas através do MRD para interação

verdadeira, observou que as curvas não são capazes de abranger temperaturas elevadas, propondo alterações plausíveis. Na literatura, não há referência a estudos de interação L-D com outras seções além das Ue, ora mencionadas, sob temperaturas elevadas. Visando esse cenário, procura-se ampliar os trabalhos de Martins *et al.* (2015) e Sales (2021) para colunas com seção Rack, a fim de obter mais resultados para melhor calibração das alterações propostas por Sales (2021).

2. ANÁLISE DE FLAMBAGEM

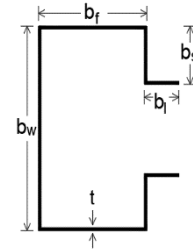
2.1 Seleção de colunas

Foram selecionadas 10 colunas em seção Rack suscetíveis a interação verdadeira L-D, por meio de uma estratégia de “tentativa e erro” com a utilização do programa GBTul, desenvolvido por Bebiano *et al.* (2018). Estas apresentam (i) Módulo de Elasticidade para o aço $E_{20} = 210$ GPa à temperatura ambiente/moderada ($T=20/100^{\circ}\text{C}$), (ii) coeficiente de *Poisson* $\nu = 0.3$ (independe da temperatura), (iii) condição de apoio de biengastamento, *i.e.*, deslocamentos e rotações são impedidos nas duas extremidades, incluindo o empenamento, com livre movimento axial e (iv) compressão axial centrada.

As colunas escolhidas apresentam os seguintes dados, disposto na Tabela 1: nomenclatura para cada coluna, larguras da alma (b_w), mesa (b_f), enrijecedor de mesa (b_s), enrijecedor de borda (b_l), espessura (t), comprimento (L), forças críticas de flambagem distorcional ($P_{cr.D.20}$) e local ($P_{cr.L.20}$) à temperatura ambiente/moderada e fator R_{DL} (relação entre força crítica de flambagem distorcional e local).

Tabela 1 - Colunas selecionadas: dimensões, forças críticas de flambagem e fator R_{DL} .

Coluna	b_w (mm)	b_f (mm)	b_s (mm)	b_l (mm)	t (mm)	L (cm)	$P_{cr.D.20}$ (kN)	$P_{cr.L.20}$ (kN)	R_{DL}
R1	180	170	10	10	2.2	160	130.78	159.18	0.82
R2	190	160	10	10	2	200	97.9	116.88	0.84
R3	190	200	10	10	2	140	96.48	106.86	0.90
R4	190	160	12.5	12.5	2.43	185	202.75	213.11	0.95
R5	180	165	15	15	2.45	170	251.24	238.23	1.05
R6	180	165	15	15	2.4	170	241.01	224.11	1.08
R7	190	175	15	15	2.5	150	265.90	237.00	1.12
R8	190	175	15	15	2.4	150	244.25	210.89	1.16
R9	190	175	15	15	2.3	150	221.55	184.90	1.20
R10	190	175	15	15	2.2	150	209.95	162.30	1.29



2.2 Curvas de instabilidade

As curvas de instabilidade para o modo crítico e não-crítico de flambagem de duas seções transversais (R3 e R7) são apresentadas na Figura 1 em função do comprimento (L) em escala logarítmica. São ilustradas quatro temperaturas ($T=20/100-400-600-800^{\circ}\text{C}$), sendo que, para temperaturas elevadas, usa-se o modelo constitutivo para PFFs conforme EC3-1.2 (2005). Onde $P_{cr.T}$ e $P_{b.T}$ são a força crítica e não-crítica de flambagem, respectivamente.

Observa-se a presença do modo distorcional crítico na Figura 1 (a), além da interação modal perceptível, o que pode ser justificado pela proximidade entre as forças críticas de flambagem ($R_{DL} = 0.9$), gerando uma interação mais forte. Já a Figura 1 (b) apresenta uma coluna com modo local crítico, porém a interação não é visível, que pode ser explicado pela maior diferença as forças críticas de flambagem da coluna ($R_{DL} = 1.12$).

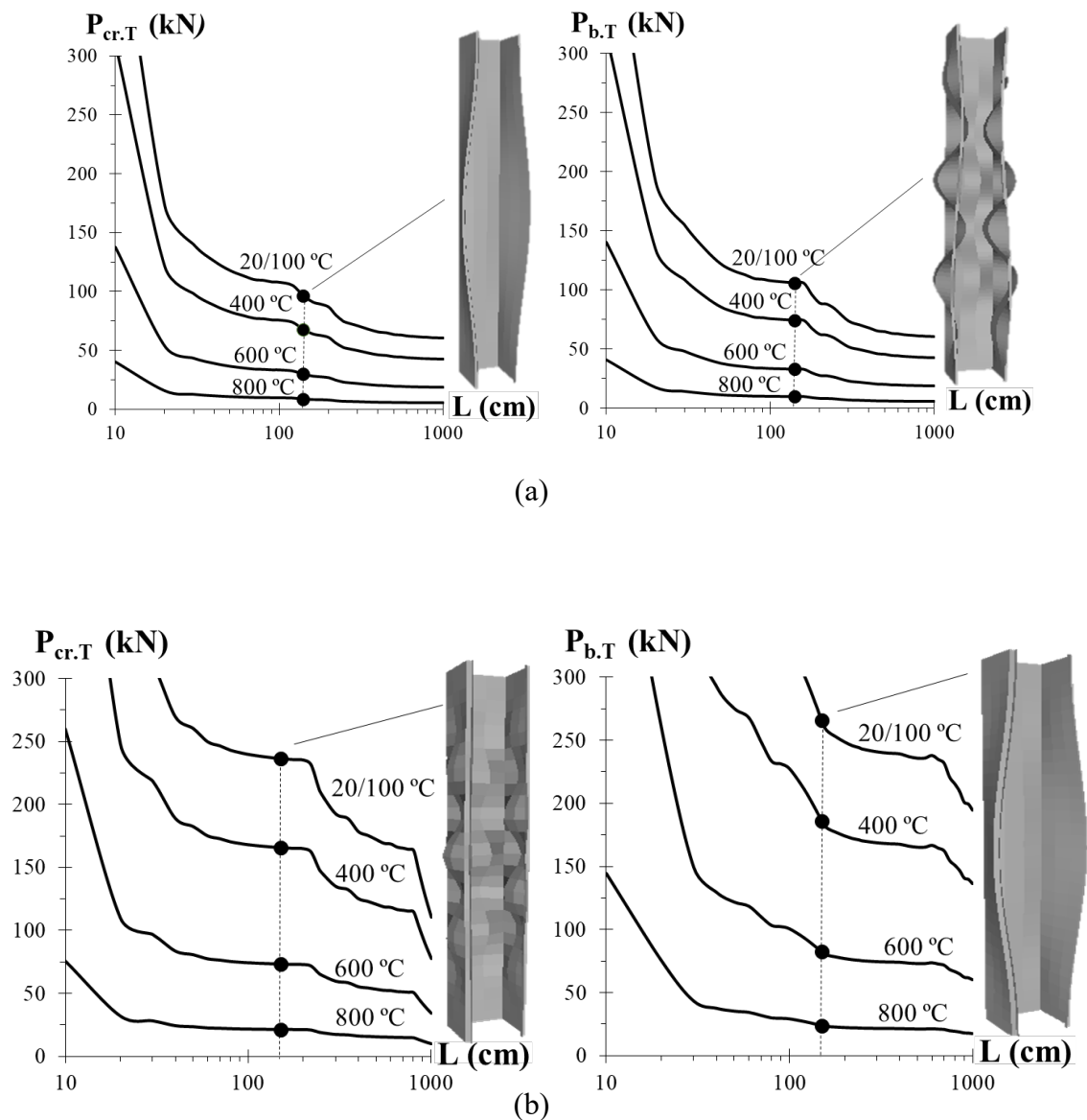


Figura 1 - Curvas de instabilidade para o modo crítico e não-crítico das seções transversais (a) R3 e (b) R4 sob temperaturas $T=20/100-400-600-800^{\circ}\text{C}$.

Nota-se ainda, que as curvas de instabilidade apresentam uma translação vertical descendente em relação a curva imediatamente superior. Essa degradação é maior entre as temperaturas $T=400^{\circ}\text{C}$ e 600°C . Costa (2019) explica que a amplitude da degradação depende

exclusivamente da erosão do Módulo de Elasticidade, devido a fatores de redução, conforme EC3-1.2 (2005).

3. MODELO NUMÉRICO

3.1 Modelo numérico de elementos finitos

A modelagem computacional, obtenção das trajetórias de equilíbrio e resistência última das colunas, foi realizada com o auxílio do *software* ANSYS (2009) através do emprego do método dos elementos finitos. Utilizam-se elementos de casca *Shell* 181 caracterizados por parede fina, deformação de cisalhamento transversal, integração completa, quatro nós e seis graus de liberdade por nó. Como considerado por diversos autores, *e.g.*, Ellobody e Young (2005), os efeitos das tensões residuais e de canto foram desprezados, uma vez que praticamente se anulam.

Adotaram-se malhas discretizadas entre 15x15mm e 20x20mm, refinamento que apresentou melhores resultados com esforço computacional tolerável, conforme Andrade (2022). A simulação da condição de apoio para o biengastamento é feita pelo emprego de placas rígidas fixadas às extremidades das colunas, com espessura 10 vezes maior que a do perfil. O empenamento é impedido, junto com as rotações em todas as direções e os deslocamentos globais apenas em duas, de modo que a translação axial de corpo rígido nos extremos é permitida, aplicando-se forças no centroide das placas de extremidade.

3.2 Imperfeição geométrica inicial

Neste trabalho, utilizou-se a imperfeição geométrica inicial (IGI) com amplitude pequena, equivalente a 10% da espessura do perfil, também empregada por diversos autores, *e.g.*, Silvestre *et al.* (2012), Dinis e Camotim (2015) e Martins *et al.* (2015). Este último, aplicou a IGI dos modos “puros” de flambagem concorrentes: distorcional ou local.

Dinis e Camotim (2015) citam que o modo crítico de flambagem distorcional, para seções Rack, com (i) número ímpar de semi-ondas distorcionais, apresenta menor resistência quando a maior parte é de fechamento das mesas e com (ii) número par de semi-ondas distorcionais, não há relevância, devido a simetria existente (o mesmo verifica-se com a IGI local, com múltiplas semi-ondas locais). De acordo com as investigações de Dinis e Camotim (2015), a IGI do modo crítico distorcional é a que leva às menores resistências, portanto é a empregada neste artigo. As Figuras 3 (a)-(c) apresentam as IGI para os modos distorcional, com uma e duas semi-ondas, e local, com múltiplas semi-ondas.

É importante destacar que, para a inclusão da IGI distorcional em colunas com modo crítico de flambagem local, aplicou-se o mesmo raciocínio de Martins *et al.* (2015) no qual é utilizada uma coluna com espessura maior (cerca de 10%) que a coluna original (o aumento de espessura tende a revelar um modo crítico distorcional) com a posterior inclusão do modo de flambagem obtido na análise com menor espessura.

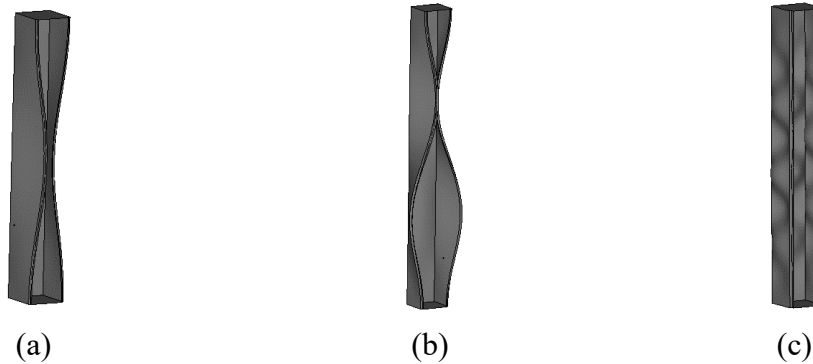
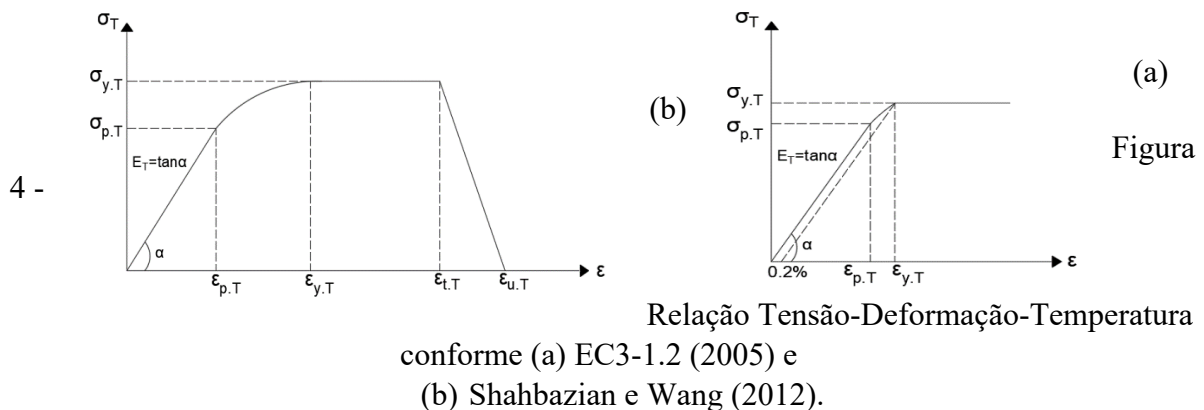


Figura 3 - IGI para colunas em PFFs com seção Rack expondo (a) uma semi-onda distorcional, (b) duas semi-ondas distorcionais e (c) múltiplas semi-ondas locais.

3.2 Modelo tensão-deformação-temperatura conforme EC3-1.2 (2005)

Para o modelo constitutivo do aço, tomou-se como base a curva tensão-deformação (σ_T vs. ϵ) conforme EC3-1.2 (2005) e apresentada na Figura 4 (a). Segundo o EC3-1.2 (2005), perfis de seção transversal com classe 4, *i.e.*, seções de paredes finas, sujeitos a condições de incêndio tem a tensão de escoamento calculada a partir de 0.2% de deformação plástica. Seguindo este raciocínio, Shahbazian e Wang (2012) propõem a interpretação conforme Figura 4 (b), a qual apresenta o *offset* com 0.2%. As expressões analíticas que correlacionam a tensão e a deformação encontram-se apresentadas nas Eqs. (1) - (7).



$$\sigma_T = \begin{cases} \varepsilon \cdot E_T & \varepsilon \leq \varepsilon_{p.T} \\ \sigma_{p.T} - c + \left(\frac{b}{a}\right) \left[a^2 - (\varepsilon_{y.T} - \varepsilon)^2\right]^{0.5} & \varepsilon_{p.T} < \varepsilon < \varepsilon_{y.T} \\ \sigma_{y.T} & \varepsilon_{y.T} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{t.T} \\ \sigma_{y.T} \left[1 - \frac{(\varepsilon - \varepsilon_{t.T})}{(\varepsilon_{u.T} - \varepsilon_{t.T})}\right] & \varepsilon_{t.T} < \varepsilon < \varepsilon_{u.T} \\ 0 & \varepsilon = \varepsilon_{u.T} \end{cases} \quad (1)$$

Com:

$$a^2 = (\varepsilon_{y.T} - \varepsilon_{p.T}) \left(\varepsilon_{y.T} - \varepsilon_{p.T} + \frac{c}{E_T} \right) \quad (2)$$

$$b^2 = c(\varepsilon_{y.T} - \varepsilon_{p.T})E_T + c^2 \quad (3)$$

$$c = \frac{(\sigma_{y.T} - \sigma_{p.T})^2}{(\varepsilon_{y.T} - \varepsilon_{p.T})E_T - 2(\sigma_{y.T} - \sigma_{p.T})} \quad (4)$$

$$\varepsilon_{p.T} = \frac{\sigma_{p.T}}{E_T} \quad (5)$$

$$\varepsilon_{y.T} = \frac{\sigma_{y.T}}{E_T} \quad (6)$$

$$\varepsilon_{t.T} = 0.15, \varepsilon_{u.T} = 0.2 \quad (7)$$

Onde E_T é o Módulo de Elasticidade, $\sigma_{p.T}$ é a tensão limite de proporcionalidade, $\varepsilon_{y.T}$ é a deformação específica no escoamento, $\sigma_{y.T}$ é a tensão no escoamento, $\varepsilon_{t.T}$ é a deformação específica ao fim do escoamento e $\varepsilon_{u.T}$ é a deformação última, todas sob temperatura T.

Ainda de acordo com o EC3-1.2 (2005), foram considerados os fatores de redução para o módulo de elasticidade ($k_E = E_T/E_{20}$), tensão de escoamento $k_y = (\sigma_{y.T}/\sigma_{y.20})$ e tensão limite de proporcionalidade $k_p = (\sigma_{p.T}/\sigma_{p.20})$ conforme Tabela 2.

Tabela 2 - Fatores de redução das propriedades mecânicas conforme EC3-1.2 (2005).

T (°C)	20/100	200	300	400	500	600	700	800
$k_y(\text{PFF})$	1.000	0.890	0.780	0.650	0.530	0.300	0.130	0.070
k_p	1.000	0.807	0.613	0.420	0.360	0.180	0.075	0.050
k_E	1.000	0.900	0.800	0.700	0.600	0.310	0.130	0.090

3.3 Verificação do modelo numérico

Andrade (2022) reproduziu simulações numéricas para cinco colunas, com sete forças de escoamento cada, em seção Rack à temperatura ambiente e sujeitas a interação verdadeira L-D do trabalho de Martins *et al.* (2015). A análise de 35 resultados, em relação à força de resistência última, gerou resultados plausíveis, com diferenças percentuais média, máxima, mínima e desvio padrão de 1.7 %, 6.7 %, 0.1 % e 1.7 %, respectivamente. Portanto, tem-se verificado o modelo numérico.

4. ANÁLISE DE PÓS-FLAMBAGEM

4.1 Pós-Flambagem elástica

A Figura 5 destaca as trajetórias de equilíbrio na pós-flambagem elástica $P/P_{cr,20}$ vs. $|\delta|/t$ com IGI distorcional a “fechar” e a “abrir” de duas colunas. P é a força aplicada, $P_{cr,20}$ é a força crítica de flambagem sob temperatura ambiente e $|\delta|$ é o módulo do deslocamento máximo na direção perpendicular ao comprimento da coluna (apresentado no gráfico).

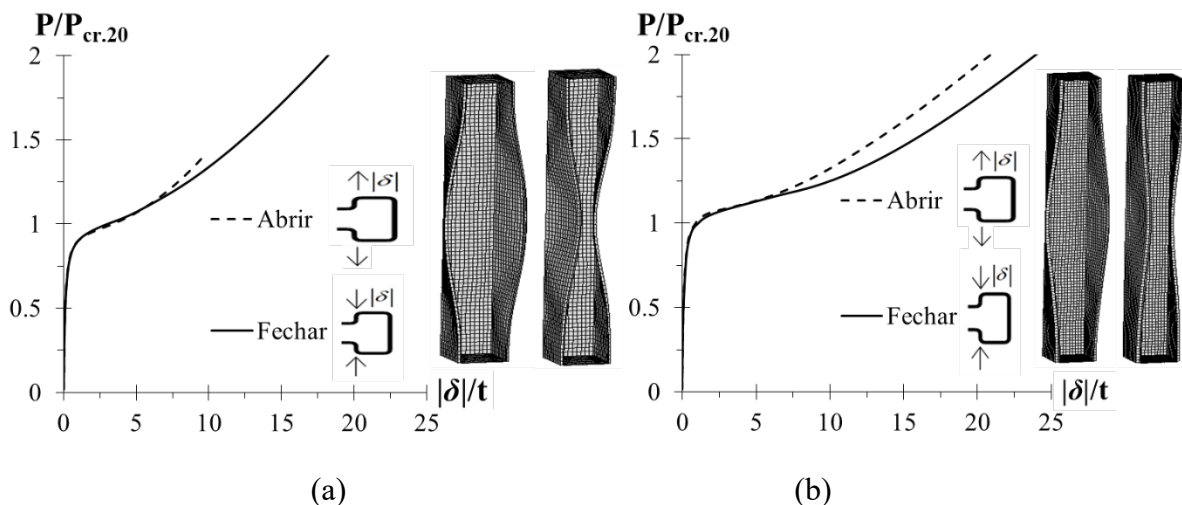


Figura 5 - Trajetórias de equilíbrio na pós-flambagem elástica com IGI distorcional a “fechar” e a “abrir” para as colunas (a) R3 e (b) R7.

Observa-se, conforme análise das Figuras 5 (a)-(b), que a trajetória a “fechar” é a que apresenta a menor resistência, conforme comentado por Dinis e Camotim (2015). Como conclusão, empregou-se esta IGI para a análise elastoplástica sob temperatura ambiente/moderada e elevadas (por apresentarem comportamento semelhante) e inclusive para colunas com força crítica de flambagem local.

4.2 Pós-flambagem elastoplástica

Foram obtidos os valores de força de resistência última e investigado o comportamento de pós-flambagem elastoplástica sob diferentes temperaturas das 10 colunas submetidas a 10 forças de escoamento e valores de esbeltez crítica sob temperatura ambiente ($\lambda_{cr.20}$) próximos a 0.25-0.5-0.75-1.0-1.25-1.5-1.75-2.0-2.5-3.0, totalizando 779 análises.

A Figura 6 ilustra as configurações deformadas e contornos de tensões *von Mises* no momento do colapso sob temperaturas ambiente/moderada e elevadas. Já a Figura 7 apresenta as trajetórias de equilíbrio não-lineares $P/P_{cr,20}$ vs. $|\delta|/t$ sob temperaturas ambiente/moderada e elevadas para as colunas R3 e R5. Para temperaturas elevadas, usa-se $\lambda_{cr,20}$ próximo a 1.5. Em ambas, a força de resistência última encontra-se representada por um círculo branco e normalizada em função da força crítica de flambagem à temperatura ambiente ($P_u/P_{cr,20}$), enquanto a trajetória elástica - em linha tracejada - é ilustrada para efeito de comparação.

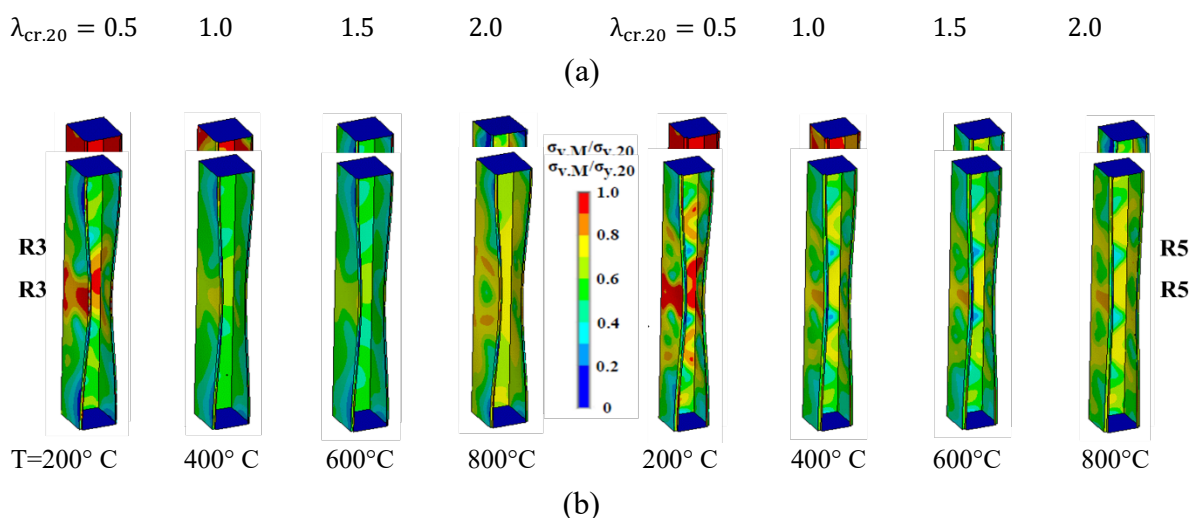


Figura 6 - Configurações deformadas e contornos de tensões *von Mises* no momento do colapso em temperaturas (a) ambiente/moderada e (b) elevadas.

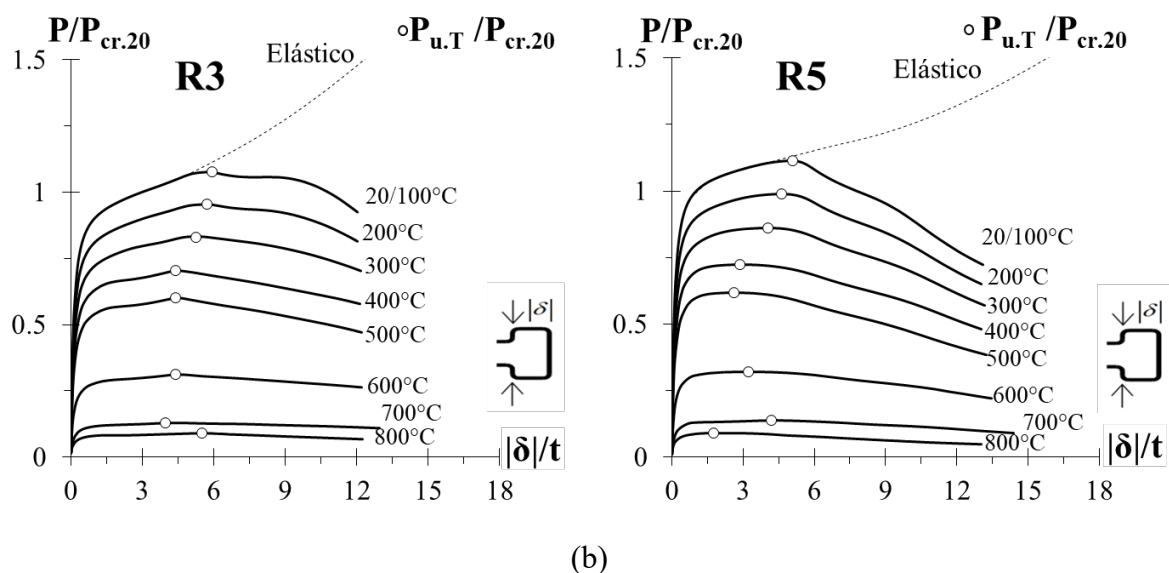
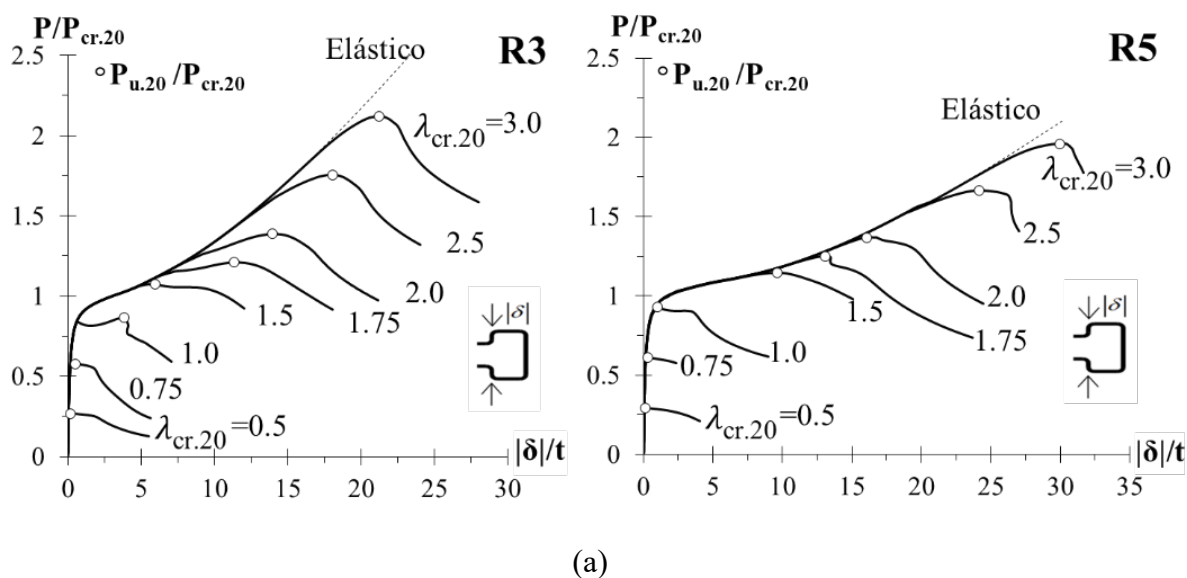


Figura 7 - Trajetórias de equilíbrio elastoplástico sob temperaturas (a) ambiente/moderada e (b) elevadas.

Observa-se, de acordo com a Figura 6 (a), que para $\lambda_{cr.20} < 1.0$ o colapso é imediato, uma vez que a coluna encontra-se em plasticidade (a força de escoamento é menor que a força crítica de flambagem) e ocorre quando as tensões estão distribuídas uniformemente, diferente de colunas longas que colapsam com efeitos de plasticidade mais localizados. Ainda, nota-se

que a deformação característica de uma semi-onda distorcional torna-se mais visível ao aumentar a esbeltez, justificado pelo aumento das tensões com a esbeltez.

Enquanto em temperaturas elevadas, conforme Figura 6 (b), a configuração deformada não muda, uma vez que se usa uma análise estacionária, com temperatura constante e aumento de carga até a falha da coluna. Além disso, observa-se uma diminuição da tensão próxima a semi-onda distorcional, uma vez que o aumento de temperatura diminui a tensão de ruptura da coluna, como observado por LANDESMANN *et. al* (2018) e SALES (2021) na análise de colunas em seção *Ue*.

A partir da análise da Figura 7 (a) colunas com $R_{DL} < 1$ e $\lambda_{cr} < 1.0$ (R3) têm colapso imediato, sem ganho de resistência pós-flambagem, diferente da maior parte das colunas com $\lambda_{cr} \geq 1.0$, cujo colapso ocorre apenas após o surgimento de uma reserva pós-flambagem. Já a maioria das colunas com $R_{DL} > 1$ (R5) o colapso é imediato.

Percebe-se nos resultados da Figura 7 (b), que a força de resistência última das colunas reduz com o aumento da temperatura, consequência da contínua erosão do aço observado por Landesmann *et al.* (2019), a qual é mais evidente entre $T=500^{\circ}\text{C}$ e $T=600^{\circ}\text{C}$, em razão da queda acentuada dos fatores de redução (43% para k_y , 48% para k_E e 50% para k_p) previstos no EC3-1.2 (2005). Além disso, à medida que a temperatura aumenta, a reserva elástoplástica diminui, sendo que para $T=700^{\circ}\text{C}$ e $T=800^{\circ}\text{C}$, praticamente não há reserva, com a existência de um “platô” nessas trajetórias. Por último, a interação modal não parece influenciar o comportamento das colunas, como também comentado por Sales (2021).

5. DIMENSIONAMENTO VIA MRD

5.1 Equações para interação verdadeira L-D

Os resultados de força de resistência última obtidos foram comparados com o método de dimensionamento via MRD para colunas formadas a frio suscetíveis a interação verdadeira L-D. Proposto por Schafer (2002), a abordagem NDL, empregada por outros autores, *e.g.*, Martins *et al.* (2015) para colunas Rack, foi utilizado para análises sob temperatura ambiente/moderada, conforme Eq. (8) e Eq. (9).

$$P_{n.L.20} = \begin{cases} P_{y.20} & \lambda_{L.20} \leq 0.776 \\ P_{y.20}(\lambda_{L.20})^{-0.8}(1 - 0.15(\lambda_{L.20})^{-0.8}) & \lambda_{L.20} > 0.776 \end{cases} \quad (8)$$

$$P_{n.DL.20} = \begin{cases} P_{n.L.20} & \lambda_{DL.20} \leq 0.561 \\ P_{n.L.20}(\lambda_{DL.20})^{-1.2}(1 - 0.25(\lambda_{DL.20})^{-1.2}) & \lambda_{DL.20} > 0.561 \end{cases} \quad (9)$$

Onde $P_{n.L.20}$, $P_{y.20}$, $P_{n.DL.20}$, $\lambda_{L.20} = (P_{y.20}/P_{cr.L.20})^{0.5}$ e $\lambda_{DL.20} = (P_{n.L.20}/P_{cr.D.20})^{0.5}$ são a força de resistência última local, a força de escoamento, a força de resistência última distorcional-local, a esbeltez local e a esbeltez distorcional-local, respectivamente, à temperatura ambiente/moderada.

Já para temperaturas elevadas, devem ser feitas alterações nas equações originais, como feito anteriormente por Landesmann e Camotim (2010) e Landesmann *et al.* (2015) para colunas Rack com modo de falha distorcional ao tratarem equações via MRD, para que a influência da temperatura seja considerada. Tais modificações estão relacionadas ao uso das

forças críticas de flambagem e de escoamento junto aos fatores de redução segundo o EC3-1.2 (2005), como apresentado nas Eq. (10) e Eq. (11).

$$P_{n.L.T} = \begin{cases} P_{y.T} & \lambda_{L.T} \leq 0.776 \\ P_{y.T}(\lambda_{L.T})^{-0.8}[1 - 0.15(\lambda_{L.T})^{-0.8}] & \lambda_{L.T} > 0.776 \end{cases} \quad (10)$$

$$P_{n.DL.T} = \begin{cases} P_{n.L.T} & \lambda_{DL.T} \leq 0.561 \\ P_{n.L.T}(\lambda_{DL.T})^{-1.2}[1 - 0.25(\lambda_{DL.T})^{-1.2}] & \lambda_{DL.T} > 0.561 \end{cases} \quad (11)$$

Onde $P_{n.L.T}$, $P_{y.T}$, $P_{n.DL.T}$, $\lambda_{L.T} = (P_{y.T}/P_{cr.L.T})^{0.5}$, $\lambda_{DL.T} = (P_{n.L.T}/P_{cr.D.T})^{0.5}$ são a força de resistência última local, a força de escoamento, a força de resistência última distorcional-local, a esbeltez local e a esbeltez distorcional-local, respectivamente, sob temperatura elevada.

5.2 Curva de dimensionamento proposta por Sales (2021)

Ao analisar colunas em seção Ue , Sales (2021) propôs alterações nas Eq. (10) e Eq. (11), apresentadas na seção 5.1, resultando nas Eq. (12) e Eq. (13), com o intuito de melhorar sua eficácia sob temperaturas elevadas. Sales (2021) incluiu os fatores α, β, κ e η , cujos valores são apresentados na Tabela 3.

(12)

$$P_{n,DL,T}^* = \begin{cases} P_{nL,T}^* & \lambda_{DL,T}^* \leq 0.561 \\ P_{nL,T}^* (\lambda_{DL,T}^*)^{-\alpha} [\beta - \eta (\lambda_{DL,T}^*)^{-\alpha}] & \lambda_{DL,T}^* > 0.561 \end{cases} \quad (13)$$

Onde $P_{nL,T}^*$, $P_{n,DL,T}^*$ e $\lambda_{DL,T}^* = (P_{nL,T}^*/P_{cr,D,T})^{0.5}$ são a força de resistência última local modificada, a força de resistência última distorcional-local modificada e a esbeltez distorcional-local modificada, respectivamente, sob temperatura elevada.

Tabela 3 - Valores adotados para α , β , η e κ conforme Sales (2021).

T (°C)	α	β	η	κ
20/100	1.20	1.00	0.25	1.00
200	1.00	1.12	0.32	0.83
300				0.70
400	0.90	1.19	0.35	0.55
500				0.45
600				0.26
700				0.11
800				0.06

Observa-se que, os limites de transição da esbeltez, tanto local como local-distorcional, para cada uma das equações não foram alterados. A Eq. (12) teve o acréscimo do fator κ , o qual multiplica a carga de escoamento sempre na temperatura ambiente. Além disso, a esbeltez local ($\lambda_{L,T}$) é calculada na temperatura analisada. Por outro lado, a Eq. (13) teve sua estrutura mantida, porém o expoente da esbeltez local-distorcional foi substituído pelo fator α , o valor “1” substituído por β e “0.25” por η .

5.3 Análise das curvas de dimensionamento

A partir das equações comentadas anteriormente, pretende-se estudar a eficácia das novas curvas para as colunas em seção Rack deste trabalho. A Figura 8 apresenta as relações

$P_{u,T}/P_{y,T}$ em função de $\lambda_{L,T}$ junto as curvas NDL e NDL modificada (NDLM).

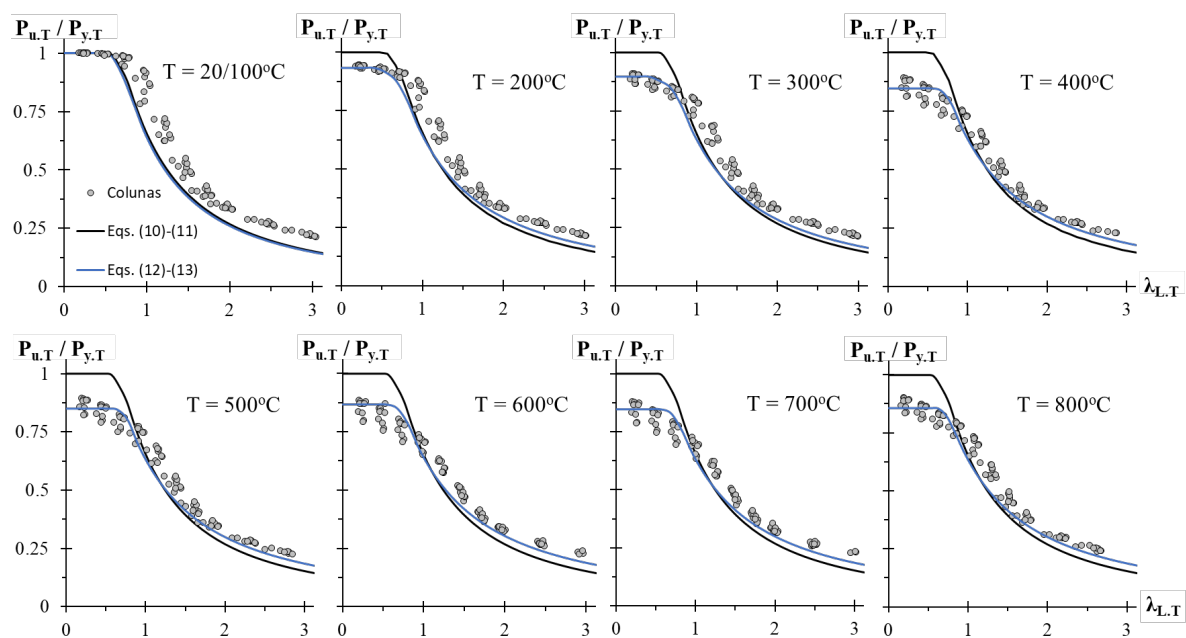


Figura 8 - Relação $P_{u,T}/P_{y,T}$ em função de $\lambda_{L,T}$ para as colunas analisadas sob diferentes temperaturas e curvas de dimensionamento NDL e NDLM.

Observa-se primeiramente, conforme Figura 8, que as curvas NDL e NDLM para temperatura ambiente/moderada são iguais, uma vez que não se pretende alterar a abordagem original para essa temperatura, conforme Sales (2021). É possível observar uma queda de $P_{u,T}/P_{y,T}$ para $T > 100^\circ\text{C}$ entre as esbeltezes 0.25 e 0.75, a qual não ocorre para $T = 20/100^\circ\text{C}$, onde há a formação de um “platô” entre as mesmas esbeltezes. Tal comportamento também foi observado por SALES (2021) em estudos com colunas Ue formadas a frio e suscetíveis a interação verdadeira L-D. Para colunas intermediárias a longas ($\lambda_{L,T} \geq 1.0$), percebe-se que os valores de $P_{u,T}/P_{y,T}$ praticamente não são alterados com o aumento da temperatura, o que vai de encontro dos estudos de SALES (2021). Além disso, atenta-se que $P_{u,T}/P_{y,T}$ atinge patamar semelhante para todas as temperaturas analisadas, com valor próximo a 0.25.

Percebe-se que a abordagem NDL superestima as colunas com esbeltez baixa (até 1.0), enquanto subestima esbeltezes maiores, mesmo a favor da segurança. A curva NMDL ameniza o problema relatado anteriormente: passa a superestimar e subestimar menos os valores de esbeltez abaixo de 1.0 e acima de 1.0, respectivamente. No geral, observa-se que a abordagem de Sales (2021) melhorou o dimensionamento das colunas em seção Rack das colunas deste artigo.

A Figura 9 e Figura 10 apresentam a razão entre os valores de força de resistência última obtido por meio do método dos elementos finitos e pelas abordagens NDL ($P_{u,T}/P_{n,DL,T}$) e NDLM ($P_{u,T}/P_{n,DL,T}^*$) em relação a $\lambda_{L,T}$ para $T=20/100-200-300-400-500-600-700-800^{\circ}\text{C}$, junto com a média, desvio padrão, valor máximo e valor mínimo associados.

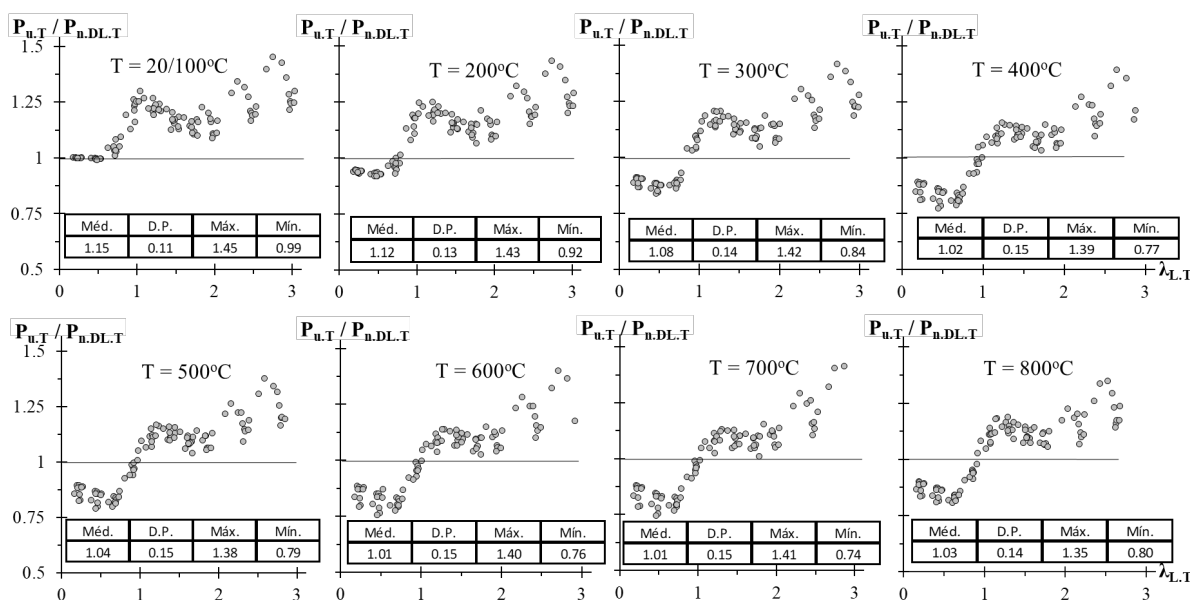


Figura 9 - Relação $P_{u,T}/P_{n,DL,T}$ em função de $\lambda_{L,T}$ para colunas deste trabalho sob temperaturas ambiente/moderada e elevadas.

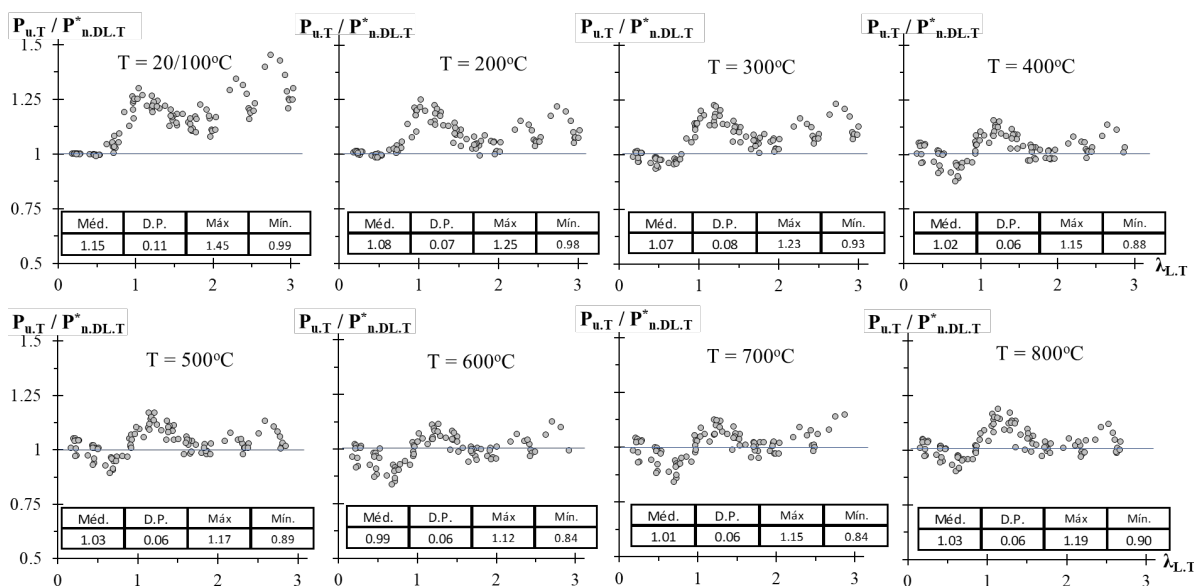


Figura 10 - Relação $P_{u,T}/P_{n,DL,T}^*$ em função de $\lambda_{L,T}$ para colunas deste trabalho sob temperaturas ambiente/moderada e elevada.

A análise da Figura 9 permite concluir que em temperatura ambiente/moderada a abordagem NDL atende o dimensionamento, porém subestimando em até 45% colunas com alta esbeltez (em torno de 2.5). A partir das observações da Figura 10, percebe-se, como era esperado, que os indicadores estatísticos para temperatura ambiente/moderada não mudaram.

Em temperaturas elevadas, conforme Figura 9, observa-se que temperaturas até 300°C têm colunas com esbeltez abaixo de 1.0 superestimadas. Acima de 300°C, colunas com esbeltez igual a 1.0 também passam a ser superestimadas. Percebe-se, também, que colunas com esbeltez maior que 1.0, apesar estarem a favor da segurança, são subestimadas pela abordagem NDL. Para temperaturas elevadas, em relação a temperatura ambiente/moderada, a média diminui enquanto o desvio padrão aumentou.

Conforme Figura 10, para temperaturas elevadas, observa-se ótima melhora: resultados

de esbeltezes menores que 1.0, passaram a ser menos superestimados pela NDLM (por Revista Sul-Americana de Engenharia Estrutural, Passo Fundo, V. 19 n. 3, p. 11-35, set./dez. 2022

exemplo, para $T=200-400-600-800^{\circ}\text{C}$ os valores mínimos são 0.98-0.88-0.84-0.90, enquanto que na NDL tem-se 0.92-0.77-0.76-0.80). O mesmo ocorre com valores antes subestimados pela NDL: esbeltezes maiores que 1.0 são menos subestimadas pela nova curva (por exemplo, para $T=300-500-700^{\circ}\text{C}$ os valores máximos são 1.42-1.38-1.41, já a NDL tem 1.23-1.17-1.15). Ainda de acordo com a Figura 10, os resultados encontram-se menos dispersos em temperaturas elevadas, pois o desvio padrão é menor (aproximadamente a metade) que o apresentado na Figura 9 para as mesmas temperaturas elevadas.

5.3 Análise do fator de resistência

Avalia-se a confiabilidade das abordagens NDL e NMDL, a partir da determinação do fator de resistência LRFD (*Load and Resistance Factor Design*) ϕ , definido no AISI S100-20 (2020), para as colunas analisadas neste trabalho. Pretende-se verificar se os valores de ϕ são iguais ou superiores a 0.85, valor recomendado para compressão de perfis. O capítulo K-Seção K.2.1.1 apresenta o cálculo de ϕ de acordo com a Eq. (14).

$$\phi = C_{\phi} M_m F_m P_m e^{-\beta_0 \sqrt{V_M^2 + V_F^2 + C_P V_P^2 + V_Q^2}} \quad \text{Com } C_p = 1 + \left(\frac{1}{n}\right) \frac{m}{m-2} \quad (14)$$

Onde C_{ϕ} representa o coeficiente de calibração ($C_{\phi} = 1.52$ para LRFD); $F_m = 1.00$ equivale ao fator de fabricação médio; β_0 indica o índice de confiabilidade alvo ($\beta_0 = 2.5$ para perfis estruturais em LRFD); $V_F = 0.05$ e $V_Q = 0.21$ representam os coeficientes de variação dos fatores de fabricação e efeitos de força, respectivamente; C_P é um fator de correção que depende do número de testes feitos (n) e número de graus de liberdade ($m = n - 1$); $V_M = 0.10$ e $M_m = 1.10$ representam o coeficiente de variação e o valor médio do fator do material,

respectivamente; por fim, P_m e V_p são a média e o desvio padrão, respectivamente, das razões entre as forças de resistência última “exatas” e estimadas.

A Tabela 4 apresenta os valores de ϕ , P_m , V_p e n calculados a partir de $P_{u.T}/P_{n.DL.T}$ e $P_{u.T}/P_{n.DL.T}^*$, relativos às abordagens NDL e NDLM, respectivamente, para temperaturas ambiente/moderada e elevadas.

Tabela 4 - Fatores de resistência ϕ e parâmetros relativos às forças de resistência última das abordagens NDL e NDLM, em temperaturas ambiente/moderada e elevadas.

T (°C)	NDL				NDLM			
	n	P_m	V_p	ϕ	n	P_m	V_p	ϕ
20/100	100	1.15	0.11	1.00	100	1.15	0.11	1.00
200	100	1.12	0.13	0.95	100	1.08	0.07	0.97
300	100	1.08	0.14	0.90	100	1.07	0.08	0.96
400	95	1.02	0.15	0.85	95	1.02	0.06	0.93
500	99	1.03	0.15	0.86	99	1.03	0.06	0.93
600	93	1.01	0.15	0.83	93	0.99	0.06	0.90
700	92	1.01	0.15	0.83	92	1.01	0.06	0.91
800	100	1.03	0.14	0.86	100	1.03	0.06	0.93

Observa-se que os valores de ϕ em T=600°C e 700°C, para a abordagem NDL, são os únicos que se encontram abaixo do permitido (0.85), no entanto também se verifica que as demais temperaturas acima de 400°C apresentam resultados iguais ou levemente maiores que o estabelecido no AISI S100-20 (2020). Já para os valores de ϕ ilustrados na abordagem NDLM, verifica-se uma ótima melhora, com todos os resultados acima do permitido além de maiores ou iguais a 0.90, favorecendo ainda mais a segurança. Conclui-se que a abordagem NDLM fornece previsões bastante confiáveis para o dimensionamento de perfis tipo Rack, assim como relatado por Sales (2021) para colunas em seção U_e .

6. CONCLUSÕES

Foi realizado um estudo numérico em elementos finitos com o auxílio do programa computacional ANSYS (2005) para colunas tipo Rack formadas a frio suscetíveis a interação entre os modos de flambagem local e distorcional sob temperaturas ambiente/moderada e elevadas. Os resultados numéricos foram utilizados para analisar a influência da temperatura no cálculo da força de resistência última via MRD.

A equação formulada por Schafer (2002) é incapaz de abranger colunas curtas, com esbeltez aproximadamente abaixo de 1.0, em temperaturas elevadas, uma vez que a abordagem NDL superestima os valores. Já colunas com esbeltez acima de 1.0 são subestimadas.

A proposta de uma nova curva, com o emprego dos fatores α , β , η e κ conforme Sales (2021), torna o dimensionamento mais seguro. Para temperatura ambiente/moderada as abordagens NDL e NDLM são iguais, enquanto que para $T \geq 200^\circ\text{C}$ ocorrem alterações significativas: colunas com esbeltez menor que 1.0 e maior que 1.0 são menos superestimadas e menos subestimadas, respectivamente. Os fatores de resistência obtidos são maiores do que o recomendando (0.85), com valor mínimo de 0.9 e máximo de 0.97, demonstrando a eficiência da curva modificada também para colunas em seção Rack.

7. REFERÊNCIAS

AISI (2020). *North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members* (NAS), American Iron and Steel Institute, Washington DC.

Andrade, K. F. F. (2022). Resistência e dimensionamento via MRD de colunas de aço em perfil Rack formado a frio sob falha local-distorcional e temperaturas elevadas. Dissertação de Mestrado UFRJ/COPPE, Programa de Engenharia Civil.

- ANSYS (2009). Reference Manual, *Swanson Analysis Systems (SAS)*, versão 12.0.1.
- Bebiano, R.; Camotim, D.; Gonçalves, R. (2018). GBTUL 2.0 - a second generation code for the GBT-based buckling and vibration analysis of thin-walled members. *Thin-Walled Structures*, 124, 235-253.
- COMITÉ EUROPÉEN de NORMALISATION (CEN) (2005). Eurocode 3: *Design of Steel Structures - Part 1-2: General Rules - Structural Fire Design - EC3-1.2*, Brussels.
- Dinis, P. B.; Camotim, D. (2015). Cold-formed steel columns undergoing local-distortional coupling: Behaviour and direct strength prediction against interactive failure. *Computers and Structures*, 147, 181-208.
- Ellobody, E.; Young, B. (2005). Behavior of cold-formed steel plain angle columns. *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, 131(3), 469-478.
- Landesmann, A.; Camotim, D. (2010). Distortional failure and design of cold-formed steel rack-section columns under fire conditions. *Proceedings of Fourth International Conference on Steel & Composite Structures*, Sydney, Australia.
- Landesmann, A.; Camotim, D.; Silva, F. C. M. (2019). DSM Design of Cold-Formed Steel Columns Failing in Distortional Modes at Elevated Temperatures. *International Journal of Steel Structures*, 19, 1023-1041.
- Martins, A. D.; Dinis, P.B; Camotim, D. *et al.* (2015). On the relevance of local-distortional interaction effects in the behaviour and design of cold-formed steel columns. *Computers and Structures*, 160, 57-89.
- Sales, I. S. (2021). *Comportamento, colapso e dimensionamento via MRD de colunas de aço formadas a frio com seção Ue afetadas por interação local-distorcional sob temperaturas elevadas*. Dissertação de Mestrado, UFRJ/COPPE, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- Schafer, B. W. (2002). Local, Distortional, and Euler Buckling of Thin-Walled Columns. *Journal of Structural Engineering*, 128 (3), 289-299.
- Shahbazian A.; Wang, Y. C. (2012). Direct Strength Method for calculating distortional buckling capacity of cold-formed thin-walled steel columns with uniform and non- uniform elevated temperatures. *Thin-Walled Structures*, 53, 188-189.
- 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*, 73, 12-30.
- Vargas, M. R.; Pignatta, V. S. (2005). Resistência ao fogo das estruturas de aço. Rio de Janeiro, IBS/CBCA.
- Yu, W. W. (2000). *Cold-formed steel design* (3th edition), John Wiley & Sons, USA.

Abstract Extended

The present work focuses on the analysis of results from a numerical investigation, on local-distortion modal interaction, post-buckling behavior, ultimate strength and design via Direct Strength Method (MRD) of Cold-Formed Steel (CFS) in Rack sections, submitted to (i) concentric compression and (ii) high temperatures, caused by fire. Numerical analyzes are performed using the commercial code ANSYS, in congruence with the finite element method, using shell elements and initial geometric imperfection referring to interacting modes. The variation of the mechanical properties as a function of the profile temperature is considered in the developed simulations, provided by characteristic stress-strain-temperature models recommended by part 1.2 of Eurocode 3. The column collapse mechanism is computed according to the application of an incremental loading of compression, maintaining a constant temperature distribution, previously defined, in the section. Steels with different mechanical properties are taken into account, allowing inferences about their influence on the ultimate strength of columns formed by bent sheet elements under fire conditions. The quality of the estimates of the NDL approach is evaluated, intended for design for true L-D interaction (critical distortional and local buckling loads are very close) with subsequent proposals for changes, in order to incorporate high temperatures.

Key words: Cold formed steel, FEM analysis, modal interaction, fire.