

Tema: Construções leves estruturadas em aço

DIMENSIONAMENTO DE COLUNAS DE AÇO FORMADAS A FRIO SOB MODO DE FALHA DISTORCIONAL E CONDIÇÕES DE INCÊNDIO

Fernanda Cristina Moreira da Silva Costa¹
Alexandre Landesmann²
Dinar Camotim³

Resumo

Este trabalho tem como objetivo avaliar o desempenho das curvas de dimensionamento distorcional via Método da Resistência Direta (MRD) disponíveis para estimar as cargas de falha de colunas de aço formadas a frio submetidos a várias distribuições uniformes de temperatura causadas por condições de incêndio. As colunas analisadas (i) possuem condição de apoio do tipo fixada nas extremidades, (ii) consideram o modelo constitutivo do aço dependente da temperatura conforme curva prescrita pela parte 1.2 do Eurocódigo 3 (EC3) para aços formados a frio, (iii) exibem várias tensões de escoamento à temperatura ambiente, cobrindo faixa de esbelteza distorcional até $\sim 3,5$, (iv) contêm imperfeições geométricas iniciais de modo crítico (distorcionais) com pequenas amplitudes e (v) são axialmente carregadas (compressão) sob temperaturas uniformes até 600 °C. Os dados de cargas de colapso das colunas obtidos numericamente são usados (i) para quantificar a qualidade (precisão e segurança) das previsões fornecidas pelas curvas de resistência distorcional existentes via MRD, (ii) avaliar como tal qualidade é influenciada pelo modelo constitutivo do aço dependente da temperatura e (iii) propor curvas modificadas com melhora significativa na performance do MRD quanto à previsão da resistência última de peças sob falha distorcional e temperaturas elevadas.

Palavras-chave: Colunas de aço conformadas a frio; Comportamento pós-flambagem distorcional; Temperaturas elevadas; Modelo constitutivo dependente de temperatura

DESIGN OF COLD-FORMED STEEL COLUMNS UNDER DISTORTIONAL FAILURE AND FIRE CONDITIONS

Abstract

This work aims at assessing the performance of the available Direct Strength Method (DSM) distortional design curves to estimate the failure loads of cold-formed steel columns subjected to various uniform temperature distributions caused by fire conditions. The columns analysed (i) display fixed end support conditions, (ii) consider temperature-dependent steel constitutive model prescribed by part 1.2 of Eurocode 3 (EC3) for cold-formed steel, (iii) exhibit several room temperature yield stresses, covering distortional slenderness range up to ~ 3.5 , (iv) contain critical-mode (distortional) initial geometrical imperfections with small amplitudes, and (v) are compressed under uniform temperatures up to 600 °C. The numerical column failure load data obtained are used (i) to quantify the quality (accuracy and safety) of the predictions provided by the existing DSM distortional strength curves, (ii) to appraise how such quality is influenced by the particular temperature-dependent steel constitutive model adopted and (iii) to propose modified curves with significant improvement of the DSM distortional design in estimating the ultimate strength of the CFS columns submitted to elevated temperatures.

Keywords: Cold-formed steel columns; Distortional post-buckling behavior; Elevated temperatures; Temperature-dependent constitutive model

¹ Engenheira Civil, D.Sc., Prof. Adjunto, DAU/IT, UFRRJ, Universidade Federal Rural do Rio de Janeiro, Brasil.

² Engenheiro Civil, D.Sc., Professor Titular, PEC/COPPE, UFRJ, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Brasil.

³ Engenheiro Civil, Ph.D., Professor Catedrático, CERIS, ICIIST, DECivil, Universidade de Lisboa, Portugal.

1 INTRODUÇÃO

Nos últimos anos, os avanços técnico-científicos da indústria da construção em aço têm estimulado a busca por soluções mais flexíveis e econômicas no que tange o projeto estrutural. A fim de aumentar a produtividade e atender à alta demanda por novas construções, sistemas estruturais mais eficientes têm sido amplamente exigidos (Santiago *et al.* [1]). Nesse contexto, a utilização de estruturas de aço compostas por perfis formados a frio (PFF) tem crescido consideravelmente, devido à variedade de diferentes formatos de seção transversal que apresentam maior relação resistência-peso, comprovando assim sua eficiência estrutural. Por outro lado, a utilização de estruturas mais esbeltas faz com que os PFF fiquem suscetíveis a vários modos de flambagem e, conseqüentemente, ao colapso por instabilidade. Além disso, ao considerar tais estruturas sujeitas a condições de incêndio, o comportamento estrutural se torna ainda mais complexo e os trabalhos reportados neste domínio são insuficientes para avaliar com exatidão o desempenho/resistência dos PFF.

Dentre as pesquisas que abordam a resistência associada aos modos de flambagem característicos dos PFF, destaca-se o Método da Resistência Direta (MRD), desenvolvido por Schafer [2] e incorporado às normas norte-americana [3], australiana/neozelandesa [4] e brasileira [5] para estruturas de PFF, que propõe curvas de resistência para o dimensionamento de colunas e vigas sob modo de falha distorcional. A aplicação do método requer apenas o conhecimento da carga crítica de flambagem e da resistência ao escoamento do aço correspondente à seção transversal do PFF. No entanto, tais curvas foram desenvolvidas e validadas para elementos de PFF em temperatura ambiente e pouco se sabe sobre a possibilidade de também serem adotadas para estimar a resistência última de PFF sob temperaturas elevadas, o que altera consideravelmente o modelo constitutivo do aço, ou seja, o módulo de elasticidade, a tensão de escoamento e a não-linearidade.

Em paralelo, uma série de análises experimentais e numéricas sobre a resistência à flambagem distorcional de PFF sob altas temperaturas foram reportadas ([2], Chen e Young [6], Ranawaka e Mahendran [7], Shahbazian e Wang [8] e Landesmann *et al.* [9]). Em geral, os trabalhos apresentam uma comparação entre as curvas de dimensionamento codificadas pelo MRD e os resultados obtidos pelos autores. Além de indicar divergência, os dados de carga última gerados ainda são insuficientes para avaliar a qualidade e segurança das curvas segundo MRD quando se trata de altas temperaturas. Diante dessa falta de análises, uma investigação numérica sobre resistência à flambagem distorcional sob condições de incêndio foi realizada [9], fornecendo fortes evidências de que: (i) as curvas atuais superestimam as cargas últimas na faixa de esbeltez baixa à moderada e (ii) a capacidade de carga é influenciada pelo modelo constitutivo dependente da temperatura (curva tensão-deformação do aço), particularmente para colunas curtas.

Em meio a esse cenário, vale ressaltar também que a aplicação de alguns métodos/técnicas de projeto disponíveis no mercado requer o uso extensivo de materiais de alto custo à prova de fogo, visando proteger as estruturas de aço de um aumento excessivo de calor devido a riscos de incêndio. Normalmente, essa demanda leva a projetos estruturais excessivamente conservadores e antieconômicos.

Dentro desse contexto, o presente trabalho dá continuidade à investigação numérica sobre a resistência à flambagem distorcional de PFF submetidos a temperaturas elevadas. A necessidade relevante de desenvolver curvas de resistência mais precisas e, simultaneamente, capazes de incorporar a influência do modelo constitutivo do aço leva a expandir as análises numéricas com vistas a abranger uma ampla gama de casos representativos com distribuição uniforme de temperatura.

Dessa forma, o trabalho tem como objetivo investigar como a dependência da temperatura do modelo constitutivo influencia na qualidade/segurança das estimativas de carga última de colunas de PFF com seção tipo U enrijecido previstas pelas atuais curvas de dimensionamento segundo MRD. Como parte do objetivo principal, é avaliado o comportamento de pós-flambagem elasto-plástico e as cargas últimas obtidas através das análises via ANSYS são usadas para comparação com as previsões do MRD.

Tendo em vista o exposto acima, os resultados considerando colunas submetidas a várias distribuições uniformes de temperatura e a curva tensão-deformação prescrita pelo EC3-1.2 [10] para PFF são usados para avaliar: (i) o desempenho das atuais curvas de resistência distorcional via MRD e (ii) como a qualidade/precisão da curva é influenciada pelo modelo constitutivo do aço dependente da temperatura. Por fim, justifica-se a aplicabilidade do método, bem como a necessidade de aperfeiçoamento e, portanto, são propostos alguns ajustes aplicados às expressões que descrevem as curvas de dimensionamento, alcançando estimativas mais eficientes para casos com temperaturas elevadas.

2 MATERIAIS E MÉTODOS

2.1 Seleção de colunas e comportamento de flambagem

Para iniciar a investigação numérica, é feita a seleção da geometria das colunas que envolve condições de apoio fixo-fixo nas extremidades, seção transversal tipo U enrijecido (ou formato C) e três proporções alma/mesa ($b_w/b_f > 1$, $b_w/b_f = 1$ e $b_w/b_f < 1$). A condição de apoio fixo-fixo considera as seções de extremidade engastadas segundo os eixos globais (maior e menor inércia) e também segundo os eixos locais dos elementos, com empenamento e torção impedidos.

As análises de flambagem necessárias para definir as geometrias das colunas foram realizadas com auxílio do código GBTUL, desenvolvido por Bebiano *et al.* [11][12] e baseado na Teoria Generalizada de Vigas (GBT – sigla em inglês). O método adotado nas análises de flambagem elástica foi executado por “tentativa e erro”, visando satisfazer às seguintes condições:

- (i) Flambagem de colunas sob modo distorcional “puro”, tanto quanto possível, e exibindo colapso do tipo distorcional.
- (ii) Dimensões das seções transversais associadas aos modos de falha distorcional “puro”.
- (iii) Comprimentos das colunas associados ao desenvolvimento de uma meia-onda como modo crítico de flambagem distorcional.
- (iv) Dimensões das seções transversais envolvendo diferentes proporções alma/mesa.

Buscando atender à maioria dos requisitos acima, o procedimento de seleção resultou em três dimensões das paredes componentes das seções transversais (b_w , b_f , lip , t – alma, mesa, enrijecedor, espessura das paredes) apresentadas na Tabela 1 (ver também figura correspondente). As proporções alma/mesa (b_w/b_f) são aproximadamente iguais a 1,44, 1,00 e 0,71. Essas dimensões da seção transversal permitem selecionar comprimentos de coluna (L_D) garantindo, tanto quanto possível, o modo crítico de flambagem distorcional “puro” (meia-onda). A Tabela 1 também fornece os (i) comprimentos associados à flambagem distorcional (L_D), (ii) cargas críticas de flambagem em temperatura ambiente ($P_{cr.D.20}$) e (iii) suas razões em relação às cargas mínimas de flambagem local ($P_{L.20}$) e global ($P_{G.20}$) – todas as cargas de flambagem foram calculadas considerando $E_{20}=205$ GPa (módulo de elasticidade do aço sob temperatura ambiente) e $\nu=0.3$ (coeficiente de Poisson, fator independente da temperatura). Observa-se que a primeira carga crítica de flambagem “não-distorcional” corresponde sempre à flambagem local, com relação $P_{L.20}/P_{cr.D.20}$ variando entre 1.25 e 1.54. Além disso, a primeira

carga crítica de flambagem global (flexo-torção ou flexão) é invariavelmente muito maior, com a relação $P_{G.20}/P_{cr.D.20}$ variando de 32.18 a 77.00.

Colunas U enrijecido	b_w (mm)	b_f (mm)	b_w/b_f (mm)	lip (mm)	t (mm)	Área (cm ²)	L_D (cm)	$P_{cr.D.20}$ (kN)	$\frac{P_{L.20}}{P_{cr.D.20}}$	$\frac{P_{G.20}}{P_{cr.D.20}}$
C200x140	197.4	137.4	1.437	13.7	2.6	12.99	110	214.8	1.25	32.18
C200x200	197.4	197.4	1.000	13.7	2.6	16.11	120	151.8	1.50	50.72
C200x280	197.4	277.4	0.712	13.7	2.6	20.27	130	107.7	1.54	77.00

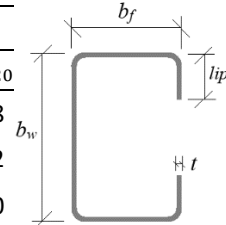


Tabela 1: Dimensões e áreas das seções transversais, comprimentos, cargas críticas de flambagem distorcional e razões entre as diferentes cargas críticas das colunas U enrijecido.

2.2 Curvas de assinatura – variação das cargas críticas de flambagem elástica

As curvas apresentadas nas Figuras 1 (a)-(c) fornecem a variação de $P_{cr.T}$ (cargas críticas de flambagem elástica para diferentes temperaturas) com o comprimento L (escala logarítmica) e temperatura T para as colunas de PFF bi-engastadas com as dimensões selecionadas de seção transversal tipo U enrijecido (C200x140, C200x200 e C200x280). Três temperaturas são consideradas (temperatura ambiente/moderada 20/100 °C, 400 °C and 600 °C), sendo adotado o modelo constitutivo do aço prescrito por EC3-1.2 [10] para PFF. Também são representadas as configurações deformadas do modo crítico de flambagem (distorcional) com $L_D=110-120-130cm$, referentes a C200x140, C200x200 e C200x280, respectivamente. Observa-se que (i) qualquer curva de flambagem pode ser obtida por meio de uma “translação vertical” da curva de cima, com uma magnitude que depende exclusivamente da degradação/redução do módulo de elasticidade (aplicação dos fatores de redução) devido ao aumento da temperatura, e que (ii) a carga crítica de flambagem distorcional $P_{cr.D.T}$ ocorre com o mesmo comprimento de coluna (L_D) para cada valor de temperatura.

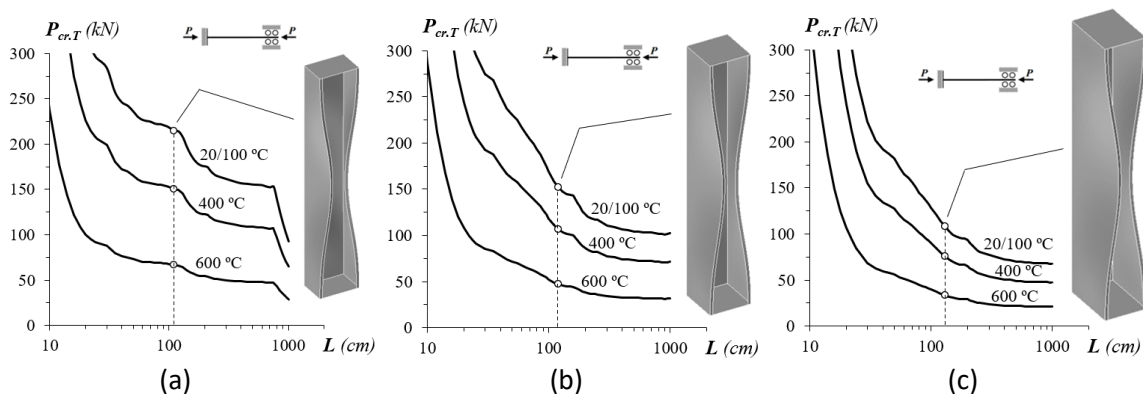


Figura 1: Variação do $P_{cr.T}$ com L e T das colunas bi-engastadas tipo U enrijecido, considerando modelo EC3-1.2 [10] para (a) C200x140, (b) C200x200 e (c) C200x280.

2.3 Modelo numérico – análise de elementos finitos

As análises de pós-flambagem distorcional das colunas foram realizadas no programa ANSYS [13], empregando um modelo de elementos finitos de casca, já validado por estudos anteriores (Landesmann e Camotim [14][15][16]). As análises envolvem discretizações da malha com elementos tipo SHELL181 (nomenclatura ANSYS) – elementos finitos de casca compostos por 4 nós que permitem deformação ao cisalhamento, sendo 6 graus de liberdade por nó e integração

completa. Tanto as tensões residuais quanto os efeitos de canto foram desprezados, uma vez que as influências combinadas na resistência da coluna se mostraram desprezíveis conforme conclusão de vários autores (e.g., Ellobody e Young [17]). Um estudo de convergência foi desenvolvido para estimar o tamanho mais eficiente do elemento para análise de elementos finitos e as dimensões foram definidas com a configuração de malha de $10\text{mm} \times 10\text{mm}$. Essa opção de discretização levou a um processamento mais rápido e, com isso, permitiu que uma quantidade significativa de colunas fosse avaliada.

A análise em elementos finitos foi realizada por meio de uma técnica interativa e incremental combinando o método de Newton-Raphson com uma estratégia de controle de comprimento do arco. Este processo permitiu simular a resposta de colunas submetidas a uma distribuição de temperatura uniforme (i.e., consideradas envolvidas em chamas e, portanto, compartilham a mesma temperatura do ar circundante [18]) e, posteriormente, comprimidas axialmente até o colapso. É importante enfatizar que foi considerado somente o estado estacionário nas análises para obtenção das cargas últimas.

As colunas analisadas continham imperfeições geométricas iniciais com formato característico de modo crítico distorcional e amplitude igual a 10% da espessura t da parede. Cada modo crítico de flambagem foi determinado por meio de análise de flambagem via ANSYS, realizada exatamente com a mesma malha de elementos finitos de casca usada para executar a análise não-linear subsequente (pós-flambagem). Os apoios fixo-fixo foram modelados por meio de placas rígidas fixadas aos centroides das seções transversais de extremidade, evitando a ocorrência de deslocamentos e rotações locais e globais, bem como empenamentos. A translação axial de corpo rígido foi liberada nas seções de extremidade para permitir a aplicação de carga. Finalmente, uma força concentrada axial de compressão foi aplicada nas placas rígidas de extremidade, nos pontos correspondentes aos centroides da seção transversal. Essa força é aplicada em pequenos incrementos de carga, por meio de um procedimento automático do ANSYS.

2.4 Comportamento do material – modelo constitutivo do aço

Para modelar o comportamento do aço correspondente a várias tensões de escoamento, foi utilizada a curva multi-linear tensão-deformação que considera o efeito da plasticidade e do encruamento de materiais isotrópicos disponível no código ANSYS, cobrindo a faixa de esbeltez distorcional de 0,1 a 3,5. A relação constitutiva de PFF sob altas temperaturas adotada neste trabalho é definida pelas expressões analíticas prescritas na Parte 1.2 do Eurocódigo 3 (EC3-1.2 [10]). A formulação padrão considera o efeito da dependência da temperatura aplicando fatores de redução ao módulo de elasticidade do aço de PFF ($k_E = E_T/E_{20}$), à tensão de escoamento ($k_Y = \sigma_{y,T}/\sigma_{y,20}$, considerando 0,2% do limite de resistência) e à tensão limite de proporcionalidade ($k_P = \sigma_{p,T}/\sigma_{p,20}$), conforme listado na Tabela 2 e representado na Figura 2 (a). A Figura 2 (b) ilustra as diferenças qualitativas entre as curvas tensão-deformação prescritas para $T=20/100$ °C (temperatura ambiente/moderada) -200-300-400-500-600 °C, $\sigma_T/\sigma_{y,20}$ vs. ϵ , onde a tensão aplicada sob determinada temperatura (σ_T) é normalizada em relação à tensão de escoamento em temperatura ambiente $\sigma_{y,20}$. O primeiro trecho engloba a faixa elástica linear, até a tensão limite de proporcionalidade e com inclinação igual ao módulo de elasticidade. Os trechos seguintes representam a parte inelástica, caracterizado pelo encruamento (cinemático) do aço, conforme descrito no modelo constitutivo. Observa-se que (i) a não-linearidade da curva tensão-deformação aumenta significativamente com a temperatura (para $T=20/100$ °C, a lei constitutiva é bi-linear – material perfeitamente elasto-plástico) e (ii) deformação correspondente ao limite de proporcionalidade ($\epsilon_{p,T} = \sigma_{p,T}/E_T$) e o formato não-linear são consideravelmente influenciados pela temperatura.

Fatores de redução	Temperaturas T ($^{\circ}\text{C}$)					
	20/100	200	300	400	500	600
k_y	1.000	0.890	0.780	0.650	0.530	0.300
k_E	1.000	0.900	0.800	0.700	0.600	0.310
k_p	1.000	0.807	0.613	0.420	0.360	0.180

Tabela 2: Fatores de redução para altas temperaturas (modelo EC3-1.2 [10]).

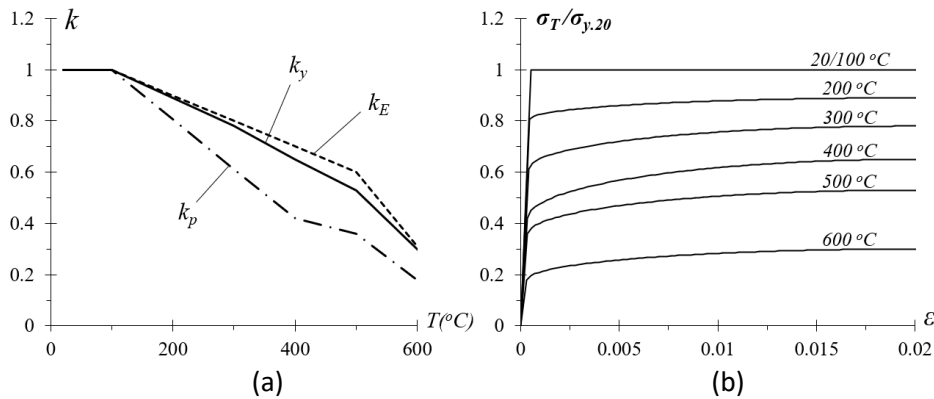


Figura 2: (a) Variação dos fatores de redução k_y , k_E and k_p com a temperatura T e (b) curvas tensão-deformação-temperatura de PFF, $\sigma_T/\sigma_{y,20}$ vs. ϵ ($\epsilon \leq 2\%$), para $T=20/100-200-300-400-500-600^{\circ}\text{C}$.

3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

3.1 Comportamento de pós-flambagem elasto-plástica – altas temperaturas

O comportamento de pós-flambagem elasto-plástica distorcional das colunas é avaliado considerando a influência das temperaturas elevadas. As Figuras 3 (a)-(c) mostram as trajetórias de equilíbrio não-lineares ($P/P_{cr,D,20}$ vs. $|\delta|/t$) das colunas com $\lambda_{D,20}=1,6$ submetidas às temperaturas $T=20/100-200-300-400-500-600^{\circ}\text{C}$. Os círculos brancos indicam as cargas últimas ($P_{u,T}$) normalizadas em relação às cargas críticas de flambagem sob temperatura ambiente ($P_{cr,D,20}$). Os gráficos também apresentam as curvas representativas da fase elástica em temperatura ambiente/moderada (constantes nos gráficos para fins comparativos) e as curvas elasto-plásticas referentes a altas temperaturas. Adicionalmente, é interessante observar e avaliar as configurações deformadas e a distribuição das tensões de *von Mises* exibidos na Figura 4. Ambos os efeitos foram registrados exatamente no momento do colapso, quando $P=P_{u,T}$, para colunas submetidas às temperaturas $T=200-400-600^{\circ}\text{C}$, e contribuíram para as seguintes constatações:

- (i) Naturalmente, as diversas trajetórias de equilíbrio da coluna “decrecem” à medida que a temperatura aumenta, o que implica na redução da carga última.
- (ii) Como os efeitos da ação térmica são desprezíveis (temperatura uniforme e deformações liberadas), os modos de falha distorcional independem da temperatura e, portanto, apresentam configurações muito semelhantes em todas as colunas analisadas, conforme mostra a Figura 4. No entanto, tal constatação não se estende às correspondentes distribuições das tensões de *von Mises*, que são qualitativamente semelhantes entre si, mas, como esperado, quantitativamente diferentes, inclusive nos casos de temperatura ambiente. De fato, as tensões obviamente diminuem conforme a temperatura aumenta e degradam continuamente o comportamento do aço. Além

disso, a expansão da plasticidade na mesa do perfil, associada à formação de “rótula plástica distorcional”, torna-se gradualmente menos pronunciada à medida que T aumenta. Isso decorre diretamente da dependência com a temperatura que o traçado da curva tensão-deformação dispõe, lembrando que $k_p=0.807-0.42-0.18$ para $T=200-400-600$ °C (os fatores de redução da tensão limite de proporcionalidade são maiores para temperaturas mais baixas e diminuem conforme a temperatura aumenta).

- (iii) As curvas de 600 °C estão claramente abaixo das demais $T \leq 500$ °C (tal afirmação pode ser verificada nos gráficos das Figuras 3 (a)-(c)). Isso reflete a forte degradação do comportamento do material aço entre 500 °C e 600 °C, assim como manifestado através da redução da deformação correspondente ao limite de proporcionalidade, que representa o ponto de transição entre as fases elástica e plástica nas curvas tensão-deformação-temperatura. Vale ressaltar que a aplicação dos fatores de redução tem um impacto significativo nesta etapa da pesquisa. A evolução de k_p (e também k_y e k_E) indica uma diminuição substancial nesta faixa de temperatura.

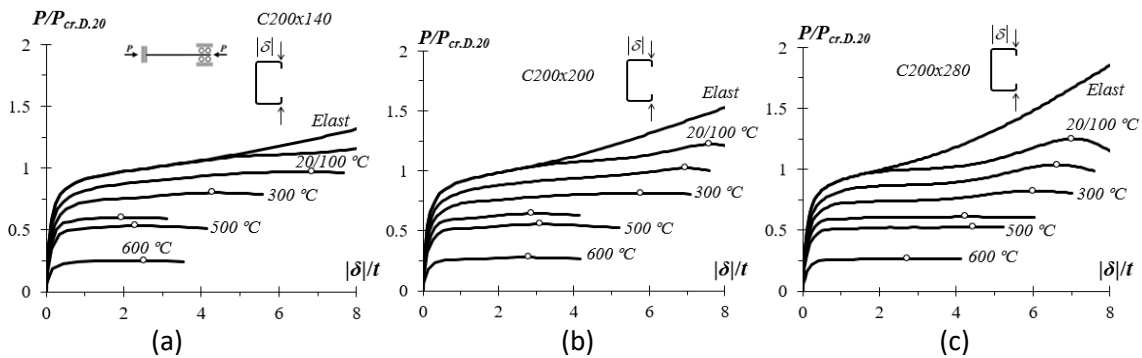


Figura 3: Trajetórias de equilíbrio de pós-flambagem distorcional para $\lambda_{D,20}=1,6$ e temperaturas $T=20/100-200-300-400-500-600$ °C.

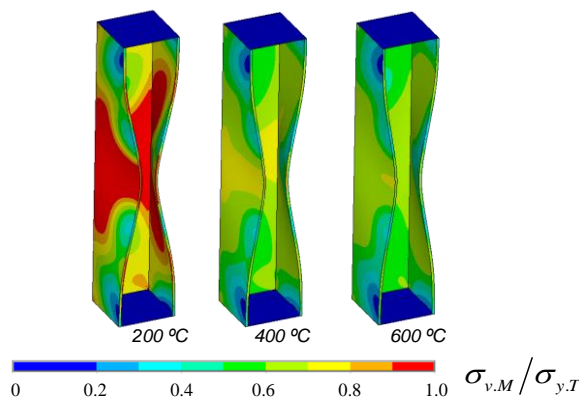


Figura 4: Configuração deformada e distribuição das tensões de von Mises no colapso, para $\lambda_{D,20}=1,6$ e temperaturas $T=200-400-600$ °C.

3.2 Resistência última e MRD – temperatura ambiente/moderada

A atenção agora é dedicada aos resultados do estudo paramétrico realizado para coletar dados de carga última que permitirão a avaliação das estimativas do MRD, considerando temperatura ambiente/moderada. O Método da Resistência Direta teve início nas pesquisas realizadas por Hancock *et al.* [19] e depois foi desenvolvido por Schafer e Peköz [20], com o

objetivo de evitar a complexidade de outros métodos e determinar a resistência dos membros de PFF de forma mais simples. Ele permite lidar com a grande variedade de seções transversais usadas para estruturas tipo PFF, exigindo apenas o conhecimento da tensão de escoamento do membro e da carga crítica de flambagem distorcional.

A Figura 5 (a) plota as relações de carga última $P_{u,20}/P_{y,20}$ em função de $\lambda_{D,20}$ obtidas neste trabalho e também o conjunto considerável de resultados experimentais reportados por Schafer [2][21]. A análise desses gráficos leva às seguintes observações:

- (i) Embora ambas as “nuvens de pontos” $P_{u,20}/P_{y,20}$ vs. $\lambda_{D,20}$ sigam uma tendência de alinhamento conhecida como “Winter-type”, ocorre uma considerável “dispersão vertical” entre os valores $P_{u,20}/P_{y,20}$.
- (ii) $P_{u,20}/P_{y,20}$ é claramente influenciado por b_w/b_f – vide “dispersão vertical” das cargas últimas obtidas neste trabalho na Figura 5 (a) e observa-se que $P_{u,20}/P_{y,20}$ aumenta conforme b_w/b_f diminui.
- (iii) Os resultados experimentais de carga última para colunas fixadas reportados em [2][21], que envolvem principalmente colunas com $b_w/b_f > 1$, também seguem a tendência de curva “Winter-type” e “misturam-se” razoavelmente bem com os resultados obtidos neste trabalho, ainda que apresentem uma significativa “dispersão vertical”.

A resistência última nominal de colunas de PFF falhando sob modo distorcional ($P_{n,D,20}$), de acordo com a atual curva de dimensionamento codificada segundo MRD [3] é dada pela Equação 1.

$$P_{n,D,20} = \begin{cases} P_{y,20} & \text{for } \lambda_{D,20} \leq 0.561 \\ P_{y,20} \left[1 - 0.25 \left(\frac{P_{cr,D,20}}{P_{y,20}} \right)^{0.6} \right] \left(\frac{P_{cr,D,20}}{P_{y,20}} \right)^{0.6} & \text{for } \lambda_{D,20} > 0.561 \end{cases} \quad (1)$$

onde (i) $P_{cr,D,20}$ e $P_{y,20}$ são a carga crítica de flambagem distorcional e a carga de escoamento da coluna, respectivamente, e (ii) $\lambda_{D,20} = (P_{y,20}/P_{cr,D,20})^{0.5}$ é a esbeltez distorcional da coluna.

A Figura 5 (a) também compara a curva de resistência acima com as razões dos resultados numéricos obtidos de carga de falha distorcional. Na sequência, a Figura 5 (b) mostra as razões $P_{u,20}/P_{n,D,20}$ em função de $\lambda_{D,20}$; tais valores normalizados plotados em relação ao eixo de esbeltez fornecem uma boa perspectiva para avaliar a precisão e a segurança da curva de dimensionamento (distorcional) codificada pelo MRD existente. Com isso, a análise dessas figuras conduz aos seguintes comentários:

- (i) Naturalmente, a curva de resistência via MRD fornece previsões precisas e, na maior parte, seguras sobre as cargas últimas experimentais para colunas fixadas reportadas por Schafer [2][21], uma vez que estas foram usadas para seu desenvolvimento e calibração – esta afirmação pode ser confirmada observando os valores $P_{u,20}/P_{n,D,20}$ correspondentes na Figura 5 (b) (sua média, desvio padrão, valores máximos e mínimos são 1,03-0,13-1,32-0,61, respectivamente).
- (ii) Com relação aos resultados numéricos de cargas de falha obtidos neste trabalho (sob temperatura ambiente/moderada), nota-se que as correspondentes estimativas segundo MRD também indicam uma precisão razoável, embora fiquem pouco menos precisas à medida que $\lambda_{D,20}$ aumenta – os indicadores estatísticos de $P_{u,20}/P_{n,D,20}$ são 1,01-0,05-1,14-0,92.

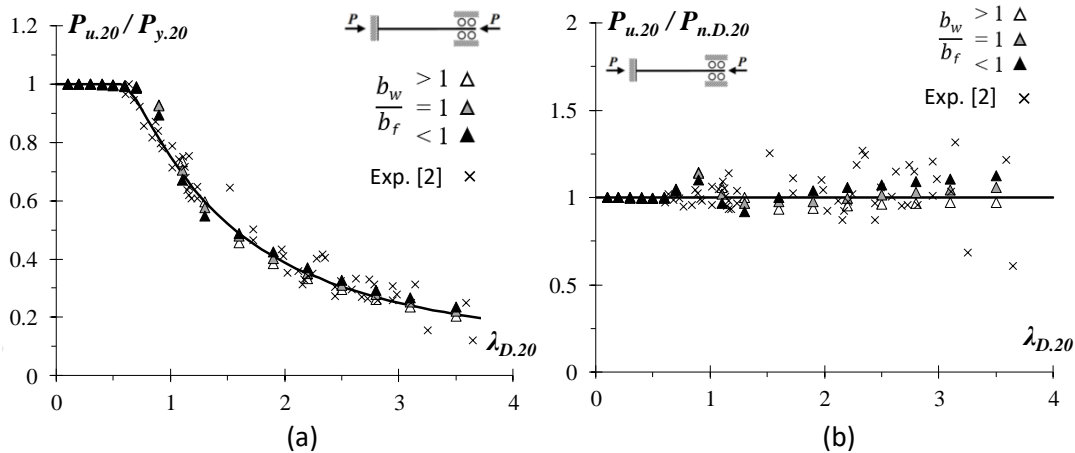


Figura 5: (a) Comparação entre as razões de cargas últimas $P_{u,20}/P_{y,20}$ e suas estimativas de acordo com a atual curva de resistência distorcional codificada pelo MRD e (b) os plotes $P_{u,20}/P_{n.D,20}$ vs. $\lambda_{D,20}$ dos resultados experimentais e numéricos de carga última para colunas fixadas.

3.3 Resistência última e MRD – altas temperaturas

Este tópico apresenta os resultados do estudo paramétrico desenvolvido para obter cargas últimas considerando temperaturas elevadas. As falhas por distorção das colunas são essenciais para analisar a abordagem segundo os méritos do MRD sob tais condições especiais. Um total de 306 colunas são analisadas, correspondendo a todas as combinações possíveis de (i) 3 geometrias definidas na Tabela 1, (ii) condições de apoio fixadas nas extremidades, (iii) 6 temperaturas uniformes ($T=20/100-200-300-400-500-600$ °C) e (iv) 17 tensões de escoamento em temperatura ambiente, que permitem cobrir uma ampla faixa de esbeltez distorcional: $\lambda_{D,T}$ varia de 0,1 a 3,5. A Figura 6 plota as razões de carga última $P_{u,T}/P_{y,T}$ em função de $\lambda_{D,T}$ para cada valor de temperatura. A análise conjunta desses resultados leva às seguintes conclusões:

- (i) Independentemente da temperatura, as “nuvens de pontos” $P_{u,T}/P_{y,T}$ vs. $\lambda_{D,T}$ seguem a tendência “Winter-type” das curvas de resistência e apresentam pequena “dispersão vertical” ao longo da faixa de esbeltez considerada, o que reflete a influência das proporções alma/mesa e da geometria das colunas tipo U enrijecido na resistência pós-crítica distorcional. Qualitativamente, o aumento da temperatura não altera as características detectadas na Figura 5(a), para temperatura ambiente.
- (ii) Conforme esperado, todos os valores de $P_{u,T}/P_{y,T}$ sob temperaturas elevadas ($T>100^\circ\text{C}$) estão abaixo daqueles referentes às mesmas colunas em temperaturas moderadas ($T\leq 100^\circ\text{C}$). Além disso, o “tamanho” (valor máximo de $\lambda_{D,T}$) dos patamares formados nos gráficos de $P_{u,T}/P_{y,T}$ vs. $\lambda_{D,T}$ variam com a temperatura. Estes patamares são seguidos de curvas descendentes que, inesperadamente, não estão ordenadas na sequência “lógica” de temperatura – de fato, as curvas estão ordenadas na seguinte ordem: $T=20/100-200-300-500-400-600$ °C. Esta ordem deriva diretamente do modelo prescrito pelo EC3-1.2 [10] para descrever a dependência da temperatura no modelo constitutivo. Particularmente, a razão dos fatores de redução k_ρ/k_y não decresce sequencialmente com a temperatura – $k_\rho/k_y=1-0.907-0.786-0.646-0.679-0.6$ sendo $T=20/100-200-300-400-500-600$ °C (os valores “fora de ordem” estão sublinhados).
- (iii) Os resultados acima fornecem indicações promissoras sobre a possibilidade de desenvolver uma abordagem eficiente (segura e confiável) com base no MRD para

estimar as resistências últimas distorcionais de colunas submetidas a altas temperaturas. Entretanto, esses resultados também mostram muito claramente que as previsões de carga de falha distorcional para colunas sob temperaturas ambiente e elevadas devem ser tratadas separadamente ao longo de toda a faixa de esbeltez (pelo menos quando adota-se o modelo constitutivo dependente da temperatura EC3-1.2 [10]).

Vale ressaltar que o MRD vem sendo aprimorado continuamente, mas sempre apenas para temperatura ambiente. Naturalmente, seguindo uma abordagem já explorada por outros pesquisadores, as curvas de resistência apresentadas no tópico anterior são modificadas para refletir os efeitos da temperatura, incorporando a dependência da temperatura nas cargas críticas de flambagem distorcional e nas cargas associadas ao escoamento, de acordo com o modelo constitutivo prescrito no EC3-1.2 [10]. Neste contexto, as resistências últimas nominais de colunas de PFF falhando sob modos distorcionais e submetidas a temperaturas elevadas são dadas pela Equação 2.

$$P_{n,D,T(F)} = \begin{cases} P_{y,T} & \text{for } \lambda_{D,T} \leq 0.561 \\ P_{y,T} \left[1 - 0.25 \left(\frac{P_{cr,D,T}}{P_{y,T}} \right)^{0.6} \right] \left(\frac{P_{cr,D,T}}{P_{y,T}} \right)^{0.6} & \text{for } \lambda_{D,T} > 0.561 \end{cases} \quad (2)$$

onde (i) $P_{cr,D,T}$ and $P_{y,T}$ são a carga crítica de flambagem distorcional e a carga de escoamento, e (ii) a esbeltez distorcional da coluna é definida por $\lambda_{D,T} = (P_{y,T}/P_{cr,D,T})^{0.5}$.

Esta dependência é sentida através do módulo de elasticidade e da tensão de escoamento, que vão sendo progressivamente reduzidos/degradados à medida que a temperatura (causada pelas condições de incêndio) aumenta. Em outras palavras, $P_{cr,D,20}$ e $P_{y,20}$ (ou $\sigma_{y,20}$), definidos na Equação 1, são substituídos por $P_{cr,D,T}$ e $P_{y,T}$ (ou $\sigma_{y,T}$) na Equação 2 – observa-se que esta abordagem implica automaticamente que $\lambda_{D,T}$ também varia com T .

Os gráficos apresentados na Figura 6 permitem comparar os valores de $P_{u,T}/P_{y,T}$ com as curvas de resistência distorcional via MRD disponíveis, para temperaturas $T=20/100-200-300-400-500-600^\circ\text{C}$. A observação dos resultados conduz aos seguintes apontamentos:

- (i) As estimativas fornecidas pelas curvas de resistência (MRD) existentes para as cargas últimas de colunas sob altas temperaturas são razoavelmente precisas apenas para temperatura ambiente/moderada. Quando se trata de temperaturas elevadas, elas se tornam claramente inseguras. Tal efeito fica notavelmente evidente através das cargas últimas superestimadas, em casos de baixa esbeltez ($\lambda_{D,T} \leq 1$), e continua à medida que os valores de $\lambda_{D,T}$ aumentam, independentemente da temperatura (*i.e.*, para $T \geq 200^\circ\text{C}$). Os valores de $P_{u,T}/P_{n,D,T(F)}$ confirmam as afirmações acima: suas médias e desvios padrão variam de: 0,68 a 0,92 e 0,05 a 0,13, considerando $T \geq 200^\circ\text{C}$. Em contrapartida, para condições de temperatura ambiente/moderada, tais médias e desvios padrão são 1,01 e 0,05.
- (ii) A grande maioria das cargas de falha distorcional de colunas com esbeltez baixa à moderada, sob temperaturas elevadas, são superestimadas pelas atuais curvas de dimensionamento via MRD. Essa quantidade expressiva de valores superestimados, que é mais pronunciada para $T \geq 300^\circ\text{C}$, parece ser influenciada pela relação b_w/b_f .
- (iii) Tendo em vista os resultados apresentados nos itens acima, fica claro que as curvas de resistência segundo MRD existentes são incapazes de prever adequadamente as cargas últimas distorcionais, sob temperaturas elevadas, de colunas com faixa de esbeltez baixa à moderada (notadamente) e também na faixa de esbeltez alta – de fato, a maioria dessas

cargas de falha são fortemente superestimadas. Portanto, é necessário modificar as curvas de resistência (MRD) acima para melhorar a qualidade da estimativa de carga última.

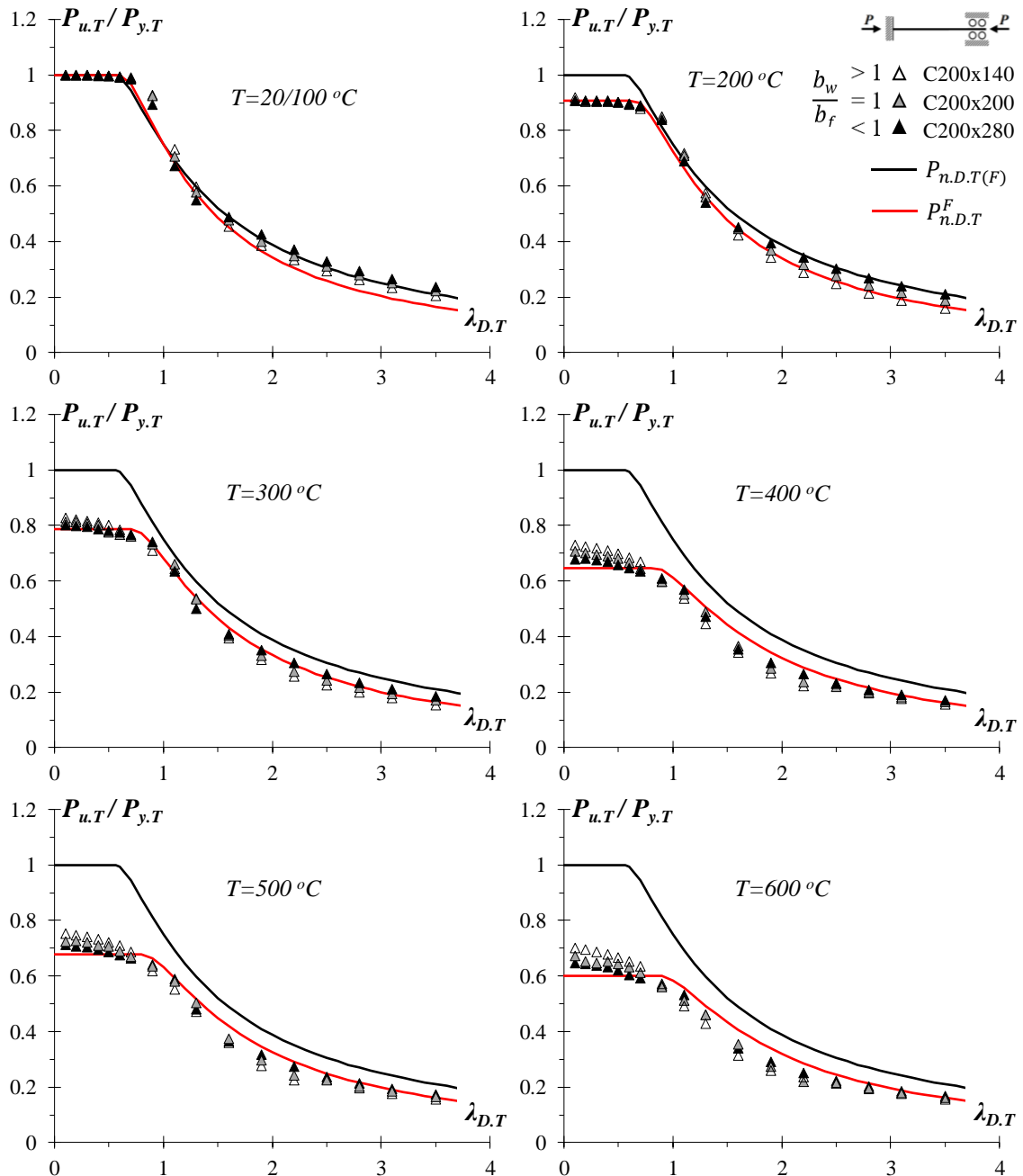


Figura 6: Comparação entre as razões de cargas últimas $P_{u,T}/P_{y,T}$ e as curvas de resistência distorcional, segundo MRD, atual e modificadas ($T=20/100-200-300-400-500-600\text{ }^{\circ}\text{C}$).

3.4 MRD modificado – temperaturas ambiente/moderada e elevadas

O desafio agora é encontrar curvas de dimensionamento via MRD modificadas, que sejam capazes de fornecer previsões adequadas (seguras e confiáveis) para a resistência última de colunas colapsando sob modos de falha distorcionais com temperaturas elevadas ($T > 100^\circ\text{C}$). A ideia principal por trás dessa tentativa é a incorporação da razão dos fatores de redução k_p/k_y (comentados anteriormente por desempenharem um papel fundamental com relação à dependência da temperatura no modelo constitutivo do aço prescrito pelo EC3-1.2 [10]) nas expressões que definem as curvas de resistência baseadas no MRD. Nesse contexto, foram realizados procedimentos de “tentativa e erro” buscando o ajuste das curvas e os resultados são as curvas de dimensionamento (MRD) modificadas definidas pela Equação 3.

$$P_{n,D,T}^F = \begin{cases} P_{y,20} \cdot k_p & \text{for } \lambda_{D,T} \leq \frac{0,561}{\left(\frac{k_p}{k_y}\right)} \\ P_{y,T} \left[1 - \frac{0,25}{\left(\frac{k_p}{k_y}\right)} \left(\frac{P_{cr,D,T}}{P_{y,T}} \right)^{0,7} \right] \left(\frac{P_{cr,D,T}}{P_{y,T}} \right)^{0,7} & \text{for } \lambda_{D,T} > \frac{0,561}{\left(\frac{k_p}{k_y}\right)} \end{cases} \quad (3)$$

Essas equações de dimensionamento diferem das anteriores (Equação 2) pelo fato de que (i) a carga de escoamento $P_{y,T}$ é substituída por $P_{y,20} \cdot k_p$ ($k_p = \sigma_{p,T} / \sigma_{y,20}$ define a tensão limite de proporcionalidade $\sigma_{p,T}$), (ii) o valor de transição da esbeltez distorcional 0,561 é substituído por $0,561 / (k_p/k_y)$, (iii) o coeficiente 0,25 é substituído por $0,25 / (k_p/k_y)$, e (iv) também diferem com relação aos expoentes (0,6 vs. 0,7).

As curvas de resistência distorcional segundo MRD fornecidas pela Equação 3 são apresentadas nas Figuras 6 e 7 (em vermelho). A partir da observação dessas curvas de dimensionamento, conclui-se prontamente que:

- (i) As curvas referentes às condições de temperatura ambiente/moderada exibem mudanças mínimas.
- (ii) Embora as curvas de resistência referentes a temperaturas elevadas sejam modificadas, essas alterações são muito mais significativas para valores de esbeltez menores que 1,5. Portanto, as estimativas de carga última considerando esbeltez $\lambda_{D,T} \geq 1,5$ receberam apenas um ajuste discreto.
- (iii) Uma vez que a modificação das atuais curvas de resistência consiste essencialmente em incorporar k_p/k_y nos valores das cargas de escoamento da coluna e na transição da esbeltez distorcional, é lógico e faz todo sentido esperar que a dependência da temperatura dessa relação seja refletida diretamente na variação (com a temperatura) da curva de resistência. De fato, trata-se do seguinte caso: conforme claramente ilustrado na Figura 7, as curvas de resistência modificadas são ordenadas como os valores k_p/k_y , i.e., na sequência $T=20/100-200-300-500-400-600^\circ\text{C}$.
- (iv) O bom desempenho das modificações acima, no sentido de que melhoram visivelmente a qualidade da previsão de carga de falha (comparando com as estimativas antigas/anteriores), encoraja a prosseguir com esta abordagem na busca de uma metodologia de dimensionamento eficiente (segura e confiável) com base no MRD para colunas de PFF falhando sob modo distorcional em altas temperaturas. Vale

notar que, dada a escassez de resultados experimentais de carga última distorcional para colunas sob temperaturas elevadas, há uma necessidade importante de desenvolver testes experimentais envolvendo colunas tipo U enrijecido (e também outros tipos de seção transversal) submetidas a temperaturas ambiente e elevadas.

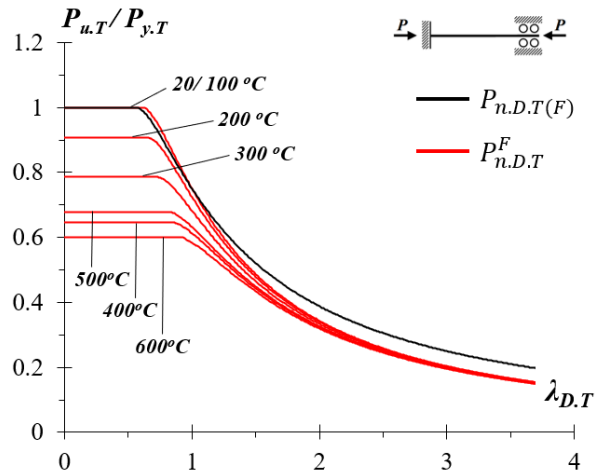


Figura 7: Comparação entre as curvas de resistência distorcional, segundo MRD, atual e modificadas, para colunas fixadas sob altas temperaturas.

4 CONCLUSÃO

Este trabalho de pesquisa apresentou uma investigação numérica, desenvolvida com auxílio do programa ANSYS (análise em elementos finitos SHELL181), que envolveu colunas de PFF com seção transversal tipo U enrijecido colapsando por flambagem em modo distorcional e submetidas a diferentes temperaturas uniformes elevadas. As cargas últimas distorcionais obtidas foram avaliadas e usadas para propor curvas de resistência via MRD modificadas/aprimoradas, com o objetivo de contribuir para o desenvolvimento de uma abordagem mais eficiente (precisa e segura) para o dimensionamento pelo MRD. Dentre as várias conclusões apresentadas, as seguintes merecem ser especialmente relacionadas:

- (i) As atuais curvas de resistência segundo MRD, desenvolvidas para colunas que falham sob modos de flambagem distorcionais em temperatura ambiente, foram alteradas para prever as cargas últimas considerando altas temperaturas. Essas estimativas utilizam a cargas críticas de flambagem distorcional e a carga de escoamento calculadas com os valores de módulo de elasticidade e tensão de escoamento reduzidos (devido à dependência da temperatura), conforme prescrição do EC3-1.2 [10]. Verificou-se que tais previsões de resistência última são em sua maioria inseguras ao longo de praticamente toda a faixa de esbeltez, evidenciando a necessidade de algumas modificações.
- (ii) Foi proposta uma mudança das curvas de dimensionamento via MRD disponíveis, envolvendo a incorporação da razão k_p / k_y (fatores de redução prescritos em EC3-1.2 [10]). Essa alteração levou a um conjunto de curvas de resistência dependentes da temperatura mais “rebaixadas” e diferentes das anteriores principalmente para valores de esbeltez abaixo de 2,0. Apesar da simplicidade inerente da modificação

acima, as curvas de resistência distorcional (MRD) resultantes demonstraram um aperfeiçoamento notável com relação à qualidade da estimativa de carga última. A quantidade de previsões não-conservadoras diminuiu e os valores superestimados restantes estão muito mais próximos das novas/modificadas curvas de resistência. Tais descobertas encorajam a prosseguir com essa abordagem na busca de uma metodologia de projeto baseado no MRD mais eficiente, para colunas submetidas ao modo de falha distorcional sob temperaturas elevadas.

REFERÊNCIAS

- 1 SANTIAGO, A. K., FREITAS, A. M. S., CRASTO, R. C. M., 2012, *Steel Framing: Arquitetura, Manual de Construção em Aço*. Rio de Janeiro, Instituto Aço Brasil - Centro Brasileiro da Construção em Aço.
- 2 SCHAFER, B.W., 2008, "Review: the Direct Strength Method of cold-formed steel member design", *Journal of Constructional Steel Research*, 64(7-8), pp. 766-788.
- 3 AISI - American Iron and Steel Institute, *North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members* – NAS: AISI-S100-16, Washington (DC), 2016.
- 4 AS/NZS - Standards of Australia and Standards of New Zealand (SA-SNZ), *Australian/New Zealand Standard on Cold-Formed Steel Structures*, AS/NZS 4600. 2nd ed., Sydney-Wellington, 2005.
- 5 ABNT NBR 14762 - Brazilian Standards Association - *Brazilian Standard on Design of Cold-Formed Steel Structures*, NBR 14762:2010, Rio de Janeiro-RJ, 2010 (Portuguese).
- 6 CHEN, J., YOUNG, B., 2007, "Cold-formed steel lipped channel columns at elevated temperatures", *Engineering Structures*, 29(10), 2445-56.
- 7 RANAWAKA, T., MAHENDRAN, M., 2009, "Distortional buckling tests of cold-formed steel compression members at elevated temperatures", *Journal of Constructional Steel Research*, 65(2), 249-59.
- 8 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(April), 188-199.
- 9 LANDESMANN, A., CAMOTIM, D., SILVA, F.C.M., 2018, "DSM design of cold-formed steel columns failing in distortional modes at elevated temperatures" *International Journal of Steel Structures*, v.19(3), pp. 1023-1041.
- 10 EN 1993-1.2 - Eurocode 3 - *Design of steel structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design*, CEN - European Committee for Standardization. Brussels, 2005.
- 11 BEBIANO, R., PINA, P., SILVESTRE, N., CAMOTIM, D., 2008, GBTUL - "A code for the buckling analysis of cold-formed steel members", In: *Proceedings of 19th International Specialty Conference on Recent Research and Developments in Cold-Formed Steel Design and Construction* (St. Louis, 14-15/10), R LaBoube, WW Yu (eds.), 61-79.
- 12 BEBIANO, R., PINA, P., SILVESTRE, N., CAMOTIM, D., 2008, *GBTUL 1.0 β – Buckling and Vibration Analysis of Thin-Walled Members*, DECivil/IST, Technical University of Lisbon, Portugal. (<http://www.civil.ist.utl.pt/gbt>)

- 13 SAS - Swanson Analysis Systems Inc., 2009, *Ansys Reference Manual* (vrs. 12)
- 14 LANDESMANN, A., CAMOTIM, D., 2011, "On the distortional buckling, post-buckling and strength of cold-formed steel lipped channel columns under fire conditions", *Journal of Structural Fire Engineering*, 2(1), 1-19.
- 15 LANDESMANN, A., CAMOTIM, D., 2010, "Distortional failure and design of cold-formed steel lipped channel columns under fire conditions", *Proceedings of SSRC Annual Stability Conference* (Orlando, 12-15/5), 505-532.
- 16 LANDESMANN, A., CAMOTIM, D., 2011, "Distortional failure and design of cold-formed steel rack-section columns under fire conditions", *Proceedings of Fourth International Conference on Steel & Composite Structures* (ICSCS'2011 – Sydney, 21-23/7), B. Uy et al. (eds.), 287-289. (full paper in Cd-Rom Proceedings)
- 17 ELLOBODY, E., YOUNG, B., 2005, "Behavior of cold-formed steel plain angle columns", *Journal of Structural Engineering*, (ASCE), 131(3), pp. 457-466.
- 18 LANDESMANN, A., CAMOTIM, D., BATISTA, E.M., 2009, "On the distortional buckling, post-buckling and strength of cold-formed steel lipped channel columns subjected to elevated temperatures", *Proceedings of International Conference on Applications of Structural Fire Engineering* (Prague), F. Wald, P. Kallerová, J. Chlouba (eds.), A8-A13.
- 19 HANCOCK, G.J., KWON, Y.B., BERNARD, E.S., 1994, "Strength design curves for thin-walled sections undergoing distortional buckling", *Journal Construction*, v.31, pp. 169-186.
- 20 SCHAFER, B.W., PEKÖZ, T., 1998, "Direct strength prediction of cold-formed steel members using numerical elastic buckling solutions", *Proceedings of 14th International Specialty Conference on Cold-formed Steel Structures* (St. Louis, 15-16/10), pp. 69-76.
- 21 SCHAFER, B.W., 2000, "Distortional Buckling of Cold-Formed Steel Columns", *The American Iron and Steel Institute (AISI) Final Report*.