

Tema: Estruturas de aço e mistas de aço e concreto

**ANÁLISE DO COMPORTAMENTO MECÂNICO DE COLUNAS EM PORTA-PALETES SELETIVOS
SUBMETIDAS À COMPRESSÃO CENTRADA**

Felipe Castelli Sasso¹

Marina Naomi Furukawa²

Maximiliano Malite³

Resumo

Os porta-paletes seletivos são estruturas metálicas de armazenagem, usualmente constituídas por colunas de perfis formados a frio (PFF) perfuradas em todo seu comprimento, de modo a viabilizar as demandas logísticas. Devido à elevada esbelteza dos perfis utilizados, a capacidade resistente das colunas é fortemente influenciada pelos modos de instabilidades e suas interações, imperfeições geométricas, perfurações e comportamento pós-crítico de chapas. Consequentemente, pelo fato de serem fenômenos pouco explorados por métodos analíticos, análises estruturais que incorporam os efeitos desestabilizantes das colunas porta-paletes não são triviais. Assim sendo, o presente estudo tem por objetivo investigar o comportamento mecânico de colunas de porta-paletes, sob o âmbito de parâmetros não-negligenciáveis para a capacidade última e seus modos de instabilidade. Para tanto, foi calibrado um modelo numérico de comportamento não-linear físico-geométrico e, a partir dele, uma análise de sensibilidade foi empreendida a fim de incorporar as imperfeições geométricas locais. Por conseguinte, uma análise paramétrica variando os comprimentos da coluna foi comparada às previsões teóricas e a resultados experimentais. Observou-se ser indispensável a consideração de complexos comportamentos mecânicos na análise estrutural de colunas porta-paletes, os quais não são abordados de forma consistente pelas especificações normativas, tornando as previsões dependentes de ensaios experimentais ou custosas análises numéricas.

Palavras-chave: Porta-paletes de aço; Colunas; Análise de estabilidade; Capacidade última.

**MECHANICAL BEHAVIOR ANALYSIS OF STEEL STORAGE RACKS UPRIGHT COLUMNS UNDER
AXIAL COMPRESSION LOADS**

Abstract

Steel storage racks are cold-formed steel frames used to storage goods, the design of the frame is usually jeopardized because of the significant perforations in the columns made to enhance the warehousing logistics. Because of the high slenderness of the thin-walled steel profiles, the ultimate capacity of the upright, is remarkably influenced by: buckling modes and its interactions, the geometric imperfection, perforation, and post buckling effects. Therefore, due to difficulties associated with a theoretical assessment of the complex destabilizing mechanical behavior, the steel storage rack upright column design may lead to rather

conservative results. Consequently, this paper aims to evaluate the mechanical performance of perforated upright column, focusing on the main parameters to stability disruption, and decrease in the ultimate load of the component. First, a material and geometric nonlinear numerical modeling calibration is presented, and then, in order to account the effects of the initial geometric imperfection, a sensitivity analysis has been carried out. Furthermore, a parametric study, changing column lengths, is compared to the theoretical and experimental results. Comparative analysis indicates the non-negligible impact that some complex structural behaviors perform in the stability and strength parameters of steel storage rack upright columns, leading to strictly reliability of experimental and numerical predictions.

Keywords: Steel storage racks; Upright columns; Stability analysis; Ultimate capacity.

¹ Engenheiro civil, Mestre, Doutorando, Departamento de Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, São Paulo, Brasil.

² Engenheira civil, Mestranda, Departamento de Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, São Paulo, Brasil.

³ Engenheiro civil, Mestre e Doutor, Professor Titular, Departamento de Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, São Paulo, Brasil.

1 INTRODUÇÃO

Os porta-paletes seletivos, também conhecidos por racks, são estruturas metálicas utilizadas para armazenagem de produtos manufaturados. Winter e Pekoz [1] afirmam que estruturas de armazenamento – como os porta-paletes seletivos, que garantem boa produtividade e capacidade de estoque –, ganharam demanda no mercado, exigindo o desenvolvimento maciço de soluções estruturais para este sistema. Atualmente, os porta-paletes são largamente empregados em depósitos de armazenamento para estoque industrial e comercial.

A Figura 1 apresenta os principais componentes de uma estrutura porta-paleta seletivo, os quais são devidamente definidos pela ABNT NBR 15524-1:2007 [2]. Os elementos que suportam o peso das unidades de carga são as longarinas (estruturas horizontais) e as colunas (estruturas verticais). As colunas, geralmente constituídas por seções de perfil formado a frio (PFF) mono ou duplamente simétricos, aos pares formam um sistema de montante, sendo interligadas por travessas e diagonais, transferindo as solicitações para o piso. Os pares de longarinas, com o auxílio de conectores nas suas extremidades, transferem os esforços das unidades de carga para as colunas. Por fim, “sapata” é a denominação normativa dada às placas de base de fixação da estrutura ao piso, as quais distribuem os esforços à fundação. Estas, em geral, são conectadas às colunas por soldas ou parafusos.

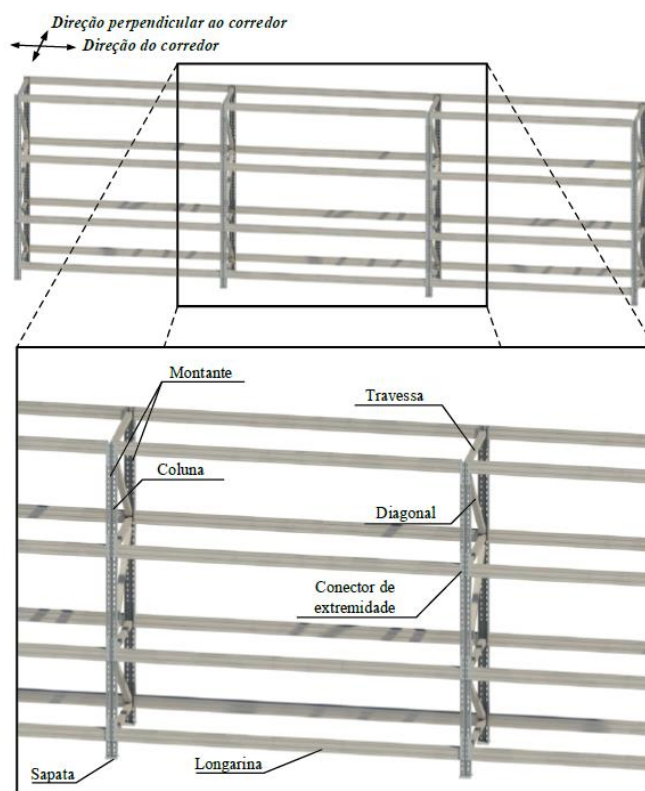


Figura 1 - Porta-paletes seletivo, principais elementos (Branquinho [3]).

Sarawit e Pekoz [4] afirmam que as complexidades da análise estrutural dos porta-paletes seletivos são decorrentes das dificuldades relacionadas às (i) colunas perfuradas suscetíveis a instabilidades; (ii) o comportamento não-linear das ligações longarina-coluna e ligações de base; (iii) a influência de efeitos de segunda ordem na análise da estabilidade global; (iv) o impacto das imperfeições geométricas. Assim sendo, nota-se que o dimensionamento destas estruturas de armazenamento em aço, recai na dificuldade em prever o comportamento mecânico do pórtico posicionado paralelo ao corredor, também denominado sistema momento-resistente, conforme ilustrado na Figura 1.

As estruturas porta-paletes seletivas, são caracterizadas pelo emprego da maioria dos seus elementos estruturais, com destaque às colunas rack, compostos por perfis formados a frio (PFF), condição construtiva que se justifica pela grande aplicabilidade da conformação a frio frente às demandas de flexibilidade na montagem (WINTER; PEKOZ [1]). Nesse cenário, a evolução do formato da seção transversal das colunas rack ocorreu, entre outras razões logísticas, a fim de manter a eficiência estrutural característica de peças de chapas dobradas a frio, i.e., inércias elevadas aliadas ao baixo peso específico, como ilustrado na Figura 2 (HANCOCK [5]).

Inserido no contexto de investigações sobre a estabilidade de sistemas estruturais metálicos, Hancock [5] explica que, aliado ao desenvolvimento histórico de diferentes seções transversais

em PFF, a demanda por estruturas de armazenamento, também gerou a necessidade de maiores investigações sobre o comportamento mecânico dos modos distorcionais em perfis metálicos. Isto pois, devido à elevada esbeltez e às formas das seções transversais mostradas na Figura 2, os modos locais, distorcionais, e de flexo-torção são predominantes em colunas de estruturas porta-paletes.

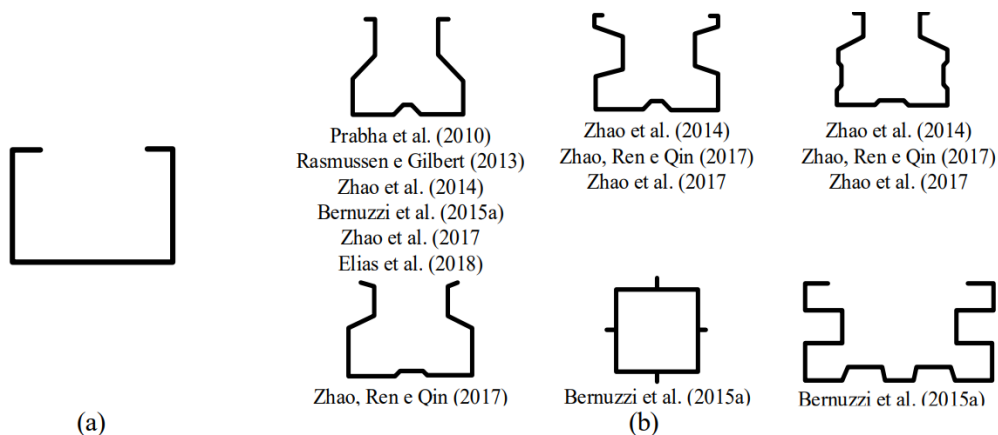


Figura 2 - Seções transversais típicas de porta-paletes (Branquinho [3]).

Branquinho [3] afirma que, dentre os componentes estruturais dos racks, as colunas perfuradas possuem o comportamento mecânico mais complexo e determinante para a capacidade global da estrutura. Apontando este que se fundamenta pela gama de variáveis relevantes a serem consideradas na análise estrutural das colunas rack, como: (i) presença de modos de instabilidades estruturais complexos de serem considerados analiticamente, *e.g.* distorção e flexo-torção, e a possível interação entre os modos de colapso; (ii) influência de tensões residuais devido ao processo de conformação dos PFFs; (iii) efeitos não-negligenciáveis de segunda ordem e imperfeições geométricas; (iv) o padrão de perfurações constantes na seção, o qual reduz a seção resistente (BALDASSINO; BERNUZZI [6]).

Neste âmbito, Baldassino e Zandonini [7] declaram que o padrão de perfurações das colunas rack são fonte de inúmeras investigações, visto que a descontinuidade do material gera concentração de tensões e altera as propriedades do aço. Nesse cenário, os autores afirmam que o processo de análise estrutural das colunas rack leva à necessidade da consideração de diferentes esforços desestabilizantes, haja vista a excentricidade das ações na peça estrutural, tanto em relação ao centro geométrico, quanto em relação ao centro de torção. Isto posto, devido também ao comportamento mecânico característico de PFFs perfurados, as análises estruturais no âmbito das simplificações elásticas lineares podem se tornar pouco representativas para as colunas de porta-paletes seletivos (BALDASSINO; ZANDONINI [7]).

Quanto às consequências das perfurações no comportamento mecânico, a norma americana destinada a PFF, ANSI/AISI S100:2020 [8], apresenta algumas especificações sobre a resposta estrutural de seções perfuradas: (i) furos retangulares ou alongados causam maiores reduções na força crítica por instabilidade local elástica quando comparados com furos quadrados ou

circulares; (ii) perfurações na alma do perfil são sempre prejudiciais à instabilidade distorcional elástica; (iii) a redução da capacidade última quanto aos modos de instabilidade é proporcional ao número de furos ao longo do perfil e ao padrão de furos, os quais sempre provocam redução na força axial de flambagem global; (iv) enrijecedores em seções transversais perfuradas melhoram o comportamento quanto às instabilidades locais, todavia o mesmo não pode ser admitido aos modos distorcionais e global. Nota-se, portanto, que as perfurações tais como ocorrem em porta-paletes seletivos, em contramão às facilidades logísticas que promovem, penalizam consideravelmente a resposta estrutural das colunas rack.

Atualmente, as normas brasileira e americana de estruturas metálicas de armazenagem, respectivamente ABNT NBR 15524-2:2007 [9] e ANSI/RMI MH16.1:2012 [10], consideram os efeitos das perfurações e dos modos de flambagem local a partir das propriedades da seção geométrica efetiva, obtida na realização do ensaio de coluna curta à compressão, o qual não prevê modos de flambagem distorcional. Sendo assim, tais normas não apresentam recomendações para a consideração do modo de flambagem distorcional, o qual, de acordo com Moen e Schafer [11], também é afetado pela presença dos furos. No que tange as normas de perfis formados a frio, a brasileira ABNT NBR 14762:2010 [12], não apresenta recomendações específicas para perfis perfurados, já a americana ANSI/AISI S100:2020 [8] fornece recomendações baseadas no Método da Largura Efetiva (MLE) e no Método da Resistência Direta (MRD) para a determinação da capacidade resistente de perfis, sendo que apenas o MLE recebe especificações na norma destinada aos porta-paletes seletivos (ANSI/RMI MH16.1:2012 [10]).

Nesse cenário, Sarawit e Pekoz [4] alertam para o fato dos procedimentos de cálculo normativos vigentes possuírem como limite superior da capacidade resistente parâmetros de instabilidade local, podendo, portanto, apresentar dimensionamentos contra-segurança para o caso de seções características de colunas de porta-paletes seletivos, devido à falta de consideração de comportamentos mecânicos típicos da estabilidade destes elementos estruturais, *e.g.* instabilidades por flexo-torção, distorção e a interação destes com o modo global.

Ainda no âmbito dos efeitos desestabilizantes, Moen e Schafer [11] alertam para a importância em se considerar a não-linearidade geométrica no dimensionamento de componentes estruturais esbeltos, tais como as colunas rack. Segundo prescrições da ABNT NBR 8800:2008 [13], os efeitos de segunda ordem considerados na ponderação dos esforços solicitantes, são 'P- Δ ' (efeitos globais) e 'P- δ ' (efeitos locais). Os deslocamentos nodais da estrutura são representados por 'P- Δ ', já os deslocamentos entre nós decorrente da não-linearidade do eixo da barra são retratados por 'P- δ ', ambos representam imperfeições geométricas iniciais do sistema estrutural.

Além disso, segundo Branquinho [3], os efeitos de segunda ordem em colunas rack, apresentam a presença significativa de imperfeições geométricas à nível de seção transversal, denominadas imperfeições localizadas. A AS 4084:2012 [14], norma australiana destinada às estruturas porta-paletes, define que imperfeições geométricas localizadas na coluna rack – as quais são semelhantes aos modos de instabilidade local e/ou distorcional, como ilustrado na Figura 3 –, devem ser devidamente consideradas em análises numéricas avançadas.

Branquinho [3] aponta que os efeitos das imperfeições localizadas podem alterar o modo de falha do porta-paleta seletivo, tendo um efeito desestabilizante ou restaurador, e impactando também na capacidade última da coluna. À vista disso, o característico comportamento não-linear da coluna rack, conseqüentemente, amplia as inconformidades dos processos normativos de análise e dimensionamento de estruturas porta-paletes em aço.

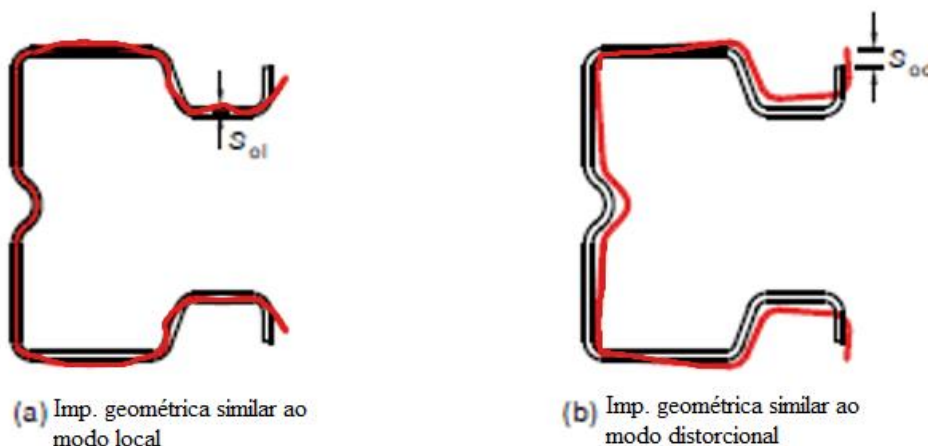


Figura 3 - Imperfeições geométricas à nível de seção transversal da coluna (Adaptado de AS 4084:2012 [14]).

Portanto, o presente estudo tem como objetivo analisar, a partir de simulações numéricas, o comportamento mecânico de uma coluna de porta-paletes seletivos submetida à compressão centrada, investigando principalmente os efeitos não-negligenciáveis na capacidade última e modos de instabilidade do elemento estrutural. Nesse âmbito, serão avaliados: (i) carga crítica e os modos de instabilidade em uma análise de estabilidade elástica; (ii) carga última e o modo de colapso em uma análise não-linear; (iii) efeitos das perfurações e imperfeições geométricas, as quais criam tensões adicionais na coluna rack; (iv) efeito pós-crítico de instabilidade de chapas, comportamento típico de PFFs. Por fim, também será feita uma análise comparativa dos resultados das simulações numéricas aos procedimentos analíticos vigentes na norma ANSI/AISI S100:2020 [8].

2 MATERIAIS E MÉTODOS

O presente trabalho consiste em um estudo numérico através de modelagens no *software* comercial Abaqus[®], o qual emprega o Método dos Elementos Finitos (MEF). A Figura 4 ilustra a metodologia utilizada para o desenvolvimento do estudo. Faz-se relevante mencionar que, em todas as etapas do presente trabalho, analisou-se colunas perfuradas e não perfuradas, a fim de viabilizar o estudo do impacto da redução da seção efetiva da peça conformada a frio.

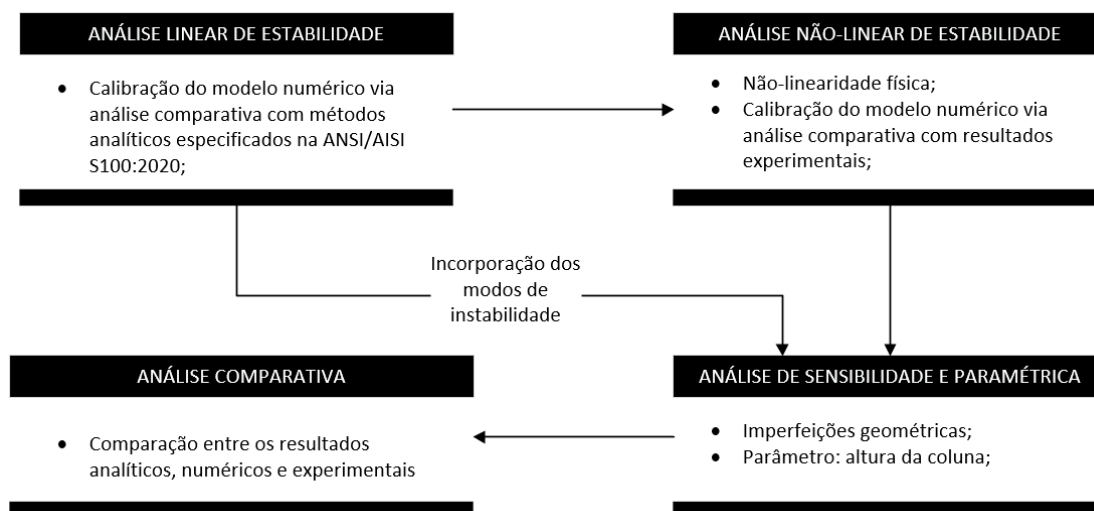


Figura 4 – Metodologia aplicada no trabalho.

Para calibração do modelo e posterior análises comparativas, o presente estudo é baseado no trabalho de Elias *et al.* [15], no qual os autores realizaram uma análise experimental, que tinha por objetivo avaliar o comportamento mecânico de uma coluna rack birrotulada, submetida a compressão centrada. Para tanto, Elias *et al.* [15] ensaiaram 44 amostras, as quais contemplam 11 seções transversais e 4 comprimentos. Os itens a seguir apresentam a geometria, as propriedades do material e as condições de contorno empregadas na campanha experimental de Elias *et al.* [15], as quais foram simuladas nos modelos numéricos do presente estudo.

3 COLUNA DO PORTA-PALETE SELETIVO

3.1 Geometria

Como citado anteriormente, o programa experimental de Elias *et al.* [15] contemplou 11 seções transversais distintas e cada uma delas com 4 diferentes comprimentos, totalizando 44 protótipos, os quais foram diferenciados pela nomenclatura “ $L_{b_w}t$ ”, sendo “ L ” o comprimento, “ b_w ” a altura da alma e “ t ” a espessura do perfil.

Os comprimentos analisados experimentalmente pelos autores foram de 800 mm, 1400 mm, 2000 mm e 2400 mm, comprimentos de coluna representativos da estrutura porta-paleta *in loco* e que, segundo os autores, apresentam uma faixa de alturas viáveis para a avaliação dos diferentes modos de instabilidade. As seções transversais (Figura 5) tiveram dimensões compostas por 3 diferentes comprimentos de alma (80 mm, 90 mm e 100 mm) e 4 diferentes espessuras (1,80 mm, 2,00 mm, 2,25 mm, 2,65 mm e 3,00 mm).

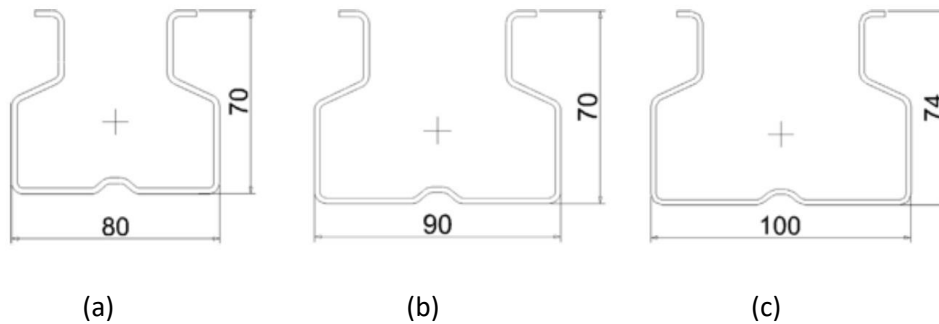


Figura 5 - Seções transversais da coluna rack (Elias *et al.* [15]).

Quanto às perfurações das colunas, a Figura 6 apresenta as dimensões consideradas. Além disso, os autores também apresentaram em seu estudo as propriedades geométricas de cada seção transversal considerando a sua área bruta e a área líquida do plano contendo o maior número de furos (Figura 7), sendo essas apresentadas na Tabela 1.

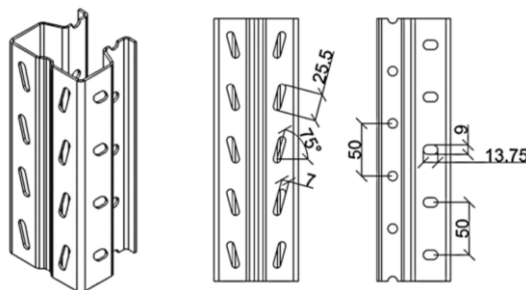


Figura 6 - Configuração das perfurações na coluna (Elias *et al.* [15]).

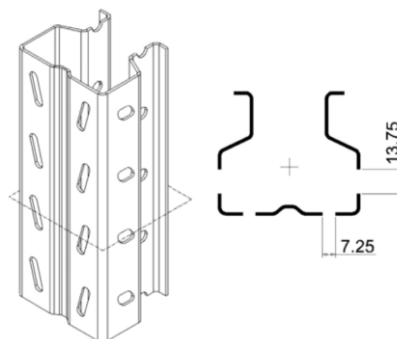


Figura 7 - Seção com plano contendo maior número de furos (Elias *et al.* [15]).

b_w (mm)	t (mm)	A_g (cm ²)	A_n (cm ²)	I_x (cm ⁴)	I_y (cm ⁴)	C_w (cm ⁶)	J (cm ⁴)
80	1,80	4,53	3,78	26,06	40,02	586,33	0,04896
	2,00	5,04	4,20	28,96	44,47	651,56	0,06716
	2,25	5,67	4,72	32,58	50,03	733,14	0,09563
90	2,00	5,24	4,40	30,28	59,67	779,63	0,06983
	2,25	5,89	4,95	34,07	67,13	877,22	0,09942
	2,65	6,94	5,83	40,13	79,07	1033,46	0,16243
	3,00	7,86	6,60	45,44	89,52	1170,29	0,23566
100	2,00	5,57	4,73	35,76	80,93	1102,22	0,07422
	2,25	6,26	5,32	40,23	91,05	1240,16	0,10567
	2,65	7,38	6,26	47,39	107,24	1460,98	0,17264
	3,00	8,35	7,09	53,66	121,42	1654,33	0,25048

Tabela 1 - Propriedades geométricas (Elias *et al.* [15]).

3.2 Propriedades dos materiais

No estudo de referência, de Elias *et al.* [15], foram determinadas as tensões de escoamento (f_y) e as tensões de ruptura (f_u) para cada seção transversal, as quais são apresentadas na Tabela 2. Porém, os autores não apresentaram a curva tensão-deformação ou valores para o módulo de elasticidade longitudinal (E) do material. Portanto, para os modelos numéricos do presente estudo foi adotado o valor de 200 GPa para “E” e 0,3 para o coeficiente de Poisson (ν), conforme previsto pela ABNT NBR 8800:2008 [13]. Os parâmetros experimentais apresentados na Tabela 2, foram empregados em modelagens que incorporam a não-linearidade física do aço.

Protótipo (b_w - t)	f_y (MPa)	f_u (MPa)
80_1,80	378,25	497,63
80_2,00	407,20	526,28
90_2,00	374,22	500,89
100_2,00	370,54	514,27
80_2,25	355,42	453,82
90_2,25	349,30	471,34
100_2,25	325,89	450,94
90_2,65	381,09	499,59

100_2,65	362,38	464,13
90_3,00	376,86	475,08
100_3,00	373,11	474,19

Tabela 2 – Parâmetros do material da seção rack (Elias *et al.* [15]).

3.3 Condições de contorno

As condições de contorno impostas no modelo numérico buscaram representar o aparato experimental utilizado por Elias *et al.* [15]. Nesse cenário, nas extremidades da amostra ensaiada pelos autores, a coluna é conectada à suportes com rolamentos, conferindo a ela a condição de birrotulada. Além disso, o carregamento axial de compressão é aplicado por um macaco-hidráulico na extremidade superior da coluna.

Para tanto, nos modelos numéricos do presente trabalho, as condições de contorno foram impostas na linha média da seção transversal em suas extremidades, nas quais foram restritos os graus de liberdade de translação transversal. A Figura 8, ilustra a estratégia de modelagem descrita para simulação do arranjo experimental de Elias *et al.* [15].

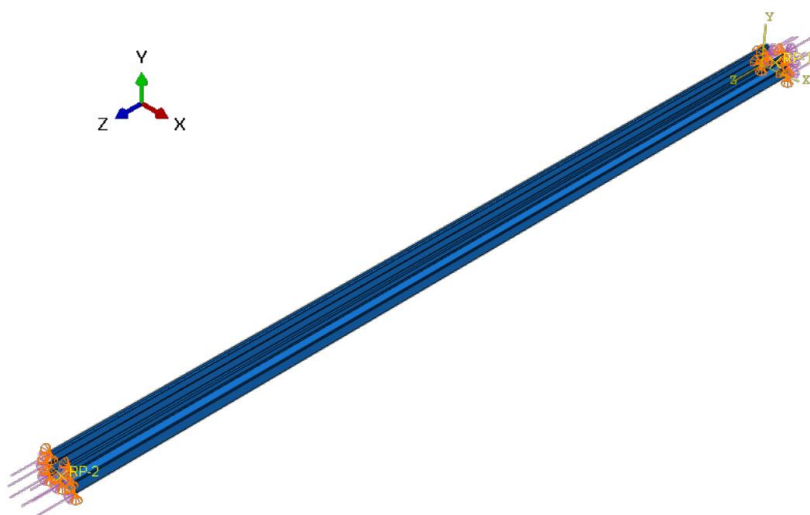


Figura 8 - Condições de contorno do modelo numérico.

3.4 Calibração do modelo

Com o objetivo de validar o modelo numérico, o presente subitem apresenta uma breve discussão teórica sobre os métodos analíticos empregados e os dados experimentais, os quais configuram a base para a calibração das simulações numéricas das análises de estabilidade elástica e não-lineares.

3.4.1 Análise de estabilidade elástica

Devido ao fato da norma americana ANSI/AISI S100:2020 [8] se mostrar limitada para a determinação analítica da carga crítica por modos de instabilidade local e distorcional em PFFs perfurados, para calibrar o modelo numérico foi simulado o protótipo 2400_90_2,25, pois este apresentou apenas instabilidade global de acordo com o ensaio realizado por Elias *et al.* [15]. Sendo assim, é possível prever a carga crítica do modelo de forma analítica tanto para uma análise de seção perfurada, quanto para uma de seção não perfurada, previsão necessária para guiar a análise comparativa dos efeitos de perfuração na coluna rack. Nesse sentido, posteriormente, os resultados teóricos obtidos foram comparados com os resultados provenientes da simulação numérica.

Para determinar a carga crítica de flambagem elástica de forma analítica, a ANSI/AISI S100:2020 [8] recomenda determinar as propriedades geométricas da seção com furos por médias ponderadas baseadas nos comprimentos do perfil entre as regiões com furos (L_n) e sem furos (L_g), a formulação normativa é apresentada nas sequencias de Equações (1) à (6). Nas expressões analíticas, são apresentados os valores médios para: a área (A_{avg}); o momento de inércia (I_{avg}); o momento de inércia a torção da seção (J_{avg}); a distância do centroide ao centro de torção na direção principal x ($x_{0,avg}$); e na direção principal y ($y_{0,avg}$); e o raio de giração polar da seção em relação ao centro de torção ($r_{0,avg}$).

$$A_{avg} = \frac{A_g L_g + A_n L_n}{L} \quad (1)$$

Sendo que: $L = L_n + L_g$

$$I_{avg} = \frac{I L_g + I_n L_n}{L} \quad (2)$$

$$J_{avg} = \frac{J L_g + J_n L_n}{L} \quad (3)$$

$$x_{0,avg} = \frac{x_0 L_g + x_{0,n} L_n}{L} \quad (4)$$

$$y_{0,avg} = \frac{y_0 L_g + y_{0,n} L_n}{L} \quad (5)$$

$$r_{0,avg} = \sqrt{x_{0,avg}^2 + y_{0,avg}^2 + \frac{I_{x,avg} + I_{y,avg}}{A_{avg}}} \quad (6)$$

Obtidas as propriedades geométricas médias, a carga crítica de flambagem global (N_e) de uma coluna perfurada monossimétrica é dada pelas Equações (7) à (9), as quais seguem a

formulação clássica da estabilidade elástica, alterando as propriedades geométricas pelas médias ponderadas. Na Equação (9), ' C_{wn} ' é a constante de empenamento da seção líquida calculada assumindo que a espessura da seção na região dos furos é nula.

$$N_{ex} = \frac{\pi^2 EI_{x,avg}}{(K_x L_x)^2} \quad (7)$$

$$N_{ey} = \frac{\pi^2 EI_{y,avg}}{(K_y L_y)^2} \quad (8)$$

$$N_{exz} = \left\{ \frac{1}{2\beta} \left[(\sigma_{ex} + \sigma_{ez}) - \sqrt{(\sigma_{ex} + \sigma_{ez})^2 - 4\beta\sigma_{ex}\sigma_{ez}} \right] \right\} A_g$$

Em que:

$$\beta = 1 - \left(\frac{x_{0,avg}}{r_{0,avg}} \right)^2 \quad (9)$$

$$\sigma_{ex} = \frac{\pi^2 EI_{x,avg}}{A_g (K_x L_x)^2}$$

$$\sigma_{ez} = \frac{1}{A_g r_{0,avg}^2} \left[GJ_{avg} + \frac{\pi^2 E C_{wn}}{(K_z L_z)^2} \right]$$

Já as colunas com perfis não perfurados têm sua carga crítica de flambagem global elástica obtidas também com a formulação clássica da estabilidade elástica, porém sem alteração em suas propriedades geométricas, como mostram as Equações (10) a (13), sendo ' N_e ' dado pela Equação (10).

$$N_{ex} = \frac{\pi^2 EI_x}{(K_x L_x)^2} \quad (10)$$

$$N_{ey} = \frac{\pi^2 EI_y}{(K_y L_y)^2} \quad (11)$$

$$N_{ez} = \frac{1}{(r_0)^2} \left[GJ + \frac{\pi^2 E C_w}{(K_z L_z)^2} \right] \quad (12)$$

$$N_{exz} = \frac{N_{ex} + N_{ez}}{2 \left[1 - \left(\frac{x_0}{r_0} \right)^2 \right]} \left[1 - \sqrt{\frac{4N_{ex}N_{ez} \left[1 - \left(\frac{x_0}{r_0} \right)^2 \right]}{(N_{ex} + N_{ez})^2}} \right] \quad (13)$$

Com as equações apresentadas e obtidas as propriedades geométricas da seção transversal (Figura 5 (b)), pôde-se determinar os valores teóricos para a carga crítica dos respectivos modos de instabilidade, tanto para coluna perfurada (CP), quanto para a coluna simples não perfurada (CS), os quais são apresentados na Tabela 3. Como esperado, nota-se uma redução (13,75%) no valor da carga crítica para a coluna perfurada devido à presença dos furos ao longo do comprimento, diferença condizente com as previsões do estudo experimental de Baldassino *et al.* [16].

Protótipo 2400_90_2,25	N_e (kN)
Coluna simples	74,49
Coluna perfurada	63,78

Tabela 3 – Carga crítica de flambagem elástica e modo de flambagem.

Por conseguinte, a análise de estabilidade elástica para o cálculo da força de bifurcação (carga crítica de flambagem), em *softwares* comerciais como o Abaqus, é realizada pela resolução de um problema de autovalor. O Abaqus, em particular, apresenta dois métodos iterativos para a solução do problema, o *Lanczos Method* e o *Subspace Iteration Method*. O primeiro converge mais rápido quando um grande número de autovalores é solicitado, já o segundo é mais rápido quando um menor número de autovalores é necessário. Nas simulações realizadas na etapa de calibração, utilizou-se o *Subspace Iteration Method*, para o qual se informou o número de autovalores solicitados (3 autovalores) e o número máximo de iterações (100 iterações).

No contexto das análises numéricas, visando captar os efeitos resultantes da geometria da coluna rack, em geral os perfis são modelados por meio de elementos finitos (EFs) de casca. Porém, caso seja pertinente a consideração das distribuições de tensões residuais ao longo da espessura, elementos sólidos são usualmente empregados para as análises numéricas. Todavia, conforme apontado por Branquinho [3], diversos trabalhos da literatura alertam para a necessidade de um estudo rigoroso quanto aos EFs empregados nas análises numéricas, tanto por questões de custo computacional, quanto por possíveis limitações em captar determinados comportamentos mecânicos. Nesse sentido, nota-se a importância em se mapear os parâmetros do comportamento estrutural não-negligenciáveis para as colunas rack, visto que, não só apontam para melhorias necessárias nos processos de projetos, como também guiam modelos numéricos precisos e com um custo computacional mínimo.

Nesse cenário, ao calibrar o modelo numérico, buscou-se selecionar o tipo de elemento finito e o refinamento da malha pertinentes para os objetivos do presente estudo. Para tanto, nas análises críticas desta etapa, foram ponderadas a utilização de EFs de casca. Todavia, faz-se pertinente mencionar também as possíveis vantagens em se empregar a metodologia “*lattice model*” ou “*modelo reticulado*”, como feito por Branquinho [3], a qual não foi avaliada no presente estudo, uma vez que o custo computacional envolvido nos modelos não justifica tal metodologia.

Por se tratar de um estudo de perfis formados a frio, os quais possuem pequena espessura, compreendeu-se que o emprego de elementos finitos sólidos pode apresentar custos computacionais elevados. No âmbito dos PFF, o emprego de simulações via EFs sólidos, ocorrem adotando elementos que apresentam cinemática e comportamento mecânico similar aos elementos de casca convencionais, suas vantagens se restringem a possíveis problemas de proporção de aspecto. Sendo assim, sabido que a envoltória de tensões e deformações transversal do elemento estrutural não são alvo do presente estudo, os elementos finitos sólidos não foram avaliados para comporem a modelagem dos perfis de colunas rack.

Ainda no contexto dos elementos finitos, as cascas são elementos estruturais em que uma dimensão, a espessura, é significativamente menor que as outras dimensões, podendo ou não

apresentar superfície plana. No que tange a sua cinemática, ela reúne as características dos elementos de placa e de chapa. Os elementos de casca, usualmente, apresentam graus de liberdade de translação e rotação.

Posto isso, a calibração do modelo numérico por casca utilizou o EF S4R para colunas simples (CS) e S3 para colunas perfuradas (CP), sendo o primeiro um elemento de casca quadrilateral, com integração reduzida, 4 nós e 6 graus de liberdade cada nó; e o segundo um elemento de casca triangular, com 3 nós e 6 graus de liberdade por nó. Estes elementos podem ser utilizados tanto para cascas espessas como para cascas finas, uma vez que utilizam a Teoria de Cascas Espessas (*Thick Shell Theory*), ou a Teoria de Kirchhoff de forma discreta, de acordo com a espessura da casca.

Como mencionado, para os modelos numéricos empregados no estudo, as condições de contorno e carregamento foram impostas a fim de simular o estudo experimental de Elias *et al.* [15], para tanto foi aplicado uma carga de compressão centrada de 1 kN/m, em ambas as extremidades, no eixo longitudinal. A Figura 9 (a), apresenta a configuração deformada da coluna, associada ao primeiro modo de instabilidade do modelo CS. Pode-se observar que a configuração deformada da coluna está de acordo com o modo de flambagem previsto no cálculo analítico, sendo esse de flexo-torção. Quanto à carga crítica de flambagem, o primeiro modo de instabilidade resultou em um valor de 55,845 kN, o qual é obtido na multiplicação do autovalor pelo comprimento da linha média da seção (259,55 mm). O erro relativo quando comparado ao resultado analítico (59,43 kN) foi de 6,03%. Portanto, o modelo numérico discretizado com elementos de casca se mostrou adequado para representar o problema de instabilidade em uma coluna sem furos.

No modelo da coluna perfurada, conseqüente à geometria com perfurações ao longo de todo comprimento, a discretização dos elementos finitos no entorno do furo precisa ser mais refinada, conforme ilustrado na Figura 10, a qual expõem a malha utilizada. O primeiro modo de instabilidade do modelo CP também apresentou flambagem por flexo-torção, estando em conformidade com o previsto experimentalmente. A carga crítica obtida nesta simulação foi de 54,26 kN, apresentando um erro relativo de 5,86% em comparação ao valor analítico. Deste modo, o modelo com elementos de casca proposto para a simulação da coluna perfurada se mostrou adequado.

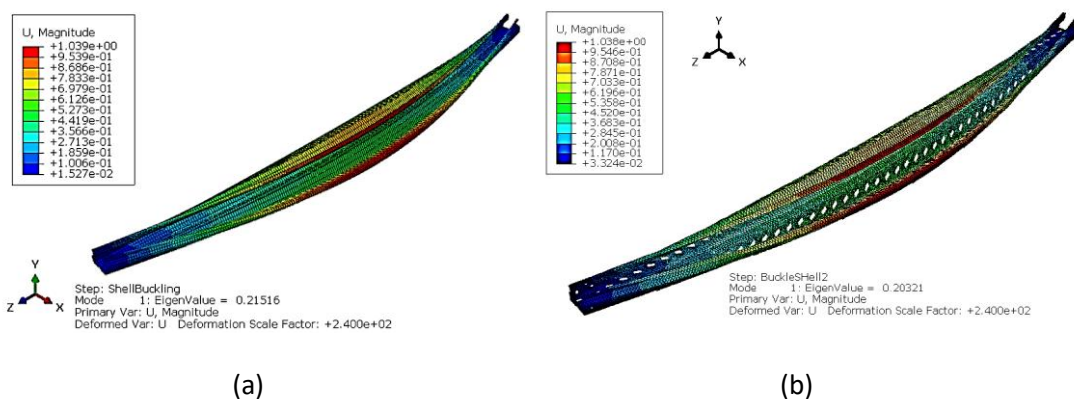


Figura 9 - Resultados da simulação numérica com elemento de casca, (a) CS (b) CP.

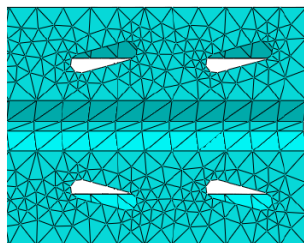


Figura 10 - Malha triangular na região dos furos (CP).

Por fim, faz-se relevante mencionar que as condições de contorno impostas ao modelo numérico, também foram alvo das análises na etapa de calibração. Para tanto, além do modelo com as condições de contorno já mencionadas, também foi avaliado numericamente o comportamento a compressão da coluna simples através de um modelo composto pela simulação das placas base utilizadas nas extremidades das colunas rack, ensaiadas por Elias *et al.* [15]. O presente estudo não deu sequência com tal modelo, uma vez que este não demonstrou bom desempenho na previsão dos modos de instabilidade e carga crítica, a qual apresentou um erro relativo de 79,73% em comparação aos resultados analíticos. Além disso, o custo computacional do modelo composto também apresentou desvantagens, a partir do momento em que elevou o tempo de processamento em 58,7%, quando comparado ao modelo de coluna simples com elementos de casca. Nesse cenário, a Tabela 4 detalha os resultados obtidos de capacidade última e custo computacional das investigações feitas na etapa de calibração do presente estudo numérico.

Modelo	Nº de elementos	Nº de nós	Tempo de processamento (s)	Modo de flambagem	P _{cr,MEF} (kN)	P _{cr,MEF}	
						P _{cr,analítico}	
Casca	CS	10800	11086	19	55,845	0,940	
	CP	28152	15682	25	54,261	1,059	
Composto	CS	11200	11812	46	106,81	1,797	

Tabela 4 – Resumo dos resultados da etapa de calibração.

Alguns fatores podem explicar as inconformidades do modelo composto, tais como rigidez da placa base e o modelo adotado para transferência de tensões e deformações entre a placa e a coluna simples. Ainda, como a utilização das placas base no modelo numérico busca simular de forma mais fidedigna o modelo físico utilizado na análise experimental, para fins de comparação entre modelos, o ideal seria realizar uma análise comparativa com resultados experimentais, os quais englobam complexidades que apenas serão incorporadas nos modelos após a calibração. Portanto, o modelo composto não é passível de validação pelos valores analíticos obtidos neste estudo, e não foi adotado no presente trabalho devido à conformidade dos resultados utilizando as condições de contorno impostas nas extremidades da coluna rack.

Faz-se relevante mencionar que a análise de estabilidade elástica apresentada, apesar de ser uma análise não-linear geométrica, é calculada por um procedimento puramente linear no Abaqus, *i.e.*, não se considerada nenhuma não-linearidade física ou geométrica inicial. Esse procedimento é realizado pela perturbação linear do *base state*, o qual é definido como o estado atual do modelo após a última análise estrutural devido a uma perturbação linear (ABAQUS [17]).

Portanto, analisando os resultados obtidos e as considerações apresentadas, conclui-se que o modelo mais adequado para utilizar em futuras análises é o modelo com elementos quadriláteros de casca (para a coluna simples) e o modelo com elementos triangulares de casca (para a coluna perfurada), uma vez que estes: (i) apresentaram resultados satisfatórios em relação a carga crítica; (ii) capturaram o modo de instabilidade crítico (flexo-torção); (iii) são capazes de exprimir modos de flambagem locais e distorcionais em colunas; (iv) dentre os modelos que possibilitam uma simulação numérica com precisão, esses são os que demandam menor esforço computacional.

A análise de estabilidade elástica linear é de profundo interesse principalmente para estruturas metálicas esbeltas, as quais, não raras as vezes, entram em colapso pela perda do equilíbrio estático. Porém, tem-se o conhecimento de que algumas estruturas possuem elevada capacidade pós-crítica – comportamento típico de perfis formados a frios –, a qual lhes confere um efeito estabilizante no comportamento mecânico. Para verificar esse fenômeno, faz-se necessária além de uma análise dos modos de instabilidade, uma análise não-linear física. Por isso, diante do exposto, conseguinte à validação do modelo linear

elástico, foi desenvolvida a calibração de uma análise não-linear de estabilidade, considerando os efeitos de plastificação do material.

3.4.2 Análise não-linear de estabilidade

A simulação numérica que incorpora a não-linearidade física do material, para o caso do modelo de coluna perfurada (CP), é calibrada a partir dos resultados experimentais obtidos por Elias *et al.* [15]. Nesse cenário, foi realizado uma análise comparativa dos valores de deslocamento, do modo de colapso, e da carga última do modelo numérico a ser calibrado e dos resultados experimentais dos autores citados.

Como mencionado, para a amostra de ensaio 2400_90_2,25, os autores identificaram deslocamentos típicos de instabilidade global (Figura 11), os quais foram medidos por transdutores lineares (LVDTs) localizados à meia altura da coluna, nas mesas e alma, como mostra a Figura 12. Cabe observar que, de acordo com os autores, os LVDTs *F3* e *F4* obtiveram dados errados durante os ensaios, por isso foram desconsiderados nas análises. Quanto à carga última (P_u), o protótipo 2400_90_2,25 obteve um valor de 108,82 kN decorrente do modo de instabilidade por flexo-torção.

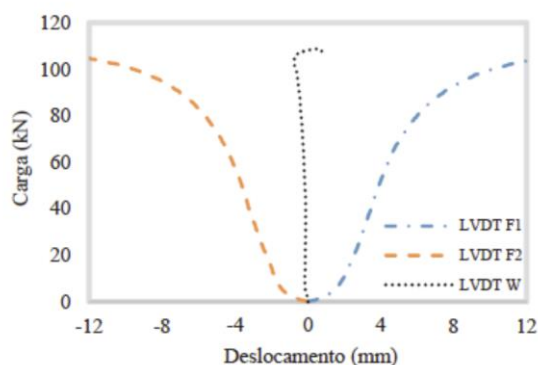


Figura 11 - Deslocamentos obtidos pelos LVDTs no protótipo 2400_90_2,25 (Elias *et al.* [15]).

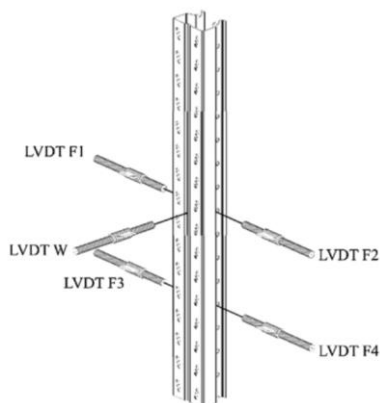


Figura 12 - Instrumentação usada nas colunas (Elias *et al.* [15]).

Para simular o comportamento pós-crítico da coluna, com seção perfurada e não perfurada, considerou-se um material elastoplástico perfeito, utilizando o valor de tensão de escoamento (f_y) obtida por Elias *et al.* [15] a partir de ensaios com corpos de prova (CP) a tração. As propriedades utilizadas, são referentes ao protótipo analisado, dado na Tabela 2.

O critério de Von Mises foi considerado para avaliar o colapso da estrutura e consequentemente a sua carga última, uma vez que esse critério é de grande aplicabilidade para materiais dúcteis. A tensão equivalente de Von Mises (σ_v), dada pela Equação (14), é comparada ao valor da tensão de escoamento do material, configurando a plastificação do material e consequentemente o colapso da estrutura, quando esta for atingida.

$$\sigma_v = \sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2}{2}} \quad (14)$$

O comportamento pós-crítico, bem como a análise da carga última e dos deslocamentos que caracterizam o modo de colapso da estrutura, podem ser dados a partir de uma análise da relação força-deslocamento da estrutura. Para isso, de acordo com as recomendações dadas por Reis e Camotin [18], a solução do problema não-linear foi realizada pelo Método de Riks, também chamado de Método do Comprimento de Arco, o qual utiliza equações de equilíbrio estático não-lineares para resolver problemas instáveis, onde a resposta força-deslocamento é tal que tanto a força quanto o deslocamento podem decrescer durante a solução.

Esse método de resolução de problemas numéricos tem como diferencial a solução simultânea dos incrementos de força e deslocamento, sendo ambos controlados durante as iterações. O Método do Comprimento de Arco tem como essência a correção dos incrementos de carregamento e deslocamento a partir de uma restrição imposta ao espaço constitutivo, dada por um segmento de arco. A solução do problema será encontrada quando, em determinada iteração, a curva que restringe os passos de cálculo interceptar a curva da resposta procurada, ou seja, até atingir algum deslocamento máximo ou fator de proporcionalidade de carga indicado. Caso isso não seja feito, a análise continua sendo realizada até atingir o número máximo de incrementos. Nesse cenário, os parâmetros de controle da análise (número máximo de incrementos, magnitude do incremento inicial, mínimo e máximo) inseridos no *software* são apresentados na Tabela 5. Faz-se relevante mencionar que a Tabela 5 apresenta parâmetros iniciais impostos ao modelo de calibração, todavia percebeu-se convergência nas análises com um menor número de incrementos. À vista disso, foram então ajustados os parâmetros limites do problema numérico ao longo das modelagens feitas no presente estudo.

Nº máximo de incrementos	Magnitude do incremento		
	Inicial	Mínima	Máxima
2000	0,01	1E-010	0,01

Tabela 5 – Parâmetros de controle da análise.

Dando sequência à calibração do modelo numérico não-linear físico, a Figura 13 (a) apresenta a curva força vs. deslocamento da coluna simples, obtida pelo Método de Riks, junto às curvas experimentais obtidas por Elias *et al.* [15]. Comparando as curvas, nota-se que o modelo numérico sem as perfurações não foi capaz de exprimir o modo de colapso observado no modelo experimental, uma vez que o modelo experimental tem os maiores deslocamentos atuando nas abas da seção (flexão em torno do eixo de maior inércia) somado a um pequeno deslocamento, mas ainda existente, de flexão em torno do eixo de menor inércia, o que caracteriza um modo de colapso por flexo-torção; já o modelo numérico tem uma flexão na maior inércia praticamente nula e um grande deslocamento de flexão na menor inércia, caracterizando um modo de colapso por flexão.

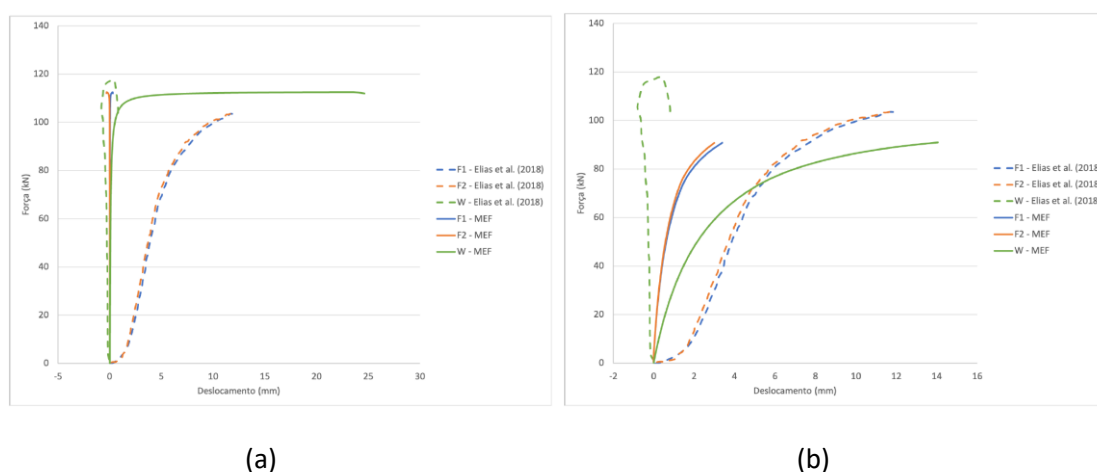


Figura 13 - Curva Força vs. Deslocamento (a) CS e Elias *et al.* [15], (b) CP e Elias *et al.* [15].

Além disso, o colapso da estrutura do modelo CS foi identificado também pelo alcance da tensão de Von Mises à tensão de escoamento do material. A carga última para tal modelo foi de 112,465 kN, apresentando um erro médio de 3,35% quando comparada à carga última experimental (108,82 kN), o aumento na capacidade estrutural já era esperado, devido à ausência da perfuração na coluna.

No âmbito dos comportamentos mecânicos decorrentes das perfurações constantes na coluna rack, Baldassino *et al.* [16] apontam que é esperado uma redução média da capacidade última do perfil em torno de 14% para peças perfuradas, penalização que é observada entre os resultados analíticos dados na Tabela 3, os quais apresentaram uma redução de 13,75% na capacidade. O modelo numérico apresentou um ganho de resistência menor que o esperado, comparando-se o modelo CS com os resultados experimentais, fato que pode ser justificado pela simplificação da rigidez pós-crítica por um modelo elastoplástico perfeito, por se tratar de um modelo numérico que não incorpora não-linearidades geométricas iniciais, e também por possíveis ações estabilizadoras no modelo experimental dos efeitos de imperfeições geométricas localizadas, também previstas por Branquinho [3].

Quanto à coluna perfurada, a curva força vs. deslocamento obtida é apresentada na Figura 13 (b), também junto às curvas experimentais obtidas por Elias *et al.* [15]. O modelo numérico da coluna perfurada, diferente do modelo da coluna simples, obteve o mesmo modo de colapso

que o modelo experimental, apresentando deslocamentos de flexão tanto em torno do eixo de menor inércia como também em torno do eixo de maior inércia, caracterizando um modo de flexo-torção. Porém, o deslocamento em torno do eixo de menor inércia é muito mais pronunciado no modelo numérico do que no experimental. De modo análogo ao modelo CS, para o modelo CP o colapso foi identificado com o critério de Von Mises. A carga última obtida foi de 90,9365 kN apresentando um erro médio de 16,34% em relação ao valor experimental. É válido destacar que o escoamento do material tem seu início nas bordas dos furos (Figura 14), estando de acordo com os resultados experimentais e numéricos encontrados na literatura sobre colunas de porta-paletes seletivos.

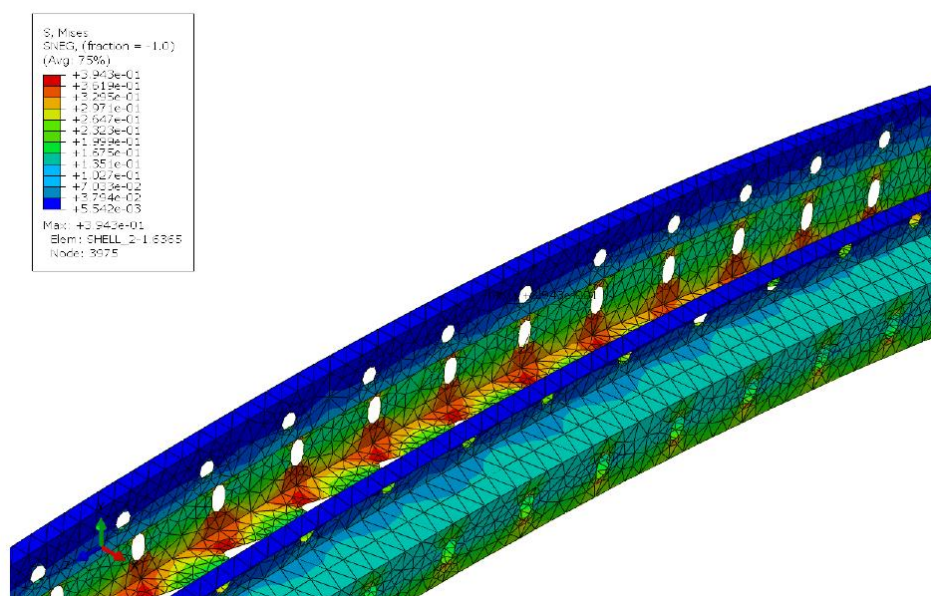


Figura 14 - Escoamento nas bordas dos furos.

Isto posto, conforme já previsto por estudos da literatura, o padrão de perfurações em colunas rack resultam em efeitos não-negligenciáveis no comportamento mecânico das seções em PFFs, os quais resultam em incompatibilidades com a proposta analítica vigente na ANSI/AISI S100:2020 [8], a qual resultou em um valor de carga crítica analítica 52,90% inferior ao previsto experimentalmente. Nesse âmbito, é notório os esforços de trabalhos da literatura em se compreender os efeitos das perfurações – tanto no que se refere à capacidade resistente da coluna rack, quanto ao impacto em seus modos de instabilidade –, para que assim, previsões para projetos de estruturas porta-paletes seletivos possam ser feitas garantindo um dimensionamento seguro e eficiente.

Analisando o comportamento após o ponto de bifurcação do elemento estrutural, nota-se que a estrutura possui uma significativa resistência pós-crítica, chegando ao colapso com valores 50,35% e 40,33% maiores que a carga crítica de estabilidade elástica, respectivamente para os modelos CS e CP. Faz-se relevante mencionar que esse comportamento pós-crítico no modelo CS é dúbio, pois a análise não-linear apresentou comportamentos de instabilidade diferentes

do experimental, o qual pode ser compreendido como efeito das perfurações no modo de colapso.

Comparando as simulações não-lineares com os resultados experimentais, os valores de carga última mostraram-se adequados. O desvio no resultado do modelo CP, pode ser tolerado se for observado os mesmos apontamentos feitos para o desvio do modelo CS, e pelo fato de que, apesar de o aparato experimental buscar simular uma coluna birrotulada, as bases de apoio tendem a conferir uma maior rigidez para a estrutura.

Diante do exposto, conclui-se que, para o objetivo do presente estudo, o qual pretende investigar os comportamentos mecânicos das colunas rack submetidas a compressão centrada, os modelos numéricos simulados foram devidamente calibrados pelas análises comparativas até então descritas.

Conclui-se também que, para obter uma maior acurácia nas análises não-lineares e consequentemente no comportamento pós-crítico da estrutura, são necessárias simulações considerando também as imperfeições geométricas. Sendo assim, o presente estudo obteve sequência na realização de uma análise de sensibilidade do modelo, a partir da implementação de imperfeições geométricas iniciais no modelo numérico calibrado. Além disso, uma análise paramétrica é feita a partir dos resultados da análise de sensibilidade, na qual é avaliado o comportamento estrutural a partir de diferentes alturas da coluna. Por fim, realizou-se uma análise comparativa dos resultados numéricos, experimentais de Elias *et al.* [15], e obtidos pelo método analítico proposto pela ANSI/AISI S100:2020 [8], estudo que expõem comportamentos mecânicos não-negligenciáveis para previsões de capacidade última de projeto de colunas rack. Os itens consequentes apresentam os resultados da investigação feita.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Após a calibração do modelo numérico, pôde-se ampliar a investigação de modo a observar o comportamento mecânico da coluna rack e seus parâmetros não-negligenciáveis diante de uma análise de sensibilidade, paramétrica e, por fim, comparativa entre os modelos analíticos, numéricos e experimentais.

4.1 Análise de sensibilidade e paramétrica

Nesta etapa do trabalho o objetivo foi avaliar a carga última e o modo de colapso de colunas de racks, considerando a seção perfurada e não perfurada, em uma análise não-linear física e geométrica, variando parâmetros do modelo de forma a obter uma análise de sensibilidade, a qual permitirá conhecer a influência dos parâmetros variados sobre a resposta estrutural.

Conforme mencionado no tópico anterior, compreendeu-se que o comportamento mecânico das colunas de porta-paletes seletivos possui efeitos não-negligenciáveis de imperfeições geométricas iniciais. Nesse sentido, a partir da análise não-linear calibrada, o presente tópico apresenta o modelo numérico que incorpora os efeitos de segunda ordem, típicos em colunas porta-paletes. Por conseguinte, também será realizado uma análise paramétrica, a fim de obter a influência do comprimento da coluna rack nos valores de capacidade última e modos

de instabilidade. No total, foram desenvolvidos 14 novos modelos, sendo 7 modelos CS (coluna simples sem perfuração) e 7 modelos CP (coluna perfurada).

4.1.1 Imperfeição geométrica

O presente tópico apresenta a consideração de um parâmetro indispensável para obter uma maior acurácia nas análises não-lineares e, conseqüentemente, no comportamento pós-crítico da coluna rack. As imperfeições geométricas, caso medidas no modelo físico, podem ser inseridas de modo absoluto. Porém, quando não há tais informações, elas são inseridas a partir da deformada obtida nos modos de flambagem obtidos na análise de estabilidade elástica, sendo essa ponderada por um fator de escala.

Nesse sentido, para o modelo numérico calibrado do protótipo 2400_90_2,25, foi considerado o primeiro modo de instabilidade, *i.e.*, flexo-torção. Para estudar a sensibilidade do modelo, bem como buscar uma maior precisão frente aos resultados experimentais, adotou-se 4 diferentes valores para o fator de escala, sendo esses: 0.25, 0.5, 0.75 e 1. O fator de escala (w), representa um coeficiente ponderador dos valores de deslocamento obtidos na análise de estabilidade elástica.

Os resultados das análises de sensibilidade são ilustrados na Figura 15, a qual apresenta as curvas força vs. deslocamento na meia altura da coluna, para o caso (i) do modelo experimental de Elias *et al.* [15], (ii) do modelo numérico sem imperfeição geométrica ($w=0$), (iii) e das 4 imperfeições consideradas para o modelo CS e CP. Ainda, a Tabela 1 apresenta os valores de carga última obtidos e os respectivos modos de colapso.

Modelo	w	Modo de colapso	$P_{u,MEF}$ (kN)	$P_{u,exp}$ (kN)	$\frac{P_{u,MEF}}{P_{u,exp}}$
CS	0,25	FT	110,68	108,82	1,017
	0,50	FT	109,99	108,82	1,010
	0,75	FT	109,42	108,82	1,0055
	1,00	FT	108,85	108,82	1,0003
CP	0,25	FT	107,57	108,82	0,9885
	0,50	FT	106,47	108,82	0,9784
	0,75	FT	105,63	108,82	0,9707
	1,00	FT	104,86	108,82	0,9636

Tabela 1 – Resultados da análise de incorporação de imperfeições geométricas.

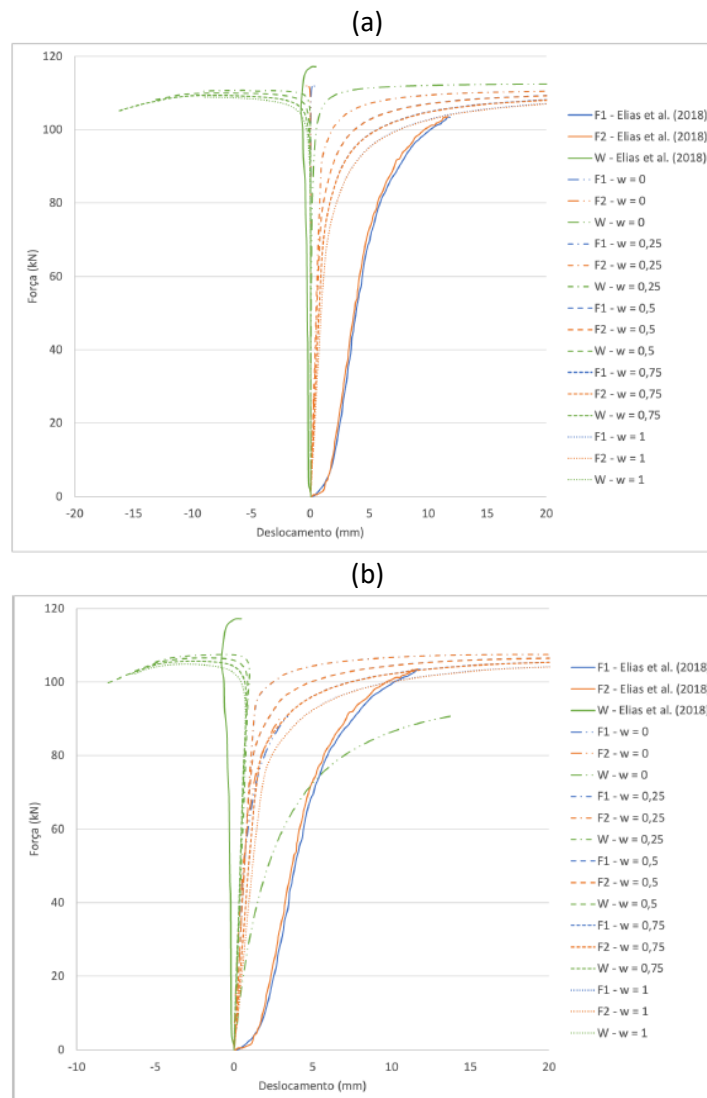


Figura 15 - Curva Força vs. Deslocamento (a) CS (b) CP.

Nota-se que a consideração das imperfeições geométricas possibilitou uma melhor representação do modelo experimental, com os modelos numéricos (tanto CS quanto CP) apresentando deslocamentos muito pequenos até altos valores de carga na posição do transdutor W (vide Figura 12), e deslocamentos caracterizando uma flexão em torno do eixo de maior inércia (transdutores F1 e F2), o que por fim configura um modo de colapso por flexo-torção.

Uma das razões para possíveis diferenças entre os modelos numéricos e resultados experimentais é a presença dos efeitos de acomodação da estrutura na análise experimental. Todavia, com o aumento do fator de escala, ocorreram maiores deslocamentos sob menores forças aplicadas, o que aproximou o modelo numérico do experimental.

Como, geometricamente, o modelo numérico CP melhor representa as condições da coluna rack, a escolha do fator de escala das imperfeições para a utilização nos modelos subsequentes, se deu em discussões sobre o próprio. Em termos de valor de carga última, o modelo com w igual a 0,25 é o que mais se aproxima do modelo experimental. Porém, este apresenta uma curva força-deslocamento com um trecho linear praticamente vertical, distanciando-se da curva experimental. Desse modo, adotou-se o modelo com w igual a 0,50, o qual apresenta uma carga última 2,16% menor que a carga última obtida experimentalmente e uma curva força-deslocamento que tende a convergir com a experimental. O modelo CS com w igual a 0,50 apresenta uma carga última 1,08% maior que a experimental – o que é esperado, conforme discussões já mencionadas – e 3,31% maior que o modelo CP.

4.1.2 Altura da coluna

Outro parâmetro analisado numericamente foi a altura da coluna. O objetivo ao realizar uma análise paramétrica variando a altura, além de observar a capacidade última da estrutura, é identificar a ocorrência de diferentes modos de instabilidade, principalmente modos locais e distorcionais, típicos em colunas de porta-paletes.

As alturas utilizadas nessa análise, além da coluna de 2400 mm – a qual vem sendo utilizada desde a primeira etapa desse estudo –, foram simulados modelos com 2000, 1400 e 800 mm, sendo esses valores os mesmos utilizados por Elias *et al.* [15] em sua campanha experimental. Destaca-se que estes modelos já foram analisados considerando a imperfeição geométrica com fator de escala (w) igual a 0,5. Os resultados obtidos na análise paramétrica são apresentados na Tabela 2.

Modelo	Altura da coluna (mm)	Modo de colapso	P_u (kN)	$P_{u,altura}$
				$P_{u,2400}$
CS	2400	FT	109,99	1,000
	2000	FT	148,36	1,349
	1400	FT	269,55	2,451
	800	D	455,16	4,138
CP	2400	FT	106,47	1,000
	2000	FT	145,90	1,370
	1400	FT	238,46	2,240
	800	D+F	341,31	3,206

Tabela 2 – Resultados da análise paramétrica variando a altura da coluna.

Analisando os resultados obtidos, fica nítido o aumento na resistência devido à redução na altura da coluna, o que indica que a sua resistência é governada pela estabilidade do elemento. Cabe observar que até a altura de 1400 mm, o modo de colapso continua sendo por flexo-torção, já para os modelos com 800 mm, nota-se que o modelo CS possui uma resistência muito maior que o modelo CP e tem seu colapso dado por um modo distorcional de

instabilidade, enquanto o modelo CP tem seu colapso dado por uma combinação de instabilidade distorcional e flexão em torno do eixo de menor inércia. A Figura 2.5 apresenta a deformada no colapso dos modelos CS e CP com altura de 800 mm.

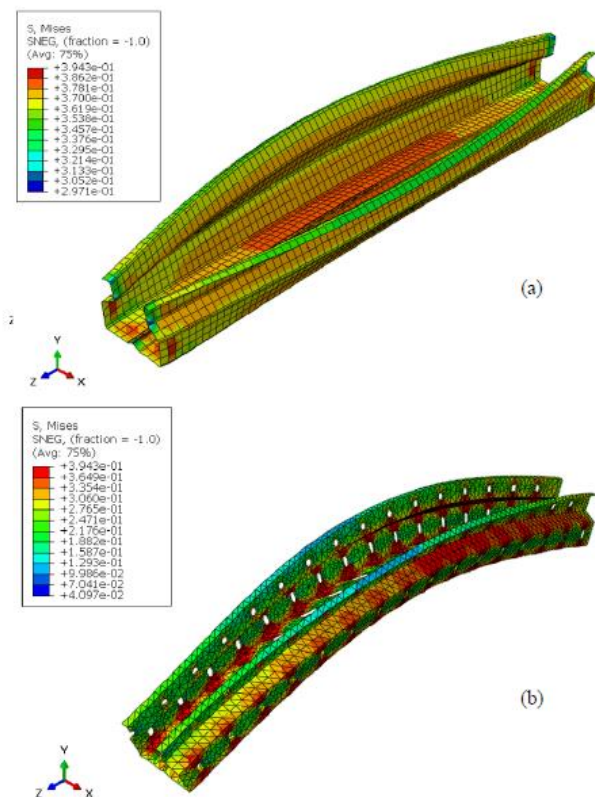


Figura 16 - Colapso da coluna com 800 mm dos modelos (a) CS (b) CP.

4.2 Análise comparativa

No intuito de avaliar a adequabilidade do método analítico proposto pela ANSI/AISI S100:2020 [8], já descrito no presente trabalho, e compor as análises dos comportamentos mecânicos não-negligenciáveis de colunas rack, foi realizada a previsão de capacidade última para as diferentes alturas da coluna porta-paleta seletivo. Nesse sentido, uma análise comparativa entre os resultados do modelo CP analíticos, numéricos e experimentais de Elias *et al.* [15] é ilustrada no gráfico da Figura 17.

Nota-se que, o conservadorismo normativo é evidente em modelos que apresentaram modos de instabilidade por flexo-torção, todavia, o mesmo não ocorre para o modelo de coluna rack com 800 mm de altura, o qual apresentou a combinação de instabilidade distorcional e flexão em torno do eixo de menor inércia. À vista disso, compreende-se que a proposta normativa vigente na ANSI/AISI S100:2020 [8] apresenta resultados contra-segurança para os casos de colunas rack com modos de instabilidade distorcionais. Faz-se relevante mencionar que o mesmo também foi observado nas análises de Branquinho [3] e Sarawit e Pekoz [4], os quais constataram as inconsistências do método do comprimento efetivo proposto pela norma, para

casos em que a coluna rack apresentou a interação entre modos de instabilidade, e.g. modo distorcional e global, e/ou interações com instabilidade por flexo-torção.

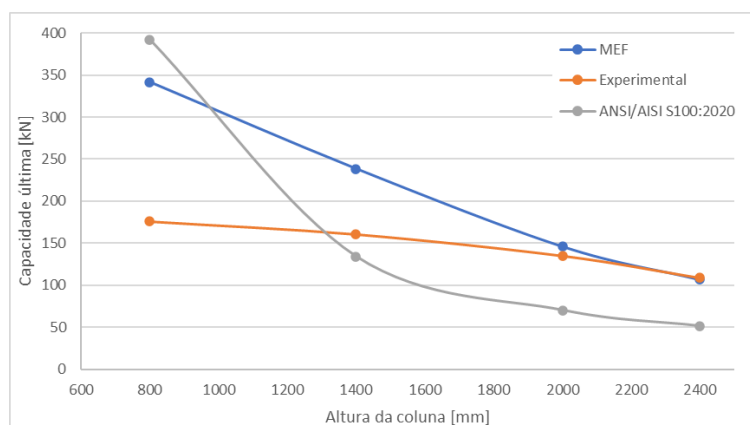


Figura 17 – Análise comparativa entre os resultados de capacidade última do modelo CP.

Ainda no âmbito da análise dos resultados do modelo CP de 800 mm, observou-se uma maior incompatibilidade entre o modelo numérico e experimental. Isso pode ser justificado em função do complexo comportamento de instabilidade, o qual pode tornar relevante as diferenças entre as condições de contorno ideais do modelo numérico e as impostas experimentalmente por Elias *et al.* [15]. Além disso, também atrelado ao comportamento em colapso por distorção, Branquinho [3] afirma que, para estes casos, as imperfeições geométricas a nível de seção transversal alteram o comportamento estrutural, impondo um efeito estabilizador ou não na coluna rack, fato que também pode explicar as diferenças entre os resultados de capacidade última das análises.

A Tabela 3 resume os resultados obtidos na análise comparativa feita, tanto para o modelo de coluna simples (CS), quanto para a coluna perfurada (CP). O ganho evidente de resistência dos modelos CS confirmam o impacto do padrão de perfurações na capacidade da coluna rack, fenômeno que se torna mais pronunciado nos modelos de 1400 mm e 800 mm, os quais demonstraram a transição de instabilidade por flexo-torção e distorcional, respectivamente.

O característico impacto dos efeitos de segunda ordem estrutural em seções PFF perfuradas e com enrijecedores, o qual pode ser observado na análise de sensibilidade dada na Tabela 1, faz com que as simplificações no âmbito linear elástico do método proposto pela norma americana, tornem os resultados de capacidade última incompatíveis com os observados experimentalmente e pelos modelos numéricos. Isto também pode ser explicado pelo método de análise por comprimentos efetivos, os quais partem de simplificações de condições de contorno da coluna rack, fato que também não é compatível com a estrutura porta-paleta na direção do corredor.

Modelo	Altura da coluna (mm)	Modo de colapso	$P_{u,MEF}$ (kN)	$P_{u,exp}$ (kN)*	$P_{u,an}$ (kN)	$P_{u,MEF}$	$P_{u,an}$
						$P_{u,exp}$	$P_{u,exp}$
CS	2400	FT	109,99	108,82	59,429576	1,0107517	0,54612733
	2000	FT	148,36	134,96	81,403819	1,0992887	0,60316997
	1400	FT	269,55	160,51	155,9437	1,6793346	0,9715513
	800	D	455,16	175,76	456,82943	2,5896677	2,59916609
CP	2400	FT	106,47	108,82	51,258679	0,9784047	0,47104097
	2000	FT	145,9	134,96	70,107659	1,0810611	0,51946991
	1400	FT	238,46	160,51	134,00895	1,4856395	0,83489471
	800	D+F	341,31	175,76	391,87621	1,9419094	2,22960978

$P_{u,exp}$ [kN]* = Resultados experimentais de Elias et al. [15] para colunas rack perfuradas

$P_{u,MEF}$ = Resultados de carga crítica do modelo numérico não-linear físico e geométrico

$P_{u,an}$ = Carga crítica obtida pela formulação analítica da ANSI/AISI S100:2020

Tabela 3 – Resultados da análise comparativa.

5 CONCLUSÃO

No presente trabalho foi desenvolvido um estudo sobre o comportamento mecânico de colunas de porta-paletes seletivos, com o intuito de investigar os parâmetros não-negligenciáveis para a definição da sua capacidade última e modos de instabilidade. Nesse âmbito, avaliou-se a influência da conformação a frio das sessões rack, *e.g.* rigidez pós-crítica e esbelteza, bem como a incorporação da não-linearidade física e geométrica nos modelos. Sobre os resultados obtidos, concluiu-se:

- i. A calibração do modelo elástico linear, além de definir importantes parâmetros para o modelo numérico, *e.g.* elemento finito compatível com os objetivos do estudo e refinamento da malha, também expõem as limitações do método analítico proposto pela ANSI/AISI S100:2020 [8], o qual apresentou resultados condizentes com a análise de estabilidade elástica;
- ii. A etapa de calibração do modelo não-linear também agregou importantes aspectos à modelagem, tais como condições de contorno compatíveis com o experimento base do estudo, passos de iteração necessários para convergência dos resultados. Por conseguinte, a partir da comparação do comportamento do modelo numérico com os experimentos de Elias *et al.* [15], tem-se os primeiros indícios dos parâmetros não-negligenciáveis no estudo de capacidade última e modos de instabilidade de colunas rack, *e.g.* padrão de perfurações da seção, modelo físico que incorpore a rigidez pós-

- crítica típica de PFFs, e a consideração de efeitos de segunda ordem advindos de imperfeições geométricas;
- iii. As imperfeições geométricas possuem uma grande influência sobre o comportamento mecânico das colunas porta-paletes seletivos, tanto na determinação da sua capacidade última, quanto nos seus modos de instabilidade. Nota-se o apontado nos valores de carga crítica dos modelos de colunas perfuradas (CP) em comparação com o experimental, e também no comportamento mecânico da seção rack não perfurada, uma vez que, a partir da consideração das imperfeições pela análise de sensibilidade, o modelo que anteriormente apresentava um modo de colapso de flexão em torno do eixo de menor inércia, passou a apresentar um modo de colapso por flexo-torção (flexão em torno do eixo de maior inércia combinada com torção);
 - iv. Nota-se que a variação entre os valores do fator de escala das imperfeições geométricas não provocou grandes alterações na capacidade última e modos de instabilidade do modelo, entretanto foram essenciais para aproximar os deslocamentos da análise numérica ao modelo experimental. Conforme previsto por Branquinho [3], um dos pontos críticos da análise global de porta-paletes na direção do corredor, é a eficiência na simulação dos deslocamentos e deformações estruturais, visto que os procedimentos normativos impõem limites de deslocabilidade do pórtico. Nesse cenário, a definição de um fator de escala representativo do modelo experimental é essencial para futuras análises globais do porta-paleta seletivo;
 - v. A redução na altura da coluna provocou grandes mudanças no comportamento, e principalmente na resistência dos modelos, tornando-se nítida a influência da esbelteza global sobre eles. Com essa variação da altura da coluna, pode-se observar que a presença de perfurações na coluna possui mais efeito sobre as colunas curtas, uma vez que para o modelo com 800 mm, não só a resistência é bem distinta entre o modelo CS e CP, mas também o modo de colapso se diferencia, onde enquanto o primeiro modelo apresenta apenas o modo distorcional, o segundo apresenta o distorcional combinado com uma flexão. À vista disso, e de posse do conhecimento do eventual colapso de estruturas porta-paletes seletivos por instabilidade distorcional, flexo-torção e pela interação entre esses modos, nota-se a influência não-negligenciável de efeitos de segunda ordem na resposta estrutural de colunas rack, denotando a necessidade de análises que incorporam tais complexos comportamentos;
 - vi. Há a hipótese de que eventuais diferenças entre o modelo numérico e os resultados experimentais podem ser decorrentes da não incorporação de imperfeições a nível de seção transversal do rack no modelo numérico, as quais, segundo os estudos de Branquinho [3], são fundamentais para as devidas previsões de capacidade última e modos de instabilidade de colunas rack suscetíveis a modos distorcionais.

Quanto ao principal objetivo desse trabalho – investigar o comportamento mecânico de colunas rack e seus parâmetros não-negligenciáveis –, pode-se identificar que, como esperado, as perfurações, as imperfeições geométricas, a rigidez pós-crítica e os comportamentos não-lineares geométricos são essenciais para uma análise estrutural segura e eficiente de colunas de porta-paletes seletivos. Os típicos comportamentos estruturais observados em seções rack geram incompatibilidades na proposta de análise normativa da ANSI/AISI S100:2020 [8], as

quais eventualmente geram resultados conservadores, ou até contra a segurança, conforme concluído no presente estudo.

Agradecimentos

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001, e também do CNPq (Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico) – nº do Processo 131187/2022-8.

REFERÊNCIAS

1. Winter G, Pekoz T. Cold-formed Steel Rack Structures. In: 2nd International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures [Internet]. University of Missouri - Rolla; 1973. Available from: <https://scholarsmine.mst.edu/isccss/2iccfss/2iccfss-session8/1>
2. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). NBR15524-1 Sistemas de armazenagem Parte 1: Terminologia. Rio de Janeiro: ABNT; 2007.
3. Branquinho M. Análise de estabilidade e dimensionamento de porta-paletes seletivos com base no método da análise direta. [São Carlos]: Universidade de São Paulo - Escola de Engenharia de São Carlos; 2021.
4. Sarawit AT, Peköz T. Design of Industrial Storage Racks. In: 16th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures. Orlando, Florida: Missouri University of Science and Technology; 2002.
5. Hancock GJ. Distortional Buckling of Steel Storage Rack Columns. *Journal of Structural Engineering*. 1985;111(12):2770–83.
6. Baldassino N, Bernuzzi C. Analysis and behaviour of steel storage pallet racks [Internet]. Vol. 37, *Thin-Walled Structures*. 2000.
7. Baldassino N, Zandonini R. Design by testing of Industrial Racks. *Advanced Steel Construction an International Journal*. 2011 Mar; 7:27–47.
8. American Iron and Steel Institute. AISI S100. North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural. Washington, D.C., 2016 Edition (Reaffirmed 2020), 2020.
9. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). NBR 15524-2: Sistemas de armazenagem Parte 2: Diretrizes para o uso de estruturas tipo porta-paletes seletivos. NBR 15524-2. Rio de Janeiro, Rio de Janeiro: ABNT; 2007.
10. RACK MANUFACTURERS INSTITUTE (RMI). MH16.1: Specification for the Design, Testing and Utilization of Industrial Steel Storage Racks. Charlotte (USA): Rack Manufactures Institute; 2012.

11. Moen C, Schafer BW. Elastic buckling of cold-formed steel columns and beams with holes. *Eng Struct.* 2009; 31:2812–24.
12. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). NBR 14762: Dimensionamento de estruturas de aço perfis formados a frio. Rio de Janeiro: ABNT; 2010.
13. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). NBR 8800: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios. Rio de Janeiro: ABNT; 2008.
14. Australian Standard (AS). 4084 Steel Storage Racking. Sidney: AS; 2012.
15. Elias GC, de Almeida Neiva LH, Sarmanho AMC, Alves VN, Barbosa e Castro AF. Ultimate load of steel storage systems uprights. *Eng Struct.* 2018 Sep 1; 170:53–62.
16. Baldassino N, Bernuzzi C, di Gioia A, Simoncelli M. An experimental investigation on solid and perforated steel storage racks uprights. *J Constr Steel Res.* 2019 Apr 1; 155:409–25.
17. ABAQUS. ABAQUS User's Manual. Simulia Corporation ABAQUS v. 6.14, editor. Rhode Island, USA: Dassault Systèmes; 2017.
18. Reis A, Camotim D. Estabilidade Estrutural. Lisboa: McGRAW-HILL; 2000.