



**Universidade do Estado do Rio de Janeiro**

Centro de Tecnologia e Ciências

Faculdade de Engenharia

Fernando Rocha Sarquis


**Avaliação estrutural de cantoneiras em aço inoxidável  
austenítico submetidas à compressão**

Rio de Janeiro

2019

Fernando Rocha Sarquis

**Avaliação estrutural de cantoneiras em aço inoxidável austenítico submetidas  
à compressão**



Dissertação apresentada, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre, ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, da Universidade do Estado do Rio de Janeiro. Área de concentração: Estruturas.

Orientadores: Prof. Dr. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima  
Prof. Dr. Pedro C. G. da S. Vellasco  
Profa. Dra. Monique Cordeiro Rodrigues

Rio de Janeiro

2019

CATALOGAÇÃO NA FONTE  
UERJ / REDE SIRIUS / BIBLIOTECA CTC/B

S246 Sarquis, Fernando Rocha.  
Avaliação estrutural de cantoneiras em aço inoxidável austenítico submetido à compressão / Fernando Rocha Sarquis. – 2019.  
199f.

Orientadores: Luciano Rodrigues Ornelas de Lima, Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco, Monique Cordeiro Rodrigues.

Dissertação (Mestrado) – Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Faculdade de Engenharia.

1. Engenharia civil - Teses. 2. Aço austenítico - Teses. 3. Análise estrutural (Engenharia) - Teses. 4. Resistência de materiais. I. Lima, Luciano Rodrigues Ornelas de. II. Vellasco, Pedro Colmar Gonçalves da Silva. III. Rodrigues, Monique Cordeiro. IV. Universidade do Estado do Rio de Janeiro. V. Título.

CDU 624.041.6

Bibliotecária: Júlia Vieira – CRB7/6022

Autorizo, apenas para fins acadêmicos e científicos, a reprodução total ou parcial desta tese, desde que citada a fonte.

---

Assinatura

---

Data

Fernando Rocha Sarquis

**Avaliação estrutural de cantoneiras em aço inoxidável austenítico submetidas  
à compressão**

Dissertação apresentada, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre, ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, da Universidade do Estado do Rio de Janeiro. Área de concentração: Estruturas.

Aprovado em: 22 de agosto de 2019.

Banca Examinadora:

---

Prof. Dr. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima (Orientador)  
Faculdade de Engenharia – UERJ

---

Prof. Dr. Pedro C. G. da S. Vellasco (Orientador)  
Faculdade de Engenharia – UERJ

---

Prof. Dr. André Tenchini da Silva  
Faculdade de Engenharia – UERJ

---

Prof. Dr. Eduardo de Miranda Batista (UFRJ)  
Universidade Federal do Rio de Janeiro - UFRJ

Rio de Janeiro

2019

## AGRADECIMENTOS

Ao meu pai Flavio Sarquis, por todo ensinamento, dedicação, ajuda e paciência durante esse período de dissertação, principalmente durante os ensaios experimentais. Tenho eterna gratidão e plena consciência que o seu apoio foi fundamental para o desenvolvimento desse trabalho.

À minha mãe Ana Cristina, por toda ajuda e incentivo durante os meus estudos, sempre estando ao meu lado.

Aos professores Luciano Rodrigues Ornelas de Lima e Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco, por todo conhecimento e orientação que me ofereceram. Agradeço imensamente o tempo e a atenção que me foram dedicados.

Ao professor Alexandre Landesmann, por todo o ensinamento transmitido, apoio e, principalmente, pela confiança em permitir que etapas do meu trabalho fossem desenvolvidas no laboratório de estruturas (LABEST) da COPPE, na Universidade Federal do Rio de Janeiro.

Ao professor Manuel Augusto, que sempre esteve presente e disposto a me ajudar no laboratório. Sou muito grato por ter tido a oportunidade de conhecer e aprender com o senhor.

Aos meus amigos, Alan Barile, Ana Waldila, Augusto Cezar, Edison Ramalho, Flavio Rodrigues, Karina Mota, Keila Letícia, Kelvin de Paula, Matheus Carvalheda, Tatiana Correia, Tatiane Capellani, Vinicius Baptista e Vitor Mello, que estiveram ao meu lado durante essa etapa. Agradeço muito pelas conversas e incentivo.

Aos funcionários do laboratório de estruturas (LABEST) da UFRJ, que sempre estiveram presentes e dispostos a ajudar, em especial ao Arnaldo e o Santiago.

Aos demais professores do corpo docente do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da UERJ.

A Universidade do Estado do Rio de Janeiro, sem ela nada disso seria possível.

À FAPERJ (Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado do Rio de Janeiro) pelo apoio financeiro concedido por meio de bolsa de estudo.

Enfim, agradeço a todos que contribuíram direta ou indiretamente com o meu trabalho, meu muito obrigado.

A história da ciência, como a de todas as ideias humanas, é uma história de sonhos irresponsáveis, obstáculos e erros. No entanto, a ciência é uma das poucas atividades humanas – talvez a única – em que os erros são criticados de forma sistemática e muitas vezes, ao longo do tempo, corrigidas.

*Karl Popper*

## RESUMO

SARQUIS, Fernando Rocha. *Avaliação estrutural de cantoneiras em aço inoxidável austenítico submetidas à compressão*. 2019. 199f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2019.

O aço inoxidável vem sendo utilizado em vários tipos de construções devido às suas características de alta resistência à corrosão, durabilidade, aparência e estética. As atuais normas de projeto de aço inoxidável são em grande parte baseadas em analogias assumidas com o comportamento de estruturas de aço carbono. Além disso, apesar da simplicidade geométrica, colunas caracterizadas por seção transversal em cantoneira de abas iguais apresentam um comportamento estrutural bastante particular, pois exibem interação entre os modos globais de flambagem por flexo-torção e flexão no eixo de menor inércia. O fenômeno da flambagem por flexo-torção está associado a um platô aproximadamente horizontal da carga crítica axial em função do comprimento e apresenta um comportamento distinto dentro desse platô. Portanto, verifica-se que, tanto o material quanto a seção transversal cantoneira, evidenciam lacunas que precisam ser preenchidas. Esta dissertação apresenta uma análise experimental e numérica de colunas com seção transversal em cantoneiras de abas compactas iguais laminadas a quente de aço inoxidável austenítico 304 com condição de contorno biengastada. O programa experimental foi conduzido em três seções transversais, como: L76x76x6,4; L64x64x4,8 e L64x64x6,4, onde os comprimentos das colunas para cada seção foram definidos através de uma análise de flambagem elástica por meio da curva de assinatura obtida pelo programa GBTul. O material das cantoneiras foi caracterizado tanto em compressão quanto em tração e, posteriormente, foram medidas as imperfeições geométricas iniciais globais (flexão nos eixos de maior e menor inércia) e locais (rotação) ao longo do comprimento dos protótipos. Os resultados obtidos experimentalmente, incluem os modos de falha, as trajetórias de equilíbrio e as forças resistentes das colunas. Isto foi seguido por uma análise numérica paramétrica, onde os modelos em elementos finitos desenvolvidos no programa ANSYS 17.0 foram validados com os ensaios experimentais a fim de gerar um escopo de resultados mais amplo abrangendo outros comprimentos e outras seções transversais utilizadas usualmente. Comparando-se os resultados da análise numérica com a curva de dimensionamento do Eurocode 3 - Parte 1.4 e com o método desenvolvido por Dinis e Camotim (2015) baseado no Método da Resistência Direta, concluiu-se que os procedimentos de dimensionamento atuais não proporcionam um resultado adequado e, por isso, nesta dissertação é proposto um método de dimensionamento modificado baseado no procedimento utilizado pelo Eurocode 3 - Parte 1.4.

Palavras-chave: Aço inoxidável austenítico; Cantoneiras em compressão; Cantoneiras laminadas a quente; Coluna biengastada; Eurocode; Flambagem por flexo-torção; Investigação experimental; Seção cantoneira de abas iguais.

## ABSTRACT

SARQUIS, Fernando Rocha. *Structural evaluation of stainless steel angles subjected to axial compression*. 2019. 199f. Dissertation (MSc in Civil Engineering) – Faculty of Engineering, State University of Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2019.

The stainless steel has been used in various types of buildings due to its characteristics like high corrosion resistance, durability, appearance and aesthetics. The current design of stainless steel standards is still based on carbon steel structures analogies. Despite its geometric simplicity, columns characterized by cross-section-type equal-leg angle exhibit a particular structural behavior, once these elements show interaction between two overall buckling for flexural-torsional and flexural minor-axis. The flexural-torsional buckling phenomena is associated with an approximately horizontal plateau of axial critical load as a function of length, exhibiting a distinct behavior within this plateau. Thus, it can be observed that both the material and cross-section equal-leg angle have gap that need to be filled. This study shows an experimental and numerical analysis of fixed-ended hot-rolled austenitic stainless steel 304 equal-leg angle section columns. The testing scheme was conducted on three angle sections, as: L76x76x6,4; L64x64x4,8 e L64x64x6,4, where the nominal columns lengths for each cross-section were selected by an elastic critical buckling analysis by the GBTul program. Material testing was carried out by tensile and compressive loading, and subsequently geometrics imperfections measurements to determine the initial global (major-axis and minor-axis) and local (torsional) along the prototypes length. Experimental results include failures modes, equilibrium paths and columns ultimate load. This was followed by a parametric numerical study, where the developed numerical models were validate by the experimental results in ANSYS 17.0 and utilized to generate additional results over a broader range of member lengths and cross-section dimensions usually used. Comparing the results of the numerical analysis to the Eurocode 3 - Part 1.4 design curve and the method developed by Dinis and Camotim (2015) based on the Direct Strength Method, it was concluded that the current standards procedures do not provide a suitable design, therefore a modified design method was proposed in this study, based on the procedure used by Eurocode 3 - Part 1.4.

Keywords: Austenitic stainless steel; Angles under compression; Hot-rolled angles; Fixed-ended columns; Eurocode; Flexural-torsional buckling; Experimental investigation; Equal-leg angle sections.



## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Resistência à corrosão à medida que o percentual de cromo cresce nas ligas [1].	21
Figura 2 – Aços inoxidáveis da série 400 [1].	23
Figura 3 – Aços inoxidáveis das séries 200 e 300 [1].	24
Figura 4 – Estrutura em aço inoxidável utilizada na catedral " <i>La Sagrada Familia</i> " [5].	25
Figura 5 – Perfil metálico cantoneira como elemento estrutural em torres de transmissão de energia [6].	26
Figura 6 – Características geométricas da seção transversal em cantoneira de abas iguais.	31
Figura 7 – Flambagem global por flexão.	32
Figura 8 – Flambagem global por flexo-torção.	33
Figura 9 – Placa submetida à compressão uniformemente distribuída [7].	36
Figura 10 – Condição de contorno e carga axial distribuída uniformemente na seção cantoneira de abas iguais [8].	37
Figura 11 – Configuração deformada de colunas curtas com seção em cantoneira de abas iguais [8].	38
Figura 12 – Análise de estabilidade elástica via método das faixas finitas – programa CUFSM [16].	42
Figura 13 – Etapas de uma análise por meio da GBT [18].	44
Figura 14 – Modos de deformação da seção transversal definidos pela GBT [17].	44
Figura 15 – a) Carga crítica em função do comprimento; b) percentual referente a participação dos modos [17] (adaptado).	45
Figura 16 – Chapa com condição de contorno variável, sendo totalmente apoiada até totalmente engastada e os modos de deformação analisados [17].	47
Figura 17 – Coeficiente de flambagem local de chapa em função do fator de forma e da rigidez da mola [17].	48
Figura 18 – (a) Curva carga crítica x L. (b) Diagrama de participação modal obtido via GBT. (c) Deformação da seção transversal no meio do vão (L/2) e os modos de formação [20] (adaptado).	51

Figura 19 – Trajetória de equilíbrio pós flambagem das colunas F1-10 e deformação da seção transversal no meio do vão das colunas F3 e F9 [20] (adaptado). .....	53
Figura 20 – Trajetória de equilíbrio pós-flambagem das colunas F3 e F9. Deformação da seção transversal no meio do vão e a um quarto [20] (adaptado). .....	53
Figura 21 – Distribuição de tensões normais na seção transversal das colunas F3 e F9 para três etapas de carregamento [20]. .....	54
Figura 22 – Trajetória de equilíbrio das colunas com a quina livre, restringida e as placas restringidas [20]. .....	55
Figura 23 – Distribuição de tensões normais a) meio do vão; b) a um quarto do vão [20]. .....	55
Figura 24 – Distribuição de tensões normais na quina ao longo do comprimento a) FP3 e FR3; b) FP9 e FR9 [20]. .....	56
Figura 25 – Trajetória de equilíbrio pós-flambagem a) $d_M/t$ ; b) $d_m/t$ [20] (adaptado). . .....	56
Figura 26 – Deslocamentos ao longo do comprimento normalizado a) $d_M/t$ ; b) $d_m/t$ das colunas F3, F6 e F9 [20] (adaptado). .....	57
Figura 27 – Comparativo da curva tensão <i>versus</i> deformação do aço carbono e o aço inoxidável [28] (adaptado). .....	60
Figura 28 – Limite elástico e determinação do módulo de elasticidade (E) [32] (adaptado). .....	62
Figura 29 – Nomenclatura utilizada pelo Eurocode 3: Part 1-4 para identificar o tipo de aço inoxidável [4] (adaptado). .....	66
Figura 30 – Curvas de flambagem adota pelo Eurocode 3: Parte 1.4 [4]. .....	72
Figura 31 – a) Razão entre a tensão última e a tensão de escoamento ( $f_u/f_y$ ) e o índice de esbeltez ( $\lambda_{ft}$ ); b) trajetória de equilíbrio pós-flambagem da seção L70x1,2 mm [24]. .....	77
Figura 32 – Pontos na curva $f_u/f_y \times \lambda_{ft}$ para três relações de $f_{bt}/f_{cftt}$ a) 1,0016; b) 1,020; e c) 1,070 [24]. .....	78
Figura 33 – Comparativo de curvas de resistência a) $f_u/f_y$ ; b) $f_{ntt}/f_y$ para $\Delta_f = 0,16$ ; c) $f_{ntt}/f_y$ para $\Delta_f = 1,80$ ; d) $f_{ntt}/f_y$ para $\Delta_f = 7,20$ [24]. .....	80
Figura 34 – Modos 2, 3 e 4 de deformação no programa GBTul. ....	83

Figura 35 – Curva de assinatura típica do comportamento de uma coluna com seção em cantoneira de abas iguais .....	84
Figura 36 – Porcentagem dos modos de deformação atuante em cada comprimento da coluna.....	85
Figura 37 – a) Discretização da seção transversal em 10 nós intermediários; b) discretização em 10 elementos de viga; c) condição de contorno bi engastada e aplicação da carga centrada.....	87
Figura 38 – Comparativo entre as curvas de assinatura a) seções L76x76x6,4 e L64x64x6,4; b) seções L64x64x6,4 e L64x64x4,8. ....	88
Figura 39 – Comparativo entre as curvas de assinatura das três seções transversais. ....	88
Figura 40 – Comprimentos escolhidos para os ensaios experimentais com condição de contorno biengastada das seções transversais a) L76x76x6,4; b) L64x64x4,8 e c) L64x64x6,4.....	91
Figura 41 – Comprimentos escolhidos para os ensaios experimentais com condições de contorno engastada e rotulada da seção transversal a) L76x76x6,4; b) L64x64x,48 e c) L64x64x6,4.....	94
Figura 42 – Especificação do material, dimensão da seção transversal e comprimento total do perfil.....	97
Figura 43 – a) Máquina de corte; b) corte feito para obter os comprimentos dos ensaios.....	97
Figura 44 – Nomenclatura utilizada para representar os ensaios. ....	98
Figura 45 – Seção cantoneira de abas iguais e tubular quadrada. ....	100
Figura 46 – Perfil tubular composto por dois perfis de cantoneiras soldados. ....	101
Figura 47 – Processo de fresamento do perfil tubular e seção transversal após o processo.....	101
Figura 48 – a) Malha do perfil tubular; b) posicionamento do extensômetro vertical no perfil tubular. ....	102
Figura 49 – Organização geral do ensaio de caracterização a compressão.....	103
Figura 50 – Perfil tubular após o ensaio de caracterização a compressão. ....	103
Figura 51 – Nomenclatura utilizada nos ensaios de caracterização a compressão para cada seção transversal.....	104
Figura 52 – Curva tensão <i>versus</i> deformação medida experimental à compressão da seção a) L76x76x6,4; b) L64x64x4,8 e c) L64x64x6,4.....	106

Figura 53 – Local da extração dos corpos de prova. ....	107
Figura 54 – Dimensões em milímetros dos corpos de prova de caracterização à tração. ....	107
Figura 55 – Corpo de prova na máquina INSTRON 3382 a) no início do ensaio; b) após a ruptura.....	108
Figura 56 – Curva tensão <i>versus</i> deformação medida experimentalmente à tração da seção a) L76x76x6,4; b) 64x64x4,8 e c) 64x64x6,4.....	109
Figura 57 – Alongamento do aço inoxidável austenítico devido ao esforço de tração. . .....	110
Figura 58 – Curva tensão <i>versus</i> deformação comparativa dos ensaios à compressão e à tração.....	111
Figura 59 – Posicionamento do perfil e dos transdutores de deslocamento. ....	112
Figura 60 – Posicionamento dos transdutores de deslocamento 1 ao 4 na seção indeformada situada no plano X-Y. ....	113
Figura 61– Medição da imperfeição de rotação da seção transversal.....	114
Figura 62 – a) Posição da seção deformada considerando $\beta = 0$ , somente com translação horizontal e vertical; b) posição da seção deformada com $\beta \neq 0$ as translações e a rotação.....	115
Figura 63 – Deslocamento no eixo a) de maior inércia; b) de menor inércia. ....	117
Figura 64 – Organização geral dos ensaios de medição das imperfeições iniciais. ....	118
Figura 65 – Posição inicial de medição a) 0 até $L_0/2$ ; b) $L_0/2$ até $L_0$ . ....	118
Figura 66 – Desenvolvimento das leituras dos DT's 1 ao 4 ao longo do comprimento das colunas a) L76x76x6,4 – 1350; b)L64x64x4,8 – 1400; c) L64x64x6,4 – 800 e d) L64x64x6,4-850.....	119
Figura 67 – Translações e rotação medidas a) L76x76x6,4 – 1350; b) L64x64x4,8 – 1400; c) L64x64x6,4 – 800 e d) L64x64x6,4-850.....	121
Figura 68 – Seção transversal após o processo de fresamento. ....	123
Figura 69 – Placa fixa soldada no topo e na base da coluna. ....	124
Figura 70 – Mesa superior da prensa hidráulica. ....	125
Figura 71 – a) Planos médios da mesa superior; rotação em torno do eixo b) x; c) y e d) z. ....	125
Figura 72 – a) Restrição das rotações em x, y e z na mesa superior da prensa e b) posição do conjunto chapa + cantoneira na prensa.....	126

Figura 73 – Organização geral dos ensaios de coluna. ....	127
Figura 74 – Posicionamento dos dois transdutores de deslocamento na mesa inferior da prensa. ....	128
Figura 75 – Posicionamento dos transdutores de deslocamento à meia altura da coluna. ....	129
Figura 76 – Posicionamento dos transdutores de deslocamento à meia altura da coluna. ....	130
Figura 77 – Posicionamento dos transdutores na mesa superior. ....	130
Figura 78 – Curva tensão <i>versus</i> deformação das colunas a) L76x76x6,4 – 1350; b) L64x64x4,8 – 1400 e c) L64x64x6,4 – 800. ....	133
Figura 79 – Coluna L64x64x6,4 – 800 a) Carga <i>versus</i> deslocamento axial ( $N_{u,exp}$ vs. $\Delta$ ) e b)-e) evolução da configuração deformada. ....	135
Figura 80 – Deformação da coluna L76x76x6,4 – 1500 a) vista frontal; b) aproximação da vista frontal; c) vista lateral. ....	135
Figura 81 – Deformação da coluna L64x64x4,8 – 1250 a) vista frontal; b) aproximação da vista frontal; c) vista lateral. ....	135
Figura 82 – Deformação da coluna L64x64x6,4 - 800 a) vista frontal; b) vista lateral. ...	136
Figura 83 – Deformação da coluna L64x64x6,4 - 1450 a) vista frontal; b) vista lateral. ....	137
Figura 84 – Trajetórias de equilíbrio a) $N_{u,ensaio}$ vs. $\Delta$ , b) $N_{u,ensaio}$ vs. $\beta$ , c) $N_{u,ensaio}$ vs. $d_M$ e d) $N_{u,ensaio}$ vs. $d_m$ . ....	137
Figura 85 – a) Curva adotada no modelo numérico e b) detalhe dos pontos característicos na fase inicial. ....	144
Figura 86 – a) Linhas das abas e b) comprimento da coluna. ....	145
Figura 87 – a) Vista superior dos nós do topo ligados ao centroide; b) vista oblíqua do topo e c) restrição aos deslocamentos e rotações no topo e na base. ....	146
Figura 88 – Imperfeição geométrica inicial referente a) flexão no eixo de menor inércia e b) flexo-torção. ....	148
Figura 89 – Posição resultante da seção transversal à meia altura da coluna, após a imposição das configurações deformadas na coluna. ....	148
Figura 90 – Vista do modo de falha experimental e numérico da coluna L76x76x6,4 – 1350 a) geral da coluna e b) aproximação por dentro das abas. ....	150

Figura 91 – Comparativo entre as trajetórias de equilíbrio obtidas experimentalmente e numericamente na metade da altura da coluna L76x76x6,4 – 1350. ....	152
Figura 92 – Comparativo entre as trajetórias de equilíbrio obtidas experimentalmente e numericamente na metade da altura da coluna L64x64x6,4 - 850. ....	152
Figura 93 – Relação entre a carga máxima obtida e a carga resistente da seção em relação a esbelteza normalizada da flexo-torção ( $Nu, FEA\sigma_{0,2\%}$ versus $\lambda_{ft}$ ).....	157
Figura 94 – Resultados numéricos comparados com a curva de dimensionamento do EC3 para o estado limite último de flexo-torção. ....	160
Figura 95 – Relação entre as cargas obtidas e as previstas pelo EC3. ....	161
Figura 96 – Relação entre as cargas numéricas e as previstas pelo método baseado no MRD segundo Dinis et al [24]. ....	163
Figura 97 – a) Resistência normalizada em função da esbelteza, conjuntamente com a curva de dimensionamento para um $\alpha=0,76$ e b) relação das cargas numéricas e as previstas pela curva.....	165
Figura 98 – Queda linear da resistência normalizada em função da razão entre o comprimento da coluna e o comprimento de transição. ....	167
Figura 99 – Razão entre o comprimento da coluna e o comprimento de transição que podem ser representado pelas curvas com fator de imperfeição iguais a 0,34 e 0,90. . .....	169
Figura 100 – Relação linear entre a razão $LLT, F$ e o fator de imperfeição ( $\alpha$ ).....	170
Figura 101 – Curvas de dimensionamento em função da razão $LLT, F$ . ....	171
Figura 102 – Curvas obtidas dos fatores de imperfeição em função da relação entre os comprimentos. ....	172
Figura 103 – Relação entre as cargas numéricas e as previstas pelo novo método baseado no EC3. ....	175
Figura 104 – Resistência normalizada das colunas conjuntamente com a curva de dimensionamento ( $\lambda_0=0,25$ e $\alpha=0,90$ ). ....	176
Figura 105 – a) Carga crítica modificada da flexo-torção em função de $L/L_{T,F}$ ; b) relação entre as cargas críticas em função de $L/L_{T,F}$ . ....	177
Figura 106 – Resistência normalizada em função da esbelteza modificada ( $\lambda_{ft,M}$ ).....	178
Figura 107 – Relação entre as cargas numéricas e as previstas pelo novo método baseado no EC3. ....	179

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Propriedades mecânicas de aços inoxidáveis de acordo com o EC3-1.4 [29] (adaptado). .....	68
Tabela 2 – Limites de classificação da seção transversal em cantoneira em função da relação entre b/t e o parâmetro de deformação $\varepsilon$ - EC3-1.4 [29] (adaptado).....	69
Tabela 3 – Parâmetro $\psi$ com o coeficiente de flambagem $k_{\sigma}$ [35] (adaptado).....	70
Tabela 4 – Valores do fator de imperfeição ( $\alpha$ ) e o limite da esbeltez ( $\bar{\lambda}_0$ ) [29]......	71
Tabela 5 – Medidas nominais das seções transversais. ....	86
Tabela 6 – Comprimentos escolhidos para os ensaios experimentais bi engastado.	90
Tabela 7 – Modos de falha obtido nos ensaios experimentais dos autores Sirqueira [33] e Menezes [8]. .....	92
Tabela 8 – Comprimentos escolhidos para os ensaios experimentais engastado na base e rotulado no topo. ....	93
Tabela 9 – Resumo dos comprimentos e condições de contorno dos ensaios experimentais.....	95
Tabela 10 – Medidas reais da seção transversal e comprimento das colunas. ....	98
Tabela 11 – Propriedades mecânicas obtidas na caracterização à compressão. ...	105
Tabela 12 – Propriedades mecânicas obtidas nos ensaios de caracterização à tração. ....	108
Tabela 13 – Média dos valores dos ensaios de caracterização do aço inoxidável austenítico 304. ....	110
Tabela 14 – Medidas mínimas e máximas obtida pelos transdutores de deslocamento.....	120
Tabela 15 – Valores mínimos e máximos das imperfeições iniciais medidas .....	121
Tabela 16 – Comparativo do padrão adotado por norma e as imperfeições iniciais globais medidas dos modelos. ....	122
Tabela 17 – Carga máxima e carga plástica dos ensaios. ....	139
Tabela 18 – Resumo dos resultados obtidos nos ensaios biengastados. ....	140
Tabela 19 – Resumo dos resultados obtidos nos ensaios engastado e rotulado. ...	140
Tabela 20 – Comparativo entre as cargas obtidas experimentalmente e as prevista pelos procedimentos de dimensionamento. ....	141

Tabela 21 – Deslocamentos e rotações restringidos dos modelos.....	146
Tabela 22 – Comparação dos resultados experimentais e numéricos. ....	151
Tabela 23 – Dimensão das abas e espessuras utilizadas no estudo paramétrico. .	154
Tabela 24 – Dimensões das seções e relação b/t utilizadas no estudo paramétrico.....	154
Tabela 25 – Comprimentos selecionados para cada seção transversal.....	155
Tabela 26 – Classificação, áreas bruta e efetiva das seções transversais segundo o Eurocode 3 – Parte 1.4 [29]. ....	159
Tabela 27 – Valores obtidos das relações entre as cargas obtidas e as previstas pelo EC3. ....	161
Tabela 28 – Valores obtidos das relações entre as cargas obtidas e as previstas pelo método baseado no MRD. ....	163
Tabela 29 – Valores obtidos das relações entre as cargas numéricas e as previstas pela curva do EC3 com um valor de $\alpha=0,76$ .....	165
Tabela 30 – Curvas de dimensionamento com fatores de imperfeição 0,34 e 0,90 relacionados com a razão entre o comprimento da coluna e o comprimento de transição.....	168
Tabela 31 – Valor do fator de imperfeição de acordo com a relação entre os comprimentos. ....	172
Tabela 32 – Valores obtidos das relações entre as cargas numéricas e as previstas pela nova proposta de cálculo com um conjunto de curvas dependente do $\alpha$ . ....	174
Tabela 33 – Valores obtidos das relações entre as cargas numéricas e as previstas pela nova proposta de cálculo com a esbeltez modificada ( $\lambda_{ft,M}$ ). ....	179
Tabela 34 – Resumo das modificações proposta no dimensionamento do Eurocode 3 – Parte 1.4 [29]. ....	179
Tabela 35 – Resumo dos resultados obtidos nos métodos de dimensionamento analisados.....	180



## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	American Iron and Steel Institute
ASTM	American Society for Testing and Materials
CP	Corpo de prova
DT	Displacement Transducer
DSM	Direct Strength Method
EC3	Eurocode 3
F	Flambagem global por flexão
FEN	Faculdade de Engenharia
FT	Flambagem global por flexo-torção
FT+F	Flambagem com interação entre a flexão e a flexo-torção
GBT	Generalized Beam Theory
IST	Instituto Técnico Superior
LABEST	Laboratório de estruturas
LEC	Laboratório de Engenharia Civil
LVDT	Linear Variable Differential Transducer
MRD	Método da Resistência Direta
NBR	Norma Brasileira
UERJ	Universidade do Estado do Rio de Janeiro

## LISTA DE SÍMBOLOS

$A$	Área bruta da seção transversal
$A_{eff}$	Área efetiva da seção transversal
$b$	Comprimento da aba da cantoneira
$b_{eff}$	Comprimento efetivo da aba da cantoneira
$C$	Centro de cisalhamento
$d_h$	Distância horizontal da quina da seção transversal
$d_m$	Deslocamento no eixo de maior inércia
$d_M$	Deslocamento no eixo de menor inércia
$d_v$	Distância vertical da quina da seção transversal
$E$	Módulo de elasticidade longitudinal do aço
$f_{bt}$	Tensão crítica torsional
$f_{crd}$	Tensão crítica distorcional
$f_{cre}$	Tensão crítica de Euler
$f_{cft}$	Tensão crítica flexo-torsional
$f_{nfte}$	Tensão de dimensionamento por flexo-torção
$f_y$	Tensão de escoamento
$F$	Colunas engastadas
$G$	Módulo de elasticidade transversal do aço
$I_v$	Momento de inércia da seção bruta em relação ao eixo v-v
$I_u$	Momento de inércia da seção bruta em relação ao eixo u-u
$I_t$	Momento de inércia à torção uniforme
$I_w$	Constante de empenamento da seção transversal
$k$	Coefficiente de flambagem de placa
$kL$	Comprimento efetivo de flambagem global
$L_{ensaio}$	Comprimento nominal da coluna
$L_0$	Comprimento medido da coluna
$L_T$	Comprimento de transição da coluna entre os modos de flambagem
$N_{cr,FT}$	Carga crítica de flambagem elástica por flexo-torção
$N_{cr,L}$	Carga crítica de flambagem local
$N_{cr,T}$	Carga crítica de flambagem elástica torsional

$N_{cr,u}$	Carga crítica de flambagem elástica global por flexão no eixo u-u
$N_{cr,v}$	Carga crítica de flambagem elástica global por flexão no eixo v-v
$N_{u,B-DSM}$	Carga de dimensionamento do método proposto baseado no MRD
$N_{u,B-EC3}$	Carga de dimensionamento do método proposto baseado no Eurocode
$N_{u,EC3 FT}$	Carga de dimensionamento por flexo-torção do Eurocode
$N_{u,EC3 FT 0,76}$	Carga de dimensionamento por flexo-torção do Eurocode curva 0,76
$N_{u,FE}$	Carga máxima resistente do modelo numérico em elementos finitos
$r_0$	Raio de giração polar da seção transversal
$t$	Espessura da aba da seção transversal
$u$	Eixo principal de inércia da seção transversal cantoneira de abas iguais
$u_0$	Distância entre o centroide e o centro de cisalhamento da seção
$v$	Eixo principal de inércia da seção transversal cantoneira de abas iguais
$\alpha$	Fator de imperfeição do Eurocode
$\beta$	Rotação inicial da seção transversal
$\Delta$	Encurtamento axial da coluna
$\varepsilon$	Parâmetro de deformação do Eurocode
$\varepsilon_f$	Deformação correspondente a ruptura do corpo-de-prova
$\varepsilon_u$	Deformação correspondente a tensão máxima
$\bar{\lambda}_0$	Índice de esbeltez reduzido
$\lambda_{FT}$	Índice de esbeltez normalizado da coluna correspondente a flexo-torção
$\bar{\lambda}_p$	Índice de esbeltez do elemento de placa
$\nu$	Coefficiente de Poisson do aço
$\pi$	Constante pi
$\rho$	Coefficiente de redução do elemento de placa
$\sigma_{0,2\%}$	Tensão em 0,2% de deformação
$\sigma_{1\%}$	Tensão em 1% de deformação
$\sigma_u$	Tensão última
$\chi$	Fator de redução do Eurocode
$\psi$	Parâmetro do Eurocode que relaciona a distribuição de tensão na seção transversal com o coeficiente de flambagem da placa

## SUMÁRIO

<b>INTRODUÇÃO.....</b>	<b>21</b>
<b>1 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....</b>	<b>30</b>
1.1 Introdução .....	30
<b>1.2 Análise de flambagem elástica de elementos estruturais constituídos de cantoneiras.....</b>	<b>30</b>
1.2.1 Flambagem global.....	31
1.2.1.1 Flambagem por Flexão.....	31
1.2.1.2 Flambagem por Flexo-Torção .....	33
1.2.2 Flambagem local .....	35
<b>1.3 Colunas de aço carbono com seção em cantoneira .....</b>	<b>37</b>
1.3.1 Coincidência entre o modo local e global por torção .....	37
1.3.2 Análise de flambagem e pós-flambagem .....	49
1.3.3 Avaliação do Método da Resistência Direta.....	58
<b>1.4 Colunas de aço inoxidável com seção em cantoneira.....</b>	<b>59</b>
1.4.1 Características das propriedades mecânicas do material .....	59
1.4.2 Estudos experimentais de elementos estruturais constituídos de cantoneiras em aço inoxidável e caracterização do material.....	61
<b>2 DIMENSIONAMENTO DE CANTONEIRAS SUBMETIDAS À COMPRESSÃO CENTRADA.....</b>	<b>65</b>
2.1 Introdução .....	65
2.2 Eurocode 3 – Parte 1.4 (EC3).....	66
2.3 Nova proposta de dimensionamento baseada no MRD .....	73
2.3.1 Método da Resistência Direta .....	73
2.3.2 Método proposto baseado no MRD .....	75
<b>3 ANÁLISE DE ESTABILIDADE ELÁSTICA.....</b>	<b>82</b>
3.1 Introdução .....	82
3.2 GBTul .....	82
3.3 Seleção das seções transversais .....	86
3.4 Seleção de comprimentos de colunas.....	90
<b>4 DESCRIÇÃO DOS ENSAIOS EXPERIMENTAIS.....</b>	<b>96</b>
4.1 Introdução .....	96

<b>4.2 Colunas ensaiadas</b> .....	<b>96</b>
<b>4.3 Caracterização do material</b> .....	<b>99</b>
4.3.1 Caracterização à compressão.....	99
4.3.2 Caracterização a tração.....	106
<b>4.4 Imperfeição geométrica inicial</b> .....	<b>111</b>
<b>4.5 Configuração dos ensaios e condições de contorno</b> .....	<b>123</b>
<b>4.6 Instrumentação</b> .....	<b>127</b>
<b>5 ANÁLISE DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS</b> .....	<b>131</b>
5.1 Introdução .....	131
5.2 Curva tensão <i>versus</i> deformação específica longitudinal .....	131
5.3 Modos de falha .....	133
5.4 Trajetória de equilíbrio .....	137
5.5 Cargas máximas.....	138
5.6 Resumo dos ensaios .....	139
5.7 Comparativo com os métodos de dimensionamento .....	141
<b>6 ANÁLISE NUMÉRICA</b> .....	<b>143</b>
6.1 Introdução .....	143
6.2 Desenvolvimento do modelo em elementos finitos .....	143
6.2.1 Material, elementos finitos e malha.....	143
6.2.2 Geometria e condições de contorno .....	145
6.2.3 Imperfeição geométrica inicial .....	146
6.2.4 Metodologia de análise .....	149
6.3 Validação do modelo numérico .....	149
6.4 Estudo paramétrico .....	153
6.5 Análise dos resultados numéricos.....	155
<b>7 VERIFICAÇÃO DOS MÉTODOS DE DIMENSIONAMENTO</b> .....	<b>158</b>
7.1 Introdução .....	158
7.2 Eurocode 3 – Parte 1.4 (EC3).....	158
7.3 Dimensionamento baseado no Método da Resistência Direta.....	161
<b>8 PROPOSTAS DE DIMENSIONAMENTO BASEADA NO EUROCODE 3 – PARTE</b>	
<b>1.4</b> .....	<b>164</b>
8.1 Introdução .....	164
8.2 Método Alpha ( $\alpha$ ) .....	164
8.3 Método Lambda ( $\lambda$ ).....	175

<b>8.4 Resumo das propostas .....</b>	<b>179</b>
<b>9 CONCLUSÕES .....</b>	<b>181</b>
<b>9.1 Considerações finais .....</b>	<b>181</b>
<b>9.2 Principais contribuições deste trabalho .....</b>	<b>183</b>
<b>9.3 Sugestões para trabalhos futuros .....</b>	<b>184</b>
<b>REFERÊNCIAS .....</b>	<b>186</b>

## INTRODUÇÃO

### Generalidades

Os aços inoxidáveis surgiram de estudos realizados em 1912, tanto na Inglaterra como na Alemanha. Entretanto, o aço inoxidável não é uma liga única, em vez disso, o nome aplica-se a um grupo de ligas à base de ferro, isto é, são ligas de ferro (Fe), carbono (C) e cromo (Cr) com um mínimo de 10,5% de Cr. O elemento Cr é o mais importante, já que é o responsável pela elevada resistência à corrosão do aço inoxidável. Pesquisas demonstraram que há uma grande diminuição da velocidade de oxidação destas ligas à medida que aumenta a quantidade de Cr presente na liga [1] conforme ilustrado na Figura 1.

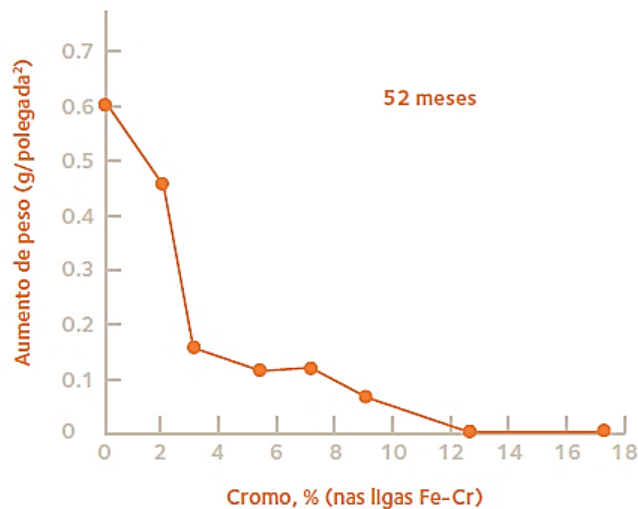


Figura 1 – Resistência à corrosão à medida que o percentual de cromo cresce nas ligas [1].

Ao adicionar outros elementos à liga de Fe-Cr permite-se formar um grande conjunto de ligas. Porém, nos aços inoxidáveis dois elementos destacam-se: o cromo, conforme visto, sempre presente, pois é o responsável pela resistência à corrosão, e o níquel, por contribuir na melhoria das propriedades mecânicas. De acordo com o Instituto Americano de Ferro e Aço (*American Iron and Steel Institute – AISI* [2]) existem mais de 50 ligas de aços inoxidáveis que foram originalmente

reconhecidas, onde a nomenclatura AISI é feita por meio de um número de três dígitos (200, 300 e 400), tais como: a série 200 apresenta na liga, os elementos cromo (Cr), níquel (Ni) e manganês (Mn); a série 300 apresenta os elementos Cr e Ni; e a série 400 somente o elemento Cr [3]. As séries 200 e 300 representam os aços inoxidáveis austeníticos e são aços não magnéticos com estrutura cúbica de faces centrada; já a série 400 representa os aços inoxidáveis ferríticos, os quais são aços magnéticos e podem ser divididos em dois grupos: os ferríticos, que apresentam teor de cromo mais alto e carbono mais baixo; e os martensíticos, onde predomina um teor de cromo mais baixo e de carbono mais alto.

Os aços inoxidáveis ferríticos possuem um teor de cromo entre 10,5% e 18% com nenhum ou pouco elemento de liga de níquel. Apresentam uma estrutura atômica cúbica de corpo centrado, isto é, semelhante à do aço carbono e, por isso, possuem propriedades de conformação e usinagem semelhantes ao aço carbono estrutural S355. Quando comparado ao aço inoxidável austenítico são menos dúcteis e menos soldáveis, porém apresentam um custo menor para uma mesma resistência à corrosão [4]. Elementos estabilizadores podem ser adicionados a este aço, como o titânio e o nióbio, aumentando assim a sua soldabilidade. O mais popular dos aços ferríticos é o 430, com uma porcentagem de cromo superior a 16%, é um material com ótima resistência a corrosão. A Figura 2 apresenta os aços inoxidáveis da série 400 de acordo com a sua composição química.

Os aços inoxidáveis austeníticos mais utilizados possuem um teor de 17 a 18% de cromo e 8 a 11% de níquel. A adição de níquel como elemento de liga, permite transformar a estrutura ferrítica em austenítica e, conseqüentemente, modificar suas propriedades mecânicas. Possuem uma estrutura atômica cúbica de face centrada e, por isso, quando comparados ao aço carbono, apresentam, além da resistência à corrosão, alta ductilidade e são facilmente soldáveis [4]. São muito utilizados na construção civil, dos quais o 304 é o mais popular. Possuem excelente resistência à corrosão, ductilidade e soldabilidade. Outros elementos químicos podem ser adicionados a esta liga de forma a melhorar certas características (por exemplo, adição de enxofre a liga 304 para melhorar a usinagem, características da liga 303). A Figura 3 apresenta os aços inoxidáveis das séries 200 e 300, onde a série 200 é caracterizada por uma substituição parcial do elemento níquel pelo manganês [1].



Os aços inoxidáveis duplex possuem um teor de cromo de 20 a 25% e de 5 a 9% de níquel. Sua estrutura é caracterizada pela combinação ferrítica-austenítica. Devido à essa estrutura, apresentam uma combinação positiva das propriedades dos aços inoxidáveis austeníticos e ferríticos, com elevada resistência à corrosão, tenacidade e resistência mecânica. Quando comparado somente com o aço inoxidável austenítico apresentam uma ductilidade menor (isto é, não apresenta uma capacidade de deformação tão elevada), porém, apresentam uma alta resistência (até duas vezes maior).

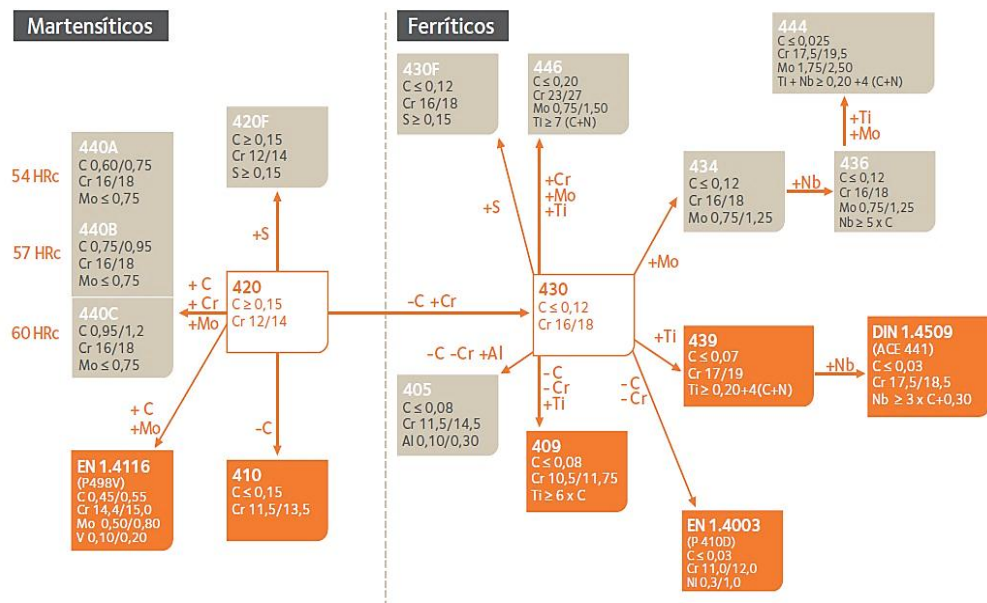


Figura 2 – Aços inoxidáveis da série 400 [1].

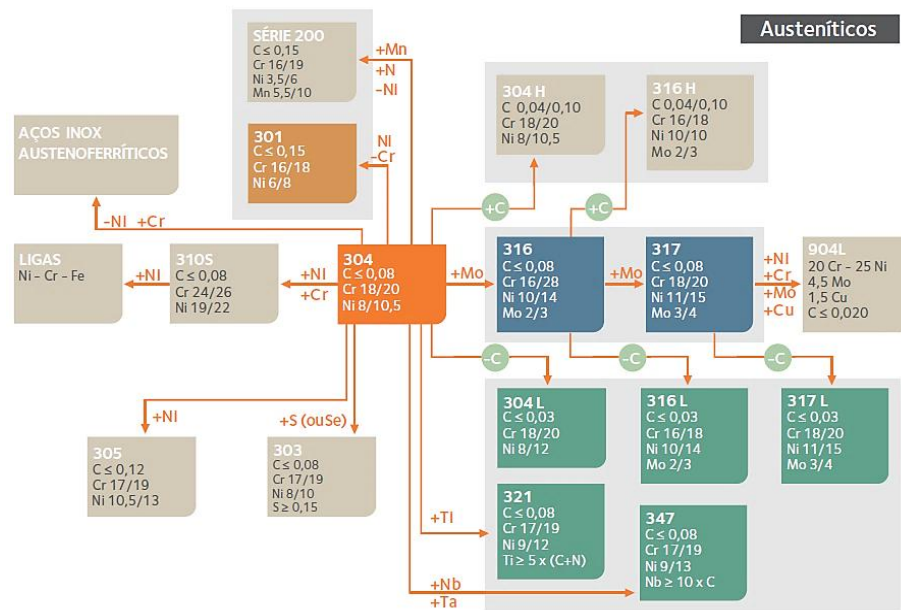


Figura 3 – Aços inoxidáveis das séries 200 e 300 [1].

Conforme visto, os aços inoxidáveis são altamente versáteis possuindo propriedades que podem ser exploradas em aplicações estruturais, tais como vigas, colunas, plataformas, armaduras de concreto armado, revestimento de túneis dentre outras. Com a crescente busca pelas estruturas em aço inoxidável, normas de dimensionamento foram desenvolvidas, porém são limitadas devido à falta de dados experimentais, evidenciando um dimensionamento inadequado.

A fim de exemplificar a importância de elementos estruturais constituídos de material aço inoxidável, pode-se citar a catedral “*La Sagrada Familia*” situada na cidade de Barcelona, Catalunha, Espanha, desde 2014, onde tomaram a decisão de inserir o aço inoxidável como aço estrutural, ilustrado na Figura 4. Apesar do aço inoxidável ser mais caro que o aço carbono, tal decisão foi motivada visando prevenir qualquer trabalho futuro necessário devido à oxidação do aço estrutural, pois seria difícil e oneroso. Considerando o tipo de construção é importante levar em conta a resistência ao tempo, assim ao se utilizar o aço inoxidável, garante-se que não será preciso restauração por oxidação da estrutura. O tipo de aço inoxidável utilizado na construção foi o Duplex 2205 [5].



Figura 4 – Estrutura em aço inoxidável utilizada na catedral "*La Sagrada Família*" [5].

### **Cantoneiras de abas compactas laminadas a quente**

As cantoneiras são perfis metálicos de geometria simples, o seu formato corresponde a um "L", onde há a junção de duas placas, simétricas ou não, numa das extremidades formando um ângulo de 90°.

Há três processos de fabricação das cantoneiras de aço: soldadas; laminadas a quente ou formadas a frio. A maioria dos estudos são feitos em cantoneiras formadas a frio, pois com esse tipo de fabricação é possível obter uma relação aba/espessura ( $b/t$ ) maior, são as chamadas chapas finas. Nesta dissertação será estudado o comportamento de colunas constituídas por cantoneiras laminadas a quente com relações de aba/espessura compactas ( $b/t < 20$ ).

O processo de laminação a quente consiste em submeter o aço a uma temperatura extremamente elevada, acima da temperatura de recristalização do aço (50% do ponto de fusão); dessa maneira é possível que o aço seja moldado e conformado de modo simples. Porém, durante a fase de resfriamento do elemento não há uma diminuição de temperatura uniforme ao longo da seção, ocasionando assim uma distribuição de tensões residuais que são auto equilibradas.

Esse tipo de seção transversal é muito utilizado em estruturas metálicas, pois apresenta uma grande relação resistência/peso e, além disso, apresenta facilidade de ligação com diversos elementos estruturais. São utilizadas em galpões, treliças, torres de telecomunicações, torres de transmissão de energia, ou seja, em estruturas reticuladas (i.e., formadas por barras). Na Figura 5 apresenta-se o perfil metálico cantoneira usado como elemento estrutural em uma torre de transmissão de energia.

Contudo, o perfil metálico cantoneira, devido à sua geometria, apresenta uma baixa rigidez a torção associado ao empenamento primário, assim, são suscetíveis a deformação por torção quando submetido ao esforço de compressão axial. Entretanto, em diferentes pesquisas, a deformação por torção foi erroneamente classificada como deformação local e, por isso, diversos pesquisadores atribuíram como modo de falha a flambagem local em vez de uma flambagem global (flexo-torção), ocasionando um dimensionamento inadequado para esse tipo de seção.



Figura 5 – Perfil metálico cantoneira como elemento estrutural em torres de transmissão de energia [6].

## **Motivação**

Atualmente existem publicações no meio técnico-científico sobre o comportamento estrutural de colunas em seção cantoneira de abas esbeltas iguais formadas a frio constituídas de aço carbono. Entretanto, poucas pesquisas são referentes a colunas em seção cantoneira de abas compactas laminadas a quente constituídas de aço inoxidável, onde o estado limite último (ELU) condicionante no dimensionamento é a flexo-torção, ou seja, comprimentos curtos a intermediários. As normas internacionais de elementos estruturais constituídos de aço inoxidável baseiam-se em princípios do comportamento estrutural do aço carbono devido à falta de dados experimentais e, portanto, são inadequadas. Este aspecto é o elemento motivador desta dissertação, pois acredita-se que os resultados obtidos experimentalmente possam contribuir no meio técnico-científico para um melhor entendimento de colunas em seção cantoneira de abas compactas iguais, laminada a quente, constituída de aço inoxidável com comprimento intermediário.

## **Objetivos**

O principal objetivo desta dissertação é realizar ensaios experimentais a fim de compreender o desenvolvimento do modo de falha por flexo-torção em colunas com seção em cantoneira de abas compactas iguais laminadas a quente constituídas de aço inoxidável austenítico e, assim, obter a carga máxima resistente. Posteriormente, com o comportamento obtido experimentalmente buscou-se ampliar a base de dados desenvolvendo modelos numéricos em elementos finitos e, assim, compará-los com as recomendações de projeto atuais para este tipo de elemento estrutural, verificando que tais procedimentos normativos são inadequadas em prever a carga resistente desse tipo de elemento estrutural.

## **Estrutura da dissertação**

Esta dissertação é composta por uma introdução e oito capítulos. A introdução apresenta algumas considerações sobre os aços inoxidáveis, onde são resumidamente demonstrados os tipos e sua composição química e, também, algumas aplicações estruturais. Além disso, apresenta-se simplificadamente, as formas de fabricação dos perfis metálicos com seção em cantoneira de abas iguais e, também de suas aplicações como elemento estrutural. Os oito capítulos serão sumariamente explicados a seguir.

O capítulo um é referente à revisão bibliográfica, onde inicialmente expõe-se os motivos que levaram muitas pesquisas a ter uma interpretação equivocada das deformações locais e globais em colunas com seção em cantoneira de abas iguais. Em seguida, é apresentado um breve resumo dos principais estudos referente ao elemento estrutural coluna tanto com seção em cantoneira de abas esbeltas formadas a frio quanto compactas laminadas a quente de aço carbono. Neste capítulo, também são apresentados os principais estudos relacionados ao material aço inoxidável.

O capítulo dois apresenta o procedimento normativo europeu, onde sua proposta de dimensionamento para o material aço inoxidável é baseada no comportamento estrutural do aço carbono. Em seguida, é apresentado o método proposto baseado no Método da Resistência Direta, desenvolvido primeiramente para colunas com seção em cantoneira de abas esbeltas formadas a frio e posteriormente, para seção de abas compactas laminada a quente.

O capítulo três é referente a análise de estabilidade elástica de colunas com seção em cantoneira de abas iguais. Tal análise permite obter a curva de assinatura de colunas com seção em cantoneira e, assim, definir os comprimentos que serão estudados experimentalmente com mais precisão.

O capítulo quatro descreve a organização utilizada para a realização dos ensaios experimentais, tais como: caracterização do material aço inoxidável submetidos aos esforços de compressão e tração; medição das imperfeições geométricas iniciais; configuração dos ensaios e condição de contorno; e a instrumentação utilizada.

O capítulo cinco apresenta os resultados obtidos nos ensaios experimentais, incluindo os modos de falha, a trajetória de equilíbrio, as cargas máximas resistentes e um comparativo dessas cargas com as obtidas pelo métodos de dimensionamento proposto.

O capítulo seis descreve a análise numérica realizada com base no comportamento obtido experimentalmente. Inicialmente, é apresentado o elemento finito utilizado, a malha e a curva do material aço inoxidável. Posteriormente, define-se a geometria e as condições de contorno, além da introdução da imperfeição geométrica inicial nos modelos numéricos. Visando ampliar a base de dados, escolheu-se diversas seções e comprimentos para a realização de um estudo paramétrico.

O capítulo sete verifica se os métodos de dimensionamento propostos para colunas com seção em cantoneira de abas compactas iguais conseguem prever uma carga resistente adequada. Após uma análise dos resultados, constatou-se que os métodos propostos são inadequados, o que ocasionou uma proposta de um método novo, com a intenção de obter um dimensionamento mais adequado.

O capítulo oito apresenta as conclusões obtidas durante a execução desta dissertação e, também, sugestões para futuras pesquisas.

# **1 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**

## **1.1 Introdução**

Este capítulo apresenta uma revisão bibliográfica com as principais pesquisas existentes na literatura, referentes a elementos estruturais com seção transversal constituída por cantoneiras de abas iguais submetidas a compressão centrada, caracterizando comportamento de colunas.

Primeiramente, há uma descrição dos fenômenos de flambagem que ocorrem nesses elementos estruturais. Em seguida, são apresentados alguns aspectos inerentes à identificação correta do modo de flambagem por flexo-torção que, algumas vezes, é confundido com o modo de flambagem local. Ainda neste capítulo, apresenta-se um breve histórico dos ensaios experimentais e das análises numéricas desenvolvidas nos últimos anos, por diversos pesquisadores, a fim de se compreender melhor o comportamento desse tipo de elemento estrutural e, assim, obter-se um dimensionamento mais coerente.

A maioria das pesquisas existentes na literatura são relacionadas a cantoneiras formadas a frio ou laminadas a quente em aço carbono. Entretanto, poucos estudos apresentam o comportamento de colunas em cantoneiras em aço inoxidável, nomeadamente, o austenítico 304. Desta forma, como citado anteriormente, esta dissertação tem por objetivo analisar o comportamento de colunas constituídas de cantoneiras de abas iguais em aço inoxidável austenítico, de maneira que o processo de dimensionamento seja mais adequado.

## **1.2 Análise de flambagem elástica de elementos estruturais constituídos de cantoneiras**

Perfis como as cantoneiras de abas iguais são conhecidas como seções abertas monossimétricas (possuem somente um eixo de simetria) devido a sua



geometria. Dois modos de flambagem global devem ser analisados: flexão no eixo principal de menor inércia e a interação entre a flexão no eixo principal de maior inércia e a torção (caracterizando a flambagem por flexo-torção). A Figura 6 ilustra a seção transversal de uma cantoneira de abas iguais e apresenta as características geométricas, tais como, comprimento das abas ( $b$ ), espessura ( $t$ ), eixos principais de maior e menor inércia ( $u$  e  $v$ ), centro de cisalhamento ( $C$ ), centro de gravidade ( $G$ ) e a distância entre o centro de cisalhamento e o centroide ( $u_0$ ).

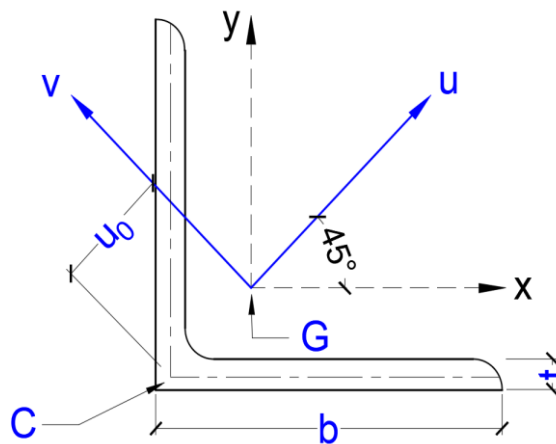


Figura 6 – Características geométricas da seção transversal em cantoneira de abas iguais.

### 1.2.1 Flambagem global

#### 1.2.1.1 Flambagem por Flexão

Quando o modo de falha de um elemento estrutural constituído de cantoneira de abas iguais é caracterizado pela flambagem por flexão, não há distorção da seção transversal, isto é, a geometria não se altera. Ocorre uma flexão no plano principal de menor inércia, na qual a coluna assume uma configuração deformada curva (curvatura de flexão).

A Figura 7 ilustra a deformada que caracteriza esse fenômeno, com condição de contorno biapoimada, onde se percebe que o comprimento de onda da flexão é da

ordem de grandeza do comprimento da coluna e a seção transversal apresenta deslocamento no eixo u (flexão em torno do eixo v) mantendo a mesma geometria.

A carga crítica de flambagem elástica, referente a esse modo de falha, é dada pela equação (1), uma adaptação da carga crítica de Euler, sendo possível por meio dessa equação obter qualquer carga crítica referente a outras condições de contorno, por meio do comprimento efetivo.

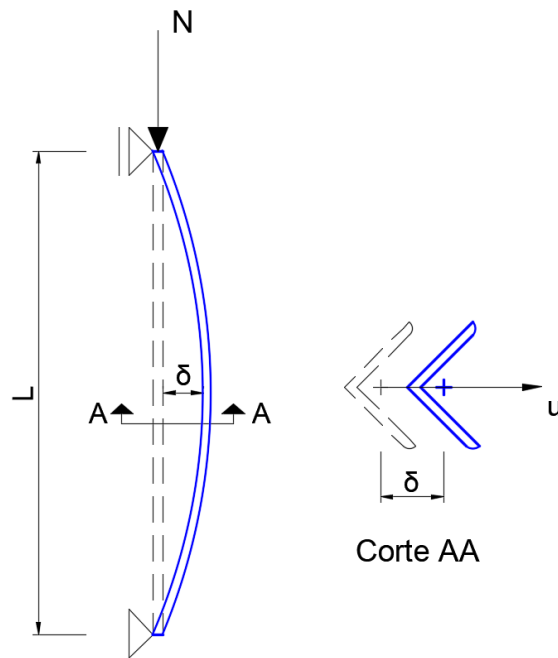


Figura 7 – Flambagem global por flexão.

$$N_{cr,v} = \frac{\pi^2 E I_v}{(k_v L)^2} \quad (1)$$

onde:

$N_{cr,v}$  é a carga crítica de flambagem global por flexão no eixo v ;

E é o módulo de elasticidade do material;

$I_v$  é o momento de inércia no eixo v ;

$k_v L$  é o comprimento efetivo de flambagem em relação ao eixo v .

### 1.2.1.2 Flambagem por Flexo-Torção

Conforme visto na Figura 6, observa-se que a seção é monossimétrica e o seu centro de cisalhamento (ou centro de torção) ocorre na junção das linhas médias do elemento, caracterizando assim uma baixa rigidez a torção, pois essa particularidade garante a constante de empenamento primária nula ( $I_w = 0$ ).

Além disso, o centroide da seção transversal não é coincidente com o centro de cisalhamento e, conseqüentemente, esse tipo de seção é suscetível ao modo de flambagem global por flexo-torção, porque, quando uma carga axial centrada é aplicada, a coluna tende a fletir em um de seus planos principais (u-z e v-z). Porém, como o plano principal (v-z) não contém o centro de cisalhamento, a flexão em torno do eixo de maior inércia (u) é, obrigatoriamente, acompanhada de uma torção em torno do centro de cisalhamento (eixo paralelo ao eixo longitudinal z). A Figura 8 ilustra a deformada característica para esse modo de falha.

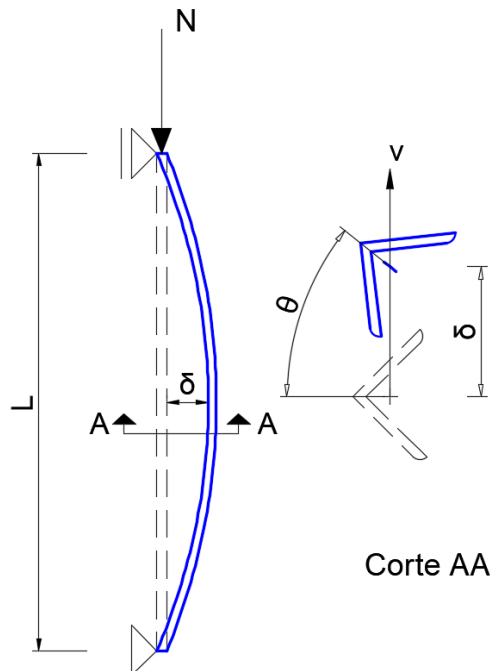


Figura 8 – Flambagem global por flexo-torção.

Para as seções monossimétricas, a carga crítica relativa a esse modo de flambagem ( $N_{cr,FT}$ ) é mostrada na equação (2). Esta formulação é utilizada atualmente nas normas de dimensionamento.

$$N_{cr,FT} = \frac{N_{cr,u}}{2\beta} \left[ \left( 1 + \frac{N_{cr,T}}{N_{cr,u}} \right) - \sqrt{\left( 1 - \frac{N_{cr,T}}{N_{cr,u}} \right)^2 + 4 \left( \frac{u_0}{r_0} \right)^2 \left( 1 - \frac{N_{cr,T}}{N_{cr,u}} \right)} \right] \quad (2)$$

onde:

$N_{cr,u}$  é a carga crítica de flambagem por flexão no eixo de maior inércia;

$N_{cr,T}$  é a carga crítica de flambagem por torção;

$u_0$  é a distância entre o centro de cisalhamento e o centroide da seção;

$r_0$  é o raio de giração polar;

$\beta$  é um coeficiente que expressa a relação entre a distância entre o centroide

e o centro de cisalhamento, onde  $\beta = 1 - \left( \frac{u_0}{r_0} \right)^2$ .

As equações (3) e (4) apresentam, respectivamente, as cargas críticas da flambagem por flexão no eixo de maior inércia ( $N_{cr,u}$ ) e a flambagem por torção ( $N_{cr,T}$ ).

$$N_{cr,u} = \frac{\pi^2 E I_u}{(k_u L)^2} \quad (3)$$

onde:

$I_u$  é o momento de inércia no eixo u;

$k_u L$  é o comprimento efetivo de flambagem no eixo u.

$$N_{cr,T} = \frac{1}{r_0^2} \left( G I_T + \frac{\pi^2 E I_W}{(k_z L)^2} \right) \quad (4)$$

onde:

- G é o módulo de elasticidade transversal do material;
- $I_T$  é a constante de torção de Saint Venant da seção;
- $I_W$  é a constante de empenamento da seção;
- $k_z L$  é o comprimento efetivo da seção no eixo z.

### 1.2.2 Flambagem local

Quando um elemento de placa da seção transversal sofre flambagem, só há deformação no elemento, e não no membro como um todo. É a chamada flambagem local. Seções transversais compostas por elementos com uma alta relação largura/espessura ( $b/t$ ) são extremamente suscetíveis a esse tipo de fenômeno.

Conforme visto no item anterior (1.2.1), a flambagem global por flexão de colunas é relativamente simples, pois a flexão pode ser considerada somente em um único plano. Porém, a flambagem de uma placa abrange flexão em dois planos, tornando seu estudo mais complexo.

Outra importante diferença entre os dois tipos de flambagem, global e local, é a capacidade de resistência da seção. Uma coluna quando atinge a sua carga crítica, quer dizer, ocorre a flambagem global, encerra a sua capacidade de resistir ao esforço axial, obtendo assim, a carga de falha para a coluna. Os elementos estruturais como as placas, após ser atingida a carga crítica, continuam resistindo a esforços axiais crescentes e não falham até que uma carga sensivelmente maior do que a carga crítica seja atingida. Portanto, a carga crítica de uma placa não é a sua carga de falha, sendo necessário conhecer o seu comportamento pós-flambagem para obter a sua capacidade resistente.

Considerando uma placa retangular, simplesmente apoiada, submetida a uma compressão uniaxial uniformemente distribuída, demonstrada na Figura 9, a carga crítica da flambagem local é dada pela equação (5).

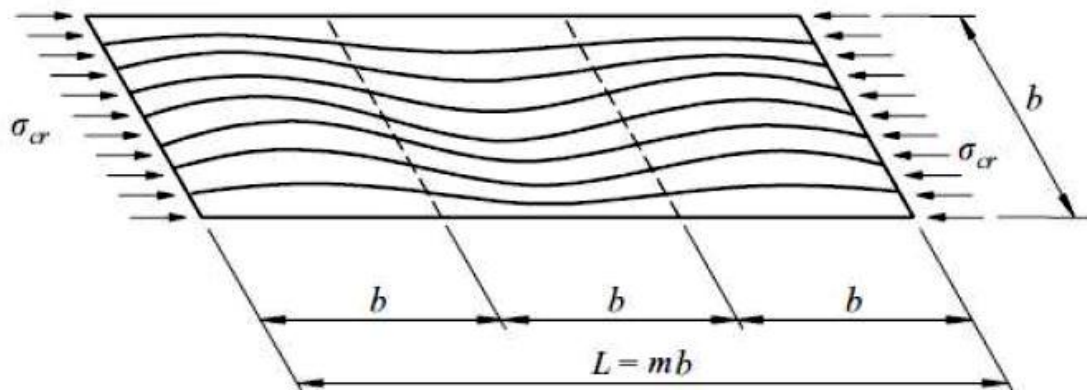


Figura 9 – Placa submetida à compressão uniformemente distribuída [7].

$$N_{cr,L} = A \frac{k\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \frac{1}{(b/t)^2} = \sigma_{cr} A \quad (5)$$

onde:

$A$  é a área da seção transversal ( $A=bt$ );

$k$  é o coeficiente de flambagem da placa, depende das condições de contorno e do tipo de carregamento;

$\nu$  é o coeficiente de Poisson do material.

No caso das cantoneiras submetidas à compressão uniforme, as abas assemelham-se a uma placa apresentando uma configuração de uma borda apoiada (junção da cantoneira) e outra borda livre, conforme ilustrado na Figura 10. Para esse caso, o coeficiente  $k$  assume o valor de 0,425.

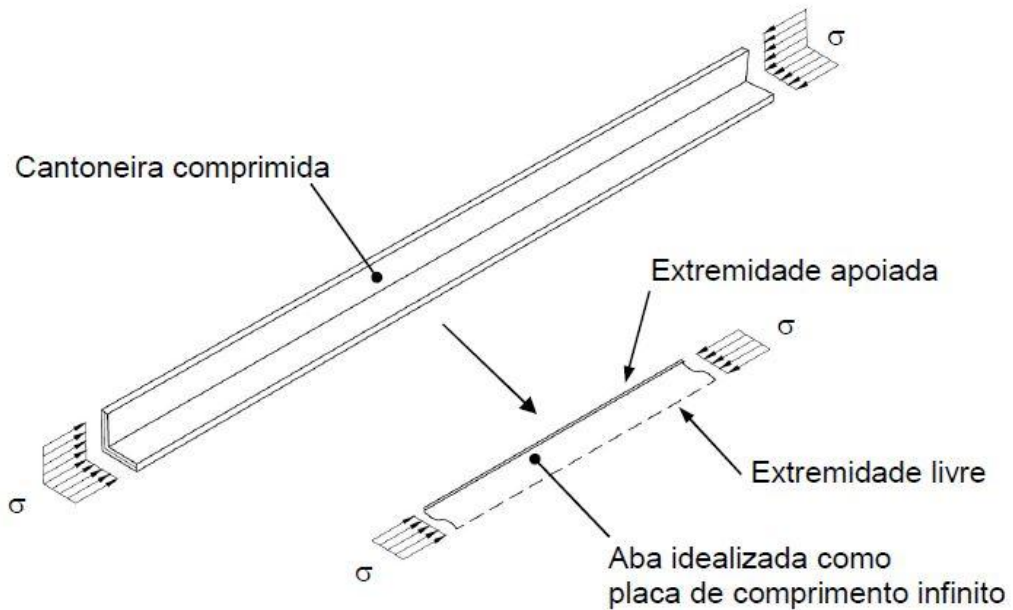


Figura 10 – Condição de contorno e carga axial distribuída uniformemente na seção cantoneira de abas iguais [8].

### 1.3 Colunas de aço carbono com seção em cantoneira

#### 1.3.1 Coincidência entre o modo local e global por torção

Após um breve esclarecimento em relação aos possíveis fenômenos de flambagem que podem ocorrer em colunas com seção em cantoneira de abas iguais, serão apresentados os principais estudos existentes na literatura considerando-se o material aço carbono.

De imediato, já se observa na literatura que existem divergências acerca da identificação dos modos de flambagem que ocorrem em colunas com esse tipo de seção transversal. Por se tratar de um perfil monossimétrico, seria mais correto dizer que as cantoneiras de abas iguais estão sujeitas ao modo de flambagem global por flexo-torção, porém há um domínio do efeito da torção em relação à flexão no eixo de maior inércia, sendo comum encontrar, em diversos trabalhos, apenas referência a este modo como global por torção.

Em 1963, Timoshenko e Gere [9] já apontavam as peculiaridades referentes às seções com cantoneiras, pois indicavam que, para comprimentos curtos de coluna, quando as abas estão submetidas à compressão uniformemente distribuída, a flambagem local das abas, apresentava uma configuração deformada semelhante à flambagem global por torção pura da coluna conforme ilustrado na Figura 11.

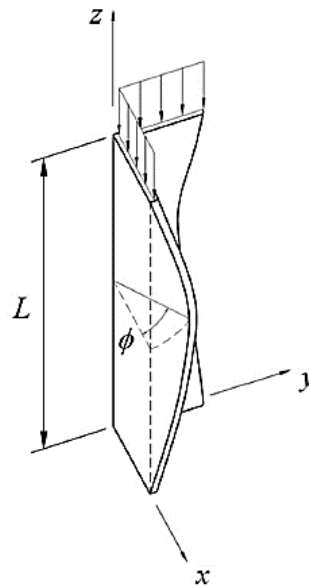


Figura 11 – Configuração deformada de colunas curtas com seção em cantoneira de abas iguais [8].

Em 1986, Kitipornchai e Lee [10] realizaram testes experimentais em colunas biengastadas, laminadas a quente de aço carbono, a fim de avaliar o comportamento referente ao modo de falha por flexo-torção, assim como em 1996, Adluri e Madugula [11] também realizaram testes experimentais em colunas laminadas a quente de aço carbono, porém com condição de apoio biapoiada, onde buscaram analisar o fenômeno da flexão no eixo de menor inércia da seção.

Em 1999, Popovic et al. [12] conduziram ensaios experimentais em colunas de aço carbono formadas a frio com as duas condições de contorno, sendo biengastada e biapoiada, visando verificar o comportamento da flexo-torção e a interação entre a flexo-torção e a flexão no eixo de menor inércia.

Em 2001, Popovic et al. [13], verificaram que as cargas previstas pelos códigos normativos não estavam de acordo com as obtidas nos ensaios experimentais, apresentando um conservadorismo em relação aos padrões



estabelecidos de projeto. Os autores propuseram que as colunas com seção em cantoneira de abas iguais fossem projetadas apenas para a flexão no eixo de menor inércia e desconsiderassem a flexo-torção.

Em 2005, Rasmussen [14] apresentou um desenvolvimento algébrico interessante, baseando-se na teoria de estabilidade elástica para um perfil monossimétrico, e simplesmente apoiado, onde provou, matematicamente, a coincidência entre os modos de flambagem local e global por torção. Posteriormente, em 2008, Maia [15] expôs essa coincidência propondo algumas adaptações, porém obtendo a mesma conclusão.

Os desenvolvimentos de Rasmussen [14] e, posteriormente, de Maia [15], fundamentavam-se na teoria que, seções transversais nas quais as linhas médias cruzam-se em um determinado ponto, possuem constante de empenamento primário nula ( $I_w = 0$ ), dessa maneira a equação (4), referente à carga crítica do modo global por torção reduz-se a equação (6).

$$N_{cr,T} = \frac{GI_T}{r_0^2} \quad (6)$$

Todos os termos da equação (6) podem ser escritos em função apenas da largura ( $b$ ), espessura ( $t$ ), do módulo de elasticidade ( $E$ ) e do coeficiente de Poisson do material ( $\nu$ ). As equações (7) a (9) demonstram essas equivalências.

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (7)$$

$$I_T = \frac{2}{3}bt^3 \quad (8)$$

$$r_0^2 = \frac{b^2}{3} \quad (9)$$

Substituindo-se as equações (7), (8) e (9) na equação (6), obtém-se a equação (10).

$$N_{cr,T} = \frac{E}{(1+\nu)} \frac{t^3}{b} \quad (10)$$

Conforme visto no item 1.2.2, observa-se que a carga crítica de flambagem local, representada pela equação (5), também pode ser escrita em função dos mesmos parâmetros, pois, de uma forma aproximada,  $A = 2bt$ , obtendo dessa maneira, a equação (11).

$$N_{cr,L} = \frac{k\pi^2 E}{6(1-\nu^2)} \frac{t^3}{b} \quad (11)$$

Nota-se, na equação (11), que a única incógnita diferente é o coeficiente de flambagem  $k$ . Porém, segundo Rasmussen [14], a carga crítica de flambagem local de uma cantoneira simples é justamente a mesma de uma chapa retangular com três bordas simplesmente apoiadas, e a outra completamente livre. Desta forma, o autor apresenta uma equação característica para esse caso, proposta por Bulson em 1969, onde conclui que, para o caso do comprimento ( $L$ ) tendendo ao infinito, o valor de  $k$  é dado pela equação (12).

$$k = \frac{6(1-\nu)}{\pi^2} \quad (12)$$

Substituindo-se a equação (12) na equação (11), obtém-se a equação (13).

$$N_{cr,L} = \frac{(1-\nu)Et^3}{(1-\nu^2)b} \quad (13)$$

Adotando  $\nu = 0,3$ , as equações (10) e (13) reduzem-se igualmente a equação (14), onde é possível demonstrar que a carga crítica de flambagem global por torção e a carga crítica de flambagem local de placa são iguais para comprimentos típicos de perfis de cantoneira simples.

$$N_{cr,T} = N_{cr,L} = 0,769E \frac{t^3}{b} \quad (14)$$

Apesar dessa demonstração algébrica, pouco esclarecimento em relação aos modos de flambagem pôde ser concluído, pois não foi possível a distinção entre os modos. Rasmussen [14] então propôs que a consideração dos dois fenômenos no dimensionamento seria redundante, através de um procedimento em que considerava a flexo-compressão, devido ao deslocamento do centroide da seção efetiva em relação à seção bruta, ignorando o modo de flambagem global por torção nos procedimentos de cálculo.

Em 2006, Chodraui [16], a fim de investigar o comportamento dos perfis de aço carbono formados a frio de seção aberta, que são utilizados no Brasil, tais como perfil U, U enrijecido, cantoneiras simples e duplas, perceberam após análise numérica e experimental, que as cantoneiras simples apresentavam aspectos interessantes em relação ao seu comportamento, ainda gerando dúvidas a respeito dos modos de flambagem, interação entre eles e considerações que devem ser analisadas nos procedimentos de cálculo. Sendo assim, o autor apresentou uma análise de estabilidade elástica de uma cantoneira L60x60x2,38mm submetida a compressão centrada utilizando o programa CUFSM, baseado no método das faixas finitas. O autor concluiu que as cantoneiras simples com elementos esbeltos apresentavam dois modos de flambagem: o primeiro era a coincidência entre os modos de flambagem local de chapa/global por torção; o segundo, a flambagem global por flexão em torno do eixo de menor inércia. A Figura 12 ilustra a razão entre a carga crítica de flambagem elástica e a de plastificação da seção em função do comprimento de meia-onda. As linhas cheias representam o modo crítico. De acordo com a Figura 12, Choudrai [16] concluiu que as cantoneiras simples submetidas à compressão centrada apresentaram um comportamento que não é usualmente verificado em análises de outros tipos de seções transversais, pois não existe um mínimo em função do comprimento de meia-onda, os modos de flambagem local e global por torção são coincidentes e o modo de flambagem por distorção não existe. Foi possível observar então que, nesse tipo de seção transversal, há dois trechos descendentes, no qual o primeiro representa os modos coincidentes local/torsional e o segundo é onde ocorre a transição para o modo de flexão em torno do eixo de menor inércia.

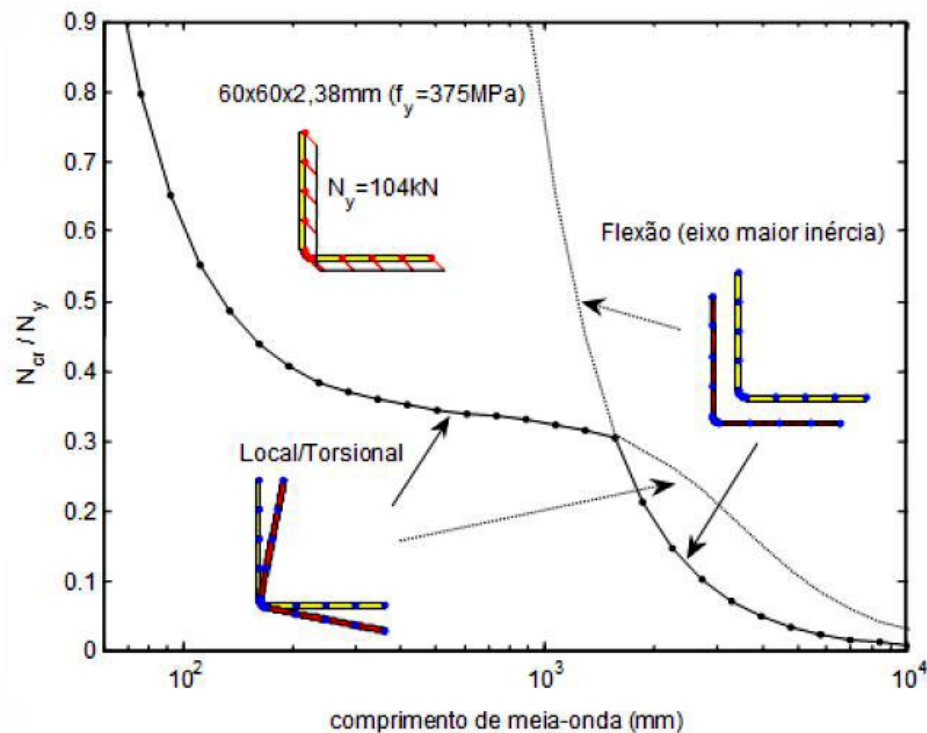


Figura 12 – Análise de estabilidade elástica via método das faixas finitas – programa CUFSM [16].

Contudo, Choudrai [16] por meio de resultados experimentais, apresentaram modos de falha caracterizados como local/global por torção, com predominância de torção e propuseram, diferentemente de Rasmussen [14], que seria contra a segurança ignorar o modo global por torção. Essa particularidade em relação ao comportamento deste tipo de seção conduziu a interpretação equivocada de diversos pesquisadores, dificultando muito a tarefa de propor um procedimento preciso e eficaz na previsão da força de compressão resistente de cantoneiras com abas iguais.

Em 2010, Dinis et al. [17], a fim de obter uma nova visão referente aos modos de flambagem local e global por torção, estudaram o comportamento de cantoneiras de abas esbeltas, seção T e cruciformes de paredes finas formadas a frio. Conforme já mencionado, nesses tipos de seção transversal é difícil separar a torção das deformações locais e, portanto, também é difícil fazer distinção entre o modo de flambagem local e global por torção. Dessa maneira, os autores aproveitaram os conceitos da Teoria Generalizada de Vigas (*Generalized Beam Theory – GBT*), onde buscaram um fundamento teórico com a finalidade de distinguir a mecânica do

comportamento das cantoneiras, principalmente em relação aos modos de flambagem local e global por torção.

A Teoria Generalizada de Vigas (GBT) possui particularidades onde é possível uma análise detalhada dos fenômenos de flambagem referentes a seção transversal estudada, permitindo caracterizar o comportamento dos perfis com base em modos de deformação da seção transversal, possibilitando a decomposição da deformada do elemento em uma combinação linear dos modos de deformação. Sendo assim, apresentar-se-á a seguir, um breve resumo dos procedimentos necessários para a realização de uma análise por meio da GBT, em três etapas, destacando-se que a tese de doutorado de Mesacasa Jr. [18] apresenta uma explicação detalhada sobre a GBT.

A primeira etapa consiste na determinação dos modos de deformação, dada uma seção transversal e as propriedades do material que a constitui. Essa etapa é de extrema importância, pois constitui o cerne da GBT, visto que as variáveis que aparecem nas equações de equilíbrio são associadas às funções de amplitude  $\phi$  de cada modo de deformação  $k$  obtido nesta primeira etapa. Ressaltando que cada modo de deformação obtido possui um significado mecânico característico do comportamento da barra, constituído pela seção transversal, isto é, pode representar um modo de flexão da barra em torno do eixo de menor ou maior inércia da seção transversal, ou um modo de torção puro, etc. A segunda etapa consiste na determinação das equações de equilíbrio que estabelecem o problema a ser solucionado, a solução desse sistema de equações pode utilizar técnicas analíticas ou a solução mais tradicional, a técnica dos elementos finitos. Finalmente, na terceira etapa, a solução é dada em função de cada modo de deformação considerado, inicialmente, para a análise. Essas etapas estão, resumidamente, demonstradas na Figura 13.

Segundo a GBT, o modo de flambagem global por torção é caracterizado quando há movimento de corpo rígido, ou seja, não há deformação na seção transversal, isto é, a geometria da seção não se altera e os elementos continuam retilíneos. Já o modo de flambagem local é identificado por semiondas longitudinais caracterizando no elemento, flexões transversais.

Em razão disso, Dinis *et al.* [17], demonstraram que cantoneiras de abas iguais (L70x70x1,2mm) submetidas à compressão centrada, segundo a discretização da seção transversal pela GBT, apresentam os modos de deformação

de corpo rígido, tais como, flexão na maior inércia (modo 2), flexão na menor inércia (modo 3) e torção pura (modo 4), assim como apresentam os modos de deformação local 5, 6 e 7, demonstrados na Figura 14.

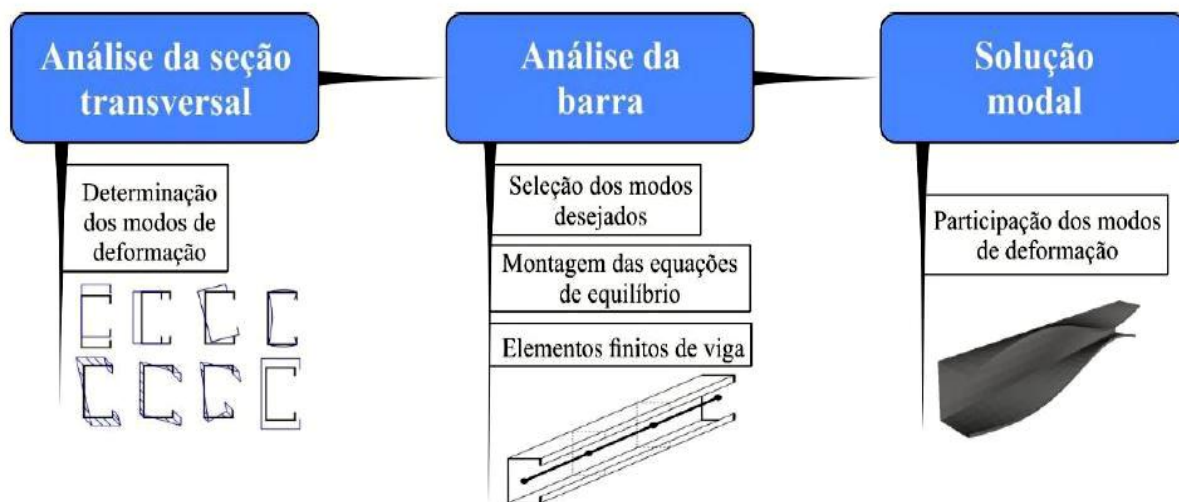


Figura 13 – Etapas de uma análise por meio da GBT [18].

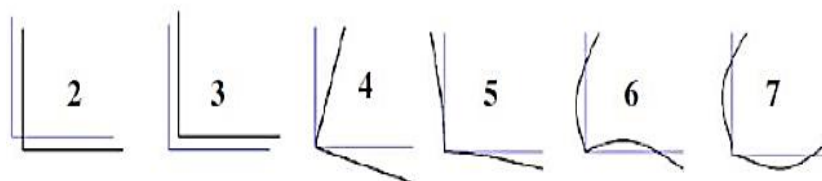


Figura 14 – Modos de deformação da seção transversal definidos pela GBT [17].

Os resultados obtidos por meio dessa análise numérica apresentam o comportamento da seção quanto aos modos de flambagem fornecendo as cargas críticas com o aumento do comprimento da coluna, em uma escala logarítmica, conforme apresentado na Figura 15(a). Também apresentam o percentual da participação de cada modo com a evolução do comprimento da coluna por meio do gráfico da Figura 15(b). Baseado nessa análise, os autores concluíram que, para colunas caracterizadas como curtas a intermediárias, o modo de flambagem global por torção (4) é dominante.

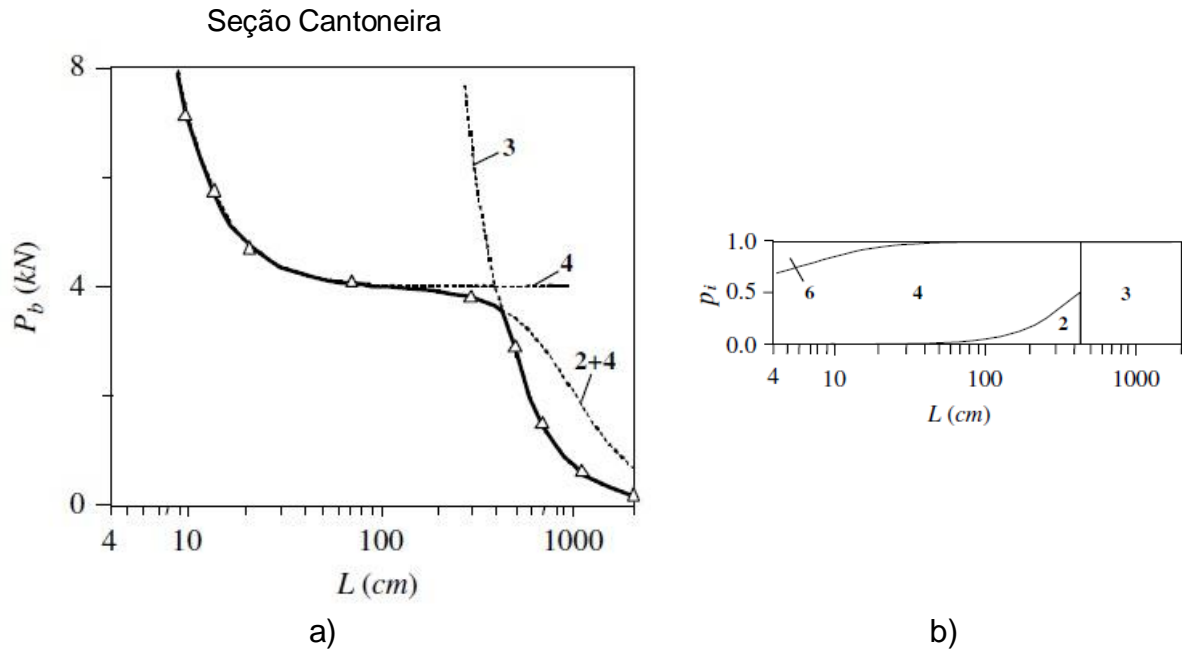


Figura 15 – a) Carga crítica em função do comprimento; b) percentual referente a participação dos modos [17] (adaptado).

Conforme já citado, a constante de empenamento primário das cantoneiras é nula ( $I_{W} = 0$ ), ou seja, quando submetidas a um momento torsor, sofrem rotação sem empenar. Contudo, é importante salientar que a constante de empenamento secundário nas cantoneiras não é nula ( $I_{Ws} \neq 0$ ). Segundo Reis e Camotim [19], a constante de empenamento secundário varia, ao não considerar umas das hipóteses simplificadoras utilizada para determinar a constante de empenamento primário. Tal hipótese declara: “os deslocamentos axiais devido ao empenamento não variam ao longo da espessura da parede”.

Reis e Camotim [19] explicam que ao ser desconsiderada essa hipótese, há uma distribuição “secundária” de tensões normais ao longo da espessura do elemento e, conseqüentemente, por equilíbrio, são geradas tensões tangenciais, sendo estas responsáveis por um “momento torsor resistente secundário”. Segundo os autores, essa constante de empenamento secundário é dada pela equação (15).

$$I_{Ws} = \frac{t^2}{36}(h^3 + b^3) = \frac{t^2 b^3}{18} \quad (15)$$

Em razão disso, Dinis et al. [17] declaram que as deformações locais e as deformações de torção são analisadas incorretamente, pois há diferença em relação à resistência ao empenamento secundário. Os autores demonstraram pela GBT, que somente analisando o modo global por torção (modo 4 da GBT), a carga crítica de flambagem global por torção considerando o empenamento secundário é dada pela equação (16).

$$N_{cr,T} = \frac{EA t^2}{12(1-\nu^2)} \left( \frac{\pi}{L} \right)^2 + GA \left( \frac{t}{b} \right)^2 \quad (16)$$

Por meio de algumas manipulações algébricas obtém-se a tensão crítica para o modo de flambagem global por torção, dado pela equação (17).

$$\sigma_{cr,T} = \left[ \left( \frac{b}{L} \right)^2 + \frac{6 \times (1-\nu)}{\pi^2} \right] \frac{E \pi^2}{12(1-\nu^2)} \left( \frac{t}{b} \right)^2 \quad (17)$$

k

Na equação (17), o primeiro termo, entre colchetes, é referente a resistência ao empenamento secundário, o qual é extremamente importante para descrever o comportamento do primeiro trecho descendente visto na Figura 15(a). Para isso, observa-se que à medida que o comprimento da coluna (L) aumenta, a razão  $(b/L)^2$  tende a zero, e considerando o  $\nu = 0,3$ , obtém-se um valor do termo entre colchetes de  $k=0,425$ . Constata-se assim que a tensão crítica fica independente do comprimento da coluna e, assemelha-se à tensão obtida no modo de flambagem local de placa, submetida à compressão uniforme. Os autores afirmam que essa peculiaridade trata-se de uma exceção e não uma comprovação quanto à coincidência entre os modos de flambagem local e global por torção.

Além disso, segundo os autores, na GBT, o modo de flambagem local está associado a um ponto de mínimo na curva  $N_{cr} \times L$ , e a formação de múltiplas semiondas no elemento de placa. Entretanto, essa deformação só ocorre caso a placa apresente uma flexão transversal, conforme visto na Figura 14. Visando o esclarecimento, os autores exemplificaram analiticamente o que ocorre em uma análise por meio da teoria GBT para uma placa simplesmente apoiada em três



bordas e livre na outra, semelhante a uma aba da cantoneira (Figura 10), submetidas à compressão uniformemente distribuída.

Para tal análise, os autores consideraram uma placa de comprimento  $L$  e largura  $b$ , com compressão uniformemente distribuída nas bordas em  $x=0$  e  $x=L$ , além de uma restrição elástica de rigidez  $S$  em  $s=0$  e livre em  $s=b$ , avaliando dessa maneira, a rotação da chapa considerando sua variação de totalmente livre até totalmente restringida. Além disso, somente dois modos de deformação foram considerados na análise: (i) modo 1, consiste em uma rotação de corpo rígido da chapa em torno da borda elasticamente restringida ( $s=0$ ), referente ao modo global por torção; (ii) modo 2, apresenta rotação nula na borda ( $s=0$ ), porém apresenta flexão transversal no elemento, referente ao modo local. O exemplo é ilustrado na Figura 16.

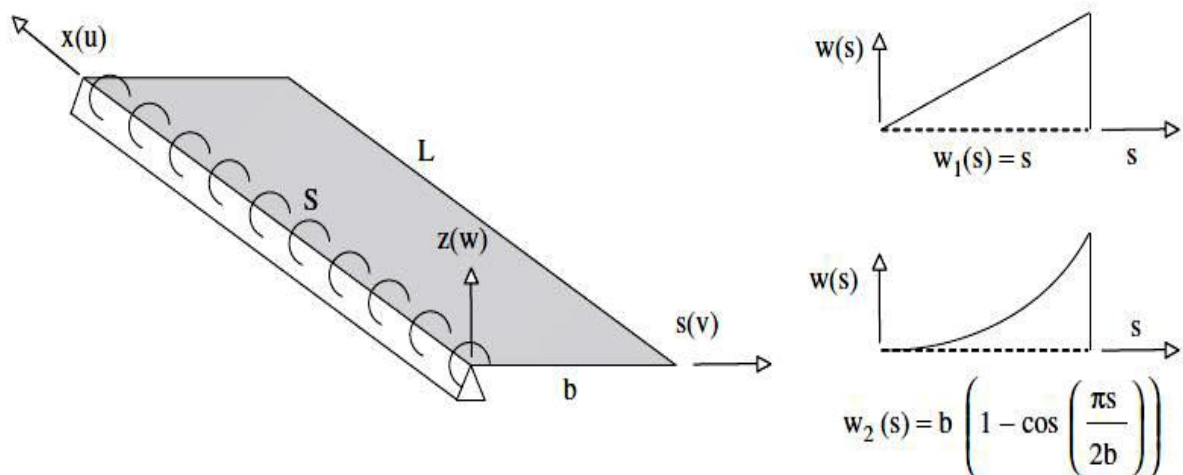


Figura 16 – Chapa com condição de contorno variável, sendo totalmente apoiada até totalmente engastada e os modos de deformação analisados [17].

O coeficiente de flambagem local de placa ( $k_{cr}$ ) foi avaliado em função do fator de forma ( $\phi$ ), que representa a relação entre o comprimento da chapa e a largura ( $L/b$ ), variando os valores de rigidez  $S$  da mola, representado pelo parâmetro adimensional  $\alpha = (1 - \nu^2)(12Sb/Et^3)$ . Os resultados obtidos são demonstrados na Figura 17.

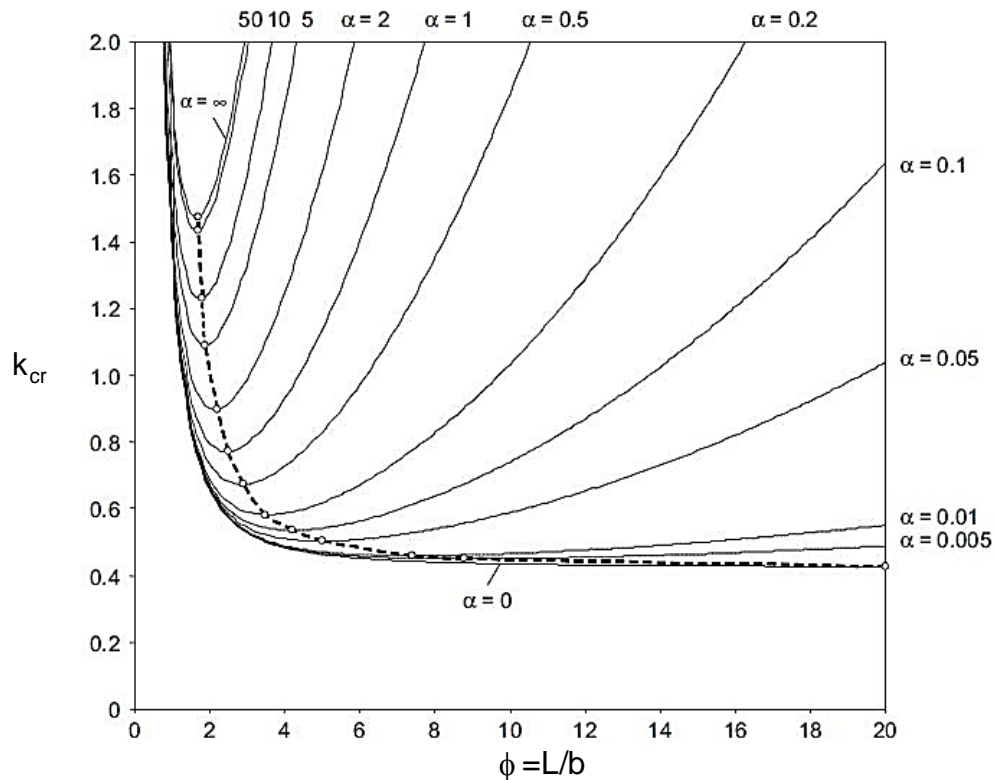


Figura 17 – Coeficiente de flambagem local de chapa em função do fator de forma e da rigidez da mola [17].

Isto posto, os autores destacam:

- i. Para  $\alpha = 0$ , a curva é invariavelmente decrescente, não apresenta um mínimo definido, e o valor de  $k_{cr}$  tende para 0,425. Além disso, o modo de flambagem da placa apresenta uma semionda independente do seu comprimento ( $L$ ) ou fator de forma ( $\phi$ ), a participação do modo 1 aumenta enquanto que o modo 2 diminui rapidamente. Conclui-se assim que, para um fator de forma  $\phi > 4$  (platô da curva quando  $\alpha = 0$ ), o modo 1 corresponde a solução exata do problema, demonstrando que, para uma placa simplesmente apoiada com um comprimento quatro vezes maior que a largura ( $L > 4b$ ), sempre será visualizado um modo de flambagem com uma semionda, sem uma flexão transversal. Porém, quando  $\alpha = \infty$  somente o modo 2 é apresentado na solução, e o coeficiente de flambagem da placa ( $k_{cr}$ ) apresenta um valor de mínimo característico em função do comprimento de semionda, sendo

o comprimento de cada semionda aproximadamente igual a 1,6 vezes a largura  $b$ ;

- ii. Também concluíram que todas as curvas  $k_{cr}(\phi)$ , apresentam um valor de mínimo local para  $\alpha > 0$ . Explicitando que qualquer pequena rigidez a rotação implica em modo de flambagem da placa com múltiplas semiondas. Para valores crescentes de  $\alpha$ , o valor do  $k_{cr}$  aumenta conforme  $\phi$  diminui. Isto ocorre em consequência da participação relativa aos modos 1 e 2, conforme a contribuição do modo 1 diminui, a atuação do modo 2 aumenta. Por conseguinte, conforme aumenta-se a rigidez a rotação ( $\alpha$ ), a tensão mínima de flambagem local também aumenta, fato demonstrado pela linha tracejada na Figura 17.

As cantoneiras simples de abas iguais são formadas por placas e apresentam áreas iguais em suas abas, portanto a mesma rigidez. Assim sendo, há uma indeterminação sobre qual elemento está apoiado entre eles, não justificando assim, adotar valores para  $S \neq 0$ . Portanto, Dinis *et al.* [17] expõem a diferença entre a atuação dos modos de flambagem global por torção e o modo de flambagem local em uma chapa simplesmente apoiada com uma borda completamente livre. Os autores afirmam que este é um comportamento particular, não ocorrendo em chapas com outras condições de contorno. Além disso, ressaltam que a ausência de flexão transversal está ligada à ausência de um mínimo valor característico na curva  $N_{cr}xL$ .

Logo, os autores afirmam que o primeiro trecho descendente da curva  $N_{cr}xL$  refere-se ao modo de flambagem global por torção em vez de um modo local, deixando claro que, a rigor, seria um modo global por flexo-torção, pois também há flexão no eixo principal de maior inércia.

### 1.3.2 Análise de flambagem e pós-flambagem

Em 2012, Dinis *et al.* [20] prosseguiram as pesquisas relacionadas as colunas com seção em cantoneiras de abas esbeltas de aço carbono. Apresentaram um

estudo numérico comparativo entre o código computacional GBTul [21] e o software comercial ABAQUS [22], onde buscavam compreender o comportamento de flambagem e pós-flambagem elástica deste tipo de coluna em condições de contorno que simulavam as usuais adotadas em ensaios experimentais.

Para investigar o comportamento relacionado à flambagem, os autores utilizaram uma seção transversal L70x70x1,2 mm, na qual ignorou-se os cantos arredondados, ou seja, empenamento primário nulo, e também condições de contorno que restringiam o empenamento secundário, os deslocamentos e as rotações locais nos apoios. Assim sendo, foram impedidas as rotações da seção em relação à flambagem global por torção.

Visto isto, três situações foram modeladas para as colunas: (i) restringiu-se as flexões em torno dos eixos de maior e menor inércia, colunas engastadas (F); (ii) restringiu-se somente a flexão em torno do eixo de maior inércia - rótula cilíndrica (PC); (iii) liberou-se a flexão nos eixos de maior e menor inércia - rótula esférica (PS). Os resultados são demonstrados na Figura 18 em termos da carga crítica de flambagem elástica em função do comprimento da coluna (em escala logarítmica) onde cada curva representa uma condição de contorno.

A Figura 18(b) demonstra o diagrama de participação modal para as três condições de contorno, e a Figura 18(c) ilustra a deformação no meio do vão ( $L/2$ ) para duas colunas ( $L=100$  e  $364$  cm) com extremidades com rótulas cilíndricas (PC), assim como, também, apresenta os modos de deformação obtidos via GBT.

Visto isto, os autores concluíram:

- i. Para todos os comprimentos somente os modos 2, 3, 4 e 6 aparecem;
- ii. As colunas de comprimento curto a intermediário apresentam flambagem por flexo-torção, uma combinação dos modos de deformação 2 e 4 e correspondem ao platô da Figura 18(a). A participação do modo 2 (flexão na maior inércia) aumenta conforme o comprimento aumenta, sendo quase imperceptível em comprimentos curtos, porém não é nulo;
- iii. As três condições de apoio (F, PC e PS) apresentam características semelhantes em relação à flambagem. A carga crítica diminui com o comprimento e corresponde a uma única semionda. Os resultados obtidos via GBT e ABAQUS (MEF) são coincidentes e o modo 4

(torção) é extremamente importante, pois se manifesta em todos os comprimentos (exceto nos casos onde ocorre flambagem no eixo de menor inércia);

- iv. Em relação as condições de apoio F e PC para colunas curtas a intermediárias, a diferença ocorre no comprimento de transição entre a flambagem por flexo-torção e flexão no eixo de menor inércia. Para as colunas PC, a transição ocorre no comprimento  $L=420$  cm e para as F, ocorre em  $L=890$  cm, ou seja, para colunas com  $L < 420$  cm apresentam o modo de flexo-torção com cargas críticas idênticas para ambas as condições de contorno;
- v. Em relação as condições de apoio PC, para colunas curtas a intermediárias, a diferença ocorre no final do platô, devido a participação do modo 2, representando assim, uma carga crítica de transição para as colunas PS 7,4% menor que as colunas PC.

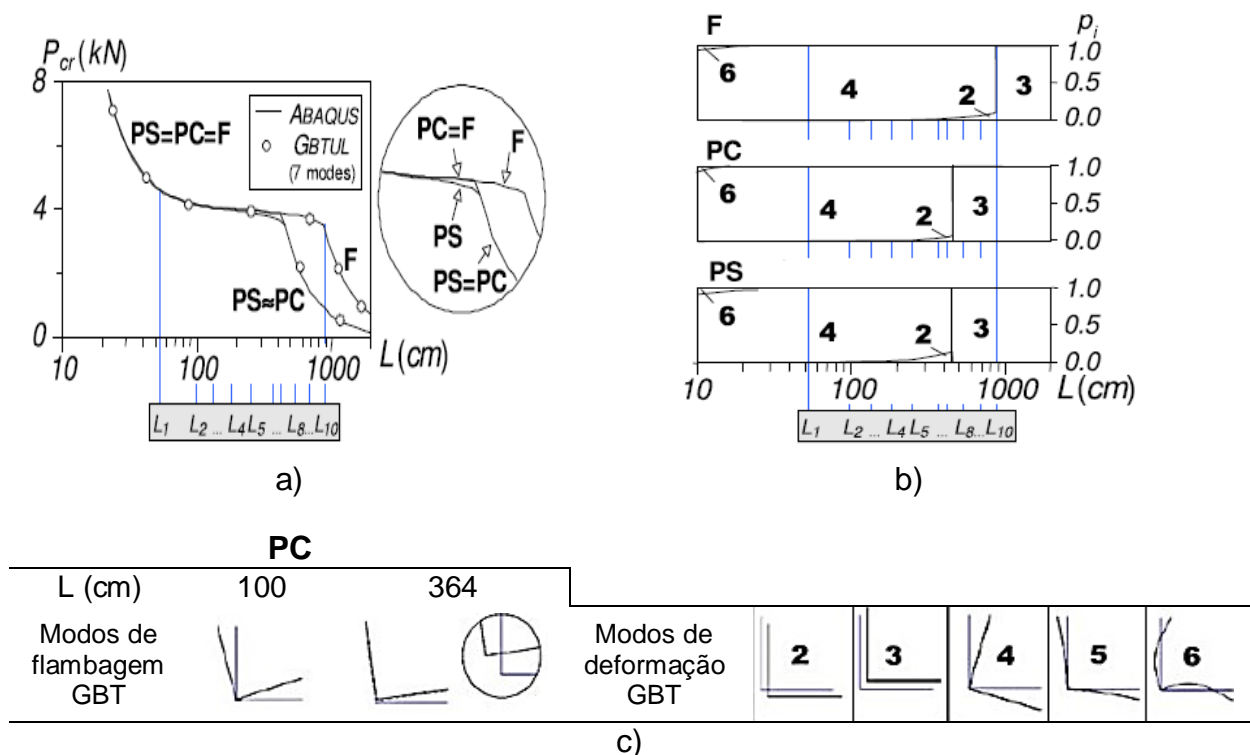


Figura 18 – (a) Curva carga crítica x L. (b) Diagrama de participação modal obtido via GBT. (c) Deformação da seção transversal no meio do vão ( $L/2$ ) e os modos de formação [20] (adaptado).

Para investigar o comportamento de pós-flambagem elástico, os autores realizaram um estudo numérico, onde mantiveram a seção transversal, os comprimentos e as condições de apoio (biengastada - F e biapoada - PC) adotados na análise de flambagem. A análise numérica foi realizada pelo software ABAQUS [22], sendo utilizado o elemento de casca (tipo *shell*) e introduzida uma imperfeição geométrica inicial, no modo de flambagem correspondente a flexo-torção, com amplitude de 10% da espessura da seção ( $0,1t$ ) no meio do comprimento da coluna, equivalente a uma rotação inicial de  $0,098$  rad ( $\beta_0$ ).

Considerando somente as colunas biengastadas, os autores analisaram as trajetórias de equilíbrio pós-flambagem ( $P/P_{cr} \times \beta$ ), para as dez colunas estudadas (F1-10), isto é, variou-se o comprimento. Além de avaliarem a rotação da seção transversal no meio do vão das colunas F3 e F9, onde  $\beta$  representa a rotação da seção transversal, demonstrada na Figura 19. A fim de esclarecer a trajetória de equilíbrio das colunas F3 e F9, a Figura 20 ilustra a deformação da seção no meio do vão para a coluna F3 e no meio e a um quarto do vão para a coluna F9. Por fim, a Figura 21 exibe a distribuição normalizada de tensões normais na linha média da seção transversal ( $\sigma/\sigma_{cr}$ ) no meio do vão das colunas F3 e F9, além de demonstrar a posição dessas tensões na trajetória de equilíbrio.

De acordo com o apresentado da Figura 19 a Figura 21, os autores obtiveram as seguintes conclusões:

- i. As colunas F1-10 apresentam comportamentos de pós-flambagem distintos pois as trajetórias de equilíbrio tornam-se mais flexíveis enquanto o comprimento aumenta. Enquanto as colunas curtas (F1-7) exibem um comportamento estável, as consideradas longas (F8-10) são instáveis, pois apresentam um ponto limite. As colunas F8 e F9 demonstram uma inversão da rotação enquanto na F10, isso não se verifica. Além disso, as colunas longas possuem um deslocamento na quina da seção (Figura 19, coluna F9);
- ii. nas colunas F8 e F9, após a carga máxima ser atingida, ocorre a inversão da rotação. A coluna F10 corresponde a transição entre a flexo-torção e a flexão no eixo de menor inércia, possuindo uma trajetória de equilíbrio mais suave;

- iii. a mudança de configuração da rotação é mais visível na coluna F9 na posição 3 da trajetória de equilíbrio, onde a seção apresenta rotação inversa a um quarto do vão e meio do vão (Figura 20);
- iv. a distribuição de tensões normais permanece uniforme para todas as colunas até praticamente  $P/P_{cr} \approx 0,8$ , mas conforme a carga aumenta, a distribuição de tensões torna-se não linear. Para colunas curtas (F3), a distribuição de tensões é simétrica enquanto que para as longas (F9) é assimétrica. Porém, esperava-se que as tensões seguissem uma distribuição quadrática ao longo da seção, conforme proposto por Rasmussen [14], não sendo verificada tal situação (Figura 21).

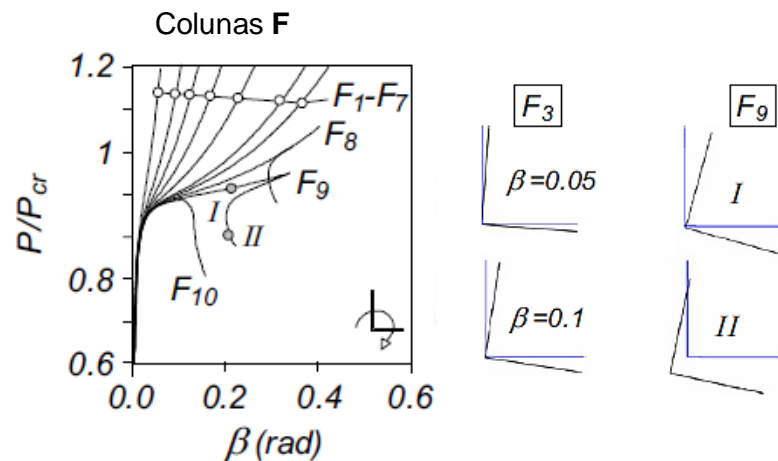


Figura 19 – Trajetória de equilíbrio pós flambagem das colunas F1-10 e deformação da seção transversal no meio do vão das colunas F3 e F9 [20] (adaptado).

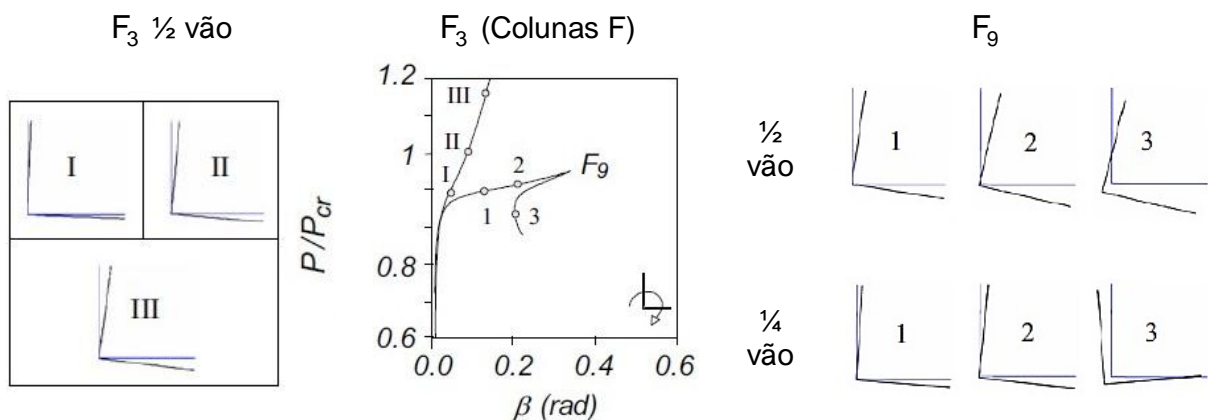


Figura 20 – Trajetória de equilíbrio pós-flambagem das colunas F3 e F9. Deformação da seção transversal no meio do vão e a um quarto [20] (adaptado).

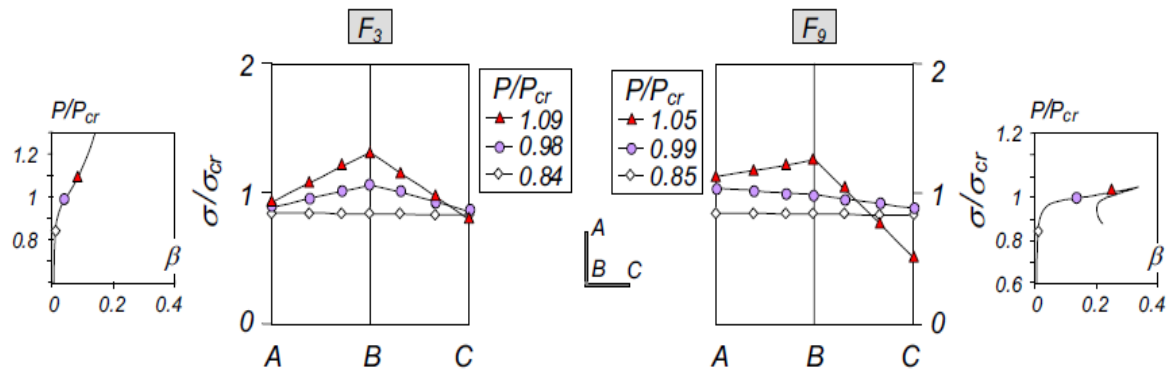


Figura 21 – Distribuição de tensões normais na seção transversal das colunas F3 e F9 para três etapas de carregamento [20].

Os autores explicam que a divergência encontrada em relação à distribuição de tensões ocorre devido aos deslocamentos da quina da seção (caracterizando uma flexão no eixo de maior e menor inércia). Objetivando esclarecer este conceito, realizaram análises do comportamento pós-flambagem em colunas com a quina livre (F1-10), quina com os deslocamentos restringidos (FR1-10) e placas isoladas com um canto restringido e o outro livre (FP) (a fim de realizar um estudo comparativo). A Figura 22 demonstra a evolução da trajetória de equilíbrio pós-flambagem para as colunas 3 e 9. A Figura 23(a) apresenta a evolução da distribuição de tensões na metade do vão para as colunas FR3 e FP3 e a Figura 23(b), a distribuição de tensões a um quarto do vão para FR3 e FP3. A Figura 24 ilustra a distribuição de tensão normal na quina da coluna ao longo do comprimento para as colunas FR3 e FR9, onde pode-se notar que a coordenada horizontal é normalizada ( $x_3 / L$ ).

De acordo com o exposto da Figura 22 à Figura 24, os autores concluíram que:

- i. As placas FP e as colunas FR apresentam a mesma tensão crítica de flambagem e comportamento de pós-flambagem;
- ii. o comportamento de pós-flambagem é afetado significativamente com a restrição dos deslocamentos na quina da seção transversal, pois as colunas FR1-10 apresentam uma trajetória de equilíbrio pós-flambagem estável, isto é, sem um ponto limite;



- iii. a distribuição de tensões ao longo do comprimento é igual para as placas FP e para as colunas FR9, porém, as colunas curtas FP3 e FR3 exibem um padrão mais curvo de tensões dos que os comprimentos longos FP9 e FR9.

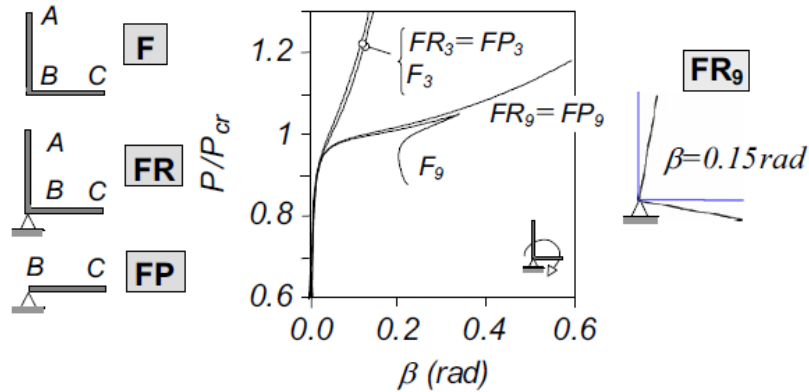


Figura 22 – Trajetória de equilíbrio das colunas com a quina livre, restringida e as placas restringidas [20].

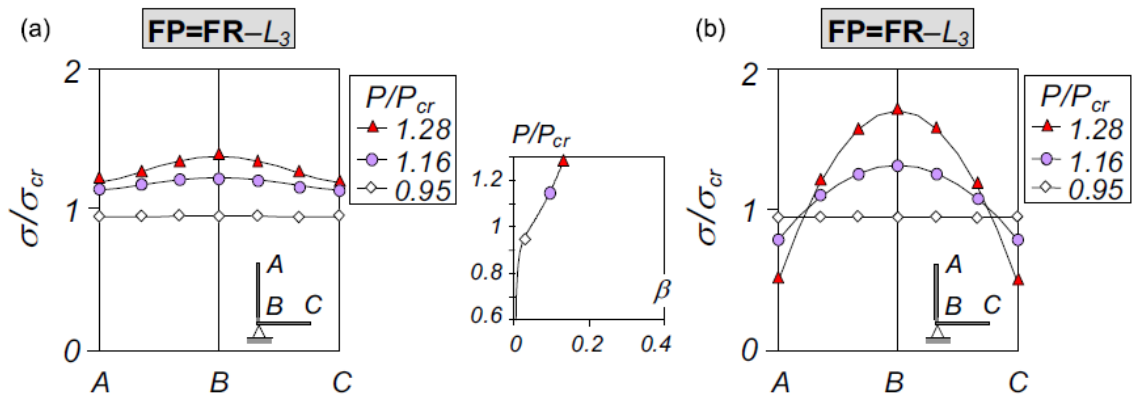


Figura 23 – Distribuição de tensões normais a) meio do vão; b) a um quarto do vão [20].

De modo a produzir uma avaliação mais esclarecedora sobre a influência dos deslocamentos da quina da seção transversal nas colunas F no comportamento pós-flambagem, os autores investigaram a evolução destes nas colunas F3, F6 e F9, onde  $d_M$  representa os deslocamentos no eixo de menor inércia e  $d_m$ , os deslocamentos no eixo de maior inércia (flexão no eixo de maior e menor inércia, respectivamente). A Figura 25 demonstra a trajetória de equilíbrio de pós-flambagem em relação aos deslocamentos no eixo de menor inércia ( $P/P_{cr} \times d_M/t$ ) e maior

inércia ( $P/P_{cr} \times d_m/t$ ). A Figura 26 apresenta o desenvolvimento dos deslocamentos  $d_M$  e  $d_m$  ao longo do comprimento das colunas F3, F6 e F9 onde os autores ressaltam que as escalas utilizadas foram consideravelmente diferentes para cada coluna (por exemplo, os valores da coluna F9 são 80 vezes maiores do que a coluna F3).

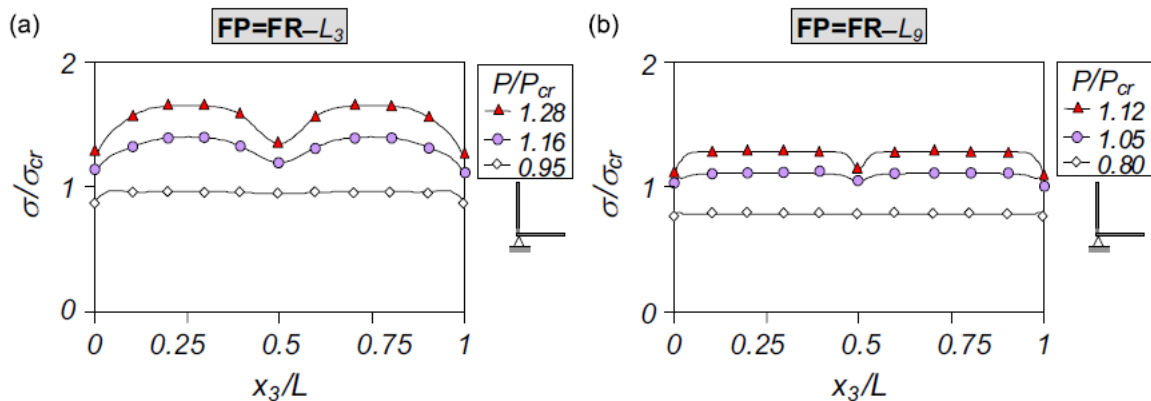


Figura 24 – Distribuição de tensões normais na quina ao longo do comprimento a) FP3 e FR3; b) FP9 e FR9 [20].

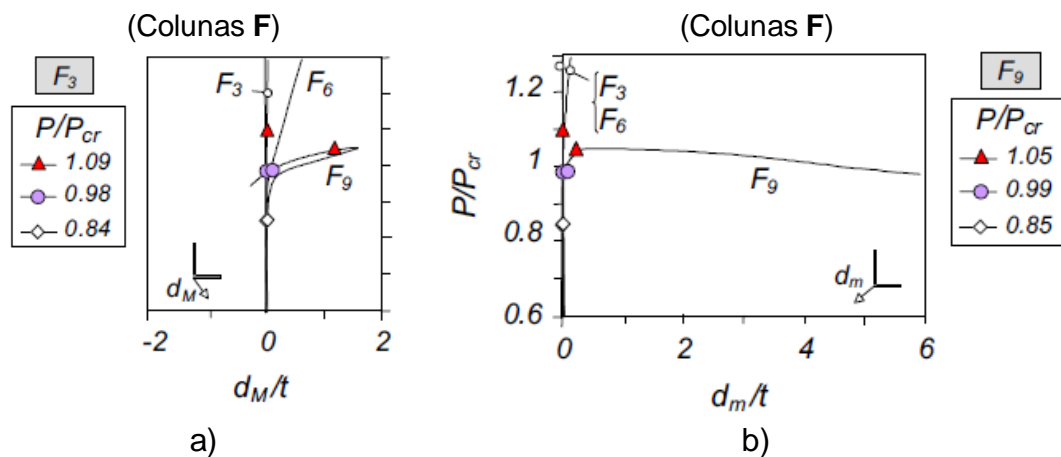


Figura 25 – Trajetória de equilíbrio pós-flambagem a)  $d_M/t$ ; b)  $d_m/t$  [20] (adaptado).

Portanto, os autores concluíram que:

- i. Como a flexão no eixo de maior inércia faz parte do modo crítico de flambagem por flexo-torção, torna-se equivalente a uma imperfeição geométrica inicial nesse sentido. Observou-se que essa flexão cresce

com o aumento do comprimento e apresenta uma deformada semelhante a de uma coluna biengastada, com pontos de inflexão a um quarto e três quartos do vão da coluna;

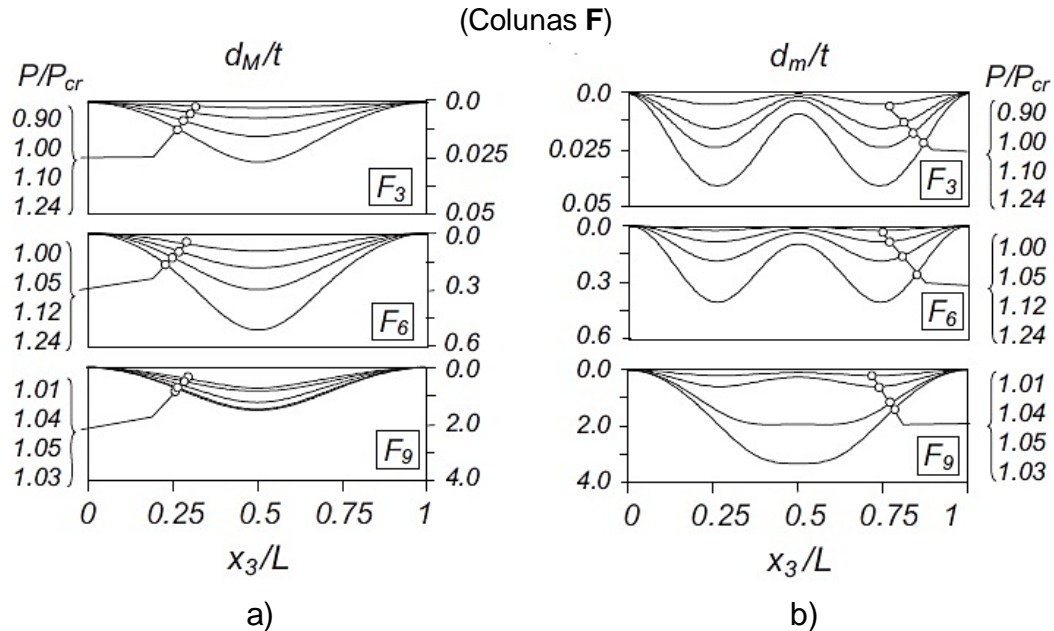


Figura 26 – Deslocamentos ao longo do comprimento normalizado a)  $d_M/t$  ; b)  $d_m/t$  das colunas F3, F6 e F9 [20] (adaptado).

- ii. as colunas curtas a intermediárias (F3 e F6) apresentam um crescimento do  $d_M$ , porém o valores se mantém pequenos, apesar de crescerem com o aumento do comprimento. Entretanto, para as colunas longas (F9), o deslocamento  $d_M$  cresce de forma constante até  $P/P_{cr} = 1,05$ , ocorrendo uma reversão após este ponto, passando a diminuir, coincidindo com o aumento brusco da flexão no eixo de menor inércia ( $d_m$ );
- iii. conforme os comprimentos aumentam, a carga crítica de flambagem para o modo por flexão no eixo de menor inércia aproxima-se do modo por flexo-torção. A relação entre essas cargas críticas para as colunas F3, F6 e F9 são, respectivamente, de 27,1; 5,5 e 1,6, respectivamente. Dessa forma, explica-se o aumento de  $d_m$  para as colunas F9;

- iv. as colunas F3 e F6 apresentam uma deformada em relação ao  $d_m$ , com três semiondas para cargas inferiores a carga crítica, e com o aumento da carga vão para dois quartos de onda. A coluna F9 apresenta uma deformada composta por três semiondas, porém, após atingir a carga máxima, a deformada evolui para uma única onda, também se assemelhando a uma coluna biengastada;
- v. a ocorrência dos deslocamentos no eixo de maior e menor inércia juntos com a condição de apoio biengastada (momentos restringidos) explicam a distribuição linear de tensões normais na seção transversal (Figura 21). Além disso, a assimetria da distribuição de tensões normais, pequena para a coluna F3 e grande para a coluna F9, reflete a combinação dos momentos em torno do eixo de maior e menor inércia.

### 1.3.3 Avaliação do Método da Resistência Direta

Em 2013 Silvestre *et al.* [23] e em 2015, Dinis e Camotim [24] analisaram as curvas de dimensionamento para colunas com perfis de abas esbeltas formados a frio de comprimento curto a intermediário com condição de apoio biapoada e biengastada por meio de ensaios experimentais e análises numéricas, onde propuseram uma nova metodologia com adaptações ao Método da Resistência Direta (MRD), que será discutido com mais detalhe no item 2.3.2.

O MRD foi calibrado por meio de inúmeros ensaios experimentais e análises numéricas. Para os perfis formados a frio, as curvas de dimensionamento são definidas por expressões tipo Winter e fornecem uma estimativa de carga de dimensionamento precisa para os modos de flambagem local, global, distorcional e também interação entre os modos local-global, baseando-se somente nas tensões críticas  $f_{cr1}$ ,  $f_{crd}$  e  $f_{cre}$  e, também, na tensão de escoamento  $f_y$ . Portanto, devido à dificuldade em identificar os modos de deformação por torção e local, Dinis e Camotim [24] buscaram corrigir algumas falhas referentes às colunas com seção em cantoneira de abas iguais, pois não se trata de uma interação entre os modos local e

global e sim, entre dois modos globais, nomeadamente, flexo-torção e flexão no eixo de menor inércia. Desta forma obtém-se, uma tensão crítica referente à interação entre esses dois modos  $f_{nfte}$ .

Em 2016, Landesmann *et al.* [25] avaliaram experimentalmente e numericamente, colunas formadas a frio de abas esbeltas com condição de apoio biapoiada, onde, com auxílio de projeções geométricas da seção transversal, foi possível obter as imperfeições geométricas iniciais ao longo do comprimento do perfil (a ser apresentado com mais detalhes no item 4.4 dessa dissertação). Os autores também propuseram uma alteração no método apresentado por Dinis e Camotim [24] baseado no MRD.

Em 2017, Dinis *et al.* [26] investigaram numericamente o comportamento de flambagem e pós-flambagem em colunas laminadas a quente com seções compactas, relação  $b/t < 20$ , onde verificaram que o comportamento é muito semelhante ao das seções de abas esbeltas. Além disso, analisaram a influência das tensões residuais, sendo constatado que, para a maioria dos casos analisados, a influência é desprezível na variação da carga última (menor que 4%). Posteriormente, avaliaram a metodologia baseada no Método da Resistência Direta (MRD), proposta para perfis formados a frio com abas esbeltas, constatando que os resultados são satisfatórios para colunas biengastadas e apresentaram algumas mudanças para colunas biapoiadas.

## **1.4 Colunas de aço inoxidável com seção em cantoneira**

### **1.4.1 Características das propriedades mecânicas do material**

Conhecer as propriedades mecânicas do material é de extrema importância, pois as estruturas são analisadas por meio de condições limite (situação normal de utilização da estrutura, não podendo apresentar deformações permanentes) e última (situação de sobrecarga, a estrutura não pode falhar repentinamente). Estas condições são normatizadas, nas quais é imprescindível conhecer a relação entre as

tensões e deformações, desde estágios iniciais de pequenas deformações até o colapso.

Segundo Santiago *et al.* [27], em aplicações estruturais os aços inoxidáveis austenítico são os mais utilizados, embora o uso de aço inoxidável duplex esteja em ascensão devido à sua resistência mais elevada. Os aços inoxidáveis possuem propriedades mecânicas semelhantes com as do aço carbono. Entretanto, a sua diferença em relação ao aço carbono é a resistência a corrosão, pois apresenta uma camada protetora que se forma espontaneamente na superfície na presença de oxigênio.

Apesar das propriedades mecânicas assemelhem-se com as do aço carbono, a relação entre tensão e deformação deste aço apresenta particularidades. A Figura 27 ilustra um comparativo entre a curva tensão *versus* deformação do aço carbono e alguns tipos de aço inoxidável. Nota-se que apesar de ocorrer o trecho elástico, a relação entre tensão e deformação não é linear, diferentemente do aço carbono que apresenta um comportamento elástico-linear. Além disso, não há um ponto de escoamento bem caracterizado, o material escoava gradualmente, portanto, definiu-se que a tensão de escoamento é obtida através da tensão que causa uma deformação de 0,002 (ou 0,2%).

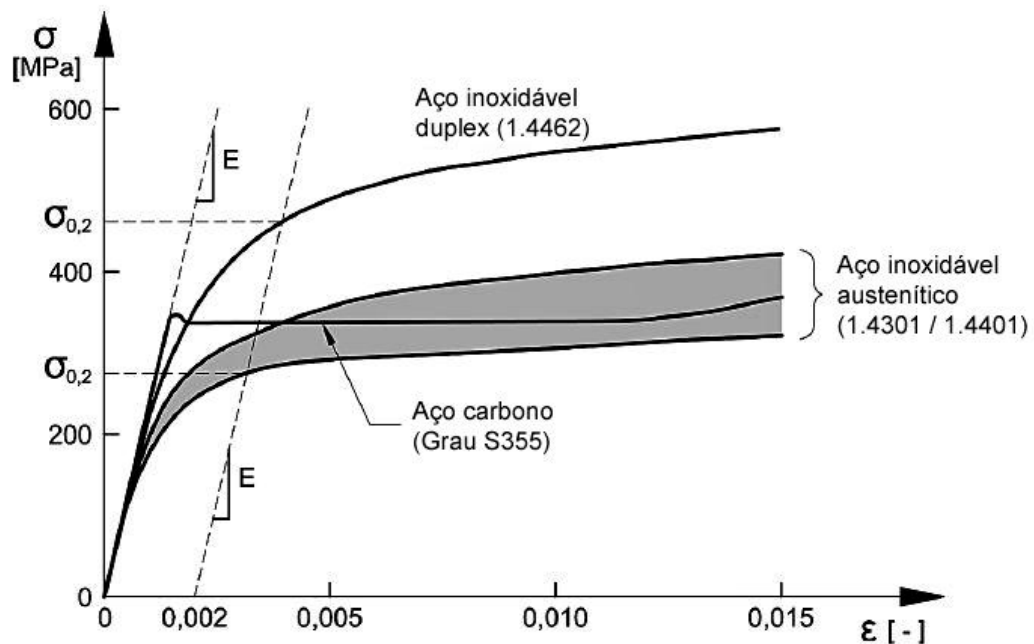


Figura 27 – Comparativo da curva tensão *versus* deformação do aço carbono e o aço inoxidável [28] (adaptado).

Os procedimentos de dimensionamento de estruturas em aço inoxidável seguem os mesmos critérios de cálculo do aço carbono. Porém, o aço inoxidável apresenta um elevado custo e não ter um conhecimento de suas reais propriedades mecânicas dificulta a sua utilização em projetos.

Com a crescente busca pelo uso do aço inoxidável em elementos estruturais, desenvolveu-se uma norma de dimensionamento pelo Eurocode 3: Parte 1.4 [29], sendo a primeira norma de dimensionamento em aço inoxidável a nível mundial que cobria produtos laminados a quente, soldados e formados a frio. Essa norma apresenta regras suplementares ao Eurocode 3: Parte 1.1 [30] que se destina ao dimensionamento de estruturas em aço carbono. Porém, alguns padrões estabelecidos são conservadores devido à falta de dados experimentais, muito longe do ideal conhecimento do material para que ocorra um dimensionamento eficiente.

#### 1.4.2 Estudos experimentais de elementos estruturais constituídos de cantoneiras em aço inoxidável e caracterização do material

Em 2013, Reynolds [31], a fim de avaliar as normas de dimensionamento em aço inoxidável, precisamente, o Eurocode 3: Parte 1.4 [29], realizou 33 ensaios experimentais em colunas compostas por cantoneiras soldadas de aço inoxidável duplex S32003 submetidas à compressão centrada. O autor concluiu que o comportamento não-linear do material torna-se mais evidente, tanto em termos de carga máxima quanto deformação, para colunas com comprimentos menores. Também demonstra que para tais comprimentos, as colunas são mais suscetíveis a fenômenos de flambagem por flexo-torção, especialmente com maiores relações  $b/t$ . Os ensaios evidenciam que as regras de dimensionamento do Eurocode 3: Parte 1.4 [29] não refletem o comportamento das colunas, prevendo incorretamente o estado limite último ou sendo demasiadamente conservador.

Em 2014, Huang e Young [32], a fim de esclarecer as ambiguidades presentes em recomendações normativas para a determinação do módulo de elasticidade, realizaram 48 ensaios de caracterização à tração em materiais como alumínio, aço carbono e aços inoxidáveis formados a frio - o duplex (EN 1.4162) e o

ferrítico (EN 1.4003). Os testes avaliaram a velocidade de aplicação da carga, a forma dos corpos-de-prova (planos ou curvos) e a posição do extensômetro. Os autores concluíram que para se obter uma precisão maior nas propriedades mecânicas do aço inoxidável, a velocidade ideal seria de 0,05 mm/min até atingir 0,2% de deformação a fim de caracterizar bem o trecho elástico e, conseqüentemente, obter o módulo de elasticidade (E), passando a uma velocidade de 0,8 mm/min após o limite de 0,2% de deformação. Além de sugerirem que a forma mais eficiente de obter o módulo de elasticidade (E) é através da inclinação da parte linear da curva, representada na Figura 20.

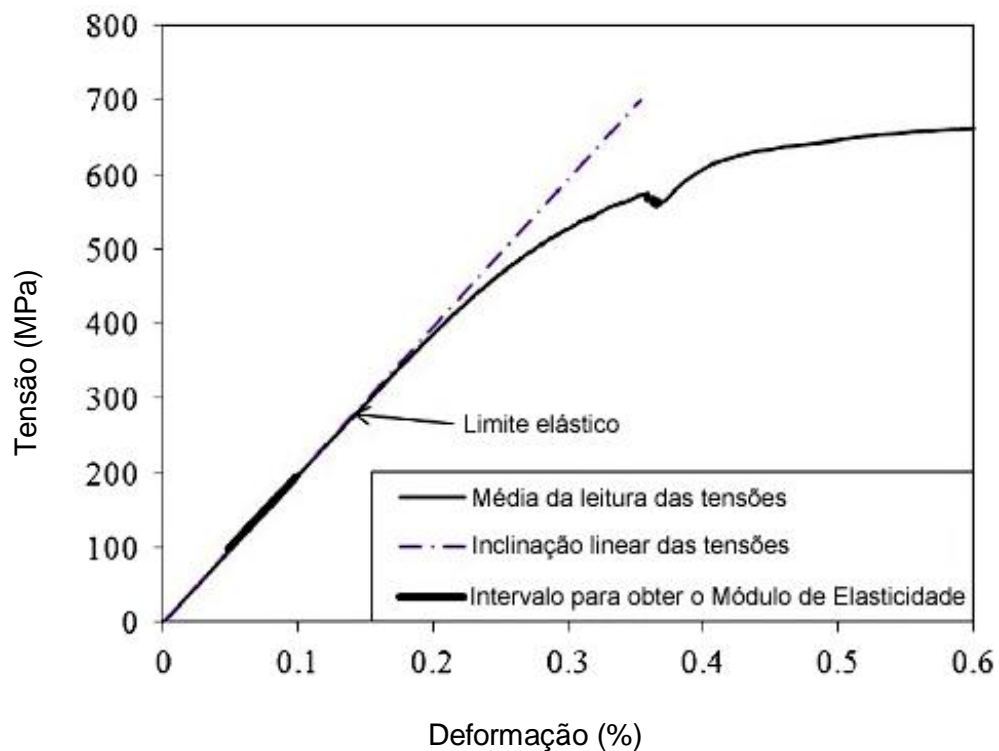


Figura 28 – Limite elástico e determinação do módulo de elasticidade (E) [32] (adaptado).

Em 2017, Menezes [8], a fim de compreender melhor o comportamento de cantoneiras laminadas a quente de abas compactas iguais de aço inoxidável austenítico 304 submetidas à compressão centrada, realizou no Laboratório de Engenharia Civil (LEC) da Universidade do Estado do Rio de Janeiro (UERJ), onze ensaios. Nesses ensaios, a seção transversal utilizada foi L64x64x6,4, onde se investigou o comportamento de seis comprimentos diferentes variando de 500, 750, 1000, 1250 e 1500 mm, com condição de apoio das colunas biengastada. Segundo



o autor, os ensaios apresentaram o modo de falha caracterizado pela flambagem por flexo-torção (denominada flambagem local na análise apresentada) para comprimentos de colunas menores que 750 mm e flambagem global por flexão para os demais comprimentos. Além disso, o critério de cálculo preconizado pelo Eurocode 3: Parte 1-4, para comprimentos menores que 1250 mm apresentou-se conservador e para valores acima, contra a segurança. Portanto, não apresenta um dimensionamento eficiente.

Em 2018, Sirqueira [33], também no Laboratório de Engenharia Civil (LEC) da Universidade do Estado do Rio de Janeiro (UERJ), com o objetivo de comparar colunas com seção em cantoneira laminadas a quente de abas compactas iguais tanto em aço carbono quanto em aço inoxidável austenítico 304, realizou trinta e seis ensaios. Nesse programa experimental, dezoito ensaios foram para colunas em aço carbono e os outros dezoito para colunas em aço inoxidável austenítico. Três seções transversais foram utilizadas, ou seja, L64x64x4,8, L76x76x6,4 e L102x102x6,4 e os comprimentos variaram de 152 até 1893 mm e a condição de contorno adotada nos ensaios foi biengastada. Segundo o autor, de acordo com a curvas carga *versus* deslocamento axial, a seção transversal L64x64x4,8 em aço inoxidável, apresenta cargas últimas superiores àquelas em aço carbono para um mesmo comprimento. Já para as seções L76x76x6,4 e L102x102x6,4, as cargas são semelhantes, porém, o autor explica que não adotou comprimentos exatamente iguais para os dois materiais e não houve repetição dos ensaios, dificultando uma avaliação mais fidedigna. Com relação as curvas carga *versus* deformação e deslocamento horizontal, concluiu que as colunas em aço inoxidável apresentam uma capacidade de deformação maior que as do aço carbono. Além disso, segundo o autor, em relação as cantoneiras de aço inoxidável austenítico 304, concluíram que para as três seções avaliadas, nos comprimentos menores que 500 mm ocorreu a flambagem local (na verdade, flambagem por flexo-torção conforme explicado anteriormente). Para a seção L64x64x4,8 com comprimentos entre 500 mm e 1000 mm, verificou-se a flambagem por flexo-torção e acima destes, flambagem por flexão. Para a seção L76x76x6,4 com comprimentos entre 500 mm e 1200 mm, observou-se falha por flexo-torção e acima destes, a flambagem por flexão no eixo de menor inércia. Para a seção 102x102x6,4 com comprimentos entre 500 mm e 1500 mm, a flambagem por flexo-torção foi observada e acima destes, flambagem por flexão no eixo de menor inércia.

Em 2018, Liang *et al.* [34] realizaram 16 ensaios em colunas biengastadas com cantoneiras laminadas a quente de abas compactas iguais de aço inoxidável, onde utilizaram dois tipos de aço inoxidável - EN 1.4307 e EN 1.4571, que, segundo a nomenclatura europeia, representam, respectivamente, o aço inoxidável austenítico 304L e aço inoxidável austenítico 316Ti. Duas seções transversais foram adotadas L80x80x10 e L100x100x10 sendo realizados quatro ensaios para cada seção e cada tipo de aço, variando-se o comprimento. Os autores verificaram os critérios de dimensionamento atuais para os aços inoxidáveis e também a nova metodologia baseada no Método da Resistência Direta, onde concluíram que a proposta baseada no Método da Resistência Direta, apesar de ser para colunas em aço carbono, conseguem prever uma carga última mais coerente para as colunas em aços inoxidáveis.

## 2 DIMENSIONAMENTO DE CANTONEIRAS SUBMETIDAS À COMPRESSÃO CENTRADA

### 2.1 Introdução

Os padrões de projeto analisam as estruturas por meio de duas condições, ou seja, estados limites de utilização (situação normal de utilização da estrutura, não podendo apresentar deformações permanentes) e estados limites últimos (situação de sobrecarga onde a estrutura não pode falhar repentinamente). Em elementos estruturais submetidos à compressão centrada, ou seja, somente esforços axiais, apresentam-se como estados limites últimos, o escoamento da seção transversal ou fenômenos de instabilidade estrutural, podendo ser instabilidade global ou local, combinados ou não.

De maneira geral, a falha por instabilidade elástica está relacionada a níveis de tensões relativamente baixos, geralmente abaixo da tensão de escoamento, caracterizando uma instabilidade elástica. Porém, a instabilidade não ocorre em uma certa tensão conhecida do material, essa tensão crítica depende das propriedades do material, do comprimento e das condições de contorno da coluna e, também, das características geométricas da seção transversal (podendo ser aberta ou fechada, além da esbeltez de cada elemento da seção). Em colunas com seção em cantoneira de abas iguais, conforme visto no item 1.2, somente apresentam os modos de flambagem global, tais como, flexão no eixo de menor inércia e flexo-torção (combinação entre a flexão no eixo de maior inércia e a torção).

Neste capítulo serão apresentados os procedimentos de dimensionamento estabelecidos na norma europeia Eurocode 3 – Parte 1.4 [29], desenvolvida para estruturas em aços inoxidáveis através de analogias com a norma para estruturas em aço carbono Eurocode 3 – Parte 1.1 [30]. Além disso, apresenta-se também, a metodologia baseada no Método da Resistência Direta proposta por Dinis e Camotim [24] para seção cantoneira de abas iguais em aço carbono com condição de apoio biengastada.

## 2.2 Eurocode 3 – Parte 1.4 (EC3)

O Eurocode 3 – Parte 1.4 (EC3) [29] surgiu como um complemento do Eurocode 3 – Parte 1.1 [30], onde através das equações propostas para o dimensionamento de elementos constituídos pelo material aço carbono, buscou-se ampliar o escopo contemplando o dimensionamento de elementos estruturais em aços inoxidáveis. As regras estabelecidas nessa norma abrangem os aços inoxidáveis austenítico, duplex e ferrítico.

Inicialmente, é necessário relacionar a nomenclatura adotada pela norma com o tipo de aço inoxidável que se deseja dimensionar. O número europeu do aço foi adotado para tal designação, onde através de uma sequência de números fica estabelecido o grupo ao qual pertence o aço e o grau específico de cada um. A Figura 29 apresenta a nomenclatura utilizada pelo EC3 [29]. Por exemplo, o aço inoxidável austenítico 304, tem a nomenclatura de 1.4301, na qual o 43 indica o grupo austenítico e 01, o grau 304.

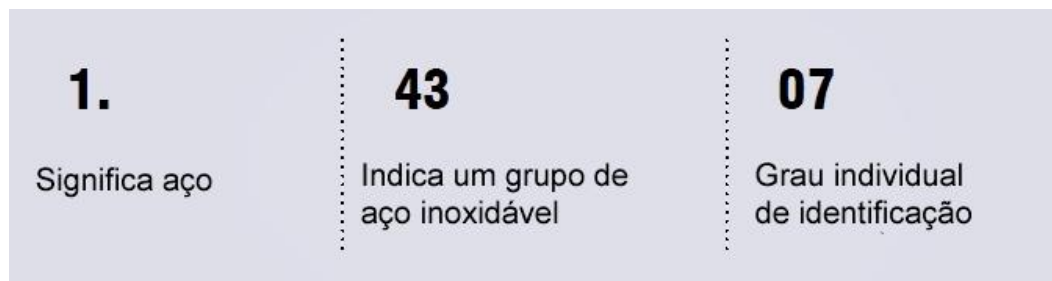


Figura 29 – Nomenclatura utilizada pelo Eurocode 3: Part 1-4 para identificar o tipo de aço inoxidável [4] (adaptado).

O item 2.1.2 da norma aborda as propriedades mecânicas dos materiais e apresenta a nomenclatura e os valores nominais recomendados que devem ser utilizados para o dimensionamento independente da direção da laminação, onde  $f_y$  corresponde à tensão convencional de escoamento em 0,2% de deformação do material e  $f_u$  a tensão nominal máxima de resistência. A tabela 2.1 da norma, ilustrada na Tabela 1, apresenta os valores nominais das tensões por meio do processo de fabricação, o grupo à qual pertence o aço e o seu grau. Além de

recomendar, para o dimensionamento estrutural do aço 1.4301, os valores do módulo de elasticidade (E), módulo de elasticidade transversal (G) e coeficiente de Poisson ( $\nu$ ), respectivamente,  $E = 200000 \text{ MPa}$ ,  $G = \frac{E}{2(1+\nu)}$  e  $\nu = 0,3$ .

Especificamente, para o estado limite último, o EC3 preconiza que as forças atuantes devam ser menores que a resistência de projeto, pois quando a resistência é excedida, torna a estrutura incapaz de atender aos critérios de desempenho estipulados, podendo levar ao colapso da estrutura como um todo ou parte dela. A equação (18) demonstra essa relação.

$$E_d < R_d \quad (18)$$

onde:

$E_d$  é o esforço axial atuante na estrutura;

$R_d$  é a resistência de dimensionamento.

Para o dimensionamento de elementos estruturais submetidos à compressão ou flexão, o EC3 primeiramente apresenta uma classificação da seção transversal, onde, por meio da relação largura/espessura ( $b/t$ ) de cada elemento constituinte da seção, é avaliada a susceptibilidade de ocorrer o fenômeno de flambagem local e a consequente redução de resistência da seção. Para isso, quatro classes são adotadas, nas quais traduzem a capacidade de rotação, tais como:

- Classe 1: seções transversais com capacidade de formar rótula plástica, sem redução da resistência;
- Classe 2: seções transversais capazes de desenvolver até atingir o momento plástico, porém tem capacidade de rotação limitada;
- Classe 3: seções transversais capazes de atingir na fibra mais comprimida a tensão de escoamento, representado por uma distribuição elástica, porém a flambagem local pode impedir o desenvolvimento até o momento plástico;
- Classe 4: seções transversais em que a flambagem local ocorrerá, em um ou mais elementos da seção, antes de atingir a tensão de escoamento.

Tabela 1 – Propriedades mecânicas de aços inoxidáveis de acordo com o EC3-1.4 [29]  
(adaptado).

	Grau	Forma de produção							
		Faixa formado a frio		Faixa formado a quente		Chapa formada a quente		Barras, bielas & seções	
		Espessura nominal t							
		t ≤ 8 mm		t ≤ 13,5 mm		t ≤ 75 mm		t ou φ ≤ 250 mm	
		f <sub>y</sub>	f <sub>u</sub>	f <sub>y</sub>	f <sub>u</sub>	f <sub>y</sub>	f <sub>u</sub>	f <sub>y</sub>	f <sub>u</sub>
Austenítico	1.4301	230	540	210	520	210	520	190	500
	1.4307	220	520	200	520	200	500	175	500
	1.4318	350	650	330	650	330	630	-	-
	1.4401	240	530	220	530	220	520	200	500
	1.4404	240	530	220	530	220	520	200	500
	1.4541	220	520	200	520	200	500	190	500
	1.4571	240	540	220	540	220	520	200	500
Duplex	1.4062	530	700	480	680	450	650	380	650
	1.4162	530	700	480	680	450	650	450	650
	1.4362	450	650	400	650	400	630	400	600
	1.4462	500	700	460	700	460	640	450	650
	1.4482	500	700	480	660	450	650	400	650
	1.4662	550	750	550	750	480	680	450	650
Ferrítico	1.4003	280	450	280	450	250	450	260	450
	1.4016	260	450	240	450	240	430	240	400
	1.4509	230	430	-	-	-	-	200	420
	1.4521	300	420	280	400	280	420	-	-
	1.4621	230	400	230	400	-	-	240	420

A tabela 5.2 (folha 3-3) da norma europeia, ilustrada na Tabela 2, demonstra a relação entre a esbeltez (b/t) dos elementos que constituem uma seção transversal em cantoneira com o parâmetro de deformação ( $\varepsilon$ ) adotado, onde tal parâmetro apresenta relação entre o módulo de elasticidade (E) e a tensão se escoamento ( $f_y$ ),

$$\varepsilon = \left[ \frac{235}{f_y} \frac{E}{210000} \right]^{0,5} .$$

Tabela 2 – Limites de classificação da seção transversal em cantoneira em função da relação entre  $b/t$  e o parâmetro de deformação  $\varepsilon$  - EC3-1.4 [29] (adaptado).

<b>Cantoneira</b>				
Refere-se também a abas externas		Não se aplica para cantoneiras em contato contínuo com outros componentes		
<b>Classe</b>	<b>Seção em compressão</b>			
3	$\frac{h}{t} \leq 15,0\varepsilon ; \frac{b+h}{2t} \leq 11,5\varepsilon$			
$\varepsilon = \left[ \frac{235}{f_y} \frac{E}{210000} \right]^{0,5}$	Grau	1.4301	1.4401	1.4462
	$f_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	210	220	460
	$\varepsilon$	1,03	1,01	0,689

Conforme visto na Tabela 2, a seção cantoneira só pode ser classificada como classe 3 ou 4. No caso de ser classe 4 é necessário que haja uma redução da área da seção transversal por meio do Método das Larguras Efetivas, onde se considera que não há uma distribuição de tensões normais uniforme ao longo do elemento de placa considerado, desprezando-se uma parte da largura da seção que não atinge a tensão de escoamento. Com essa redução obtém-se a largura efetiva ( $b_{eff}$ ) e, conseqüentemente, a área efetiva ( $A_{eff}$ ).

Para o cálculo da largura efetiva, o EC3 adota um parâmetro ( $\psi$ ) que relaciona a distribuição das tensões normais na seção transversal com o coeficiente de flambagem de placa ( $k_\sigma$ ). Com esse coeficiente calcula-se a esbeltez do elemento ( $\bar{\lambda}_\rho$ ), pela equação (19), e o fator de redução ( $\rho$ ) da largura da aba, pela equação (20).

$$\bar{\lambda}_\rho = \frac{\bar{b}/t}{28,4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} \quad (19)$$

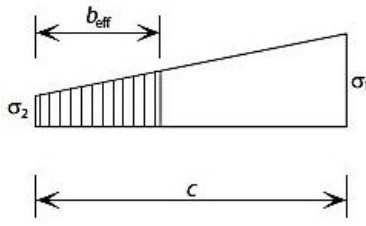
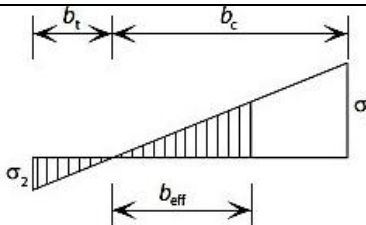
onde:

$\bar{b}$  é a largura total do elemento, sem redução.

$$\rho = \frac{1}{\lambda_p} - \frac{0,188}{\lambda_p^2} \quad (20)$$

A Tabela 3 reproduz a tabela 4.2 do Eurocode 3: Parte 1.5 [35], onde apresenta a relação entre a distribuição das tensões normais, a largura efetiva e o coeficiente de flambagem de placa.

Tabela 3 – Parâmetro  $\psi$  com o coeficiente de flambagem  $k_\sigma$  [35] (adaptado).

Distribuição de tensão (compressão positiva)	Largura efetiva $b_{eff}$			
	$1 > \psi > 0$			
	$b_{eff} = \rho c$			
	$\psi < 0$			
	$b_{eff} = \rho b = \rho c / (1 - \psi)$			
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	1	0	-1	$+1 \geq \psi \geq -3$
Coeficiente de flambagem $k_\sigma$	0,43	0,57	0,85	$0,57 - 0,21\psi + 0,07\psi^2$

Identificada a classe da seção, o dimensionamento de elementos em aços inoxidáveis submetidos à compressão centrada (colunas) é baseado em curvas de flambagem, calibradas por dados experimentais e representando distintos tipos de falha estrutural, associadas às seções transversais. Essas curvas se assemelham às curvas propostas para o aço carbono. O dimensionamento consiste em aplicar um fator de redução na carga de plastificação da seção e as equações (21) a (24) demonstram o processo para obter o fator de redução ( $\chi$ ).



$$\chi = \frac{1}{\phi + \left[ \phi - \bar{\lambda}^2 \right]^{0,5}} \leq 1 \quad (21)$$

$$\phi = 0,5[1 + \alpha(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2] \quad (22)$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A\sigma_{0,2\%}}{Af_{cr}}} \text{ para classe 3} \quad (23)$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A_{eff}\sigma_{0,2\%}}{Af_{cr}}} \text{ para classe 4} \quad (24)$$

onde:

$\chi$  é o fator de redução;

$\alpha$  é o fator de imperfeição;

$\bar{\lambda}_0$  limite da esbeltez normalizada;

$\bar{\lambda}$  é a esbeltez normalizada do elemento comprimido;

$\phi$  é a relação entre os parâmetros;

$f_{cr}$  é a tensão crítica elástica de flambagem.

Os valores do fator de imperfeição ( $\alpha$ ) e o limite de esbeltez normalizada ( $\bar{\lambda}_0$ ) são obtidos pela Tabela 4 e as curvas são ilustradas na Figura 30.

Tabela 4 – Valores do fator de imperfeição ( $\alpha$ ) e o limite da esbeltez ( $\bar{\lambda}_0$ ) [29].

Tipo de perfil	$\alpha$	$\bar{\lambda}_0$
<b>Flexão</b>		
Seção aberta formada a frio	0,49	0,40
Seção tubular	0,49	0,40
Seção aberta soldada (eixo de maior inércia)	0,49	0,20
Seção aberta soldada (eixo de menor inércia)	0,76	0,20
<b>Torsional e Flexo-Torsional</b>		
Todas as seções	0,34	0,20

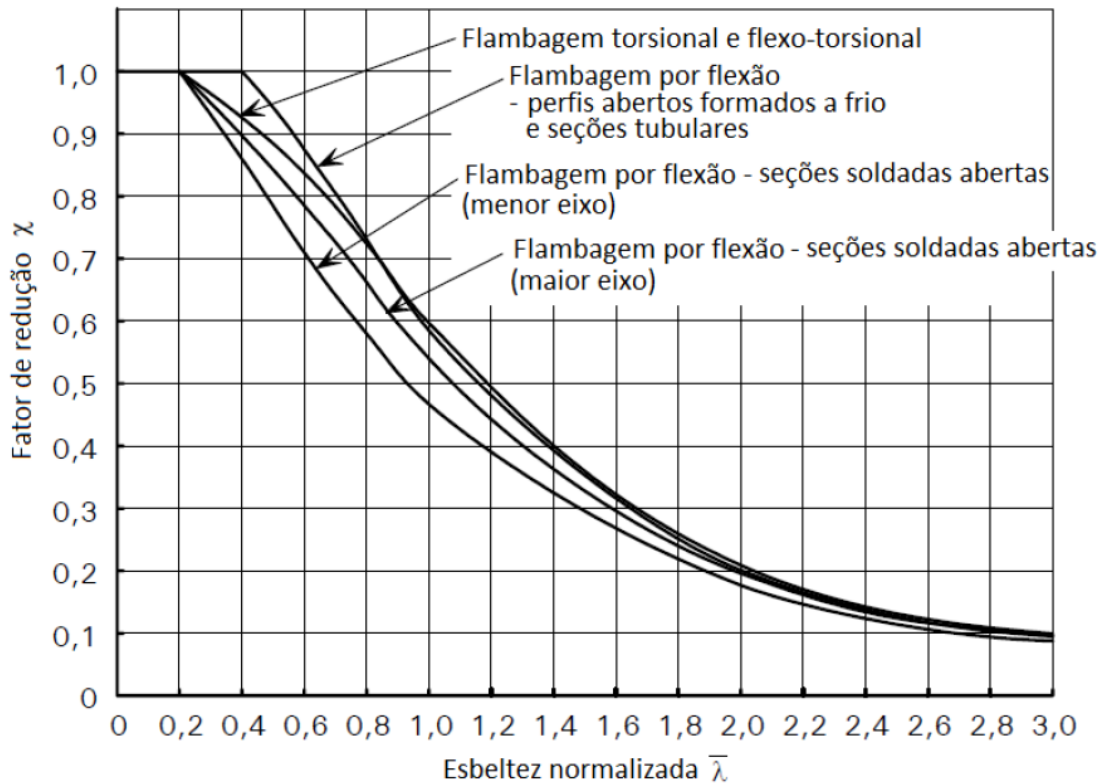


Figura 30 – Curvas de flambagem adotada pelo Eurocode 3: Parte 1.4 [4].

As tensões críticas de flambagem elástica ( $f_{cr}$ ) para colunas biengastadas com seção em cantoneira de abas iguais podem ser obtidas através das equações propostas por Dinis e Camotim [24], reproduzidas nas equações (25) a (27). Para outras seções e outros tipos de condição de contorno, as equações (1) a (4) podem ser aplicadas para obter a carga crítica, e consequentemente, a tensão crítica, bastando dividir pela área.

$$f_{bf} = \frac{\pi^2 E b^2}{6(L/2)^2} \quad (25)$$

$$f_{bt} = G \frac{t^2}{b^2} + \pi^2 \frac{E t^2}{12(L/2)^2} \quad (26)$$

$$f_{crtt} = \frac{4}{5} (f_{bt} + f_{bf} - \sqrt{(f_{bt} + f_{bf})^2 - 2,5 f_{bt} f_{bf}}) \quad (27)$$

onde:

$f_{bf}$  é a tensão crítica elástica de flambagem por flexão no eixo de maior inércia;

$f_{bt}$  é a tensão crítica elástica de flambagem torsional;

$f_{cfft}$  é a tensão crítica elástica de flambagem por flexo-torção.

Enfim, a carga de dimensionamento é obtida através da aplicação do fator de redução ( $\chi$ ) na carga de plastificação da seção e as equações (28) e (29) fornecem a resistência para as seções classe 3 e classe 4, respectivamente.

- Seção classe 3

$$N_{u,EC3} = \chi A \sigma_{0,2\%} \quad (28)$$

- Seção classe 4

$$N_{u,EC3} = \chi A_{eff} \sigma_{0,2\%} \quad (29)$$

onde:

$N_{u,EC3}$  é a carga de dimensionamento;

$A$  é a área bruta da seção transversal;

$A_{eff}$  é a área efetiva da seção transversal.

$\sigma_{0,2\%}$  é a tensão em 0,2% de deformação do aço inoxidável.

## 2.3 Nova proposta de dimensionamento baseada no MRD

### 2.3.1 Método da Resistência Direta

As curvas atuais de dimensionamento para as colunas de aço formadas a frio do Método da Resistência Direta (MRD) são estabelecidas por equações do tipo Winter e fornecem uma previsão de carga máxima associada aos modos de falha

local, distorcional, global e interação local-global, por meio somente das tensões críticas de flambagem elástica ( $f_{crl}$ ,  $f_{crl}$ ,  $f_{cre}$ ) e a tensão de escoamento ( $f_y$ ).

Portanto, considerando somente os possíveis modos de falha referentes às colunas biengastadas com seção cantoneira de abas iguais, é possível obter as tensões nominais de projeto para cada modo de falha, inclusive o de interação local-global, tais como,  $f_{nl}$  (local),  $f_{ne}$  (global) e  $f_{nle}$  (local-global). As equações (30) a (32) fornecem essas tensões:

$$f_{nl} = \begin{cases} f_y, & \text{se } \lambda_l \leq 0,776 \\ f_y \left( \frac{f_{crl}}{f_y} \right)^{0,4} \left[ 1 - 0,15 \left( \frac{f_{crl}}{f_y} \right)^{0,4} \right], & \text{se } \lambda_l > 0,776 \end{cases} \quad \text{com } \lambda_l = \sqrt{i} \quad (30)$$

$$f_{ne} = \begin{cases} f_y (0,658 \lambda_c^2), & \text{se } \lambda_c \leq 1,5 \\ f_y \left( \frac{0,877}{\lambda_c^2} \right), & \text{se } \lambda_c > 1,5 \end{cases} \quad \text{com } \lambda_c = \sqrt{\frac{f_y}{f_{cre}}} \quad (31)$$

$$f_{nle} = \begin{cases} f_{ne}, & \text{se } \lambda_{le} \leq 0,776 \\ f_{ne} \left( \frac{f_{crl}}{f_{ne}} \right)^{0,4} \left[ 1 - 0,15 \left( \frac{f_{crl}}{f_{ne}} \right)^{0,4} \right], & \text{se } \lambda_{le} > 0,776 \end{cases} \quad \text{com } \lambda_{le} = \sqrt{\frac{f_{ne}}{f_{crl}}} \quad (32)$$

onde:

$\lambda_l$  é o índice de esbeltez na flambagem local;

$\lambda_c$  é o índice de esbeltez na flambagem global;

$\lambda_{le}$  é o índice de esbeltez da interação local-global.

Conforme visto no item 1.3.1, os modos de flambagem das colunas de comprimentos curtos a intermediários em aço carbono com seção em cantoneira de abas iguais esbeltas geraram muitas dúvidas em diversas pesquisas. Em razão disso, é extremamente comum pesquisadores adotarem a interação local-global ( $f_{nle}$ ) como previsão da carga máxima, porém tal previsão é equivocada, visto que

ocorre um fenômeno de flexo-torção e as características mecânicas desse modo de falha variam ao longo da curva  $P_{cr} \times L$  (Figura 15).

### 2.3.2 Método proposto baseado no MRD

Dinis et al. [24] analisaram as curvas atuais de dimensionamento e, por isso, os autores propuseram um novo procedimento de dimensionamento baseado no MRD mantendo a curva atual global de dimensionamento do MRD e substituindo a curva local por um conjunto de curvas de flexo-torção que foram desenvolvidas especificamente para as colunas com seção em cantoneira de abas iguais e, dessa maneira, prever corretamente as cargas de dimensionamento.

Conforme visto no item 1.3.2, a carga máxima referente às colunas biengastadas está diretamente relacionada com o seu comprimento e, conseqüentemente, a sua posição no platô da curva  $P_{cr} \times L$ . As colunas curtas, localizadas no lado esquerdo do platô da curva, apresentam um comportamento de pós-flambagem estável, muito pouca flexão no eixo de menor inércia e participação no eixo de maior inércia quase nula. As colunas longas, lado direito do patamar, apresentam um comportamento pós-flambagem instável (resistência nula), flexão em torno do eixo de menor e maior inércia consideráveis. Assim, conclui-se que as cargas máximas diminuem com o comprimento e as colunas intermediárias falham com uma combinação dos modos de falha por flexo-torção e flexão no eixo de menor inércia.

Logo, os autores desenvolveram curvas de dimensionamento baseadas no MRD que pudessem prever tal comportamento para as colunas biengastadas e, apresentasse as seguintes características:

- dado que as colunas falham com a interação entre dois modos globais, a curva atual global proposta pelo MRD deveria ser mantida e curvas novas que representassem o comportamento da flexo-torção deveriam ser desenvolvidas;

- diversas curvas de flexo-torção devem ser desenvolvidas de modo a detectar a redução progressiva de resistência pós-flambagem com o aumento do comprimento, visto que o comportamento muda de estável para instável.

Os autores realizaram um estudo numérico para colunas biengastadas, calibrado com 41 ensaios experimentais feitos por Popovic et al. [12], Young [36] e Mesacasa Jr. [37], no qual pretendiam obter um conjunto de curvas de resistência do tipo Winter que pudessem prever com maior precisão possível, o modo de falha por flexo-torção puro para essas colunas.

Assim, utilizando o software ABAQUS [22], todas as colunas possuíam restrição ao deslocamento no eixo de maior inércia, isto é, são forçadas em falhar pelo modo de flexo-torção. Além disso, aplicou-se uma condição de contorno biengastada para três seções transversais diferentes (L70x1,2; L50x1,2; L50x2,6), diversos comprimentos no platô da curva  $P_{cr} \times L$ , uma imperfeição inicial de amplitude  $L/1000$  para o modo de flambagem por flexo-torção e tensão de escoamento variando de 30 a 2200 MPa. Os resultados obtidos são apresentados na Figura 31.

Os autores concluíram que :

- não há diferença notável entre a relação  $f_u/f_y$  tendo em vista que o comportamento para as três seções são coincidentes;
- a grande dispersão vertical na Figura 31(a) denota que não há uma curva tipo Winter que consiga prever esse comportamento precisamente, além de mostrar que a curva atual utilizada é contra a segurança;
- a dispersão vertical está relacionada também com o comprimento da coluna pois pode ser verificado que, com o aumento do comprimento, a resistência pós-flambagem diminui conforme Figura 31(b).

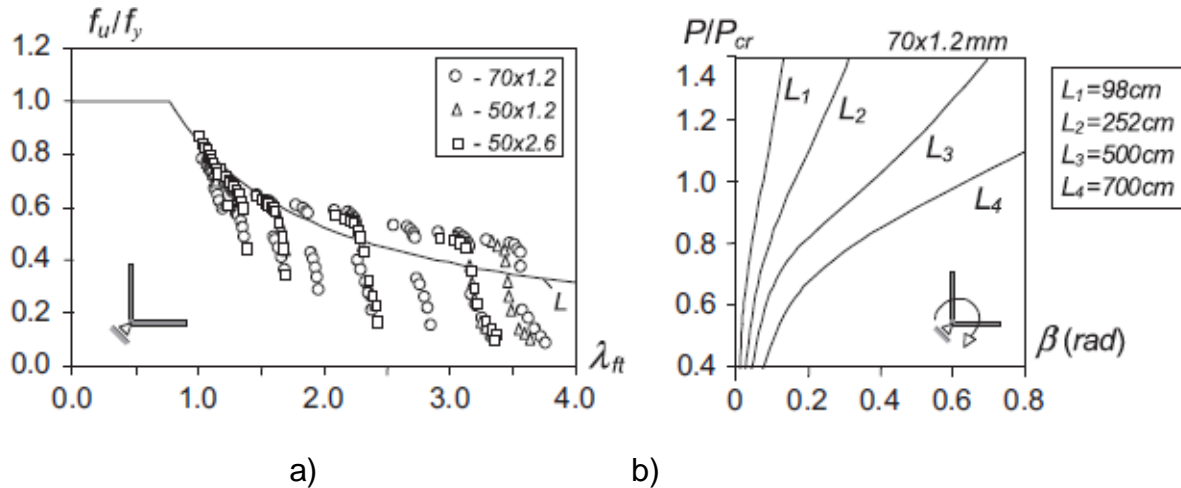


Figura 31 – a) Razão entre a tensão última e a tensão de escoamento ( $f_u/f_y$ ) e o índice de esbelteza ( $\lambda_{ft}$ ); b) trajetória de equilíbrio pós-flambagem da seção L70x1,2 mm [24].

Em vista disso, e conforme visto na Figura 15(b), nota-se que a participação modal da flexão no eixo de maior inércia (modo 2 da GBT) aumenta conforme o comprimento aumenta na curva  $P_{cr} \times L$ . Sendo assim, os autores decidiram que a melhor maneira de prever esse comportamento seria agrupar as colunas de acordo com a relação entre as tensões críticas de flambagem elástica torsional ( $f_{bt}$ ) e flexo-torsional ( $f_{cft}$ ), uma vez que o modo por flexo-torção está ligado diretamente à tensão crítica de flexão no eixo de maior inércia ( $f_{bf}$ ). Essas tensões podem ser calculadas de acordo com as equações (25) a (27), respectivamente. A Figura 32 ilustra os pontos obtidos na curva  $f_u/f_y \times \lambda_{ft}$  para três relações entre a tensão crítica elástica torsional e flexo-torsional ( $f_{bt}/f_{cft}$ ).

De acordo com a Figura 32, observa-se que os comprimentos com a relação  $f_{bt}/f_{cft}$  próxima de 1, ou seja, tensão crítica por flexo-torção quase igual à tensão crítica por torção, apresentam valores coerentes com a curva de Winter  $f_u/f_y \times \lambda_{ft}$  e uma dispersão vertical menor.

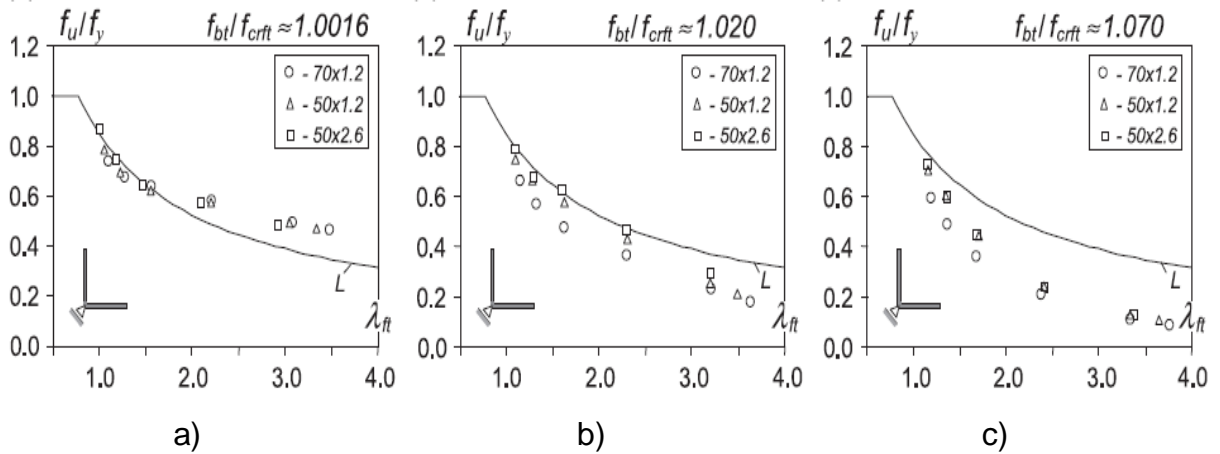


Figura 32 – Pontos na curva  $f_u/f_y \times \lambda_{ft}$  para três relações de  $f_{bt}/f_{cfft}$  a) 1,0016; b) 1,020; e c) 1,070 [24].

Assim, os autores propuseram equações que representem um conjunto de curvas do tipo Winter (baseado na curva local do MRD) com o objetivo de prever a resistência nominal das colunas submetidas ao modo de falha por flexo-torção. Estas curvas podem ser representadas pela equação (33).

$$f_{nft} = \begin{cases} f_y, & \text{se } \lambda_{ft} \leq (0,5 + \sqrt{0,25 - b})^{1/2a} \\ f_y \left( \frac{f_{cfft}}{f_y} \right)^a \left[ 1 - b \left( \frac{f_{cfft}}{f_y} \right)^a \right], & \text{se } \lambda_{ft} > (0,5 + \sqrt{0,25 - b})^{1/2a} \end{cases} \quad \text{com } \lambda_{ft} = \sqrt{\frac{f_y}{f_{cfft}}} \quad (33)$$

onde:

$f_{nft}$  é a tensão de resistência nominal referente a flexo-torção;

a e b são parâmetros que definem a curva.

A equação (33) representa cada curva de resistência pela combinação dos parâmetros a e b, onde os autores tinham como objetivo, obter a relação entre o comprimento da coluna e a resistência pós-flambagem. Esses dois parâmetros são obtidos em função da relação percentual entre as tensões críticas elástica torsional ( $f_{bt}$ ) e flexo-torsional ( $f_{cfft}$ ). Portanto, essa diferença demonstra o quanto a participação da tensão crítica de flexão no eixo de maior inércia ( $f_{bf}$ ) enfraquece a resistência final. Essa relação é dada pela equação (34).



$$\Delta_f = \frac{f_{bt} - f_{crft}}{f_{crft}} \times 100 \quad (34)$$

onde:

$\Delta_f$  quantifica a dependência da resistência de pós-flambagem em relação ao comprimento.

Os autores esclarecem que para obter as equações referentes aos parâmetros a e b, somente em função do  $\Delta_f$ , utilizaram um processo de tentativa e erro, baseado nos resultados obtidos na análise numérica efetuada conforme apresentado na Figura 31(a), até que as curvas pudessem fornecer a resistência final de forma satisfatória. Os parâmetros podem ser obtidos pelas equações (35) e (36).

$$a = \begin{cases} 0,001\Delta_f^3 - 0,032\Delta_f^2 + 0,250\Delta_f + 0,400 & \text{se } \Delta_f \leq 5,0 \\ 0,001\Delta_f + 0,970 & \text{se } \Delta_f > 5,0 \end{cases} \quad (35)$$

$$b = \begin{cases} 0,014\Delta_f + 0,150 & \text{se } \Delta_f \leq 7,0 \\ 0,248 & \text{se } \Delta_f > 7,0 \end{cases} \quad (36)$$

A Figura 33 ilustra primeiramente um comparativo entre a resistência última (pontos brancos) e a resistência nominal de flexo-torção (pontos cinza) e, também, apresentam as curvas de resistência para três valores do parâmetro  $\Delta_f$ .

De acordo com a Figura 33, os autores destacam que:

- as curva de resistência nominal da flexo-torção  $f_{nft}$  (pontos em cinza) são capazes de prever a dispersão vertical da resistência última  $f_u$  conforme a Figura 33(a) onde pode-se observar que o comportamento da resistência prevista é similar ao obtido na análise numérica;
- as três curvas propostas representam bem o comportamento das resistências últimas obtidas – ver Figura 33(b) a Figura 33(d);

- para as colunas curtas ( $\Delta_f = 0,16$ ) a precisão da previsão é mais eficaz para  $\lambda_{ft} < 1,5$ , valores acima dessa esbeltez o resultado se mostra conservador;
- as colunas longas ( $\Delta_f = 7,20$ ) apresentam uma previsão muito satisfatória para qualquer valor de esbeltez;
- colunas intermediárias ( $\Delta_f = 1,80$ ) apresentam os resultados mais conservadores.

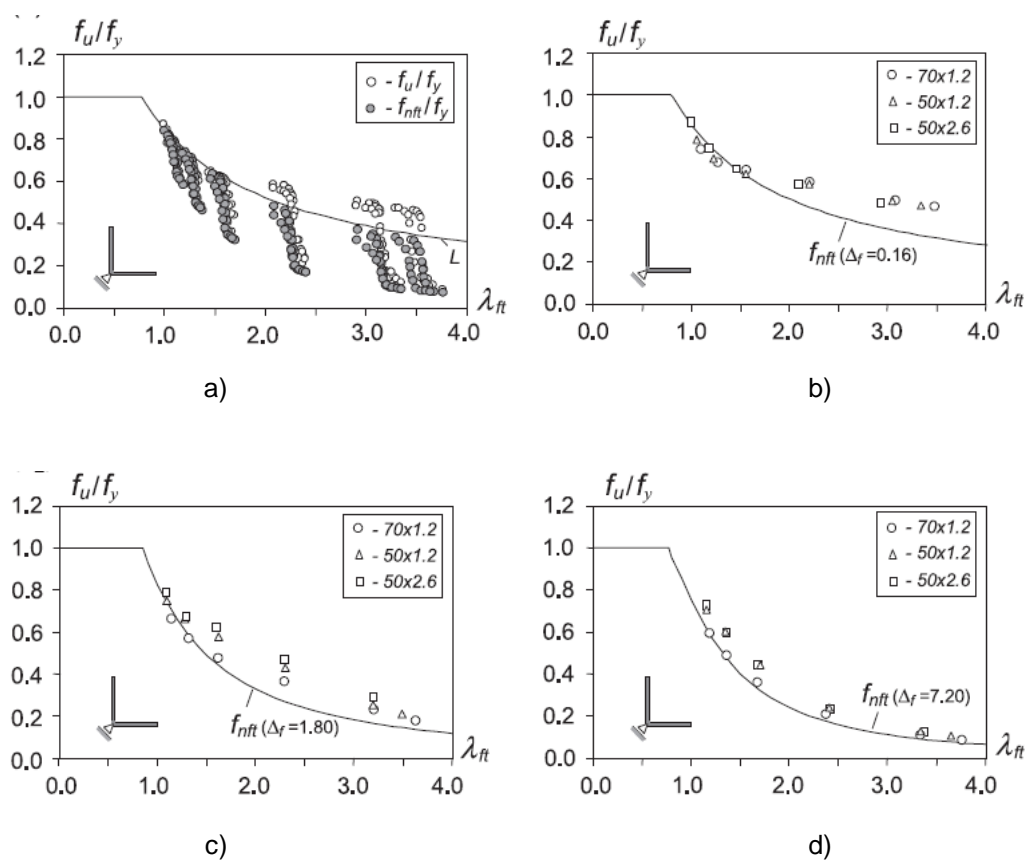


Figura 33 – Comparativo de curvas de resistência a)  $f_u/f_y$ ; b)  $f_{nft}/f_y$  para  $\Delta_f = 0,16$ ; c)  $f_{nft}/f_y$  para  $\Delta_f = 1,80$ ; d)  $f_{nft}/f_y$  para  $\Delta_f = 7,20$  [24].

Portanto, baseado no comportamento das colunas de aço carbono com seção em cantoneiras de abas iguais esbeltas com condição de contorno biengastada, uma vez que apresentam uma interação entre dois modos de falha global, sendo por flexo-torção e flexão no eixo de menor inércia, os autores propuseram substituir a

tensão de escoamento da equação (33) pela tensão de resistência nominal global ( $f_{ne}$ ) dada pela equação (37).

$$f_{nfte} = \begin{cases} f_{ne}, & \text{se } \lambda_{fte} \leq \left(0,5 + \sqrt{0,25 - b}\right)^{1/2a} \\ f_{ne} \left(\frac{f_{crft}}{f_{ne}}\right)^a \left[1 - b \left(\frac{f_{crft}}{f_{ne}}\right)^a\right], & \text{se } \lambda_{fte} > \left(0,5 + \sqrt{0,25 - b}\right)^{1/2a} \end{cases} \text{ com } \lambda_{fte} = \sqrt{\frac{f_{ne}}{f_{crft}}} \quad (37)$$

onde:

$f_{nfte}$  é a resistência nominal da interação entre os modos globais de falha (flexo-torção e flexão no eixo de menor inércia);

$\lambda_{fte}$  é a esbeltez da interação entre os dois modos globais.

Logo, com a tensão de resistência é possível obter a carga de resistência do método, apresentado na equação (38).

$$N_{u,b-MRD} = Af_{nfte} \quad (38)$$

onde:

$N_{u,b-MRD}$  é a carga resistente a interação entre os dois fenômenos globais;

Vale ressaltar que essa proposta de cálculo das resistências finais foi baseada em comportamentos de colunas de aço carbono formadas a frio com seção em cantoneira de abas iguais esbelta. No entanto, Dinis et al. [26] analisaram o comportamento de flambagem, pós-flambagem, tensão residual e, também, avaliaram a nova proposta de método baseada no MRD em colunas biengastadas com cantoneiras laminadas a quente de seção compacta, ou seja, apresentam uma relação largura/espessura ( $b/t < 20$ ), onde puderam esclarecer que, apesar das tensões residuais, o processo é adequado ao dimensionamento desse tipo de coluna também.

## **3 ANÁLISE DE ESTABILIDADE ELÁSTICA**

### **3.1 Introdução**

O presente capítulo tem por objetivo explicar o processo de seleção das seções transversais de cantoneiras de abas iguais e os respectivos comprimentos que serão estudados experimentalmente para colunas com duas condições de contorno, ou seja, engastada na base e no topo (biengastada) e engastada na base e rotulada no topo.

A seleção dos comprimentos, para as três seções transversais adotadas e para as duas condições de contorno, foi feita por meio de análises de flambagem elástica utilizando o programa GBTul [21], onde é possível obter o comportamento referente a cada comprimento das seções transversais escolhidas por meio das suas curvas de assinatura.

Em vista disso, três seções transversais foram escolhidas para serem estudadas experimentalmente, sendo três comprimentos selecionados para a seção L76x76x6,4, três comprimentos para a seção L64x64x4,8 e quatro comprimentos para a seção L64x64x6,4, totalizando dez comprimentos que serão estudados experimentalmente. A descrição de todos os processos necessários para preparação dos ensaios experimentais será feita no capítulo 4 da presente dissertação.

### **3.2 GBTul**

O programa GBTul [21], elaborado no Instituto Técnico Superior (IST) em Lisboa, foi desenvolvido com o objetivo de efetuar análises de estabilidade elástica para vários tipos de seções transversais. Permite caracterizar o comportamento dos perfis, fundamentado na Teoria Generalizada de Vigas (GBT), baseado em uma combinação linear dos modos de deformação da seção transversal analisada.

A introdução dos dados é feita de maneira bem intuitiva e simples, permitindo definir as propriedades físicas do material, geometria da seção transversal, tipo de

análise, condições de contorno e como será aplicada a carga. Como resposta obtém-se a curva de assinatura da seção transversal, a qual mostra a evolução da carga crítica conforme varia-se o comprimento ( $P_{cr}$  versus  $L$ ), além de fornecer a participação modal, isto é, o quanto cada modo de deformação atua em cada comprimento analisado.

Segundo Dinis et al. [17], a seção cantoneira de abas iguais somente apresenta dois tipos de instabilidade primária, sendo a flexo-torção (combinação da flexão no eixo de maior inércia e torção, representado pelos modos 2 e 4, respectivamente, no GBTul) para comprimentos curtos a intermediários e a flexão no eixo de menor inércia (modo 3 no GBTul) para os outros comprimentos. A Figura 34 ilustra, na cor vermelha, os modos de deformação 2, 3 e 4 no GBTul, os quais caracterizam, respectivamente, a flexão em torno do eixo de maior inércia, a flexão em torno do eixo de menor inércia e a torção em torno do eixo longitudinal (que passa pelo centro de cisalhamento da seção).

Para exemplificar como são os resultados obtidos por meio da análise do programa GBTul em seções cantoneiras de abas iguais quando submetidas à compressão centrada e condição de apoio biengastada, adotou-se uma seção genérica com medidas nominais de 50 mm para as abas e 4 mm de espessura (L50x50x4 mm). A Figura 35 ilustra a curva de assinatura ( $P_{cr}$  versus  $L$ ) resultante dessa análise.



Figura 34 – Modos 2, 3 e 4 de deformação no programa GBTul.

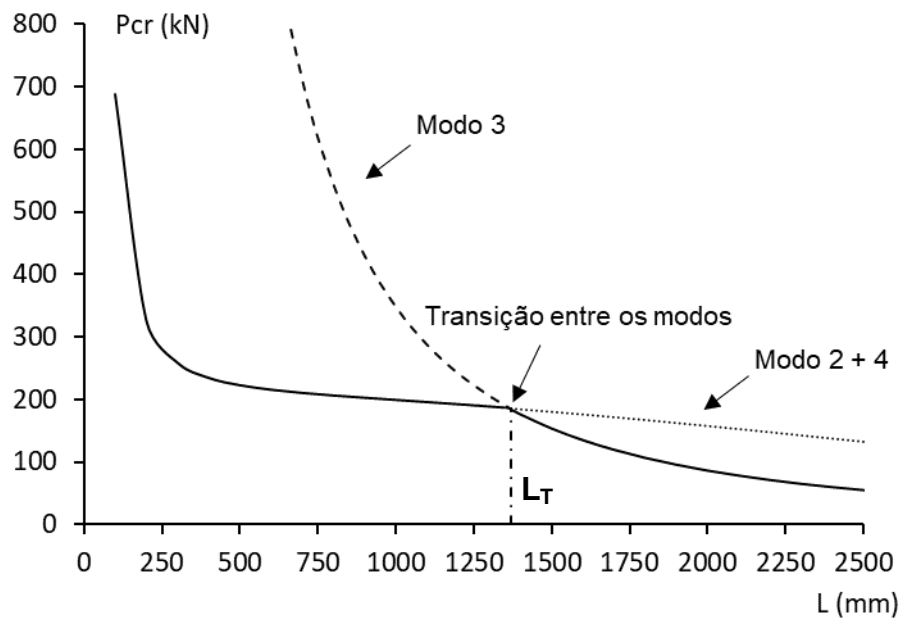


Figura 35 – Curva de assinatura típica do comportamento de uma coluna com seção em cantoneira de abas iguais

A Figura 35 mostra o típico desenvolvimento do comportamento de colunas em seção de cantoneira de abas iguais e, por essa razão, alguns pontos precisam ser destacados:

- a carga crítica é inversamente proporcional ao comprimento, isto é, a carga diminui à medida que o comprimento aumenta;
- colunas de comprimento curto a intermediário instabilizam-se por flexo-torção (modo 2+4 no GBTul), além da curva apresentar um platô aproximadamente horizontal para colunas de comprimento intermediário;
- a curva também evidencia um comprimento de transição ( $L_T$ ), em que as cargas críticas, referentes a instabilidade por flexo-torção (2+4) e a flexão em torno do eixo de menor inércia (3), igualam-se, caracterizando uma mudança brusca entre os modos de instabilidade;
- colunas com comprimentos superiores ao do ponto de transição instabilizam-se por flexão em torno do eixo de menor inércia.

Juntamente com a curva de assinatura obtém-se também a porcentagem de cada modo de deformação (participação modal) atuante em cada comprimento

estudado. A Figura 36 ilustra o andamento da participação dos modos conforme o comprimento aumenta.

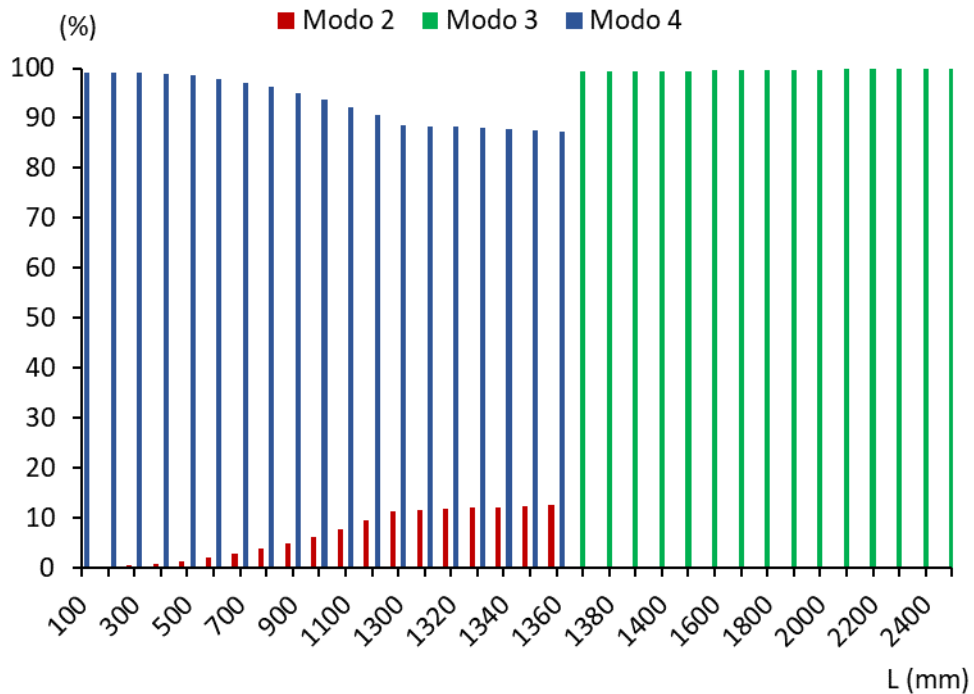


Figura 36 – Porcentagem dos modos de deformação atuante em cada comprimento da coluna.

Assim como para a curva de assinatura, a Figura 36 apresenta resultados que precisam ser destacados, tais como:

- comprimentos muito curtos praticamente só apresentam a rotação em torno do eixo longitudinal (modo 4);
- a participação da flexão em torno de eixo de maior inércia (modo 2) aumenta e a participação da torção (modo 4) diminui enquanto o comprimento aumenta;
- conforme já mencionado, a partir do comprimento de transição ocorre uma mudança brusca em relação a participação dos modos.

### 3.3 Seleção das seções transversais

Visando expandir os estudos de Menezes [8] e Sirqueira [33] realizados no LEC - Laboratório de Engenharia Civil - da Universidade do Estado do Rio de Janeiro (UERJ) e planejando um programa experimental, optou-se por manter três seções transversais, cantoneiras de abas iguais, já estudadas pelos autores. As dimensões nominais de cada seção transversal, ilustrada na Figura 6, são apresentadas na Tabela 5, sendo indicado o comprimento das abas (b) em milímetros, a espessura (t) em milímetro, a área (A) em milímetros quadrado e a relação aba pela espessura (b/t) de cada seção.

Tabela 5 – Medidas nominais das seções transversais.

Seção	b (mm)	t (mm)	A (mm <sup>2</sup> )	b/t
76x76x6,4	76	6,4	931,84	11,87
64x64x4,8	64	4,8	591,36	13,33
64x64x6,4	64	6,4	778,24	10,00

A escolha das seções transversais buscou também, primeiramente focando em uma análise elástica de flambagem, variar três parâmetros entre elas, por exemplo, nas seções L76x76x6,4 e L64x64x6,4, a espessura é mantida e se altera o comprimento da aba. Entretanto, nas seções L64x64x4,8 e L64x64x6,4, a espessura varia e o comprimento da aba é mantido. Além disso, as três seções apresentam relações largura/espessura (b/t) diferentes, de acordo com a Tabela 5.

Dessa maneira, foi feita uma análise de flambagem elástica no GBTul para cada seção transversal. Como mencionado anteriormente, inicialmente, definem-se as propriedades físicas como módulo de elasticidade (E) e coeficiente de Poisson ( $\nu$ ), com valores respectivamente iguais a  $E=210$  GPa e  $\nu=0,3$ . Em seguida, foi introduzida a dimensão nominal da seção a ser analisada, conforme visto na Tabela 5, e se optou por uma discretização da seção transversal em 10 nós intermediários como mostrado na Figura 37(a). Para a análise de flambagem elástica da seção foi escolhida uma solução numérica, sendo adotada uma malha uniforme discretizada



em 10 elementos finitos de viga, já que, valores superiores a 10 não alteravam o resultado, sendo a malha adotada apresentada na Figura 37(b). Por fim, tendo em vista o que seria considerado posteriormente nos ensaios experimentais, foi aplicada uma carga centrada unitária na coluna, cuja condição de contorno era biengastada, isto é, flexão em torno do eixo de maior inércia, flexão em torno do eixo de menor inércia, rotação e empenamento (secundário) restringidos no topo e na base da coluna. A Figura 37(c), mostra a condição de contorno e a aplicação da carga unitária. Todas as análises foram feitas até um comprimento de 5000 mm (5 metros).

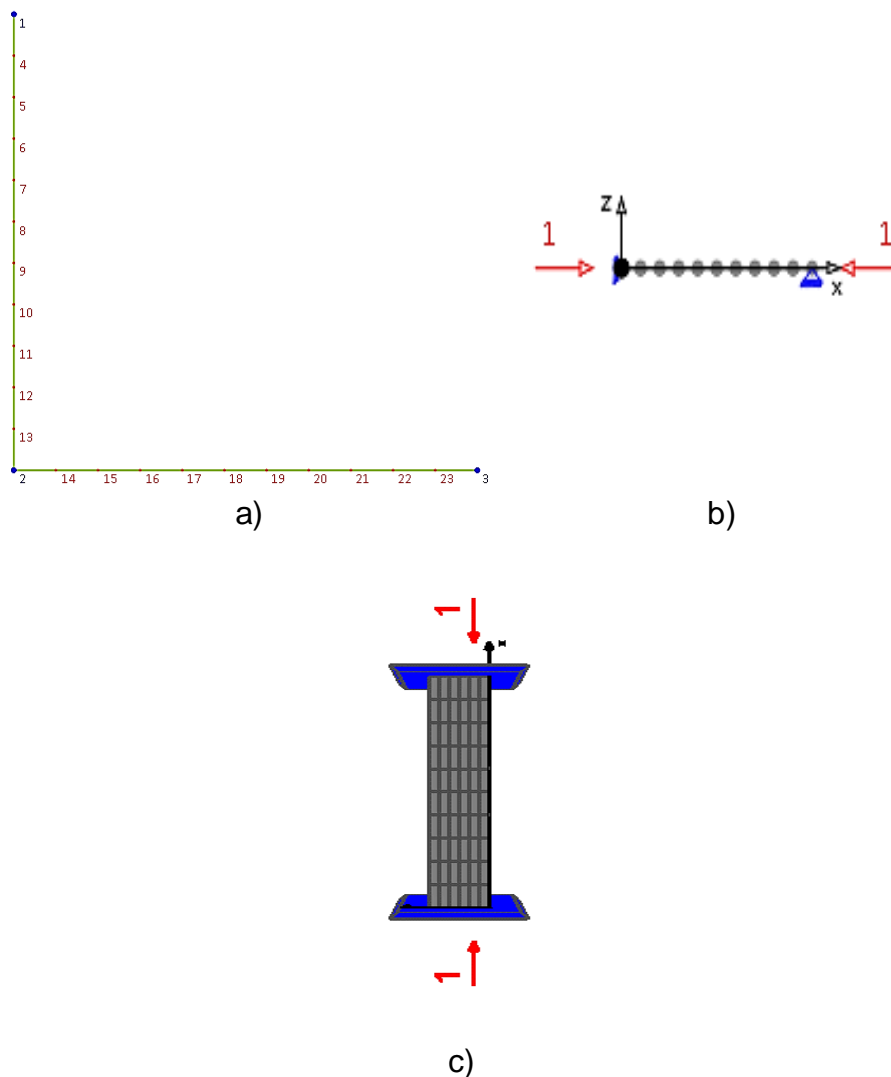


Figura 37 – a) Discretização da seção transversal em 10 nós intermediários; b) discretização em 10 elementos de viga; c) condição de contorno bi engastada e aplicação da carga centrada.

Como resultado obtém-se a curva de assinatura das três seções transversais, apresentadas na Figura 38. Primeiramente é feita uma comparação da influência das dimensões das abas das seções L76x76x6,4 e L64x64x6,4, demonstrada na Figura 38(a). Em seguida avaliou-se a influência das espessuras das seções L64x64x6,4 e L64x64x4,8, conforme mostrado na Figura 38(b), e enfim, verifica-se a importância das relações  $b/t$  entre as curvas de assinatura das três seções analisadas apresentadas na Figura 39.

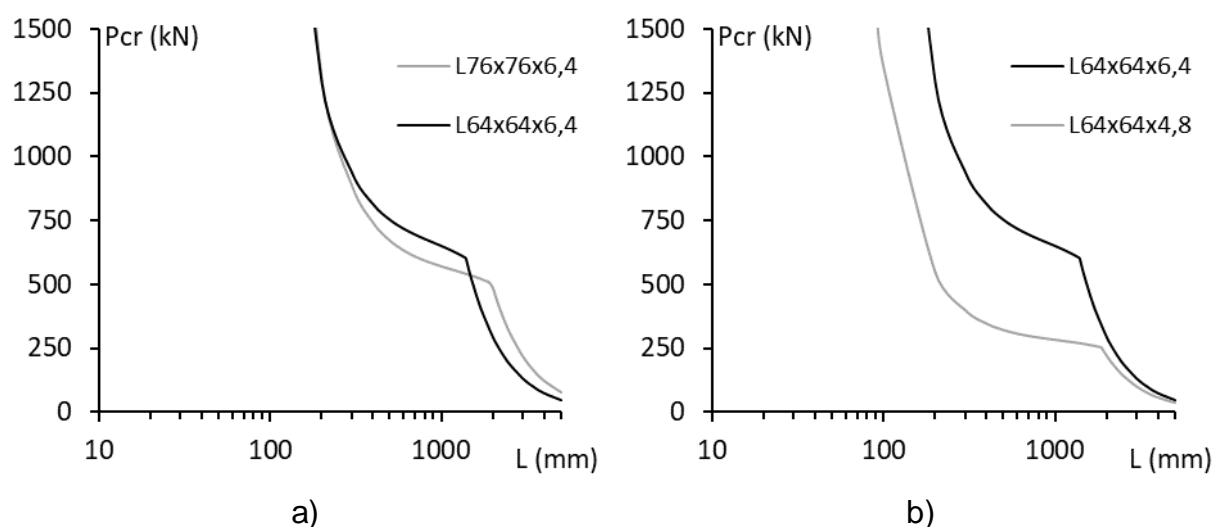


Figura 38 – Comparativo entre as curvas de assinatura a) seções L76x76x6,4 e L64x64x6,4; b) seções L64x64x6,4 e L64x64x4,8.

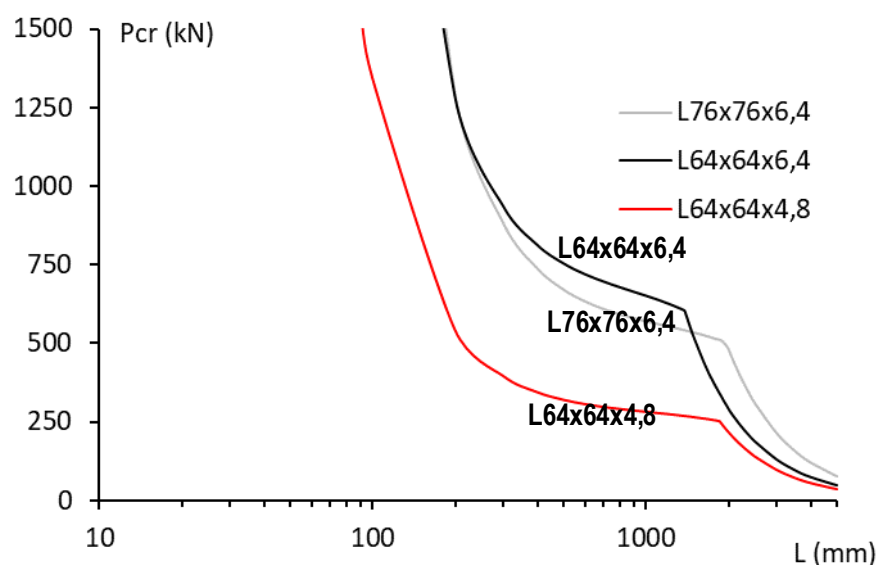


Figura 39 – Comparativo entre as curvas de assinatura das três seções transversais.

De acordo com os resultados exibidos na Figura 38(a), observa-se que ao manter a espessura (6,4 mm) e aumentar a largura das abas da cantoneira de 64 para 76 mm, alterações no comportamento são verificadas e devem ser destacadas, tais como:

- para comprimentos intermediários, a carga crítica diminui;
- maior atuação da instabilidade por flexo-torção, em virtude do aumento do valor da inércia em torno do eixo mais fraco, tornando maior e mais horizontal o platô relacionado a esse tipo de instabilidade;
- o valor do comprimento de transição aumenta.

Na Figura 38(b) são apresentados os resultados obtidos quando o comprimento da aba é mantido igual (64 mm) e se altera a espessura de 6,4 para 4,8 mm, evidenciando, também, que ocorrem mudanças significativas no comportamento das seções, tais como:

- quanto menor a espessura, menor é a carga crítica referente a instabilidade por flexo-torção, pois a diminuição da espessura interfere diretamente na constante de empenamento secundário e, conseqüentemente, afeta o valor da carga crítica;
- comprimentos superiores ao de transição, relacionados com a menor espessura, fazem com que as cargas críticas sejam praticamente iguais independente da espessura, pois esse parâmetro não afeta tanto a carga crítica de flexão em torno do eixo de menor inércia;

Por fim, o parâmetro  $b/t$  auxilia em um comparativo entre as três seções transversais analisadas. A Figura 39 mostra os resultados obtidos quando ocorre essa variação, onde se conclui que quanto menor é a relação  $b/t$ :

- menor e menos horizontal é o platô da instabilidade por flexo-torção;
- o valor do comprimento de transição é menor;
- maior é a carga crítica.

### 3.4 Seleção de comprimentos de colunas

O principal objetivo desta seleção de comprimentos de colunas é realizar um programa experimental visando ampliar os estudos em colunas que se instabilizam por flexo-torção, isto é, comprimentos curtos a intermediários.

Porém, para tal seleção, é necessário destacar alguns aspectos que precisam ser respeitados. A prensa hidráulica usada para fazer os ensaios à compressão no laboratório possui uma altura limite de 1800 mm. Por isso, somente comprimentos inferiores a esse limite podem ser ensaiados e, além disso, a mesa inferior da prensa é restringida para flexão no eixo de menor inércia, flexão no eixo de maior inércia e torção em torno do eixo longitudinal, caracterizando um engaste total na base da coluna. Entretanto, a mesa superior apresenta rotação parcial nos dois eixos, podendo também ser quase totalmente restringida, ou seja, a mesa superior pode funcionar como uma rótula parcial ou um engaste parcial.

Conforme visto no item 3.3, as análises de flambagem elástica das colunas foram feitas considerando uma condição de contorno biengastada, onde as flexões em torno do eixo de menor e maior inércia, a rotação e o empenamento são restringidos no topo e na base da coluna. Baseado nessas análises, os comprimentos escolhidos para as três seções transversais são apresentados na Tabela 6, sendo exibida a seção transversal, o comprimento de transição ( $L_T$ ), sua carga crítica ( $P_{cr}$ ) e os comprimentos escolhidos para os ensaios ( $L_{ensaio}$ ).

Tabela 6 – Comprimentos escolhidos para os ensaios experimentais bi engastado.

Seção	$L_T$ (mm)	$P_{cr}$ (kN)	$L_{ensaio}$ (mm)
L76x76x6,4	1960	504,172	1350
			1500
L64x64x4,8	1850	251,371	1260
			1400
L64x64x6,4	1420	602,860	800
			850
			1450

A Figura 40 ilustra a posição dos comprimentos selecionados e o comprimento de transição, na curva de assinatura, para os ensaios experimentais com condições de contorno biengastada em relação as seções L76x76x6,4, L64x64x4,8 e L64x64x6,4, respectivamente.

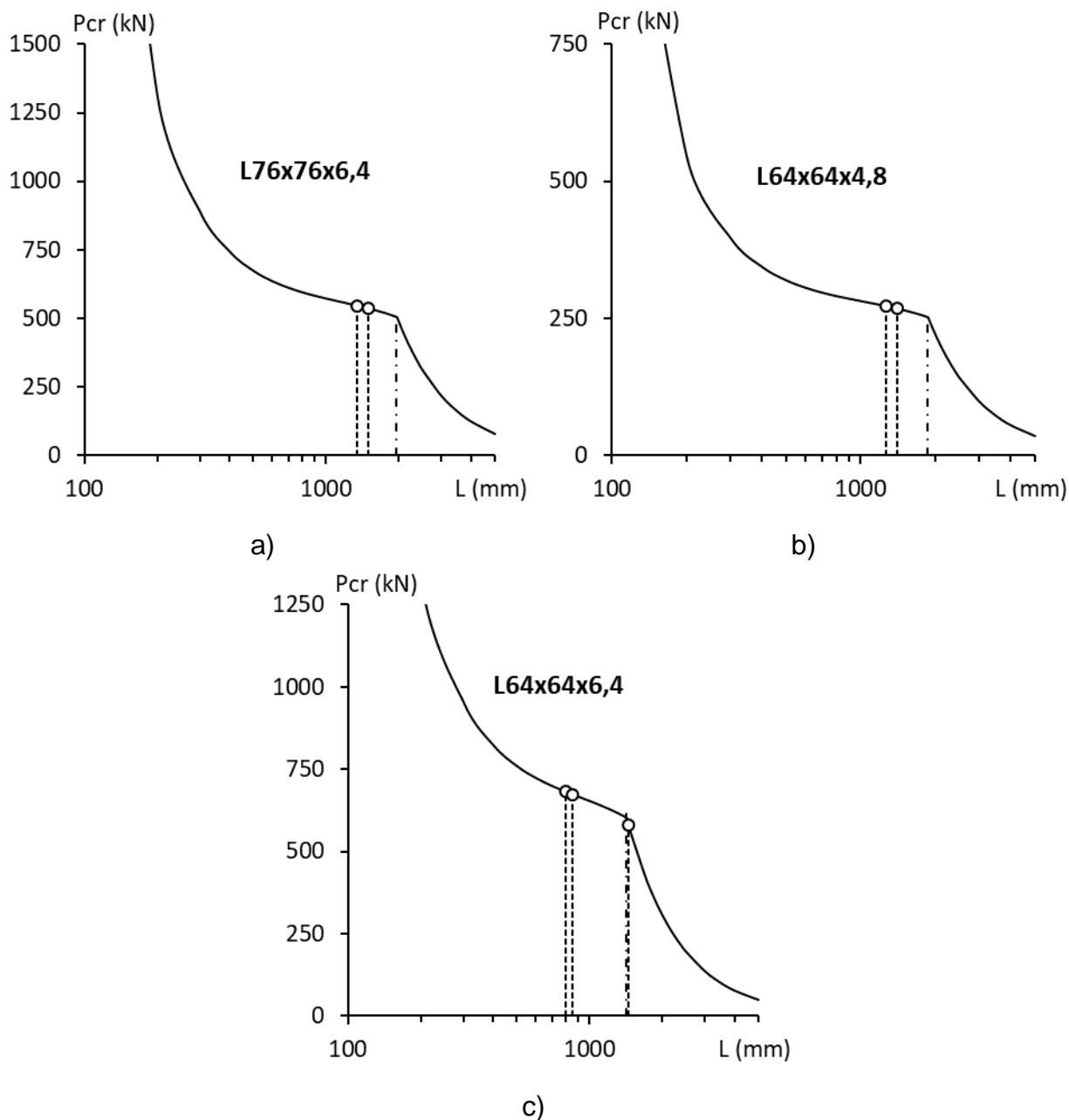


Figura 40 – Comprimentos escolhidos para os ensaios experimentais com condição de contorno biengastada das seções transversais a) L76x76x6,4; b) L64x64x4,8 e c) L64x64x6,4.

Conforme pode ser observado na Tabela 6, devido ao limite da prensa, nas seções L76x76x6,4 e L64x64x4,8 não há a possibilidade de realizar ensaios experimentais com o comprimento de transição de ambas e, dessa maneira, optou-se por escolher comprimentos pertencentes ao platô horizontal característico da instabilidade por flexo-torção, ilustrado na Figura 40(a) e (b). Porém, na seção L64x64x6,4, há a alternativa de ensaiar o comprimento de transição, pois, a fim de compreender um intervalo maior no platô horizontal, dois comprimentos considerados intermediários e um muito próximo ao comprimento de transição foram selecionados, como ilustrado Figura 40(c). Logo, para as três seções transversais estudadas nesta dissertação foram selecionados sete comprimentos com o objetivo de realizar ensaios experimentais em colunas biengastadas (totalmente restringida no topo e na base).

Os ensaios experimentais também visaram ampliar os trabalhos realizados por Menezes [8] e Sirqueira [33], os quais foram feitos permitindo uma rotação parcial nos dois eixos do prato superior. A Tabela 7 apresenta o autor, os comprimentos ensaiados ( $L_{\text{ensaiado}}$ ) e o modo de falha encontrado nos ensaios experimentais.

Tabela 7 – Modos de falha obtido nos ensaios experimentais dos autores Sirqueira [33] e Menezes [8].

Autor	Seção	$L_{\text{ensaiado}}$ (mm)	Modo de falha
Sirqueira	76x76x6,4	152	Flexo-torção
		496	Flexo-torção
		753	Flexo-torção
		990	Flexo-torção
		1196	Flexo-torção
		1410	Flexão
Sirqueira	64x64x4,8	250	Flexo-torção
		500	Flexo-torção
		1000	Flexo-torção
		1470	Flexão
Menezes	64x64x6,4	500	Flexo-torção
		750	Flexo-torção
		1000	Flexão

1250	Flexão
1500	Flexão

De acordo com a Tabela 7, verifica-se que os comprimentos ensaiados para as três seções transversais, há, no mínimo, uma diferença de 214 mm no desenvolvimento do comprimento em relação ao modo de falha, por exemplo, para a seção L76x76x6,4, o modo de falha para comprimentos inferiores a 1196 mm é a flexo-torção, porém para comprimentos superiores a 1410 mm ocorre a flexão em torno do eixo de menor inércia, não permitindo afirmar com clareza, o comprimento em que ocorre a transição dos modos nos ensaios experimentais.

Em vista disso, realizou-se uma análise elástica de flambagem para cada seção transversal, sendo permitida a flexão em torno dos eixos de maior e menor inércia, porém restringindo-se a torção e o empenamento no topo da coluna e, também, restrição total (engaste) na base da coluna. A Tabela 8 apresenta para cada seção, o comprimento de transição ( $L_T$ ), sua carga crítica ( $P_{cr}$ ) e o comprimento escolhido para os ensaios com condição engastado na base e rotulado no topo.

Tabela 8 – Comprimentos escolhidos para os ensaios experimentais engastado na base e rotulado no topo.

Seção	$L_T$ (mm)	$P_{cr}$ (kN)	$L_{ensaio}$ (mm)
L76x76x6,4	1380	520,259	1300
L64x64x4,8	1310	258,653	1250
L64x64x6,4	970	627,398	900

A Figura 41 ilustra a posição dos comprimentos selecionados e o comprimento de transição, na curva de assinatura, para os ensaios experimentais com condições de contorno engastada na base e rotulada no topo da coluna em relação as seções L76x76x6,4, L64x64x4,8 e L64x64x6,4, respectivamente.

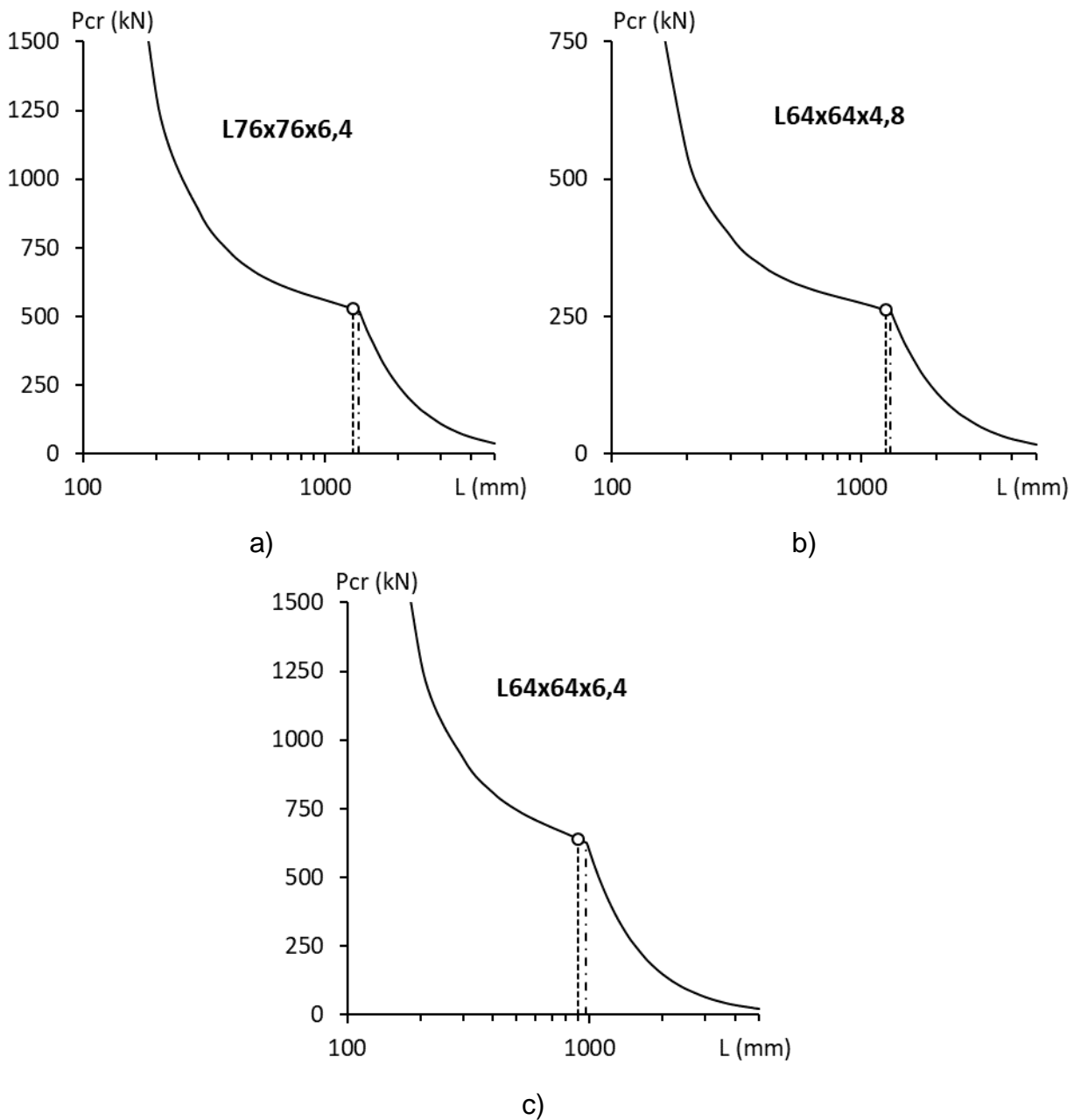


Figura 41 – Comprimentos escolhidos para os ensaios experimentais com condições de contorno engastada e rotulada da seção transversal a) L76x76x6,4; b) L64x64x,48 e c) L64x64x6,4.

A Tabela 7 e a Tabela 8 confirmam que os resultados obtidos nos ensaios experimentais são bem coerentes, sendo necessária a realização de mais um ensaio experimental, com um comprimento entre os já ensaiados que caracterizaram a mudança da flexo-torção para a flexão no eixo de menor inércia.

É importante ressaltar, de acordo com a Tabela 6 e a Tabela 8, que ao ser permitida a rotação nos eixos de menor e maior inércia, o comprimento de transição



diminui bastante, porém, a carga crítica praticamente não se modifica. Logo, as condições de apoio não alteram o comportamento da curva de assinatura, somente fazem com que ocorra uma diminuição do platô característico da flexo-torção.

Por fim, para a realização dos ensaios experimentais foram escolhidos dez comprimentos para as três seções transversais, sendo sete com a condição de contorno biengastada e três com a condição engastada e rotulada. A Tabela 9 apresenta um resumo com a identificação de cada seção transversal, a condição de contorno (EE – engastada na base e no topo, ER- engastada na base e rotulada no topo) e os comprimentos que serão ensaiados ( $L_{\text{ensaio}}$ ).

Tabela 9 – Resumo dos comprimentos e condições de contorno dos ensaios experimentais.

Seção	Condição de apoio	$L_{\text{ensaio}}$ (mm)
L76x76x6,4	ER	1300
	EE	1350
	EE	1500
L64x64x4,8	ER	1250
	EE	1260
	EE	1400
L64x64x6,4	ER	900
	EE	800
	EE	850
	EE	1450

## **4 DESCRIÇÃO DOS ENSAIOS EXPERIMENTAIS**

### **4.1 Introdução**

O presente capítulo apresenta a metodologia referente à execução do programa experimental desenvolvido no Laboratório de Engenharia Civil (LEC) da Universidade do Estado do Rio de Janeiro (UERJ) com algumas etapas realizadas no Laboratório de Estruturas (LABEST) da Universidade Federal do Rio de Janeiro (UFRJ).

Conforme já mencionado, o programa experimental foi elaborado visando investigar o comportamento de colunas em seção cantoneira de abas iguais laminadas a quente de aço inoxidável austenítico 304 com condição de contorno biengastada e engastada na base e rotulada no topo. Para tais testes, três seções transversais foram utilizadas no estudo experimental, especificamente: L76x76x6,4, L64x64x4,8 e L64x64x6,4.

Em síntese, esse programa experimental compreende três etapas: caracterização do material quando submetido aos esforços de compressão e tração; medição das imperfeições locais e globais das colunas a serem ensaiadas; execução dos ensaios a fim de obter o comportamento do modo de falha e a respectiva carga máxima resistente.

### **4.2 Colunas ensaiadas**

Conforme visto nos itens 3.3 e 3.4, três seções transversais e dez comprimentos foram selecionados para realizar os ensaios experimentais. Os três perfis de cantoneiras de abas iguais foram comprados com um comprimento inicial total de seis metros cada um, totalizando dezoito metros, e são constituídos de aço inoxidável austenítico 304. A Figura 42 apresenta o tipo do material, a dimensão da seção transversal em polegadas (largura e espessura das abas) e o comprimento inicial total em metros impresso em um perfil comprado.

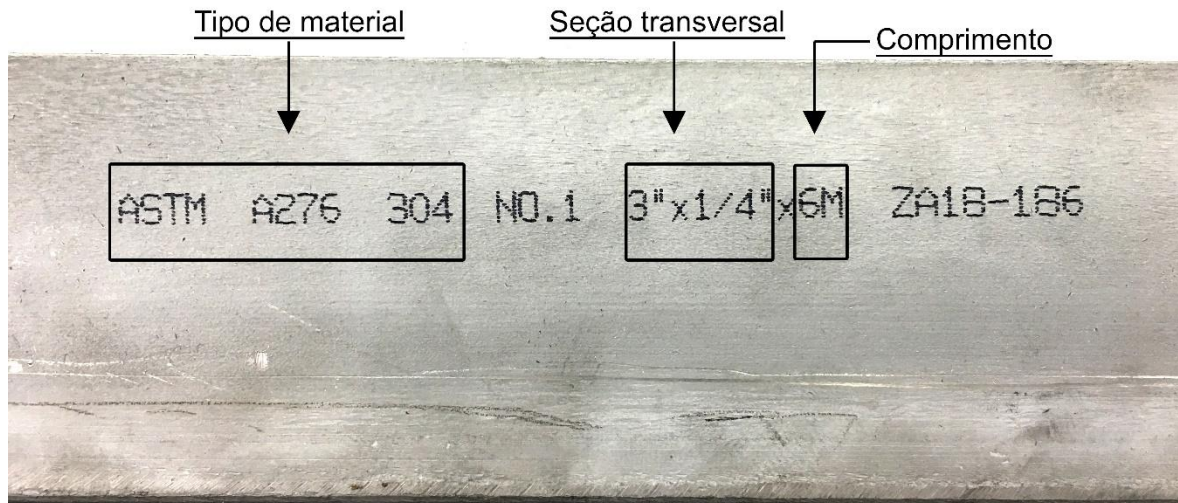


Figura 42 – Especificação do material, dimensão da seção transversal e comprimento total do perfil

Os comprimentos escolhidos para os ensaios de cada perfil foram obtidos por meio de cortes utilizando uma máquina manual de serra de fita da marca Starrett, mostrada na Figura 43(a). É possível observar que esse tipo de corte não interfere nas propriedades físicas do material, demonstrado na Figura 43(b), porém não garante um corte com extrema precisão no que diz respeito o ângulo reto entre o plano da seção transversal e o eixo longitudinal do perfil.



a)



b)

Figura 43 – a) Máquina de corte; b) corte feito para obter os comprimentos dos ensaios.

Os ensaios foram nomeados visando organizar e facilitar a compreensão do presente trabalho, onde essa nomenclatura contém a dimensão da seção transversal e o comprimento nominal do ensaio, ambos em milímetros. A Figura 44 ilustra a disposição dos dados utilizados na nomenclatura.



Figura 44 – Nomenclatura utilizada para representar os ensaios.

A Tabela 5 apresenta as dimensões nominais das três seções utilizadas, ou seja, são dimensões ideais. No entanto, é necessário ter as medidas reais das seções e os comprimentos ensaiados, para representar o comportamento das colunas o mais fiel possível no dimensionamento e na análise numérica que será apresentada posteriormente. As dimensões da seção transversal foram medidas em cinco pontos espaçados igualmente ao longo do comprimento das colunas ( $0,00 - 0,25L_0 - 0,5L_0 - 0,75L_0 - L_0$ ). A Tabela 10 apresenta a média das medidas reais das abas, espessuras e áreas das seções transversais, além dos comprimentos.

Tabela 10 – Medidas reais da seção transversal e comprimento das colunas.

Coluna	b (mm)	t (mm)	$L_0$ (mm)	A (mm <sup>2</sup> )
L76x76x6,4 - 1300	74,57	6,28	1295	897,16
L76x76x6,4 - 1350	74,67	6,29	1350	899,78
L76x76x6,4 - 1500	74,64	6,24	1499	892,57
L64x64x4,8 - 1250	65,08	5,17	1245	646,19
L64x64x4,8 - 1260	64,97	5,14	1260	641,47
L64x64x4,8 - 1400	65,01	5,15	1397	643,08
L64x64x6,4 - 800	62,75	6,47	800	770,12
L64x64x6,4 - 850	62,82	6,51	850	775,53
L64x64x6,4 - 900	62,75	6,48	896	771,25
L64x64x6,4 - 1450	62,71	6,45	1450	767,35

### 4.3 Caracterização do material

A caracterização do material é de extrema importância, uma vez que se obtém as informações corretas das propriedades mecânicas. Por meio dos ensaios de compressão e tração torna-se possível a verificação das reais propriedades do material, e conseqüentemente, uma avaliação confiável do comportamento estrutural quando submetido aos esforços aplicados.

O aço inoxidável possui como característica física a anisotropia, isto é, apresenta propriedades mecânicas diferentes conforme as direções, no caso de perfis laminados possui comportamento mecânico distinto transversalmente e paralelamente à direção da laminação, e desse modo deve ser caracterizado tanto a tração quanto a compressão. Em consequência dessas peculiaridades, esse material apresenta quatro curvas tensão *versus* deformação diferentes, porém essas curvas não apresentam proporção, quer dizer, quando submetido ao esforço de tração apresenta uma resistência menor quando comparado ao esforço de compressão [28]. As normas de dimensionamento adotam uma curva de tração *versus* deformação paralela à direção da laminação.

O aço inoxidável é um material que não apresenta linearidade e nem um patamar de escoamento definido nas curvas tensão *versus* deformação, isto é, o escoamento ocorre gradativamente e, portanto, não possui uma tensão de escoamento precisa. Especialistas adotaram como critério de projeto, deformação permanente de 0,2%, pois a tensão atingida durante o carregamento que causa essa deformação permanente no descarregamento é arbitrada como tensão convencional de escoamento.

Nesta dissertação, o aço inoxidável austenítico 304 foi caracterizado mediante os esforços de compressão e tração na direção paralela à laminação.

#### 4.3.1 Caracterização à compressão

Foram realizados seis ensaios de caracterização à compressão, dois ensaios para cada seção transversal. A metodologia utilizada para a realização destes

constitui em etapas, sendo os processos repetidos para as três seções transversais estudadas nesta dissertação.

Visando obter a curva tensão *versus* deformação do material, alterou-se o perfil cantoneira de abas iguais para um perfil tubular formado por duas cantoneiras com solda intermitente, em razão da contribuição do ganho de resistência e, em consequência, obter uma curva mais completa (leitura máxima dos extensômetros utilizado é de 2% de deformação). A Figura 45 ilustra o comparativo entre as duas seções transversais, onde é possível notar que ambas possuem a mesma espessura, porém, na seção tubular os lados ficam maiores devido a solda. Além disso, percebe-se que as propriedades geométricas alteram-se, tais como: centroide; área; eixos principais de inércia e centro de cisalhamento.

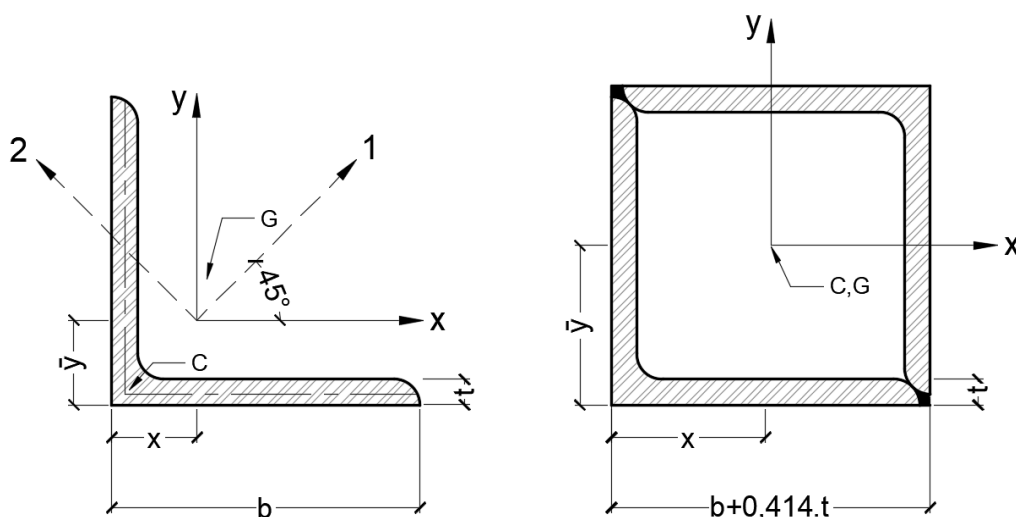


Figura 45 – Seção cantoneira de abas iguais e tubular quadrada.

Primeiramente, cortou-se quatro segmentos de 200 mm do comprimento total (seis metros) de uma mesma seção transversal, totalizando 800 mm. Os cortes foram feitos conforme visto na Figura 43(a). Em seguida, dois segmentos de comprimento de 200 mm são soldados ao longo do comprimento espaçadamente com eletrodo *UTP perform 308L* de diâmetro 3,2 mm, formando um perfil tubular composto por dois perfis de cantoneiras de abas iguais, demonstrado na Figura 46.



Figura 46 – Perfil tubular composto por dois perfis de cantoneiras soldados.

Após o processo de soldagem foi necessário realizar um procedimento chamado de fresamento que consiste em uma operação de usinagem utilizada para obter a retilidade e planicidade da seção transversal sendo mostrado na Figura 47. Vale salientar que a solda teve uma boa penetração, garantindo assim uma seção transversal de material uniforme e, também, que após esse processo, o comprimento total da coluna diminuiu de 200 mm para 192 mm.



Figura 47 – Processo de fresamento do perfil tubular e seção transversal após o processo.

Com o intuito de visualizar melhor a deformada final do perfil tubular ensaiado foi feita uma malha com caneta permanente de cor preta, mostrada na Figura 48(a). Para os ensaios foram colados dois extensômetros lineares longitudinalmente em cada perfil tubular, com a finalidade de obter a leitura das deformações verticais (longitudinais), cuja posição localizava-se à meia altura da coluna, sendo cada um

posicionado na metade do lado da seção tubular quadrada, obtendo-se assim uma leitura no eixo do centroide da seção tubular, demonstrado na Figura 48(b).

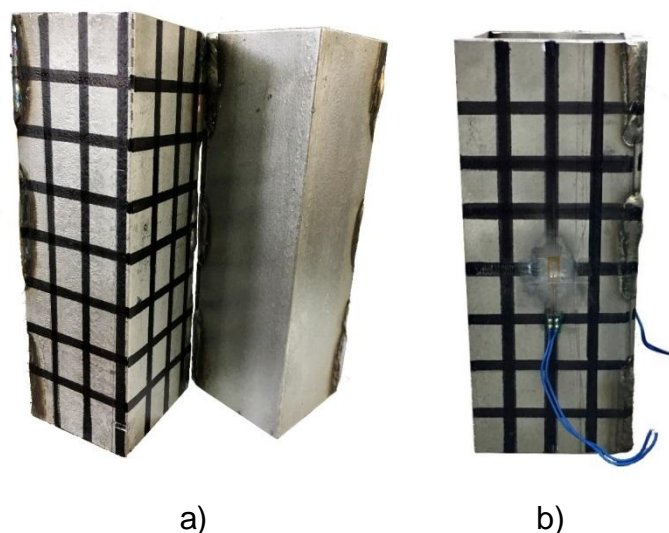


Figura 48 – a) Malha do perfil tubular; b) posicionamento do extensômetro vertical no perfil tubular.

Para garantir compressão uniformemente distribuída, utilizaram-se duas chapas apoiadas, uma na extremidade superior e outra na extremidade inferior da coluna. Os deslocamentos longitudinais foram obtidos por meio da leitura de dois LVDTs posicionados verticalmente no prato inferior da prensa hidráulica. A Figura 49 mostra a organização geral do ensaio de caracterização à compressão, onde é possível identificar a posição dos extensômetros 1 e 2, das chapas (superior e inferior) e dos LVDTs. A Figura 50 mostra o perfil tubular deformado após a realização do ensaio a compressão, caracterizado pelo fenômeno conhecido como flambagem local, comum em perfil curto de seção tubular.

Após a aplicação da carga pela prensa hidráulica foi possível calcular as tensões normais atuantes no perfil tubular, admitindo-se uma distribuição uniforme de tensões normais em toda a área da seção transversal do perfil e, portanto, a tensão normal é calculada pela razão da força aplicada e a área da seção transversal do perfil. Conjuntamente, as leituras das deformações longitudinais foram obtidas através dos extensômetros colados no perfil.



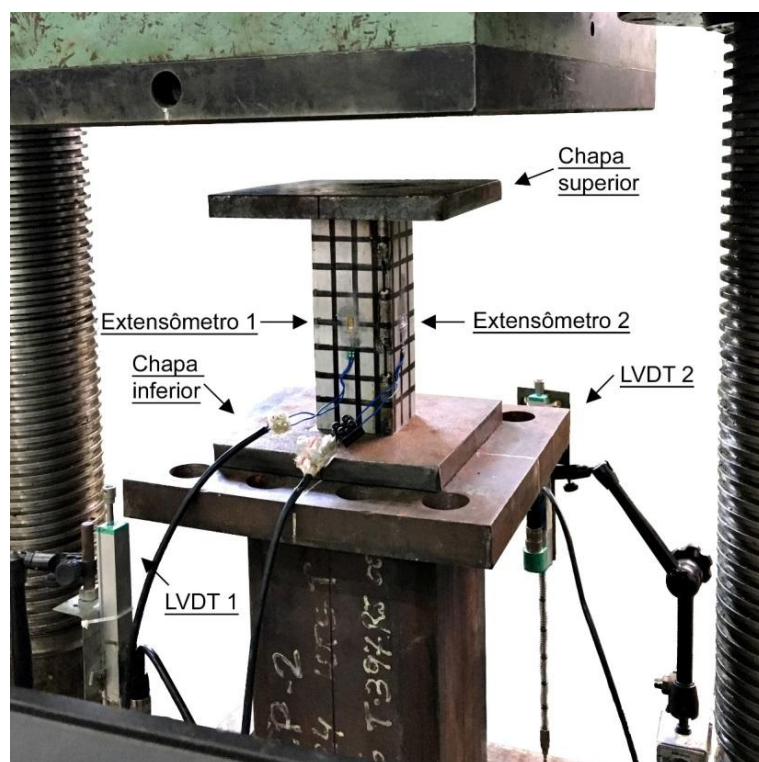


Figura 49 – Organização geral do ensaio de caracterização a compressão.



Figura 50 – Perfil tubular após o ensaio de caracterização a compressão.

No ensaios realizados, a nomenclatura utilizada foi referente ao número do extensômetro e o número do ensaio, isto é, “strain 1-1” e “strain 2-1” representam, respectivamente, os extensômetros um e dois referentes ao primeiro ensaio. Logo, “strain 1-2” e “strain 2-2” representam os extensômetros um e dois do segundo ensaio para cada seção transversal. A Figura 51 ilustra a nomenclatura utilizada nos ensaios.

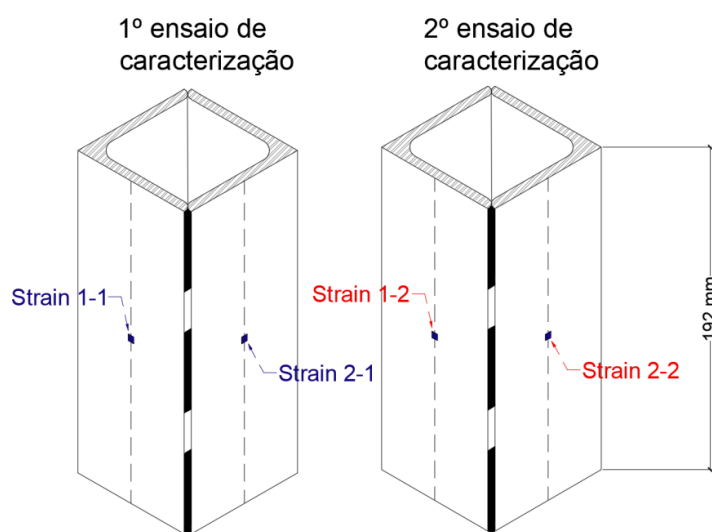


Figura 51 – Nomenclatura utilizada nos ensaios de caracterização a compressão para cada seção transversal.

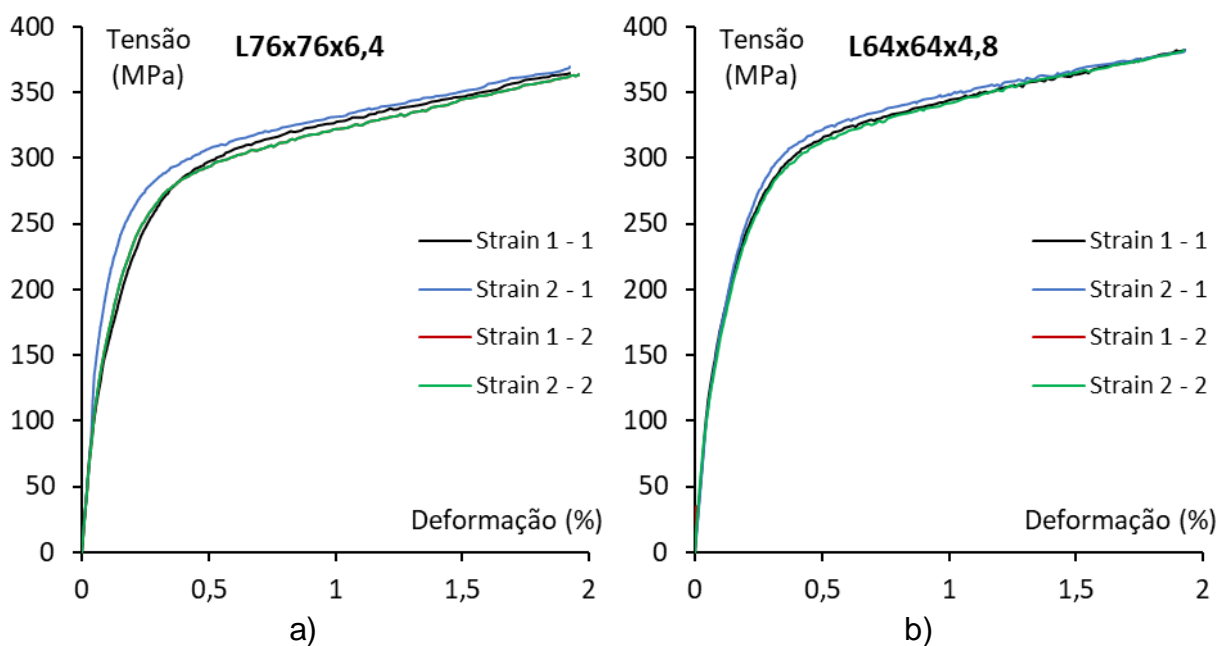
As propriedades mecânicas obtidas nos ensaios de caracterização a compressão são apresentadas na Tabela 11, para cada uma das três seções transversais, tais como: módulo de elasticidade ( $E$ ); tensão obtida por meio da inclinação do módulo de elasticidade em 0,2% de deformação ( $\sigma_{0,2\%}$ ); tensão obtida por meio da inclinação do módulo de elasticidade em 1% de deformação ( $\sigma_{1\%}$ ). Cabe ressaltar que a aquisição de dados referente ao segundo ensaio da seção L64x64x6,4 apresentou um problema na leitura dos extensômetros, não arquivando os valores.

A Figura 52 mostra as curvas tensão *versus* deformação obtidas nos ensaios de caracterização a compressão das seções L76x76x6,4, L64x64x4,8 e L64x64x6,4, respectivamente.

De acordo com a Figura 52, nota-se que, em todos os ensaios, os extensômetros atingiram a sua leitura máxima (2% de deformação), além de apresentarem uma leitura bastante semelhante nos ensaios referente a cada seção.

Tabela 11 – Propriedades mecânicas obtidas na caracterização à compressão.

Seção	Strain	Ensaio	E (GPa)	$\sigma_{0,2\%}$ (MPa)	$\sigma_{1\%}$ (MPa)
L76x76x6,4	1	1	219,330	269,490	331,692
	2	1	228,370	287,769	330,839
	1	2	214,420	271,991	326,175
	2	2	213,260	273,932	324,411
		<b>Média</b>	<b>218,845</b>	<b>275,796</b>	<b>328,279</b>
L64x64x4,8	1	1	224,060	292,779	352,648
	2	1	217,390	296,364	359,671
	1	2	217,200	290,135	342,242
	2	2	218,000	286,713	343,066
		<b>Média</b>	<b>219,163</b>	<b>291,498</b>	<b>349,407</b>
L64x64x6,4	1	1	215,740	366,628	434,414
	2	1	212,160	356,514	418,443
	1	2	-	-	-
	2	2	-	-	-
		<b>Média</b>	<b>213,950</b>	<b>361,571</b>	<b>426,428</b>



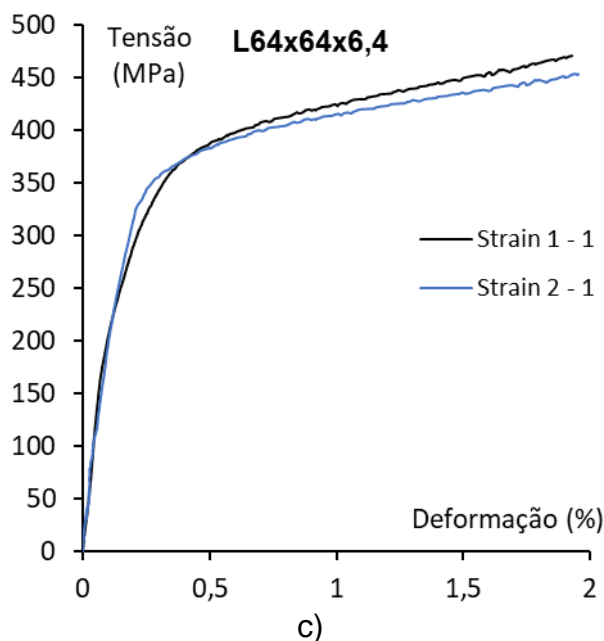


Figura 52 – Curva tensão *versus* deformação medida experimental à compressão da seção a) L76x76x6,4; b) L64x64x4,8 e c) L64x64x6,4.

#### 4.3.2 Caracterização a tração

O ensaio de tração é o método mais utilizado para obter as propriedades mecânicas do aço, e consiste em aplicar uma força crescente uniaxial de tração (força de sentido único) em corpos-de-prova padronizados, provocando um alongamento do material até que ocorra a ruptura. Deste modo, obtém-se as propriedades mecânicas do material quando submetido ao esforço de tração.

Inicialmente foi necessário cortar uma parte da cantoneira, conforme visto na Figura 43, com comprimento de 250 mm. Em seguida, dois corpos-de-prova, um em cada aba da cantoneira, foram extraídos longitudinalmente (direção paralela a laminação), demonstrado na Figura 53, utilizando um processo de corte por jato de água. Este processo consiste num corte com a água em elevada pressão, proporcionando um corte totalmente a frio não alterando as propriedades mecânicas do material. Logo, obtém-se uma resposta mais genuína no ensaio à tração, além de apresentar uma excelente precisão.

Os corpos-de-prova possuem dimensões em milímetros de acordo com a NBR 6892 [38] e espessura relativa das abas da seção transversal, apresentadas na

Figura 54. Vale chamar a atenção de que a extração dos corpos-de-prova foi feita de maneira que ficassem o mais afastado possível da junção das abas e compreendendo o máximo da direção longitudinal.

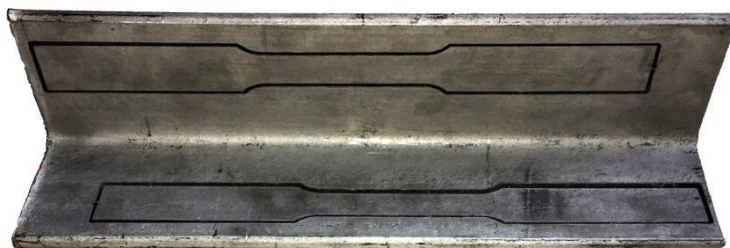


Figura 53 – Local da extração dos corpos de prova.

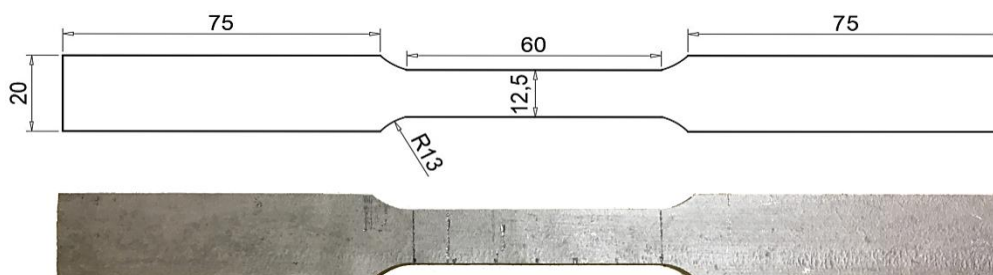


Figura 54 – Dimensões em milímetros dos corpos de prova de caracterização à tração.

Os ensaios foram realizados na máquina INSTRON 3382, utilizando programa de aquisição de dados Bluehill 3, onde se define a característica geométrica do corpo de prova, as suas dimensões, a velocidade com que a carga será aplicada e, através desses dados, obtém-se a curva tensão *versus* deformação. A máquina possui um *clip gage* que serve para medir deformação mecanicamente, uma redundância do sistema, porém o *clip gage* tem um limite de 5% de deformação e, acima desse valor, o sistema não o considera mais para leitura, sendo necessária a sua retirada do ensaio.

No Brasil não existe norma específica para execução dos ensaios a tração em corpos de prova em aço inoxidável. Desta forma, segue-se um padrão de velocidade de acordo com Huang e Young [32], ou seja, a velocidade de carregamento aplicada foi de 0,05 mm/min até o corpo-de-prova atingir 0,2% de deformação e de 0,8 mm/min após esse valor. A Figura 55 mostra o corpo de prova na máquina de ensaio no início e após a ruptura.



Figura 55 – Corpo de prova na máquina INSTRON 3382 a) no início do ensaio; b) após a ruptura.

As propriedades mecânicas obtidas dos dois corpos de prova para cada seção transversal são apresentadas na Tabela 12, tais como: módulo de elasticidade ( $E$ ); tensão obtida por meio da inclinação do módulo de elasticidade em 0,2% de deformação ( $\sigma_{0,2\%}$ ); tensão obtida por meio da inclinação do módulo de elasticidade em 1% de deformação ( $\sigma_{1\%}$ ); tensão máxima ( $\sigma_u$ ); deformação correspondente a tensão máxima ( $\varepsilon_u$ ); deformação correspondente a ruptura do corpo de prova ( $\varepsilon_f$ ).

Tabela 12 – Propriedades mecânicas obtidas nos ensaios de caracterização à tração.

Seção	CP	$E$ (GPa)	$\sigma_{0,2\%}$ (MPa)	$\sigma_{1\%}$ (MPa)	$\sigma_u$ (MPa)	$\varepsilon_u$ (%)	$\varepsilon_f$ (%)
L76x76x6,4	1	150,87	301,28	339,09	723,26	60,30	64,19
	2	243,09	282,25	317,59	715,93	63,33	66,89
	<b>Média</b>	<b>196,98</b>	<b>291,76</b>	<b>328,34</b>	<b>719,59</b>	<b>61,82</b>	<b>65,54</b>
L64x64x4,8	1	194,93	264,03	300,62	669,33	57,12	61,09
	2	208,80	293,02	322,47	678,86	54,86	58,99
	<b>Média</b>	<b>201,86</b>	<b>278,53</b>	<b>311,54</b>	<b>674,09</b>	<b>55,99</b>	<b>60,04</b>
L64x64x6,4	1	227,67	300,61	327,88	693,32	64,56	69,82
	2	220,63	274,12	322,41	701,14	69,99	74,70
	<b>Média</b>	<b>224,15</b>	<b>287,36</b>	<b>325,14</b>	<b>697,23</b>	<b>67,28</b>	<b>72,26</b>

A Figura 56 apresenta, respectivamente, as curvas tensão *versus* deformação obtidas dos corpos de prova (CP-1 e CP-2) correspondente as seções L76x76x6,35, L64x64x4,8 e L64x64x6,4.

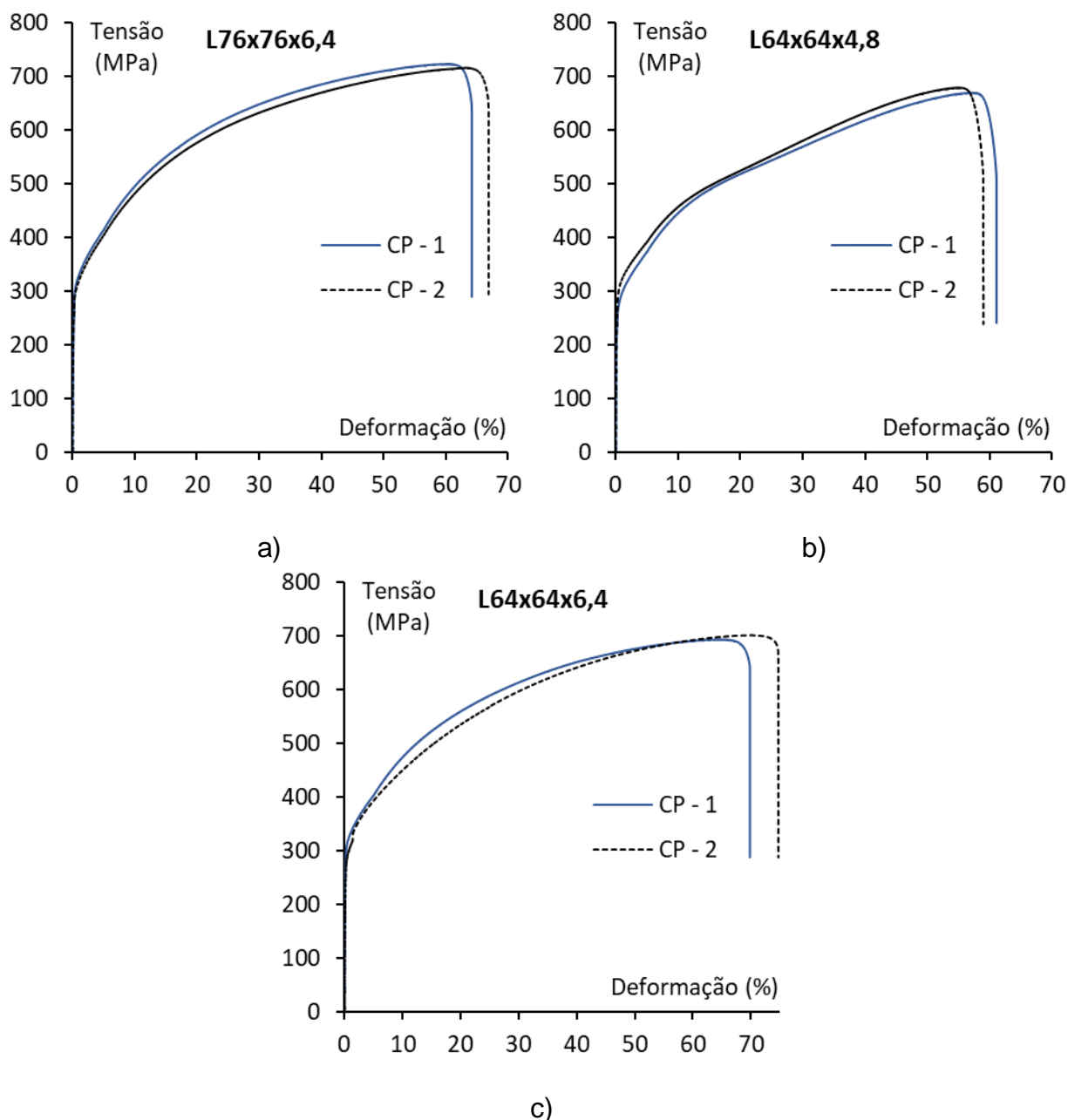


Figura 56 – Curva tensão *versus* deformação medida experimentalmente à tração da seção a) L76x76x6,4; b) 64x64x4,8 e c) 64x64x6,4.

De acordo com a Tabela 12, nota-se que o aço inoxidável apresenta um valor médio de tensão máxima ( $\sigma_u$ ) de até de 719,59 MPa, porém também apresenta uma

tensão em 0,2% de deformação média de 291,76 MPa ( $\sigma_{0,2\%}$ ), evidenciando uma razão ( $\sigma_u/\sigma_{0,2\%}$ ) de 2,44. E ainda, observa-se que a deformação final atingida é de até 72,26%. A Figura 57 mostra um comparativo do alongamento do corpo-de-prova antes e após a realização do ensaio. As duas características evidenciam um comportamento típico do aço inoxidável austenítico.



Figura 57 – Alongamento do aço inoxidável austenítico devido ao esforço de tração.

Conforme visto, a Tabela 11 e a Tabela 12 apresentaram os valores médios das propriedades mecânicas obtidas referentes aos ensaios de caracterização à compressão e à tração do aço inoxidável. A Tabela 13 apresenta o valor da média dos ensaios de caracterização do aço inoxidável para cada seção transversal.

Tabela 13 – Média dos valores dos ensaios de caracterização do aço inoxidável austenítico 304.

Seção	Caracterização	E (GPa)	$\sigma_{0,2\%}$ (MPa)	$\sigma_{1\%}$ (MPa)
L76x76x6,4	Compressão	218,845	275,796	328,279
	Tração	196,980	291,769	328,346
	<b>Média</b>	<b>207,913</b>	<b>283,783</b>	<b>328,313</b>
L64x64x4,8	Compressão	219,163	291,498	349,407
	Tração	201,865	278,533	311,546
	<b>Média</b>	<b>210,514</b>	<b>285,016</b>	<b>330,477</b>
L64x64x6,4	Compressão	213,950	361,571	426,428
	Tração	224,150	287,367	325,148
	<b>Média</b>	<b>219,050</b>	<b>324,469</b>	<b>375,788</b>

A fim de exemplificar a diferença de comportamento do aço inoxidável quando submetido ao esforço de compressão e tração, a Figura 58 mostra um comparativo



dos resultados obtidos nos ensaios de caracterização a compressão e a tração até o limite de 2% de deformação para a seção L64x64x4,8.

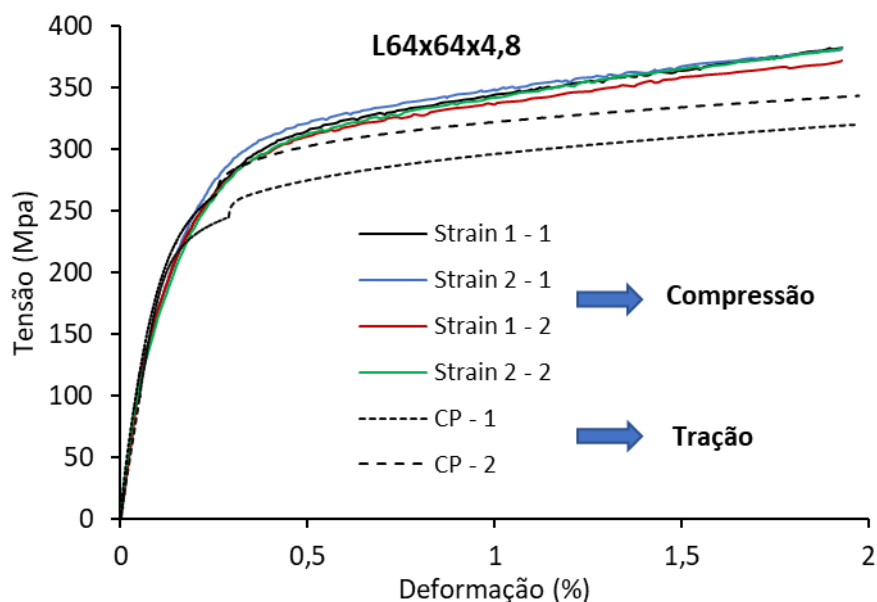


Figura 58 – Curva tensão *versus* deformação comparativa dos ensaios à compressão e à tração.

#### 4.4 Imperfeição geométrica inicial

Segundo Landesmann *et al.*[25], as imperfeições geométricas iniciais, ao longo do comprimento de perfis com seção cantoneira de abas iguais, podem ser medidas por meio da leitura de quatro transdutores de deslocamento (*displacement transducer* – DT).

A medição é baseada em dois aspectos, especificamente, a seção transversal sofre movimentos de corpo rígido (conforme visto na Figura 34) e os transdutores de deslocamentos permanecem fixos enquanto as seções transversais do perfil os atravessam. A Figura 59 ilustra como transcorre a medição, o perfil desloca-se no sentido longitudinal (sentido positivo do eixo z) enquanto os transdutores permanecem fixos medindo a projeção das seções transversais ao longo do comprimento.

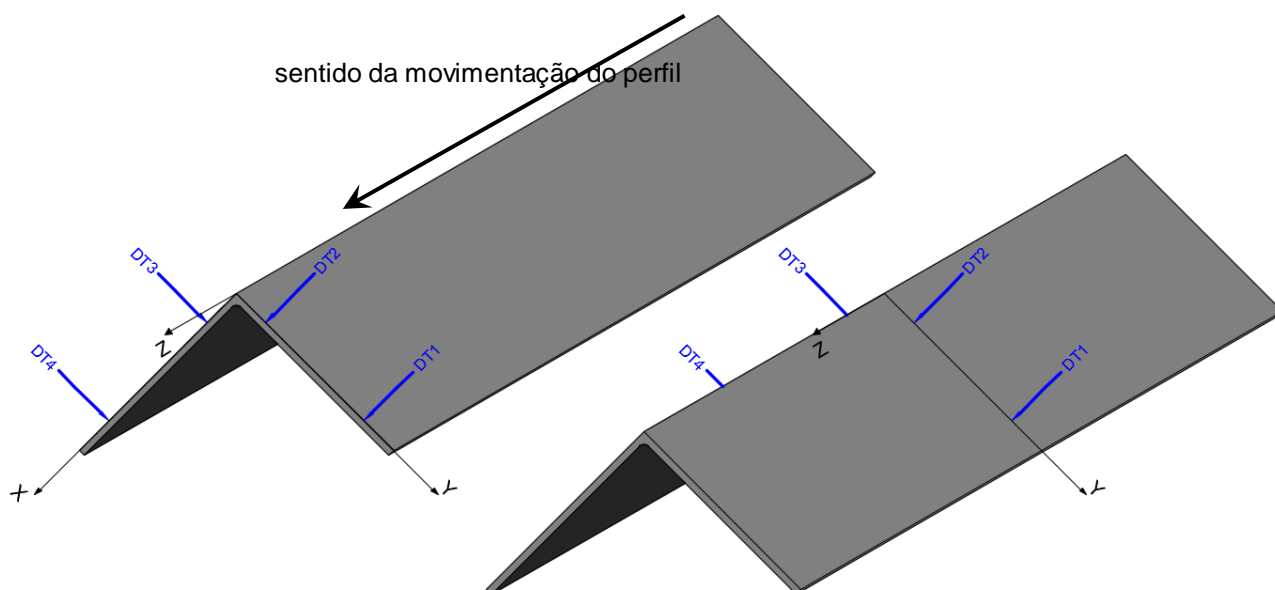


Figura 59 – Posicionamento do perfil e dos transdutores de deslocamento.

Mediante essa leitura é possível mapear como as seções variam por toda a extensão do perfil e, portanto, obter a rotação ( $\beta$ ), o deslocamento horizontal ( $d_h$ ) e o deslocamento vertical ( $d_v$ ) em cada seção ao longo do comprimento do perfil. A Figura 60 demonstra a posição dos quatro transdutores de deslocamento em uma seção indeformada situada no plano X-Y.

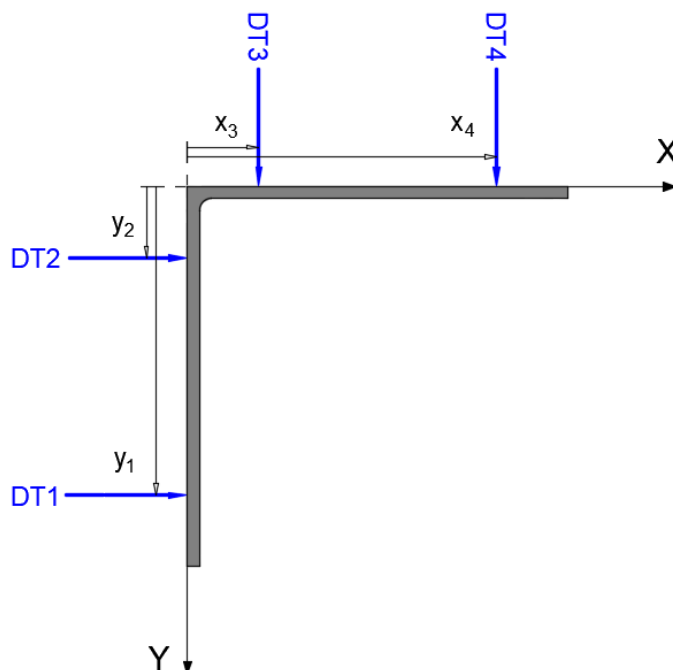


Figura 60 – Posicionamento dos transdutores de deslocamento 1 ao 4 na seção indeformada situada no plano X-Y.

Conforme ilustrado na Figura 60, os quatro transdutores de deslocamento (DT1 a 4) são posicionados de modo que o DT1 e o DT2 formem um ângulo de  $90^\circ$  com a aba da cantoneira, estabelecida como eixo Y (vertical) e possuam coordenadas  $y_2 = 10 \text{ mm}$  e  $y_1 = (b - 10) \text{ mm}$  e o DT3 e o DT4 formem um ângulo de  $90^\circ$  com a aba da cantoneira estabelecida como eixo X (horizontal) e possuam coordenadas  $x_3 = 10 \text{ mm}$  e  $x_4 = (b - 10) \text{ mm}$ . Vale salientar, que o sinal referente às leituras dos deslocamentos são de acordo com o sentido positivo dos eixos X e Y e a rotação é positiva em sentido horário.

Pela posição do DT 1 ao DT4 e mediante as leituras dos deslocamentos obtidos, a primeira etapa do processo de cálculo consiste em obter a imperfeição de rotação da seção transversal ( $\beta$ ), ilustrada na Figura 61, obtida por meio da equação (39). Observa-se que o princípio de corpo rígido indica que a seção rotaciona-se igualmente como um todo, portanto, o DT2 e o DT3 servem como uma redundância no cálculo da rotação da seção transversal.

$$\beta = \tan^{-1}\left(\frac{\text{DT1} - \text{DT2}}{y_2 - y_1}\right) \text{ ou } \tan^{-1}\left(\frac{\text{DT4} - \text{DT3}}{x_4 - x_3}\right) \quad (39)$$

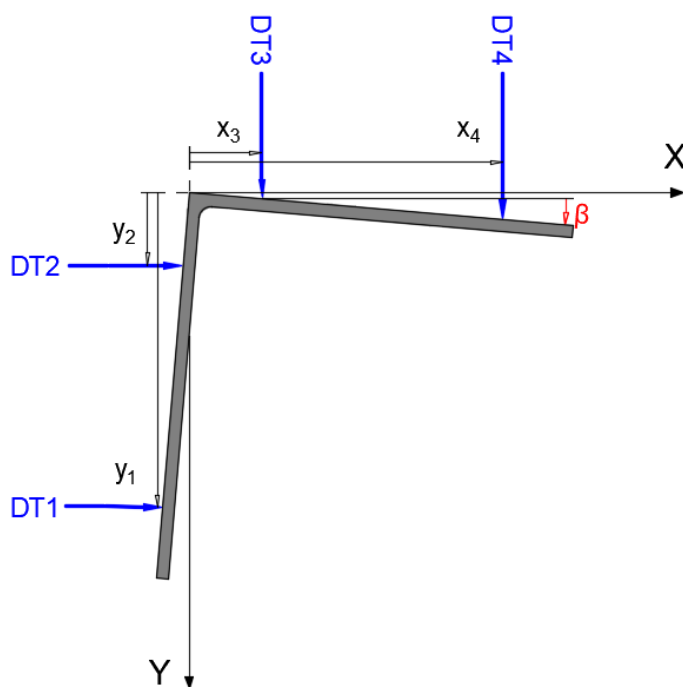


Figura 61– Medição da imperfeição de rotação da seção transversal.

O cálculo dos deslocamentos horizontais ( $d_h$ ) e verticais ( $d_v$ ) requer mais atenção, como os DT's permanecem fixos e as seções variam, a posição relativa à seção transversal indeformada muda. Dessa maneira, cada medida do DT1 e do DT4 combinam duas parcelas, tais como, o deslocamento horizontal ou vertical e a outra igual ao produto da rotação por uma distância horizontal ou vertical que depende da posição da quina da seção transversal indeformada. As equações (40) e (41) expressam a relação entre a leitura dos DT1 e DT4 com  $d_h$ ,  $d_v$  e  $\beta$ .

$$DT1 = d_h - (y_1 - d_v) \tan \beta \quad (40)$$

$$DT4 = d_v - (x_4 - d_h) \tan \beta \quad (41)$$

Para um melhor entendimento, supõe-se inicialmente que a seção transversal não tenha rotação, isto é,  $\beta = 0$ , e conseqüentemente,  $\tan \beta = 0$ , ilustrado na Figura 62(a). Pelas equações (40) e (41), as leituras do DT1 e do DT4 igualam-se, respectivamente, a  $d_h$  e  $d_v$ . Porém, conforme ilustrado na Figura 62(b), considerando um valor qualquer de rotação ( $\beta \neq 0$ ) é necessário levar em

consideração a projeção referente a rotação tanto na vertical,  $(y_1 - d_v) \tan \beta$ , quanto na horizontal,  $(x_4 - d_h) \tan \beta$ .

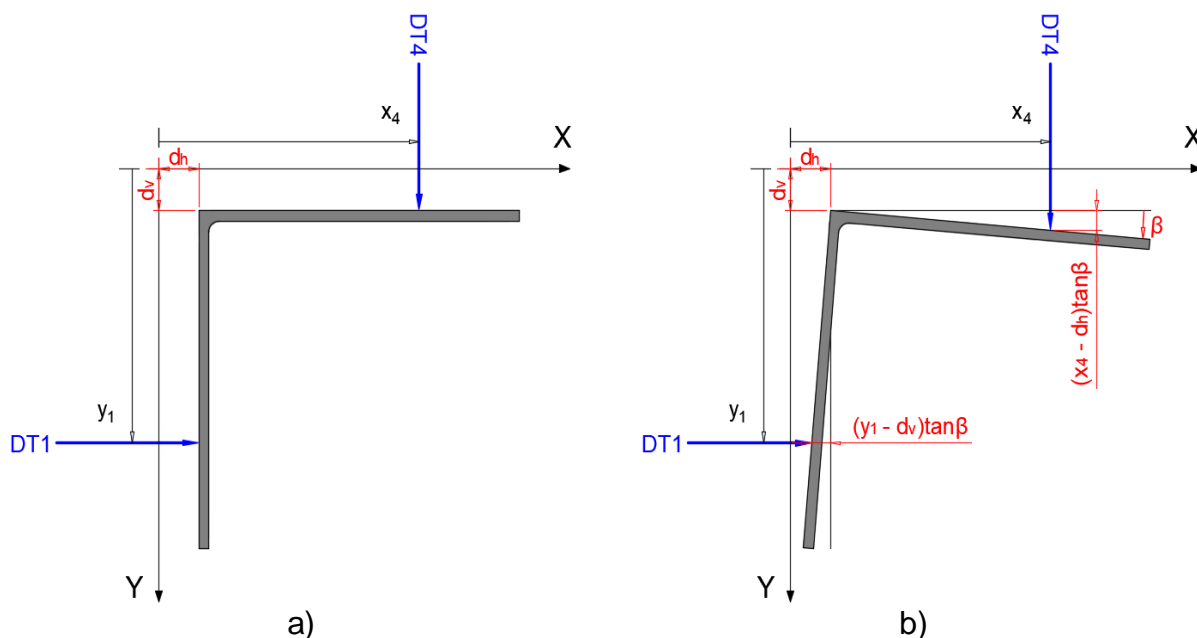


Figura 62 – a) Posição da seção deformada considerando  $\beta = 0$ , somente com translação horizontal e vertical; b) posição da seção deformada com  $\beta \neq 0$  as translações e a rotação.

Diante disso, os valores de  $d_h$  e  $d_v$  podem ser obtidos por meio da resolução do sistema que as equações (40) e (41) formam. Uma solução pode ser obtida multiplicando a equação (40) por  $\tan \beta$ , demonstrada na equação (42).

$$DT1 \tan \beta = d_h \tan \beta - y_1 \tan^2 \beta + d_v \tan^2 \beta \quad (42)$$

Somando a equação (42) com a equação (41), obtém-se a equação (43).

$$DT1 \tan \beta + DT4 = -y_1 \tan^2 \beta + d_v \tan^2 \beta + d_v + x_4 \tan \beta \quad (43)$$

Nota-se que a incógnita  $d_h$  é excluída da equação (43) e, portanto, o valor de  $d_v$  resulta, apenas, em função de valores conhecidos, tais como,  $\beta$ ,  $DT1$ ,  $DT4$ ,  $y_1$  e  $x_4$ . Com  $d_v$  conhecido é possível também obter  $d_h$ . Posteriormente, as equações

(44) e (45) fornecem o cálculo dos deslocamentos horizontais ( $d_h$ ) e verticais ( $d_v$ ) em relação aos eixos X e Y, respectivamente.

$$d_h = \frac{DT1 - DT4 \tan \beta + y_1 \tan \beta + x_4 \tan^2 \beta}{1 + \tan^2 \beta} \quad (44)$$

$$d_v = \frac{DT1 \tan \beta + DT4 + y_1 \tan^2 \beta - x_4 \tan \beta}{1 + \tan^2 \beta} \quad (45)$$

Entretanto, os eixos principais de inércia da seção cantoneira de abas iguais indeformada são rotacionados em  $45^\circ$  com os eixos X e Y e são representados respectivamente por  $X_m$  e  $X_M$ . Assim, a projeção geométrica dos deslocamentos horizontais e verticais no plano X-Y possibilita o cálculo dos deslocamentos no eixo principal de maior inércia ( $d_m$ ) e no eixo principal de menor inércia ( $d_M$ ) associado a cada seção deformada.

Com o intuito de visualizar melhor os deslocamentos nos eixos principais de inércia da seção cantoneira, a Figura 63 ilustra duas situações, onde na primeira ocorre somente o deslocamento no eixo de maior inércia ( $d_m$ ), demonstrado na Figura 63(a), e na segunda ocorre somente o deslocamento no eixo de menor inércia ( $d_M$ ), demonstrado na Figura 63(b). Cabe ressaltar que os eixos  $X_{md}$  e  $X_{Md}$ , representam os eixos principais de inércia da seção deformada.

Na Figura 63 nota-se que os cálculos para obter os deslocamentos dependem somente das projeções horizontais e verticais da quina da cantoneira e, dessa maneira, é possível obter as equações (46) e (47). Cabe chamar atenção que o deslocamento no eixo de maior inércia, significa uma flexão no eixo de menor inércia ( $d_m$ ) e, portanto, um deslocamento no eixo de menor inércia significa uma flexão no eixo de maior inércia ( $d_M$ ) e são consideradas imperfeições globais, enquanto a rotação é uma imperfeição local.

$$d_m = d_h \cos 45 + d_v \cos 45 = (d_h + d_v) \frac{\sqrt{2}}{2} \quad (46)$$

$$d_M = d_h \cos 45 - d_v \cos 45 = (d_h - d_v) \frac{\sqrt{2}}{2} \quad (47)$$

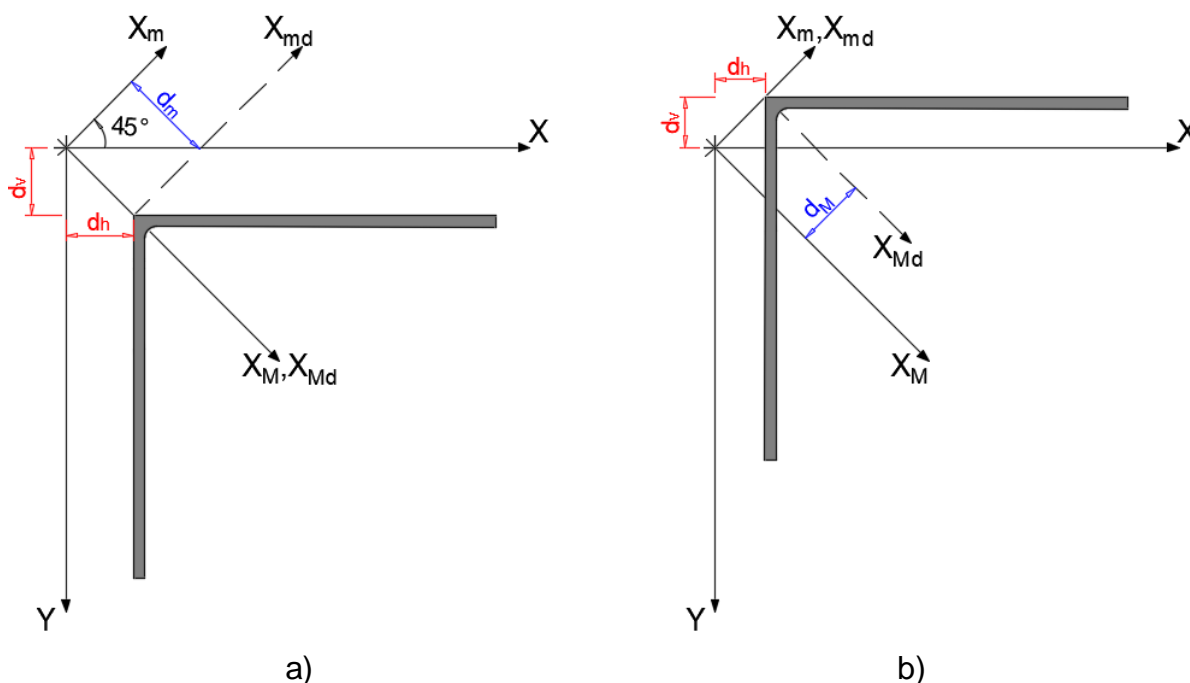


Figura 63 – Deslocamento no eixo a) de maior inércia; b) de menor inércia.

Baseado na metodologia descrita anteriormente, as imperfeições geométricas iniciais foram medidas em todos os protótipos, totalizando dez colunas para as três seções transversais. Os protótipos foram dispostos sobre uma mesa rígida (máquina de fresa) que se desloca horizontalmente e os quatro transdutores de deslocamentos foram posicionados na seção transversal com as coordenadas em X e Y, conforme a Figura 60, sendo  $y_1$  e  $x_4$  iguais a  $(b-10)$  mm e  $y_2$  e  $x_3$  iguais a 10 mm. Além disso, um sensor de posição (DT5) foi utilizado para obter a posição referente a cada seção transversal ao longo do comprimento. A Figura 64 mostra a organização geral dos ensaios.

Porém, a fresadora (mesa rígida) possui um limite de 800 mm ao se deslocar na horizontal, com exceção de apenas um comprimento, conforme visto na Tabela 10. Os ensaios foram realizados em duas etapas. De início media-se as imperfeições de 0 até  $L_0/2$ , depois reposicionava-se o perfil empurrando-o somente na direção longitudinal (com auxílio de guias presos na mesa) e se media

novamente de  $L_0/2$  até  $L_0$ . A Figura 66 mostra as posições referentes aos dois pontos iniciais de medição de um mesmo protótipo.

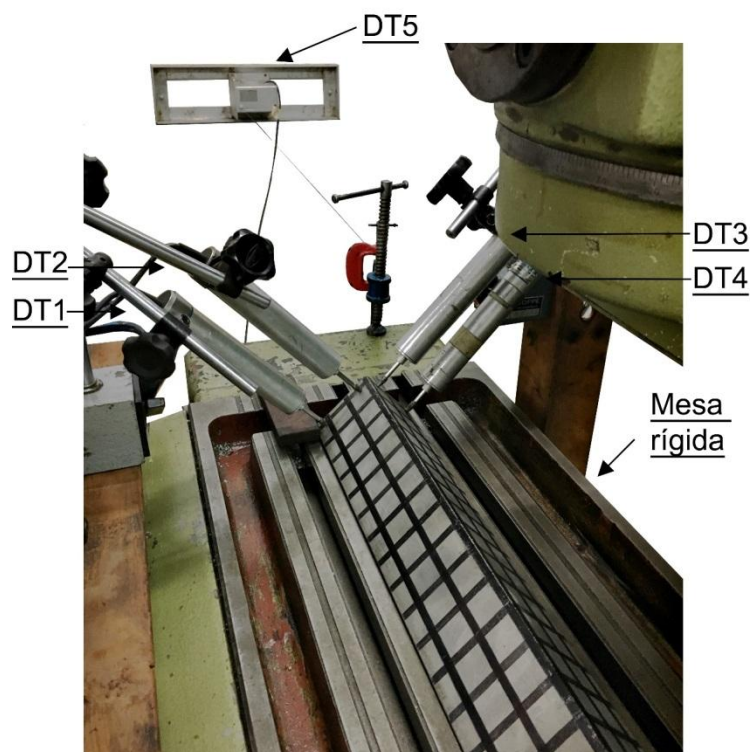


Figura 64 – Organização geral dos ensaios de medição das imperfeições iniciais.

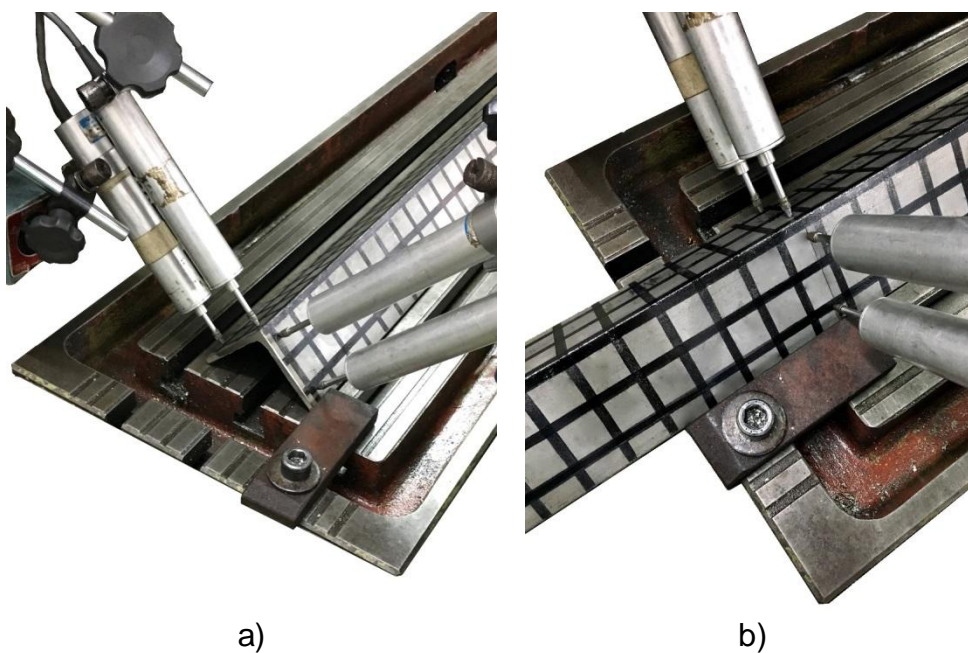


Figura 65 – Posição inicial de medição a) 0 até  $L_0/2$ ; b)  $L_0/2$  até  $L_0$ .



A Figura 66 demonstra o desenvolvimento dessas leituras ao longo do comprimento das colunas L76x76x4 – 1350; L64x64x4,8 – 1400; L64x64x6,4 – 800 e L64x64x6,4 – 850, sendo o eixo vertical caracterizado pelas leituras e o horizontal pela posição normalizada ( $DT5/L_0$ ).

A Tabela 14 apresenta a leitura mínima e máxima dos transdutores de deslocamento 1 a 4 obtidas para cada coluna, o sinal referente, como já citado, é positivo “entrando” e negativo “saindo” da seção transversal.

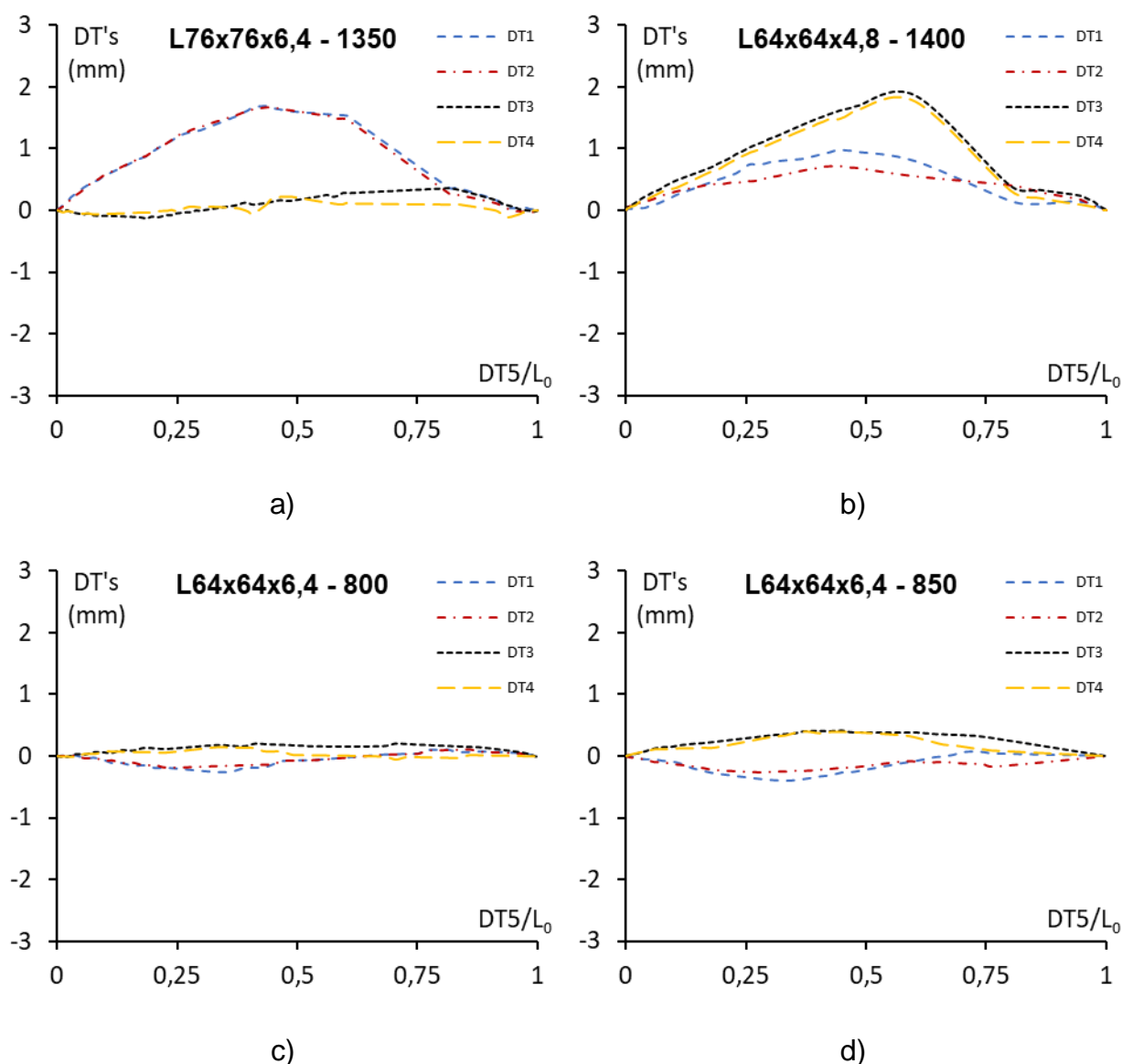


Figura 66 – Desenvolvimento das leituras dos DT's 1 ao 4 ao longo do comprimento das colunas a) L76x76x6,4 – 1350; b) L64x64x4,8 – 1400; c) L64x64x6,4 – 800 e d) L64x64x6,4-850.

Tabela 14 – Medidas mínimas e máximas obtida pelos transdutores de deslocamento.

Coluna	DT1 (mm)	DT2 (mm)	DT3 (mm)	DT4 (mm)
L76x76x6,4 - 1300	-0,05/0,44	-0,30/0,44	-0,05/0,30	-0,29/0,19
L76x76x6,4 - 1350	0,00/1,70	-0,04/1,69	-0,13/0,37	-0,11/0,22
L76x76x6,4 - 1500	0,00/0,26	-0,27/0,13	-0,14/0,28	0,00/0,47
L64x64x4,8 - 1250	0,00/1,46	0,00/1,42	-1,22/0,00	-1,37/0,00
L64x64x4,8 - 1260	0,00/1,67	0,00/1,26	0,00/1,07	0,00/0,64
L64x64x4,8 - 1400	0,00/0,99	-0,01/0,73	0,00/1,85	0,00/1,76
L64x64x6,4 - 800	-0,26/0,10	-0,19/0,11	-0,01/0,20	-0,05/0,15
L64x64x6,4 - 850	-0,40/0,07	-0,26/0,00	0,00/0,41	0,00/0,41
L64x64x6,4 - 900	0,00/0,34	0,00/0,54	-0,34/0,15	-0,20/0,05
L64x64x6,4 - 1450	-0,15/0,11	-0,12/0,12	0,00/1,15	0,00/1,27

Comparando-se com o comprimento e as espessuras das colunas, as leituras apresentaram valores bem baixos, os valores mínimos lidos são: -1,37 mm, pelo DT4 e -1,22 mm, pelo DT3 na coluna L64x64x4,8 – 1250, e os máximos são: de 1,85 mm, pelo DT3 e 1,76 mm, pelo DT4 na coluna L64x64x4,8 – 1400, e também, o valor de 1,70 mm pelo DT1 e 1,69 mm pelo DT2 na coluna L76x76x6,4 – 1350.

A partir dessas leituras e utilizando as equações (39), (44) a (47), obtém-se os valores de  $d_{m0}$ ,  $d_{M0}$  e  $\beta_0$ . Os valores mínimos e máximos são apresentados na Tabela 15.

A Figura 67 demonstra a evolução dos deslocamentos e rotação inicial calculados das seções transversais ao longo do comprimento das colunas L76x76x,4 – 1350, L64x64x4,8 – 1400, L64x64x6,4 – 800 e L64x64x6,4 – 850, sendo ilustrado por meio de um eixo vertical primário, em milímetros, o comportamento dos deslocamentos no eixo de menor e maior inércia, assim como, um eixo vertical secundário em radianos representa o comportamento da rotação, enquanto que o eixo horizontal é normalizado ( $DT5/L_0$ ).

Tabela 15 – Valores mínimos e máximos das imperfeições iniciais medidas

Coluna	$d_{m0}$ (mm)	$d_{M0}$ (mm)	$\beta_0$ ( $\text{rad} \times 10^{-2}$ )
L76x76x6,4 - 1300	0,00/0,28	-0,51/0,11	-0,639/0,092
L76x76x6,4 - 1350	-0,05/1,31	-0,12/1,09	-0,336/0,114
L76x76x6,4 - 1500	0,00/0,29	-0,32/0,09	-0,200/0,229
L64x64x4,8 - 1250	-0,13/0,14	0,00/1,84	-0,335/0,733
L64x64x4,8 - 1260	0,00/1,63	-0,15/0,11	-1,080/0,296
L64x64x4,8 - 1400	0,00/1,82	-0,97/0,04	-0,450/0,201
L64x64x6,4 - 800	-0,09/0,06	-0,25/0,01	-0,294/0,082
L64x64x6,4 - 850	-0,10/0,16	-0,43/0,00	-0,475/0,207
L64x64x6,4 - 900	0,00/0,21	0,00/0,64	-0,116/0,349
L64x64x6,4 - 1450	0,00/0,86	-0,82/0,00	-0,198/0,299

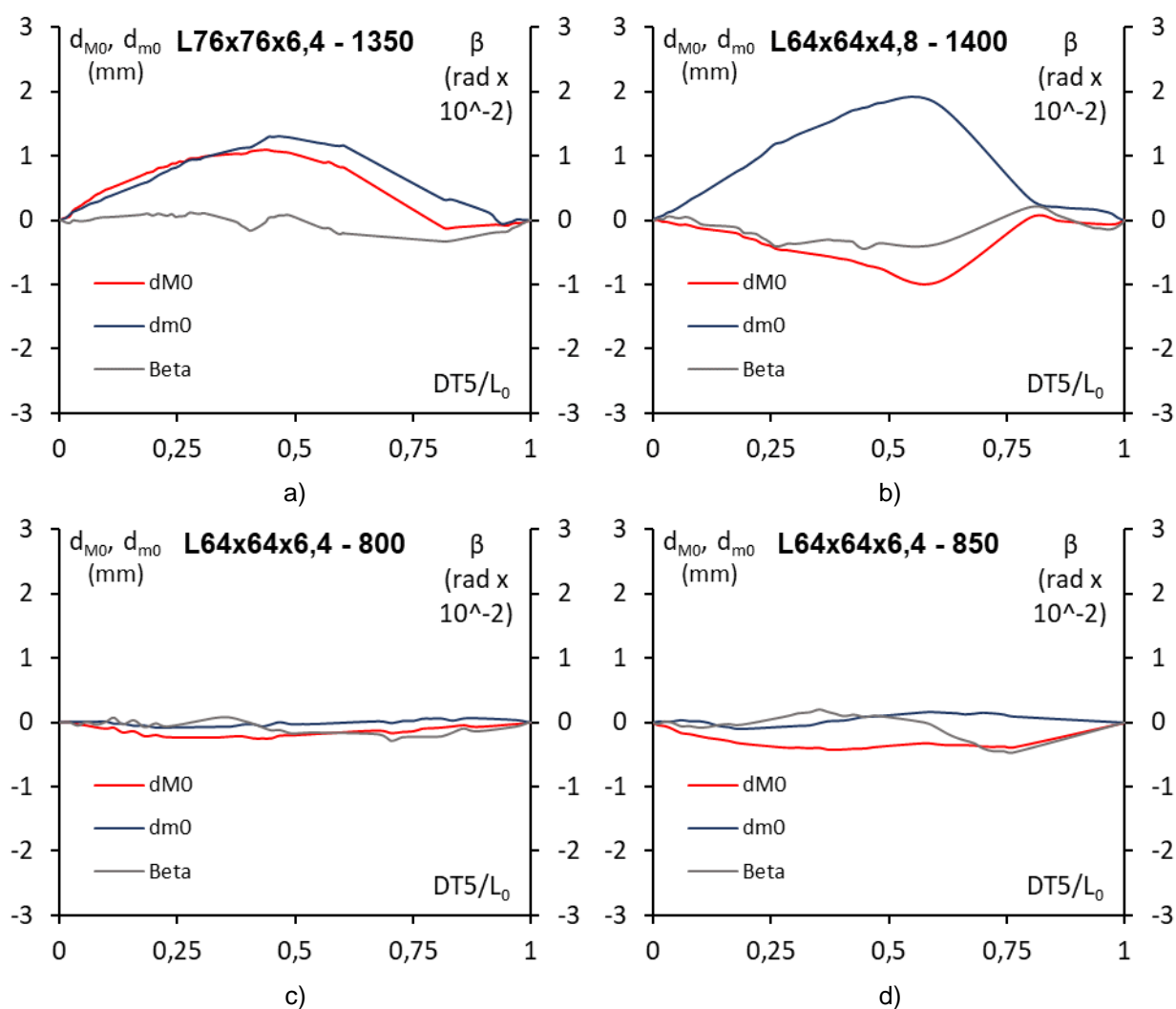


Figura 67 – Translações e rotação medidas a) L76x76x6,4 – 1350; b) L64x64x4,8 – 1400; c) L64x64x6,4 – 800 e d) L64x64x6,4-850.

De acordo com a Figura 67, os deslocamentos calculados ao longo do comprimento das colunas apresentam, no geral, como deformada, uma única semionda, porém as amplitudes variam o que indica o quanto a coluna está flexionada inicialmente. Isso demonstra que  $d_{m0}$  e  $d_{M0}$  são causados, respectivamente, por flexão no eixo de menor inércia e flexão no eixo de maior inércia. As rotações iniciais não apresentaram valores muito relevantes onde variaram de  $-1,080 \times 10^{-2}$  rad até  $0,733 \times 10^{-2}$  rad.

Comparando-se somente as imperfeições globais, a Tabela 16 exhibe o máximo admitido por norma  $L_0/1000$ , e o máximo absoluto ( $d_{m0 \text{ máx}}$  e  $d_{M0 \text{ máx}}$ ), isto é, tanto positivo quanto negativo, dos valores de deslocamentos, além do cálculo da relação com o comprimento nominal do ensaio ( $L_0/d_{m0 \text{ máx}}$  e  $L_0/d_{M0 \text{ máx}}$ ).

Tabela 16 – Comparativo do padrão adotado por norma e as imperfeições iniciais globais medidas dos modelos.

Coluna	$\frac{L_0}{1000}$	$d_{m0 \text{ máx}}$ (mm)	$\frac{L_0}{d_{m0 \text{ máx}}}$	$d_{M0 \text{ máx}}$ (mm)	$\frac{L_0}{d_{M0 \text{ máx}}}$
L76x76x6,4 - 1300	1,30	0,28	4717	-0,51	-2568
L76x76x6,4 - 1350	1,35	1,31	1034	1,09	1243
L76x76x6,4 - 1500	1,50	0,29	5148	-0,32	-4620
L64x64x4,8 - 1250	1,25	0,14	9247	1,84	679
L64x64x4,8 - 1260	1,26	1,63	772	-0,15	-8177
L64x64x4,8 - 1400	1,40	1,82	768	-0,97	-1450
L64x64x6,4 - 800	0,80	-0,09	-8745	-0,25	-3247
L64x64x6,4 - 850	0,85	0,16	5260	-0,43	-1990
L64x64x6,4 - 900	0,90	0,21	4299	0,64	1417
L64x64x6,4 - 1450	1,45	0,86	1677	-0,82	-1761

De acordo com a Tabela 16, as colunas L64x64x4,8 – 1260 e L64x64x4,8 – 1400 exibem um  $d_{m0 \text{ máx}}$  maior que a relação  $L_0/1000$  e, por isso, as relações  $L_0/d_{m0 \text{ máx}}$  exibem, respectivamente, os valores de 772 e 768, além da coluna L64x64x4,8 – 1250 apresentar um  $d_{M0 \text{ máx}}$  também maior que  $L_0/1000$ , com um

valor da relação  $L_0/d_{M0\text{ máx}} = 679$ . De posse destes valores, constatou-se que o perfil como um todo apresentava uma grande imperfeição global e teoricamente não estariam de acordo com as medidas consideradas de forma geral pelas normas. Entretanto as outras colunas apresentaram valores relativamente baixos.

#### 4.5 Configuração dos ensaios e condições de contorno

Os ensaios experimentais tiveram o objetivo de simular uma situação estrutural onde as cantoneiras fossem submetidas a carga axial centrada, isto é, compressão pura, caracterizando uma coluna e, dessa maneira, obter a carga máxima e o modo de falha relacionado a cada coluna.

Visando simular a compressão centrada nas colunas o mais fielmente possível, algumas etapas foram realizadas a fim de obter uma precisão maior nos testes. Inicialmente, os protótipos foram submetidos ao processo de fresamento (tais como os perfis tubulares no item 4.3.1), pois os cortes executados para obter os comprimentos previstos de ensaio (visto na Figura 43) não garantiram uma perpendicularidade da seção transversal com o eixo longitudinal. A Figura 68 mostra o resultado final do processo na seção.



Figura 68 – Seção transversal após o processo de fresamento.

Uma malha com caneta preta, permanente, foi feita nos protótipos para uma melhor visualização do modo de falha. Além disso, com o objetivo de obter uma

distribuição homogênea de tensões normais (compressão uniformemente distribuída), e também, restringir o empenamento secundário da seção transversal cantoneira de abas iguais, fixou-se duas chapas quadradas de aço carbono A36, uma na base e outra igual no topo dos protótipos. O procedimento foi feito utilizando uma solda ponteada com o eletrodo *UTP perform 308L* de diâmetro 3,2 mm, de maneira que o centroide da placa coincidisse com o centroide da seção cantoneira, trabalhando em conjunto (placa + cantoneira). O conjunto é mostrado na Figura 69.

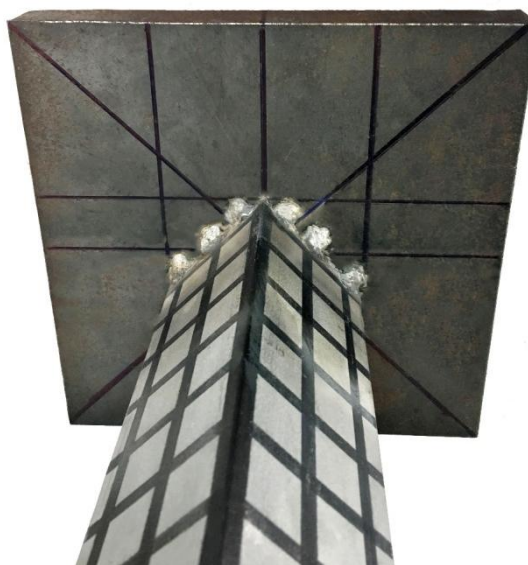


Figura 69 – Placa fixa soldada no topo e na base da coluna.

Para os testes, utilizou-se uma prensa hidráulica alemã da marca Losenhausenwerk, a qual possui um limite de altura de 1800 mm, e foi submetida a um processo de adaptação onde o controle de deslocamento passou a ser feito por um sistema controlador de teste automatizado MOOG ®.

A mesa inferior da prensa possui restrição à flexão nos eixos  $x$  e  $y$ , além da rotação em torno do eixo longitudinal  $z$  caracterizando um apoio engastado na base. Porém, a mesa superior possui um ajuste esférico, o qual permite, particularmente, um leve grau de rotação nos três eixos ( $x$ ,  $y$  e  $z$ ). A Figura 70 mostra a mesa superior da prensa. A Figura 71 ilustra, por meio dos planos médios da mesa superior (Figura 71-a), as rotações nos três eixos ( $x$ ,  $y$  e  $z$ ), sendo representados na Figura 71(b), a rotação em torno do eixo  $x$ , na Figura 71(c) em torno do eixo  $y$  e na Figura 71(d) em torno do eixo  $z$ .

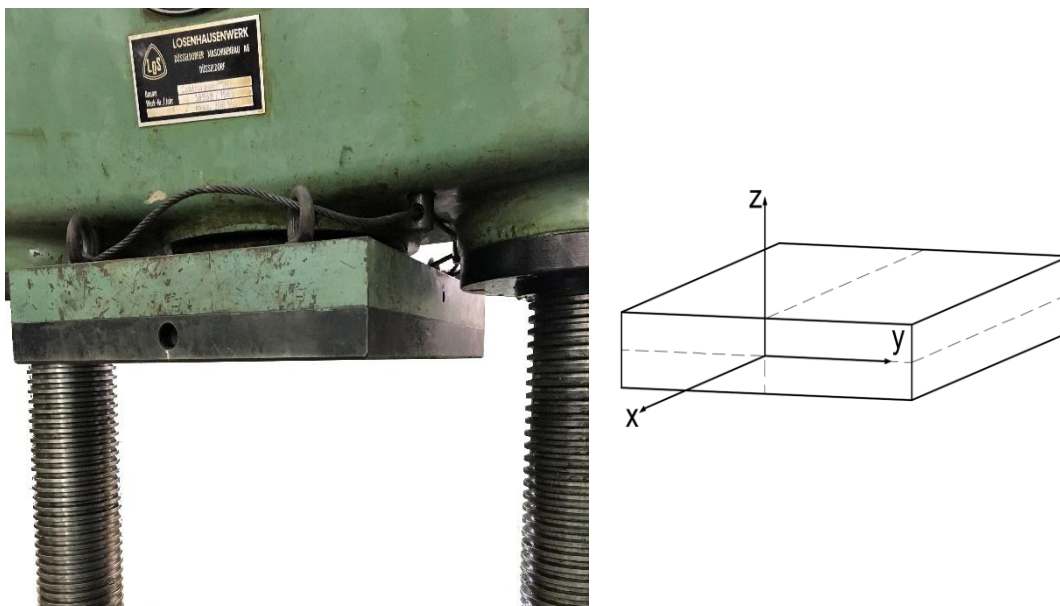


Figura 70 – Mesa superior da prensa hidráulica.

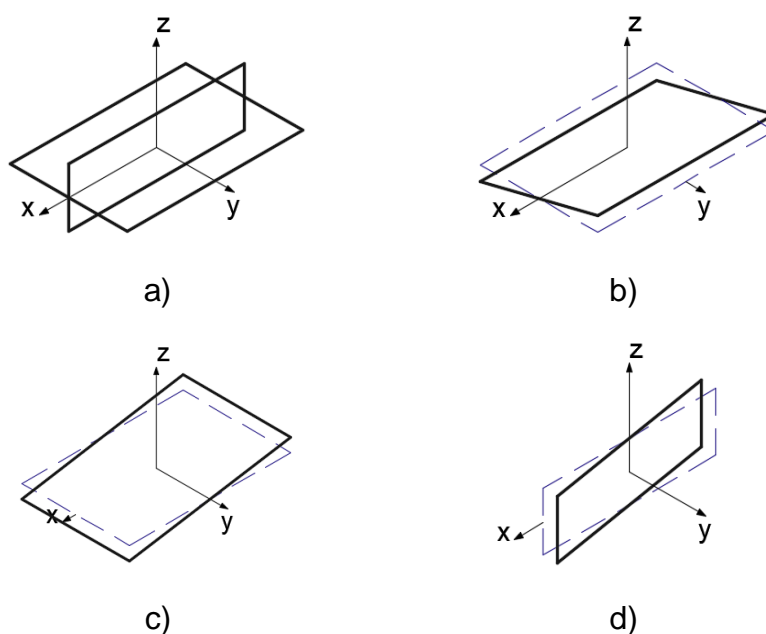


Figura 71 – a) Planos médios da mesa superior; rotação em torno do eixo b) x; c) y e d) z.

Portanto, para os ensaios considerados rotulados no topo, as rotações em torno dos eixos  $x$  e  $y$  foram permitidas e para os ensaios considerados engastados no topo, as três rotações foram restringidas, conforme ilustrado na Figura 72(a). O preparo dos ensaios consistia em posicionar os protótipos, de maneira que os centroides da base e do topo (conjuntos chapa + cantoneira) fossem coincidentes com os das mesas inferior e superior, respectivamente. Para isso foram feitas

marcações nos conjuntos e nas mesas, de tal maneira que os eixos  $x$  e  $y$  das mesas equivalassem, respectivamente, ao eixos de maior e menor inércia da seção cantoneira ( $X_M$  e  $X_m$ ). A Figura 72(b) ilustra, por meio de uma vista superior, a posição das colunas. Além disso, utilizou-se um prumo de face para garantir o nível vertical dos protótipos nos ensaios, e, assim, evitar ao máximo, o surgimento de alguma excentricidade.

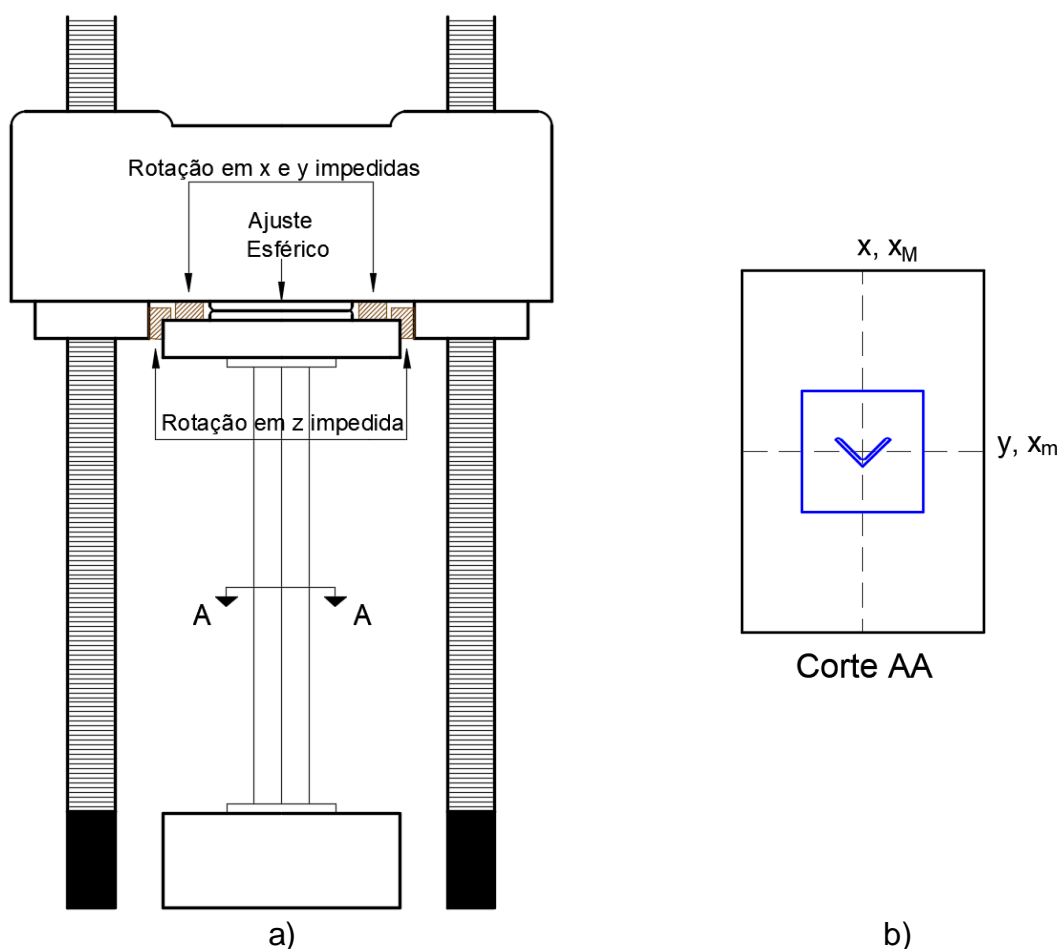


Figura 72 – a) Restrição das rotações em  $x$ ,  $y$  e  $z$  na mesa superior da prensa e b) posição do conjunto chapa + cantoneira na prensa.

Após o preparo das condições fundamentais para a realização dos ensaios, aplicou-se uma pré-carga inicial de 20 kN nas colunas, por meio de controle de deslocamento MOOG ®, com velocidade de rampa de 0,05 mm/s com ciclo de amplitude de 10 kN. A seguir à pré-carga, iniciava-se o ensaio com velocidade de 0,003 mm/s referente a aplicação da carga. Cabe ressaltar que o deslocamento é aplicado com a mesa inferior subindo enquanto a mesa superior permanece fixa. A



aquisição de dados foi feita pelo sistema da *National Instruments* por meio do *software Labview*, com a escala da prensa configurada em 3000 kN. A Figura 73 mostra a organização geral dos ensaios de colunas.

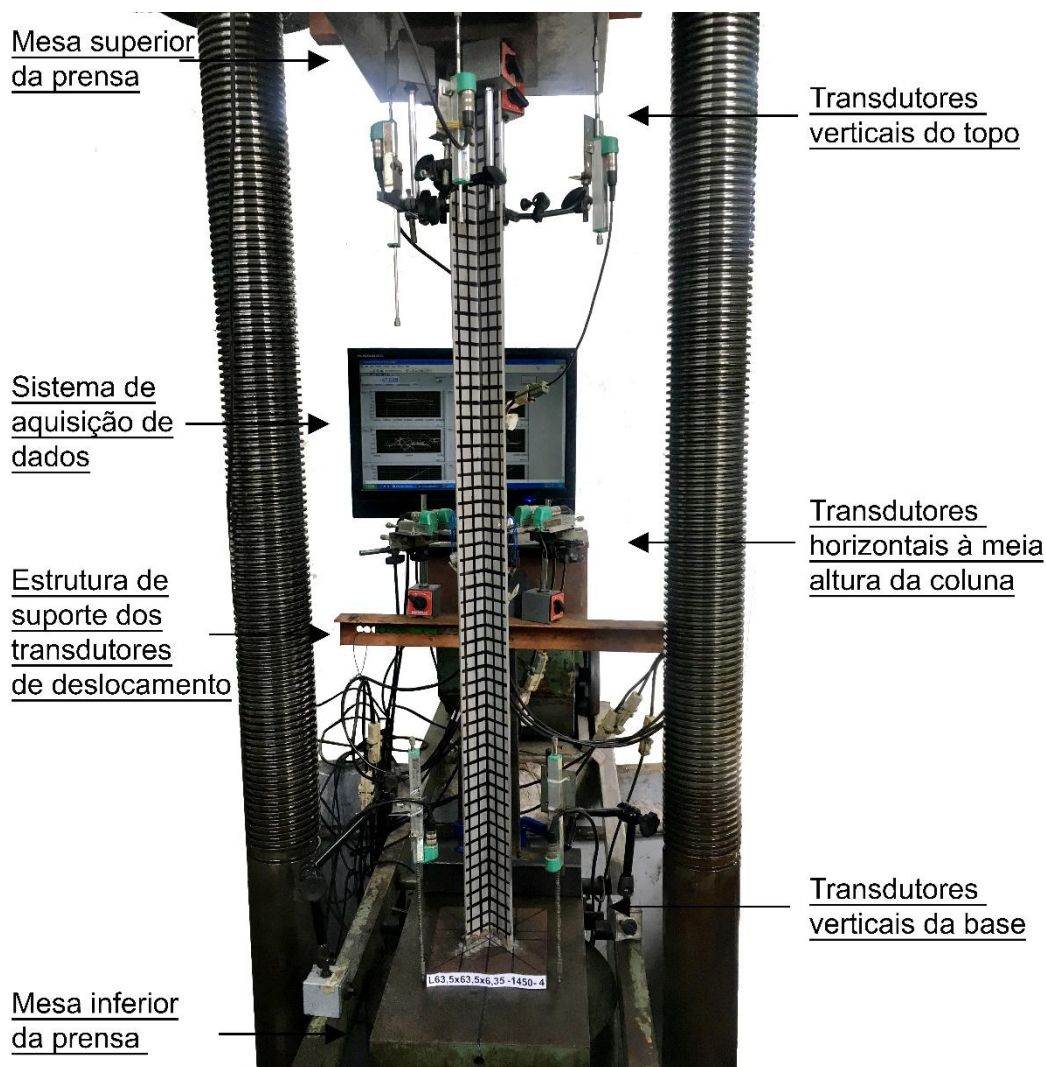


Figura 73 – Organização geral dos ensaios de coluna.

#### 4.6 Instrumentação

Nos ensaios, a instrumentação utilizada objetivou medir os deslocamentos e as deformações, tanto horizontais quanto verticais, por meio de transdutores de deslocamento e extensômetros elétricos do tipo roseta, respectivamente. Dez transdutores de deslocamento e dois extensômetros do tipo roseta foram utilizados nos ensaios para cada coluna.

Dois transdutores de deslocamento foram posicionados transversalmente em relação à mesa inferior, a fim de obter uma leitura redundante do deslocamento vertical em relação à carga aplicada, pois, conforme já mencionado, a aplicação da carga é feita através de controle de deslocamentos da mesa inferior. Este esquema pode ser visualizado na Figura 74 a seguir.

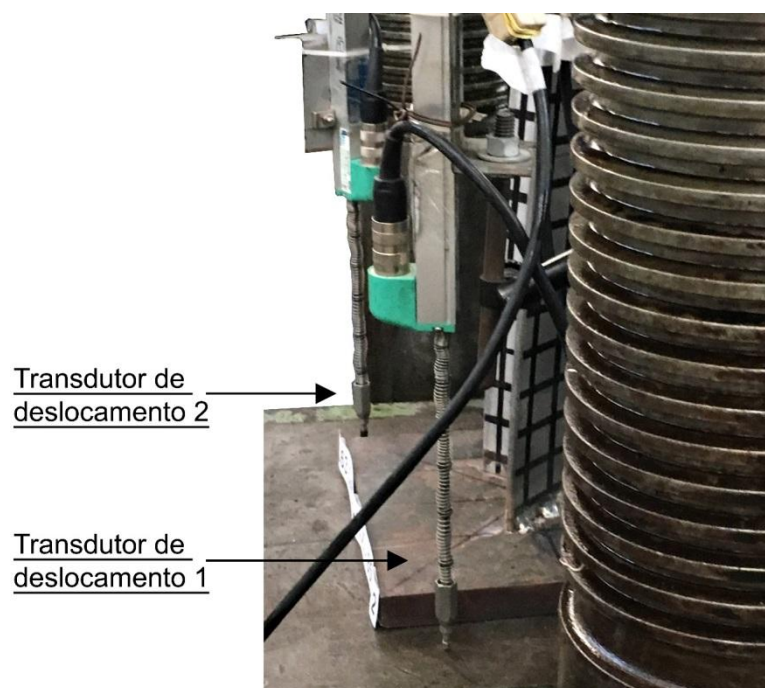


Figura 74 – Posicionamento dos dois transdutores de deslocamento na mesa inferior da prensa.

Para obter a relação entre os deslocamentos horizontais da seção à meia altura da coluna e a carga aplicada, quatro transdutores de deslocamento foram posicionados, dispostos conforme visto na Figura 60, com 10 mm de distância dos extremos das abas. Conseqüentemente, por meio dessas leituras e os cálculos das equações demonstradas no item 4.4, obtém-se o desenvolvimento dos deslocamentos da seção transversal enquanto a carga é aplicada, proporcionando um estudo detalhado de como a coluna comporta-se até atingir a carga máxima resistente. A Figura 75 mostra o posicionamento dos quatro transdutores de deslocamento.

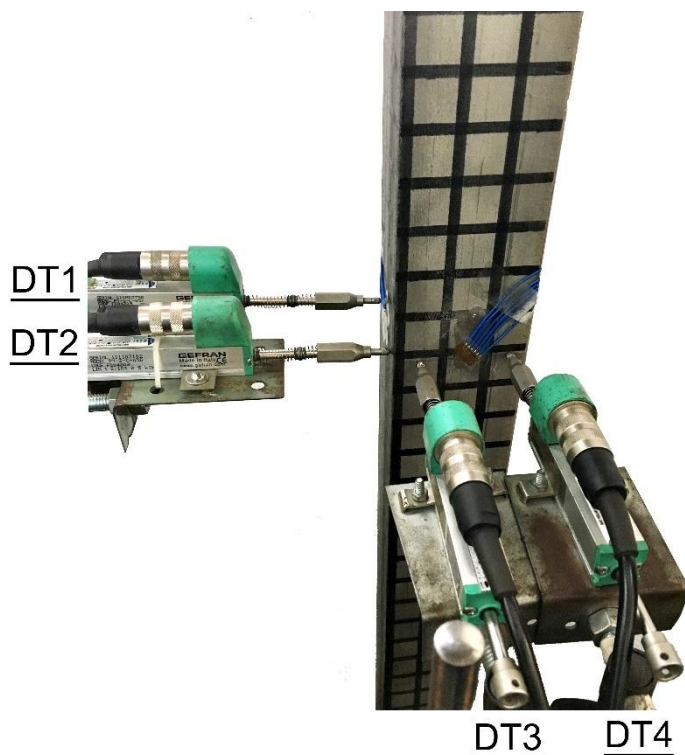


Figura 75 – Posicionamento dos transdutores de deslocamento à meia altura da coluna.

Igualmente, à meia altura da coluna e no centro de cada aba, foram colados dois extensômetros do tipo roseta com a intenção de obter as deformações verticais, horizontais e a  $45^\circ$ , conforme pode ser visto na Figura 76. Com as deformações verticais obtém-se a relação tensão *versus* deformação em cada aba e, conseqüentemente, torna-se possível verificar se a distribuição de tensões normais está igualmente aplicada nas abas da coluna.

As rotações da mesa superior foram investigadas por meio de quatro transdutores de deslocamento, posicionados em formato de cruz, na qual é possível obter as rotações nos eixos de maior e menor inércia. A Figura 77 demonstra o posicionamento adotado.

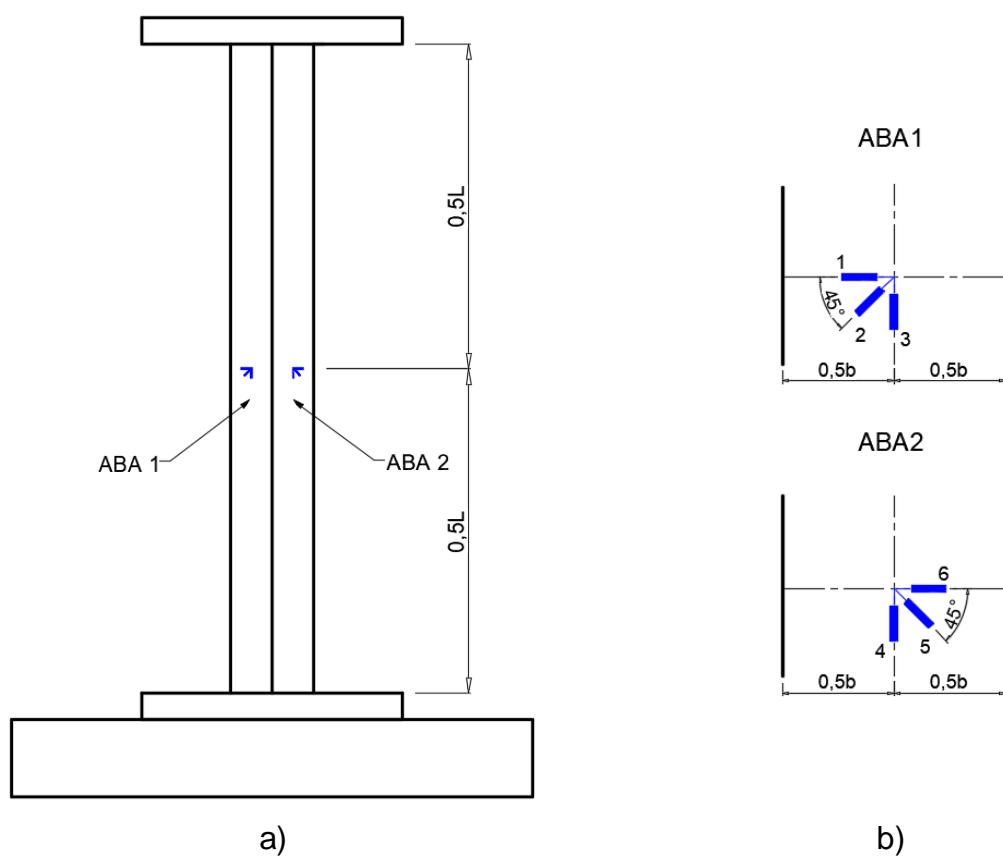


Figura 76 – Posicionamento dos transdutores de deslocamento à meia altura da coluna.

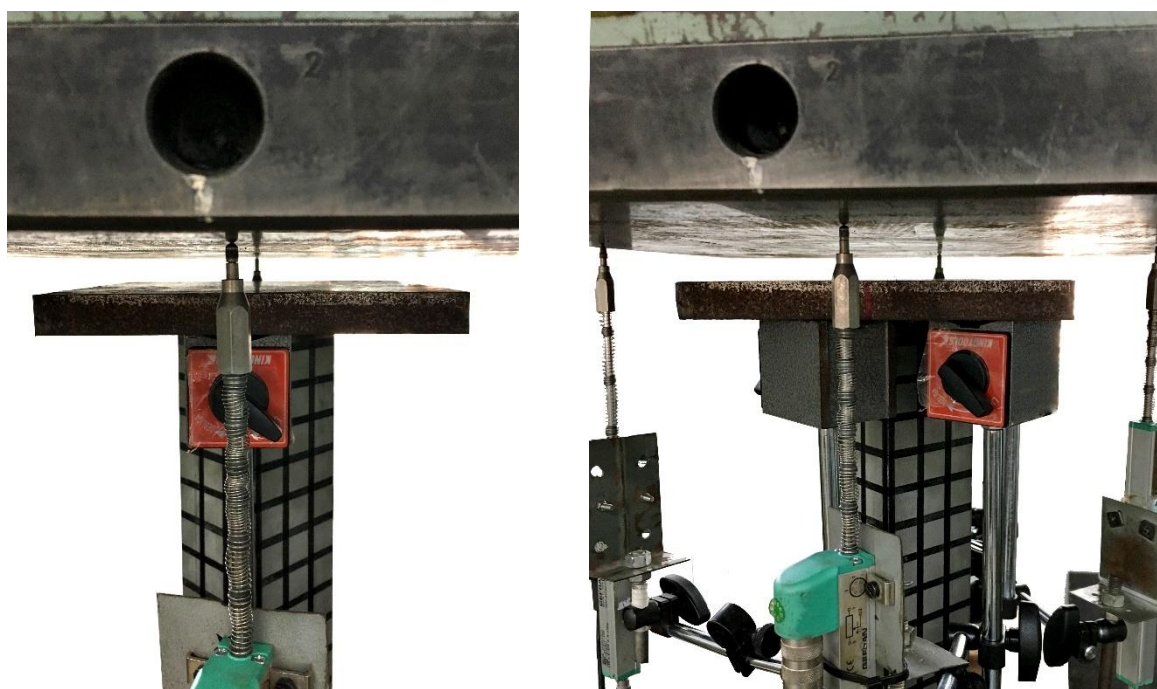


Figura 77 – Posicionamento dos transdutores na mesa superior.

## 5 ANÁLISE DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS

### 5.1 Introdução

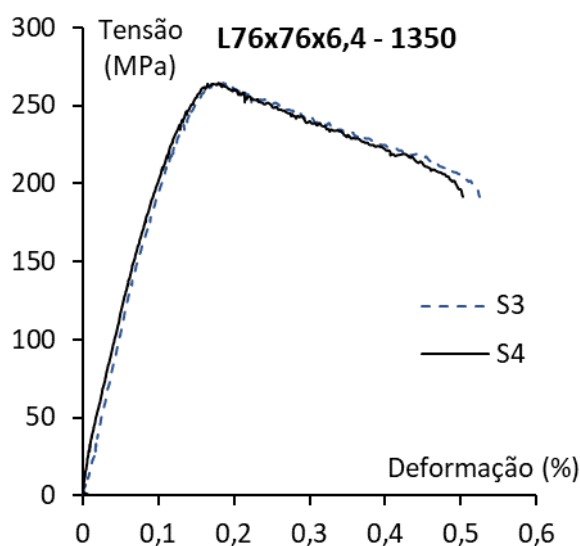
Este capítulo apresenta a discussão sobre os resultados obtidos nos dez ensaios experimentais realizados em colunas com seção cantoneira de abas compactas iguais, sendo sete com condição de apoio biengastada e três com engaste na base e rotulado no topo. Inicialmente serão mostradas as curvas tensão *versus* deformação vertical obtidas nos ensaios e, dessa maneira, comprovar a compressão centrada. Mais adiante, os modos de falha característicos em colunas desse tipo, flexo-torção e flexão no eixo de menor inércia são evidenciados. Posteriormente, são apresentadas as trajetórias de equilíbrio, onde se mostra os deslocamentos relacionados a carga aplicada. Por fim, os resultados são resumidos em uma tabela e comparados com os procedimentos de dimensionamento apresentados anteriormente. Cabe ressaltar que não serão apresentados todos os resultados e sim, aqueles mais significantes para o entendimento do real comportamento das cantoneiras em aço inoxidável austenítico submetidas a compressão centrada. Os demais resultados dos outros ensaios serão apresentados no Apêndice A.

### 5.2 Curva tensão *versus* deformação específica longitudinal

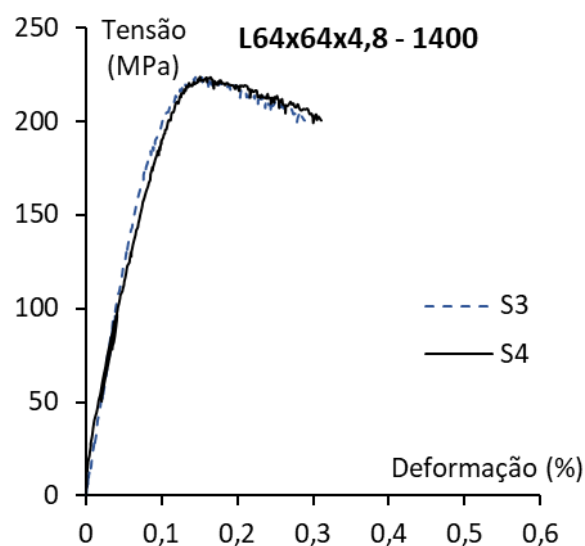
Conforme visto no item 4.6, dois extensômetros do tipo roseta foram colados à meia altura da coluna, sendo cada um posicionado no meio das abas, onde S3 e S4 representam as leituras das deformações verticais das abas 1 e 2 (Figura 76), respectivamente. As tensões foram calculadas com a carga obtida nos ensaios e a área equivalente aos valores reais medidos. A Figura 78 apresenta os resultados obtidos das colunas L76x76x6,4 – 1350, L64x64x4,8 – 1400 e L64x64x6,4 – 800.

De acordo com a Figura 78, observa-se que:

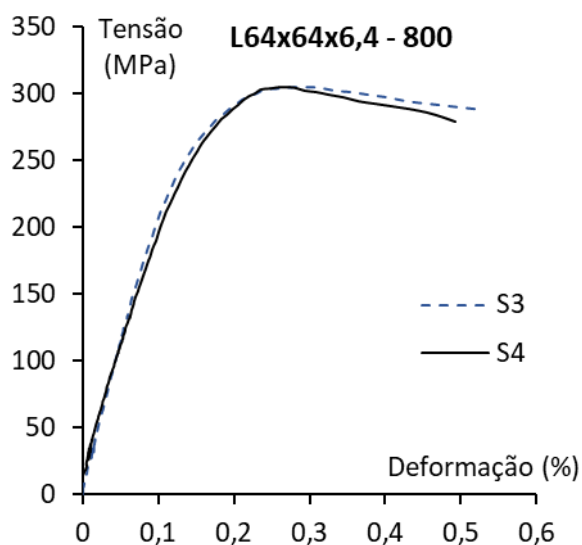
- as leituras das deformações verticais (S3 e S4) foram muito semelhantes em todos os ensaios; assim, é possível afirmar que a distribuição de tensões normais nas abas 1 e 2 foram praticamente iguais, característica de uma compressão centrada;
- a tensão máxima resistente de cada coluna é definida pelo pico da curva tensão *versus* deformação;
- devido às características do material aço inoxidável, nota-se que a deformação aumenta consideravelmente após atingir a tensão máxima resistente da coluna;
- as tensões máximas estão abaixo do valor em 0,2% de deformação.



a)



b)



c)

Figura 78 – Curva tensão *versus* deformação das colunas a) L76x76x6,4 – 1350; b) L64x64x4,8 – 1400 e c) L64x64x6,4 – 800.

### 5.3 Modos de falha

Dado que as colunas analisadas compartilham, teoricamente, do mesmo modo de falha, isto é, flambagem por flexo-torção (FT), os resultados obtidos apresentaram, particularmente, um mesmo padrão. Esses aspectos são demonstrados na Figura 79, na qual se apresenta a curva carga *versus* encurtamento axial ( $N_{u,ensaio}$  vs.  $\Delta$ ) referente à coluna L64x64x6,4 – 800 - Figura 78(a) - e a evolução da configuração deformada relacionada a quatro valores de cargas – ver Figura 78(b) a (e).

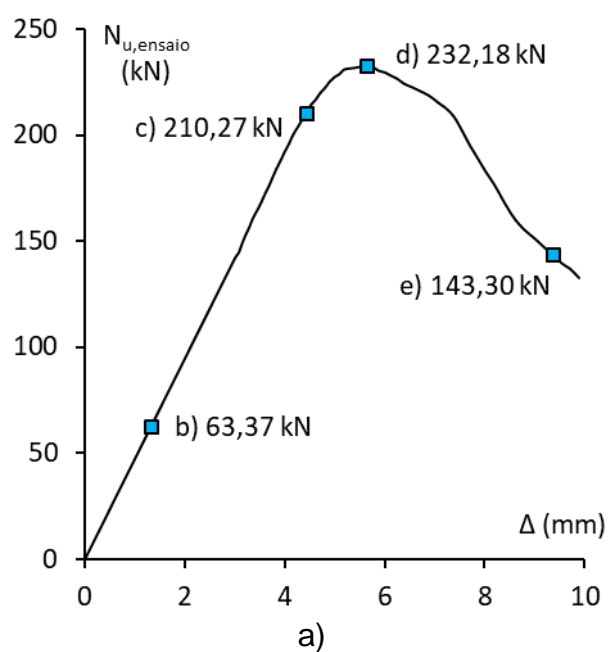
Deste modo, observa-se na Figura 79 que:

- a aplicação de carga monotônica, através do controle de deslocamento do prato inferior, é mantida até que fique bem definida a carga máxima resistente da coluna, pois é importante caso ocorra um “*snap-through*”, ou seja, um segundo pico de força resistente;
- as colunas, no geral, só apresentaram deformação visível a olho nu quando a carga máxima é atingida, expectativa essa confirmada com o aumento significativo da deformação.

Com o objetivo de apresentar uma amostra significativa do fenômeno, da Figura 80 a Figura 82 são mostradas as configurações deformadas para as colunas L76x76x6,4 – 1500, L64x64x4,8 – 1250 e L64x64x6,4 – 800, onde é exibido a vista frontal e a vista lateral da deformada de cada coluna, evidenciando a característica principal do fenômeno que é a rotação da seção transversal.

Os trabalhos experimentais realizados por Young e Rasmussen [36] e Mesacasa Jr. [37] em colunas biengastadas com seção de abas esbeltas, apresentam deformadas por flexo-torção muito semelhantes às obtidas nesse programa experimental, confirmando um padrão nesse tipo de deformada, independente da relação largura/espessura ( $b/t$ ). Entretanto, a fim de obter um

comparativo entre a flexo-torção e flexão no eixo de menor inércia, realizou-se um ensaio experimental com um comprimento muito próximo ao de transição entre os fenômenos. Assim, a coluna L64x64x6,4 – 1450 apresentou o modo de falha de flambagem por flexão no eixo de menor inércia. Apesar dessa diferença entre os modos de falha, a coluna possui as mesmas características vistas na Figura 79(a), a qual apresenta somente deformação visível a olho nu depois de atingir a carga máxima resistente.



b)



c)



d)



e)



Figura 79 – Coluna L64x64x6,4 – 800 a) Carga versus deslocamento axial ( $N_{u,exp}$  vs.  $\Delta$ ) e b)-e) evolução da configuração deformada.

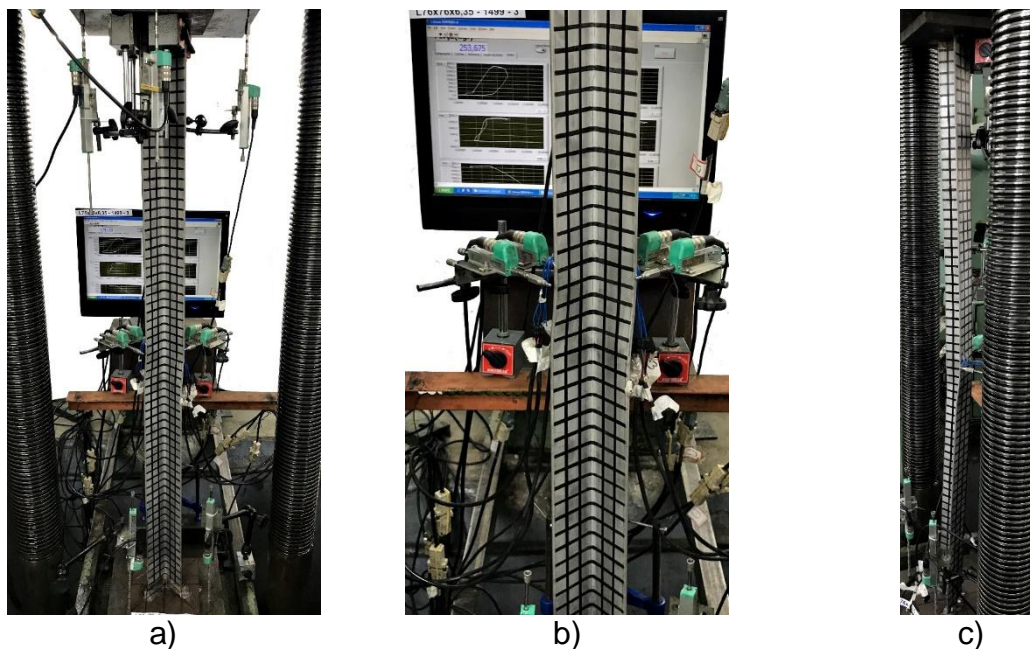


Figura 80 – Deformação da coluna L76x76x6,4 – 1500 a) vista frontal; b) aproximação da vista frontal; c) vista lateral.

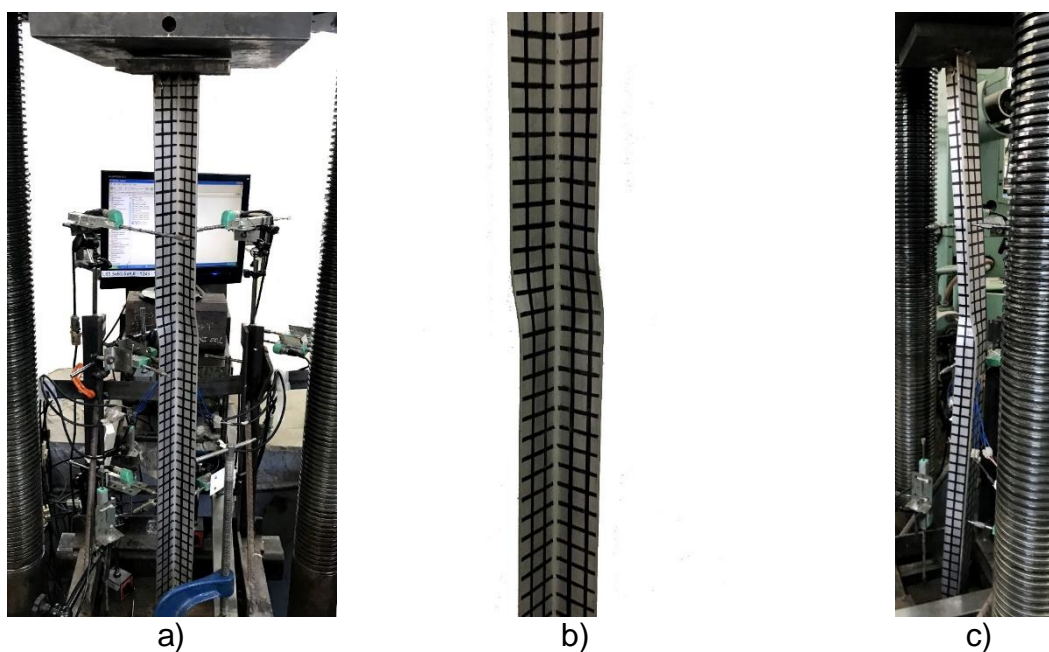


Figura 81 – Deformação da coluna L64x64x4,8 – 1250 a) vista frontal; b) aproximação da vista frontal; c) vista lateral.

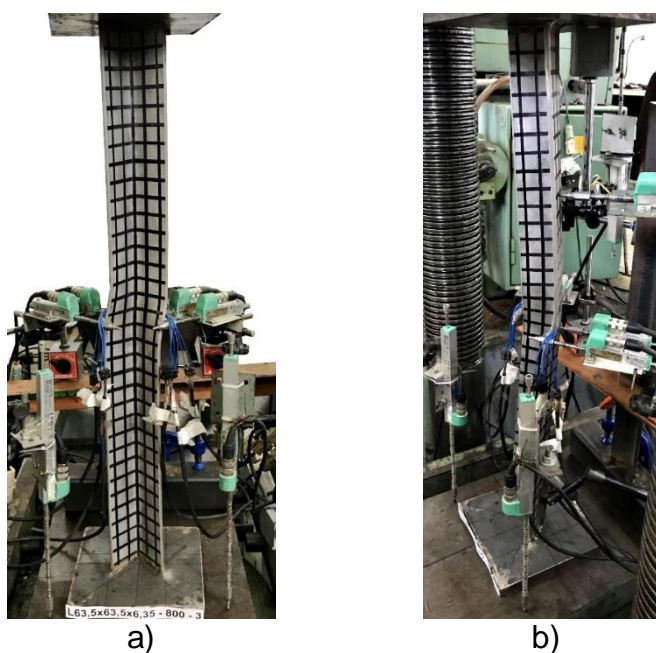


Figura 82 – Deformação da coluna L64x64x6,4 - 800 a) vista frontal; b) vista lateral.

A Figura 83 apresenta a configuração deformada da coluna, onde se nota na vista frontal da Figura 83(a) que a coluna não apresenta rotação da seção transversal após a carga máxima, porém, na vista lateral da Figura 83(b), percebe-se a flexão no eixo de menor inércia, característica de flexão pura com pontos de inflexão a aproximadamente 1/4 e 3/4 do vão, deformada típica de uma condição de contorno biengastada.

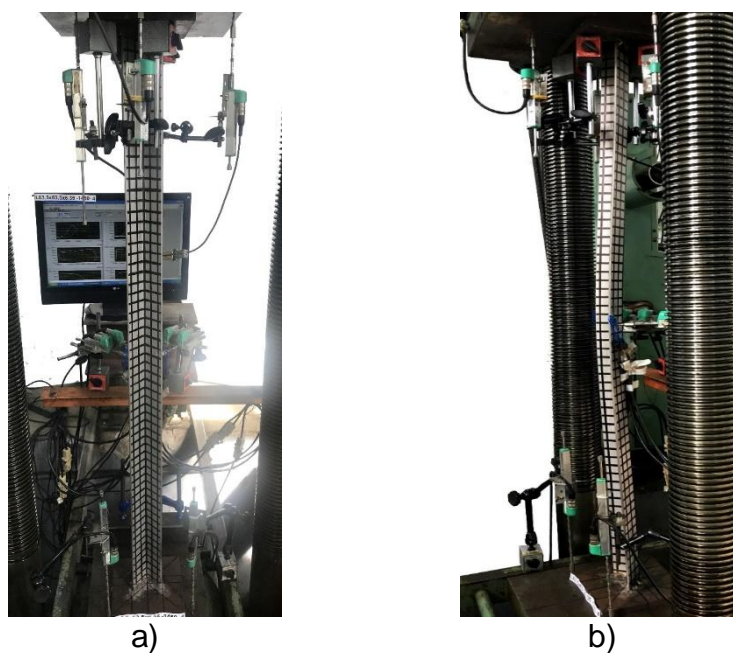


Figura 83 – Deformação da coluna L64x64x6,4 - 1450 a) vista frontal; b) vista lateral.

#### 5.4 Trajetória de equilíbrio

A Figura 84 apresenta as trajetórias de equilíbrio obtidas dos ensaios realizados das colunas L64x64x4,8 – 1260 e L64x64x4,8 – 1400, as quais relacionam a força aplicada ( $N_{u,ensaio}$ ) com: o encurtamento axial ( $\Delta$ ); rotação da seção transversal ( $\beta$ ); flexão no eixo de maior inércia ( $d_M$ ) e flexão no eixo de menor inércia ( $d_m$ ).

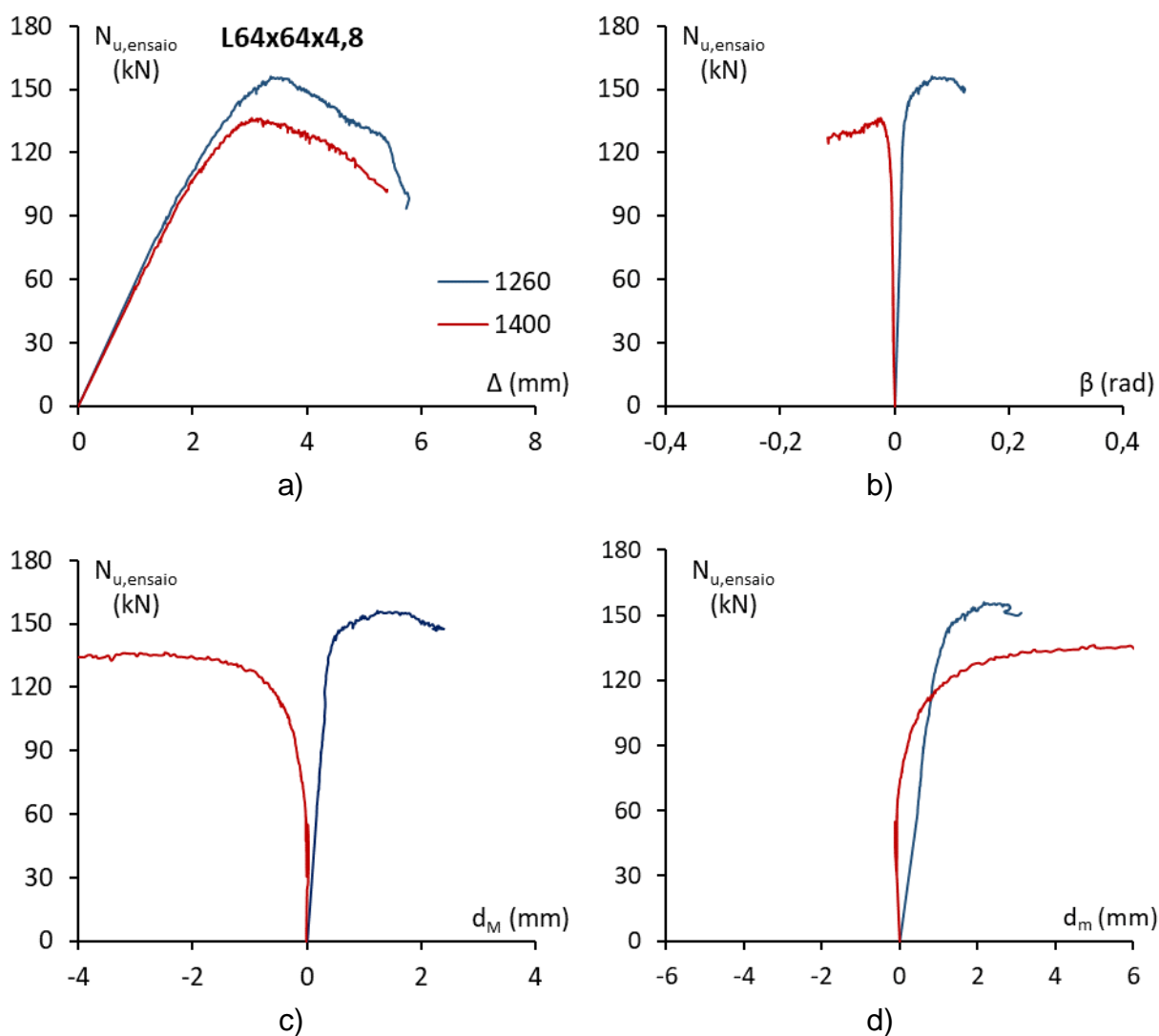


Figura 84 – Trajetórias de equilíbrio a)  $N_{u,ensaio}$  vs.  $\Delta$ , b)  $N_{u,ensaio}$  vs.  $\beta$ , c)  $N_{u,ensaio}$  vs.  $d_M$  e d)  $N_{u,ensaio}$  vs.  $d_m$ .

De acordo com a Figura 84, os seguintes comentários podem ser feitos:

- a rigidez inicial varia pouco com o comprimento da coluna, apresentando diferença somente conforme se aproxima da carga máxima;
- a carga máxima resistente da coluna é definida pelo pico obtido nas trajetórias de equilíbrio, quanto maior o comprimento da coluna menor a carga resistente;
- todas as colunas apresentaram, simultaneamente, rotação ( $\beta$ ), flexão no eixo de maior inércia ( $d_M$ ) e flexão no eixo de menor inércia ( $d_m$ ), independente do comprimento.

## 5.5 Cargas máximas

A Tabela 17 mostra, em função das duas condições de contorno usadas, a carga máxima obtida experimentalmente ( $N_{u,ensaio}$ ), a carga plástica ( $A\sigma_{0,2\%}$ ), a relação entre  $N_{u,ensaio}/A\sigma_{0,2\%}$  e o modo de falha de cada coluna. As medidas reais da área da seção e a média da tensão a 0,2% dos ensaios de caracterização à compressão e tração, Tabela 10 e Tabela 13, respectivamente, foram utilizadas no cálculo da carga plástica.

De acordo com os resultados mostrados na Tabela 17, observa-se:

- as colunas apresentaram três modos de falha, sendo a flexo-torção (FT), a flexo-torção acompanhada da flexão (FT+F) e a flexão no eixo de menor inércia;
- as cargas máximas resistentes são próximas da carga de plastificação e diminuem conforme o comprimento aumenta. Logo, conforme a esbelteza aumenta, a carga diminui;
- em relação às condições de contorno, nota-se que ao permitir as rotações nos eixos de maior e menor inércia da mesa superior, há uma maior redução da carga, pois conforme visto por Rasmussen [14] há

um momento adicional devido a mudança do centroide efetivo nessa condição e, conseqüentemente, um aumento das tensões.

Tabela 17 – Carga máxima e carga plástica dos ensaios.

Coluna	Condição de contorno	$N_{u,ensaio}$ (kN)	$A\sigma_{0,2\%}$ (kN)	$\frac{N_{u,ensaio}}{A\sigma_{0,2\%}}$	Modo de falha
L76x76x6,4 - 1300	ER	219,12	254,60	0,86	FT
L76x76x6,4 - 1350	EE	219,98	255,34	0,86	FT
L76x76x6,4 - 1500	EE	185,55	253,30	0,73	FT
L64x64x4,8 - 1250	ER	127,66	184,17	0,69	FT
L64x64x4,8 - 1260	EE	156,26	182,83	0,85	FT
L64x64x4,8 - 1400	EE	136,25	183,29	0,74	FT+F
L64x64x6,4 - 800	EE	232,19	249,88	0,93	FT
L64x64x6,4 - 850	EE	226,45	251,64	0,90	FT
L64x64x6,4 - 900	ER	195,33	250,25	0,78	FT+F
L64x64x6,4 - 1450	EE	198,29	248,98	0,80	F

## 5.6 Resumo dos ensaios

De modo a avaliar os deslocamentos e rotações referentes aos ensaios, a Tabela 18 apresenta os valores obtidos para os ensaios com condição de contorno biengastada e a Tabela 19 os resultados para a condição de contorno engastada e rotulada, sendo exibidos a coluna, a condição de apoio, a carga máxima, os deslocamentos no exato momento da carga máxima e o modo de falha de cada coluna. De acordo com a Tabela 18 e a Tabela 19, as seguintes observações podem ser feitas:

- conforme o comprimento da coluna aumenta a rotação da seção diminui ( $\beta$ ), a flexão no eixo de maior inércia aumenta ( $d_M$ ) e a flexão no eixo de menor inércia também aumenta ( $d_m$ ). Por exemplo, a seção L64x64x6,4 ao aumentar o comprimento de 800 para 850 mm apresenta uma redução da rotação (0,111 para 0,100 rad), um

aumento da participação do  $d_M$  (0,28 para 2,10 mm) e um aumento do  $d_m$  (0,74 para 1,60 mm). Esses aspectos demonstram que o fenômeno da flexo-torção diminui e a participação da flexão no eixo de menor inércia aumenta;

- a maioria dos ensaios exibe um valor para o  $d_M$  menor que o  $d_m$ ;
- o fenômeno da flexo-torção ocorreu sempre acompanhado de um valor de  $d_m$ , porém, a flexão no eixo de menor inércia ocorre com valor de rotação praticamente nulo, levando a crer que no comprimento de transição, somente há o fenômeno de flexão.

Tabela 18 – Resumo dos resultados obtidos nos ensaios biengastados.

Coluna	Condição de contorno	$N_{u,ensaio}$ (kN)	$\beta$ (rad)	$d_M$ (mm)	$d_m$ (mm)	Modo de falha
L76x76x6,4 - 1350	EE	219,98	0,079	1,67	0,86	FT
L76x76x6,4 - 1500	EE	185,55	0,051	0,44	-1,07	FT
L64x64x4,8 - 1260	EE	156,26	0,088	1,60	2,17	FT
L64x64x4,8 - 1400	EE	136,25	-0,070	-2,48	4,85	FT+F
L64x64x6,4 - 800	EE	232,19	0,111	0,28	-0,74	FT
L64x64x6,4 - 850	EE	226,45	0,100	2,10	1,60	FT
L64x64x6,4 - 1450	EE	198,29	-0,005	0,64	4,38	F

Tabela 19 – Resumo dos resultados obtidos nos ensaios engastado e rotulado.

Coluna	Condição de contorno	$N_{u,ensaio}$ (kN)	$\beta$ (rad)	$d_M$ (mm)	$d_m$ (mm)	Modo de falha
L76x76x6,4 - 1300	ER	219,12	0,070	-2,18	-2,26	FT
L64x64x4,8 - 1250	ER	127,66	0,065	1,77	-3,17	FT
L64x64x6,4 - 900	ER	195,33	-0,024	-2,35	4,14	FT+F

## 5.7 Comparativo com os métodos de dimensionamento

A Tabela 20 apresenta um comparativo entre as cargas máximas obtidas nos ensaios e as cargas previstas pelos procedimentos do Eurocode 3: Parte 1-4 [29] e a metodologia baseada no Método da Resistência Direta proposta por Dinis et al. [24]. Vale ressaltar que a proposta baseada no MRD só considera colunas biapoiadas ou biengastadas. Outro aspecto relevante é a coluna L64x64x6,4 – 1450, a qual apresentou o fenômeno por flexão no eixo de menor inércia, não sendo calculada também com o método baseado no MRD.

Tabela 20 – Comparativo entre as cargas obtidas experimentalmente e as prevista pelos procedimentos de dimensionamento.

Coluna	$N_{u,ensaio}$ (kN)	$N_{u,EC3}$ (kN)	$N_{u,DSM}$ (kN)	$\frac{N_{u,ensaio}}{N_{u,EC3}}$	$\frac{N_{u,ensaio}}{N_{u,DSM}}$
L76x76x6,4 - 1300	219,12	163,63	-	1,34	-
L76x76x6,4 - 1350	219,98	196,89	236,99	1,12	0,93
L76x76x6,4 - 1500	185,55	186,15	230,97	1,00	0,80
L64x64x4,8 - 1250	127,66	94,64	-	1,35	-
L64x64x4,8 - 1260	156,26	119,51	147,36	1,31	1,06
L64x64x4,8 - 1400	136,25	112,17	142,82	1,21	0,95
L64x64x6,4 - 800	232,19	206,45	244,55	1,12	0,95
L64x64x6,4 - 850	226,45	204,73	242,67	1,11	0,93
L64x64x6,4 - 900	195,33	169,58	-	1,15	-
L64x64x6,4 - 1450	198,29	154,34	-	1,28	-

Os resultados mostrados na Tabela 20 permitem os seguintes comentários:

- as cargas previstas pelo Eurocode 3 – Parte 1-4 exibem um valor até 35% abaixo das cargas obtidas experimentalmente, demonstrando conservadorismo;
- por outro lado, o método baseado no MRD apresenta uma relação mais próxima, porém com uma previsão de carga de até 20% maior que a

obtida experimentalmente, logo, apontando uma previsão de carga contra a segurança.



## 6 ANÁLISE NUMÉRICA

### 6.1 Introdução

Este capítulo descreve as etapas que constituem o desenvolvimento do modelo numérico. A análise numérica foi feita em paralelo com o estudo experimental (capítulos 4 e 5), utilizando o método dos elementos finitos por meio do software ANSYS 17.0 [39]. Nessa análise numérica os modelos foram inicialmente desenvolvidos para representar os ensaios experimentais e, posteriormente, por meio de um estudo paramétrico, expandir os comprimentos e as dimensões geométricas das seções transversais, aumentando, assim, o domínio das esbeltezas estudadas.

### 6.2 Desenvolvimento do modelo em elementos finitos

#### 6.2.1 Material, elementos finitos e malha

Para representar o material, a curva tensão *versus* deformação utilizada nos modelos foi uma média das curvas obtidas experimentalmente para cada seção (item 4.3). Por meio do comando MISO no *software* ANSYS [39] foram inseridos vinte e dois pontos, demonstrados na Figura 85, caracterizando a não-linearidade física do material. Desta forma, as propriedades mecânicas ficaram caracterizadas com valores aproximados de módulo de elasticidade ( $E=208000$  MPa), tensão em 0,2% de deformação ( $\sigma_{0,2\%}=305$  MPa) e coeficiente de Poisson ( $\nu = 0,3$ ).

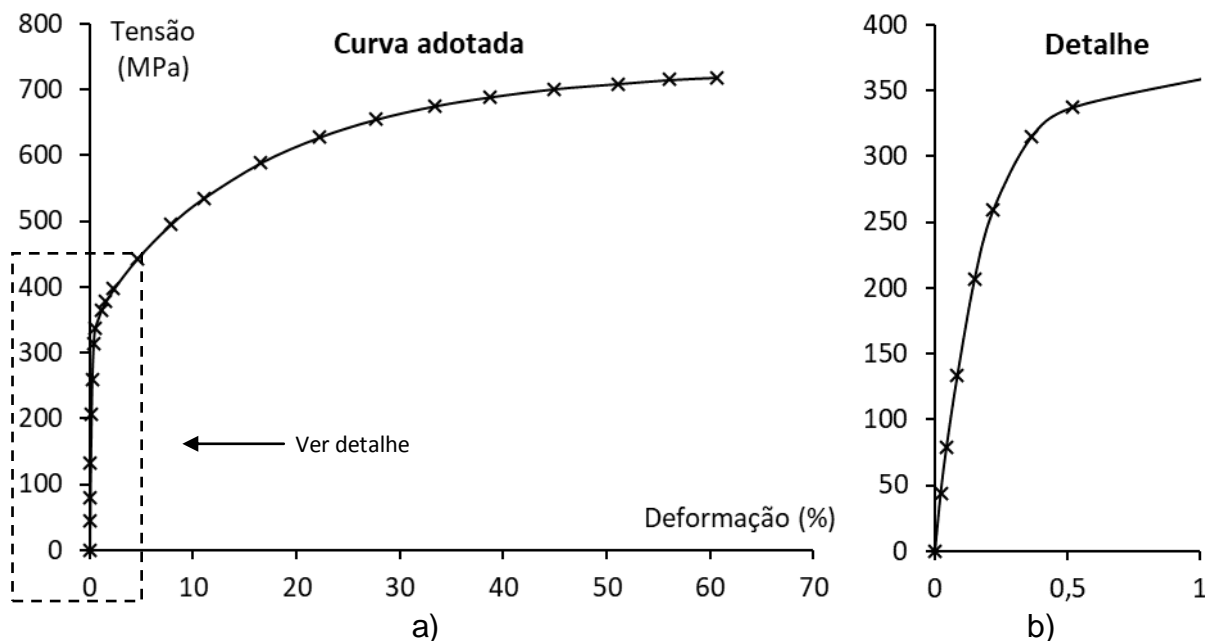


Figura 85 – a) Curva adotada no modelo numérico e b) detalhe dos pontos característicos na fase inicial.

Em relação ao tipo de elementos finito adotado, inicialmente optou-se por um elemento sólido (*Solid185* - [39]) por se tratar de cantoneiras de abas compactas. Entretanto, Liang *et al.* [34] indicam que o uso do elemento de casca (*Shell181* – [39]) apresenta uma boa simulação em elementos finitos para as colunas em seção cantoneira de abas iguais compactas laminadas a quente de aço inoxidável.

Após uma investigação comparativa entre os elementos *Solid185* e *Shell181*, verificou-se que as cargas máximas resistentes apresentam diferenças inferiores a 2%, porém, os modelos numéricos caracterizados pelo elemento *Shell181* exigem menor esforço computacional. Dessa maneira, as colunas foram discretizadas com esse tipo de elemento finito, o qual possui quatro nós, tendo seis graus de liberdade por nó, tais como, translação e rotação em relação aos eixos x, y e z, com integração total.

Foi realizado um estudo de convergência com a finalidade de se obter as dimensões do elemento que melhor representasse as respostas obtidas nos ensaios experimentais. Concluiu-se que uma malha composta por elementos de tamanho 5 mm x 5 mm apresenta uma resposta fidedigna ao comportamento real observado nos ensaios experimentais. O número de nós dos modelos numéricos variam entre 795 a 26827 e o de elementos de 720 a 26064.

### 6.2.2 Geometria e condições de contorno

As linhas das abas da seção transversal foram criadas de maneira que a quina detivesse os eixos principais de menor ( $X_m$ ) e maior inércia ( $X_M$ ) coincidentes, respectivamente, com os eixos  $x$  e  $z$  do ANSYS [39], representados na Figura 86(a), e o comprimento da coluna coincidissem com o eixo  $y$ , conforme pode ser observado na Figura 86(b).

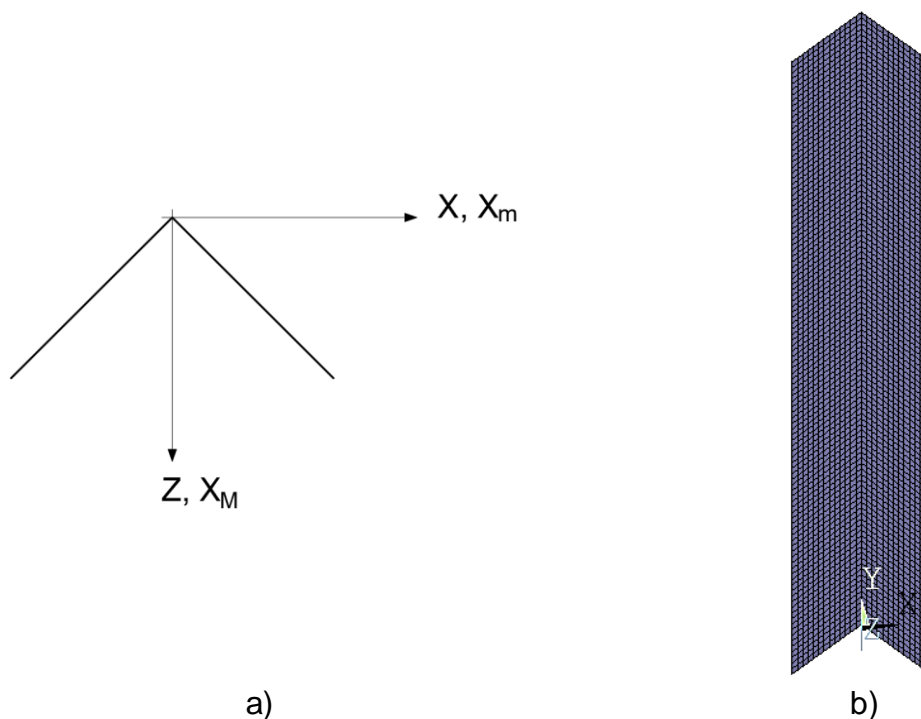


Figura 86 – a) Linhas das abas e b) comprimento da coluna.

Os centroides do topo e da base foram modelados através de um elemento de massa unitário, baseado nas propriedades geométricas das linhas obtidas pelo próprio *software*, comando “LSUM”, garantindo-se dessa maneira que não ocorrerá excentricidade na aplicação da carga. As extremidades, nós do topo e da base, possuem vínculos rígidos que são ligados ao centroide da seção, demonstrados na Figura 87(a) e (b).

As condições de contorno são impostas nesses pontos, de tal maneira que para simular uma coluna biengastada, os deslocamentos e as rotações nas três

direções foram restringidos, com exceção do deslocamento longitudinal no topo da coluna (UY). A Tabela 21 demonstra as restrições impostas ao modelo numérico, onde “U” representa os deslocamentos e “R” as rotações, e são ilustrados na Figura 87(c).

Tabela 21 – Deslocamentos e rotações restringidos dos modelos.

	UX	UY	UZ	RX	RY	RZ
Base	Restringido	Restringido	Restringido	Restringido	Restringido	Restringido
Topo	Restringido	Livre	Restringido	Restringido	Restringido	Restringido

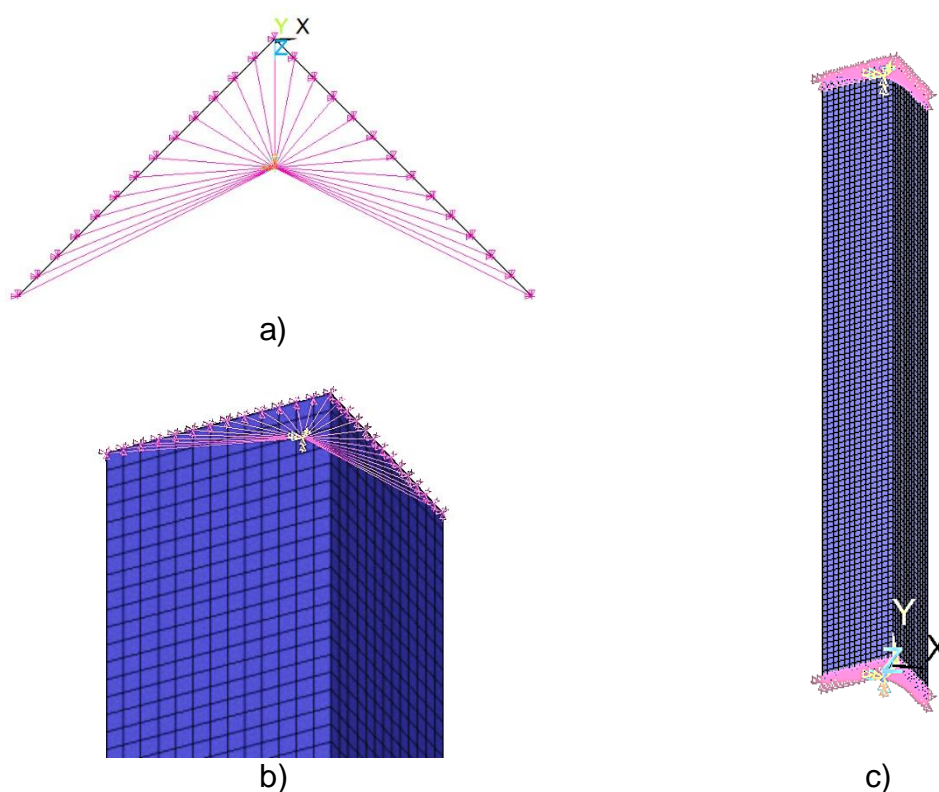


Figura 87 – a) Vista superior dos nós do topo ligados ao centroide; b) vista oblíqua do topo e c) restrição aos deslocamentos e rotações no topo e na base.

### 6.2.3 Imperfeição geométrica inicial

Conforme visto no item 4.4, as imperfeições geométricas iniciais em colunas com seção em cantoneira de abas iguais são causadas por flexão em tornos dos eixos de menor e maior inércia, além da rotação da seção transversal. Cabe ressaltar que o efeito da tensão residual não faz parte do escopo deste trabalho, pois de acordo com Dinis et al. [26], sua influência na carga máxima resistente é de até 4%, sendo, por isso, desprezível.

Assim, as imperfeições geométricas iniciais foram inseridas nos modelos numéricos a partir dos resultados de duas análises de flambagem elástica caracterizada por uma análise de autovalores e autovetores, onde se adotava a configuração deformada e sua amplitude era acentuada ou reduzida de acordo com os valores medidos experimentalmente para cada coluna (Tabela 15).

Portanto, para obter as configurações deformadas (isto é, os autovetores) duas análises eram realizadas, onde inicialmente em relação a imperfeição equivalente a flexão no eixo de menor inércia, o deslocamento em  $x$  de todos os nós do modelo eram impedidos (restrição em  $UX$ ) e, conseqüentemente, a coluna era forçada a ter seu comportamento caracterizado pela flexão no eixo de menor inércia, isto é, somente deslocamento no eixo  $z$ . A Figura 88(a) ilustra o deslocamento em  $z$  da seção transversal à meia altura da coluna.

Em seguida, a fim de obter a imperfeição referente ao fenômeno da flexo-torção, uma nova análise de flambagem elástica era realizada, onde não havia a necessidade de nenhuma restrição, somente era necessário adotar a configuração deformada do primeiro modo de flambagem da análise, já que os comprimentos estudados apresentam para esse fenômeno a menor carga crítica (autovalor). A Figura 88(b) ilustra o deslocamento em  $x$  e a rotação da seção transversal à meia altura da coluna.

Posteriormente à realização das duas análises, o comando UPGEOM era aplicado para atualizar a geometria com as configurações deformadas impostas aos modelos. A Figura 89 apresenta a posição resultante da seção transversal à meia altura da coluna após a introdução das duas configurações deformadas.

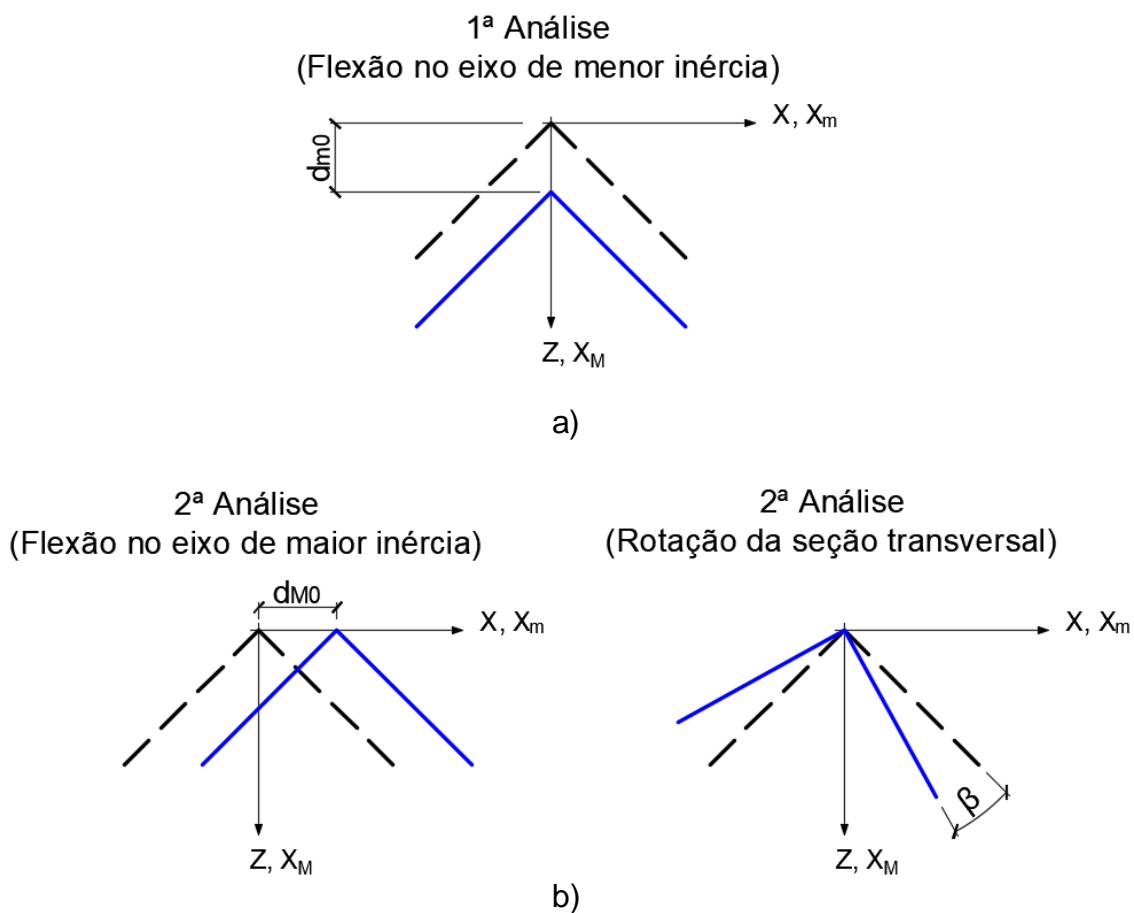


Figura 88 – Imperfeição geométrica inicial referente a) flexão no eixo de menor inércia e b) flexo-torção.

### Posição resultante

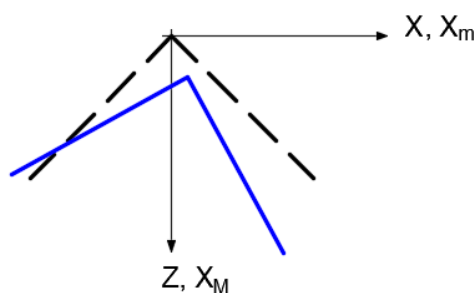


Figura 89 – Posição resultante da seção transversal à meia altura da coluna, após a imposição das configurações deformadas na coluna.

#### 6.2.4 Metodologia de análise

Para a realização da análise numérica, o modelo era submetido a basicamente três etapas, sendo elas: pré-processamento, análise de flambagem elástica e a análise não-linear.

A etapa do pré-processamento é fundamental, sendo definida a curva do material, a geometria da coluna (seção transversal e comprimento), condições de contorno, tipo de elemento e a malha em elementos finitos (itens 6.2.1 e 6.2.2). Após o pré-processamento, a aplicação da imperfeição geométrica inicial, conforme explicada anteriormente, foi realizada por meio de duas análises de flambagem elástica, autovalores e autovetores.

Em seguida, aplicava-se um deslocamento prescrito no centroide do topo da coluna ( $U_Y$ ), onde a análise não linear era realizada utilizando um método incremental-iterativo com base no algoritmo de Newton-Raphson. Assim, foi possível obter os gráficos de carga *versus* deslocamento axial ( $\Delta$ ) do topo coluna, além da rotação ( $\beta$ ), flexão no eixo de maior inércia ( $d_M$ ) e flexão no eixo de menor inércia ( $d_m$ ) da quina da seção à meia altura da coluna.

### 6.3 Validação do modelo numérico

A precisão do modelo numérico em elementos finitos desenvolvido no item 6.2 foi avaliada através de um comparativo entre as respostas obtidas experimentalmente e numericamente. A Figura 90 demonstra a semelhança entre o modo de falha obtido através do modelo numérico e o experimental para a coluna L76x76x6,4 – 1350, onde a Figura 90(a) apresenta uma vista geral externa das abas da coluna e a Figura 90(b) exhibe uma vista aproximada interna das abas da seção cantoneira.

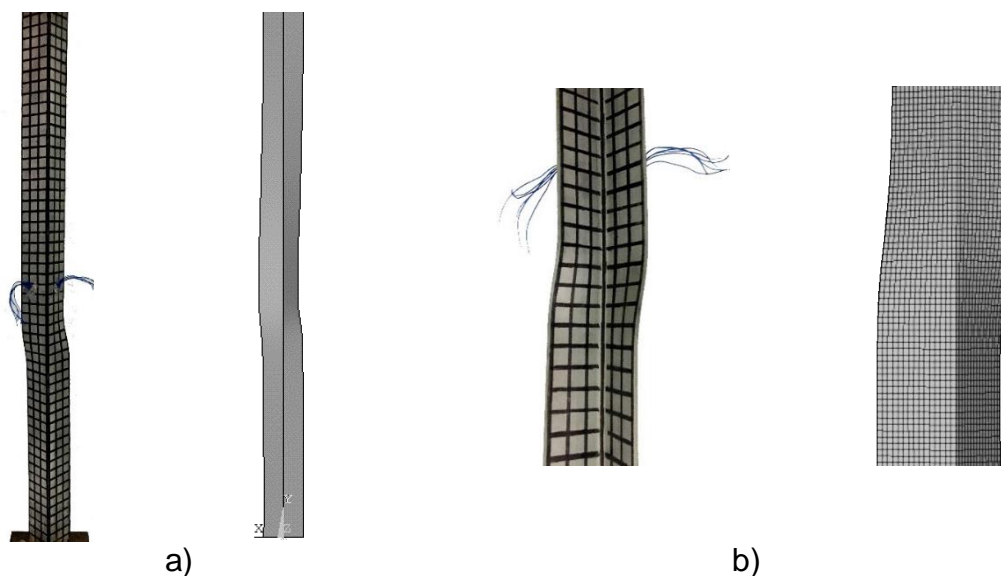


Figura 90 – Vista do modo de falha experimental e numérico da coluna L76x76x6,4 – 1350  
a) geral da coluna e b) aproximação por dentro das abas.

A Figura 91 e a Figura 92 apresentam uma comparação entre as trajetórias de equilíbrio ( $P$  vs.  $\Delta$ ,  $\beta$ ,  $d_m$  e  $d_M$ ) obtidas experimentalmente e numericamente para as colunas L76x76x6,4 – 1350 e L64x64x6,4 – 850. Da mesma maneira que, a Tabela 22 fornece as cargas máximas obtidas e a razão entre elas.

De acordo com a observação da Figura 90 a Figura 92 e da Tabela 22, os seguintes comentários podem ser feitos:

- há uma boa relação entre o modo de falha experimental e numérico, visto que os modos de falha dos ensaios experimentais apresentaram um padrão;
- as trajetórias de equilíbrio são, particularmente, bem representadas pela simulação em elementos finitos, onde demonstram que a falha ocorre por meio de uma interação entre os fenômenos da flexo-torção e flexão no eixo de menor inércia;
- nota-se que a simulação por elementos finitos apresentou algumas diferenças nas trajetórias de equilíbrio em relação aos ensaios experimentais, tais como, valores de  $d_m$  menores e valores de  $d_M$  maiores, além de algumas mudanças bruscas nas rigidezes durante a aplicação de carga. Esses fatos podem ser explicados devido à leitura



dos transdutores de deslocamentos não serem extremamente precisas, pois, conforme a coluna vai se deformando, um deslizamento dos transdutores ocorre durante a aplicação da carga;

- as cargas máximas resistentes obtidas numericamente ( $N_{u,FE}$ ) apresentaram uma diferença percentual de até 6,31%, quando comparadas com as observadas nos ensaios experimentais ( $N_{u,exp}$ ) evidenciando que há uma boa correlação entre elas;
- os efeitos da tensão residual provavelmente não são tão significativos, pois há uma boa correlação das cargas máximas resistentes somente com a introdução da imperfeição geométrica medida experimentalmente.

Tabela 22 – Comparação dos resultados experimentais e numéricos.

Coluna	Condição de contorno	$N_{u,exp}$ (kN)	$N_{u,FE}$ (kN)	$\frac{N_{u,FE}}{N_{u,exp}}$
L76x76x6,4 - 1350	EE	219,98	220,77	1,00
L76x76x6,4 - 1500	EE	185,55	197,27	1,06
L64x64x4,8 - 1260	EE	156,26	159,12	1,02
L64x64x4,8 - 1400	EE	136,25	137,29	1,01
L64x64x6,4 - 800	EE	232,19	219,87	0,95
L64x64x6,4 - 850	EE	226,45	216,43	0,96
L64x64x6,4 - 1450	EE	198,29	190,69	0,96
			<b>Média</b>	0,99
			<b>Desv. Pad.</b>	0,04
			<b>COV</b>	0,04

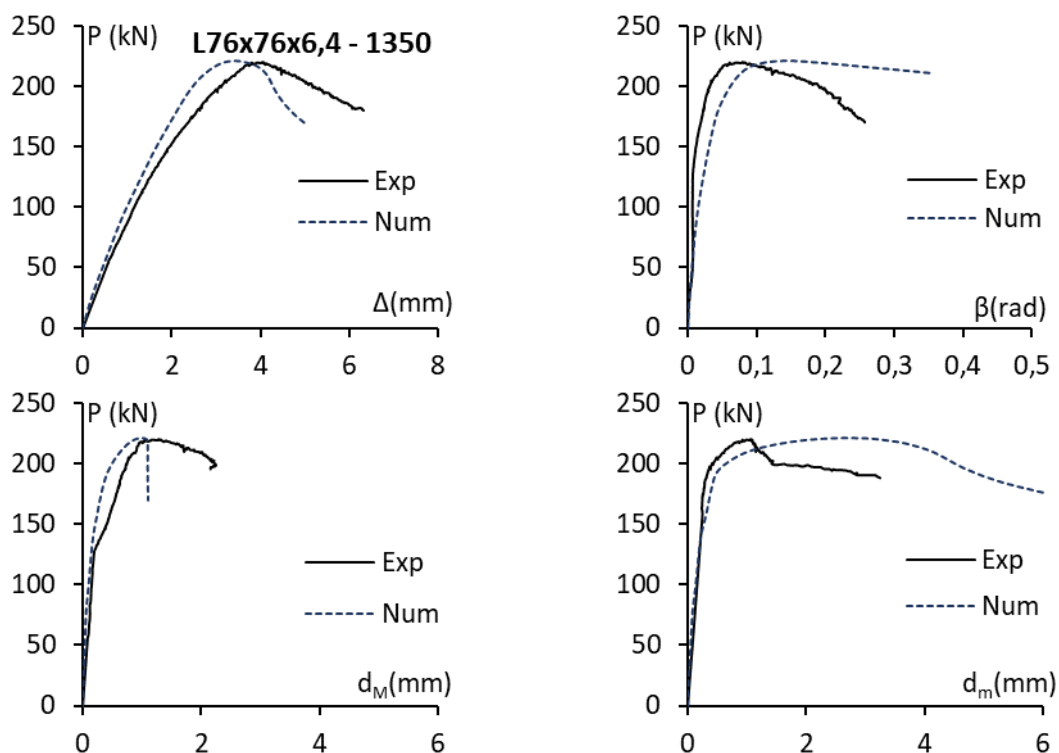


Figura 91 – Comparativo entre as trajetórias de equilíbrio obtidas experimentalmente e numericamente na metade da altura da coluna L76x76x6,4 – 1350.

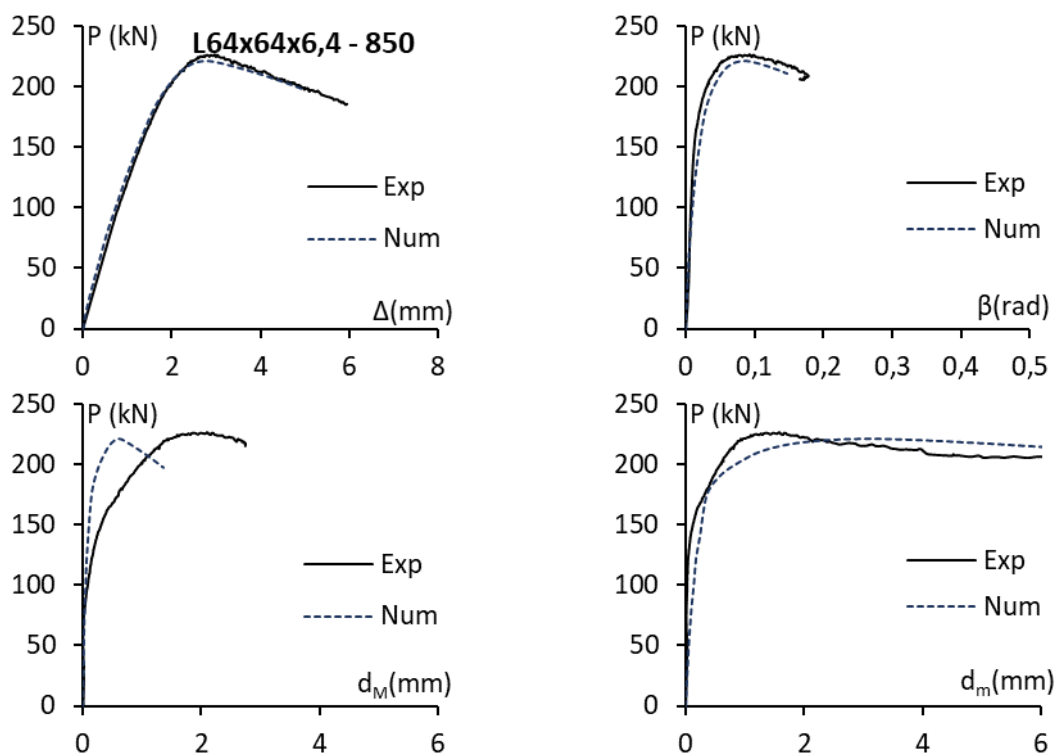


Figura 92 – Comparativo entre as trajetórias de equilíbrio obtidas experimentalmente e numericamente na metade da altura da coluna L64x64x6,4 - 850.

## 6.4 Estudo paramétrico

Os modelos numéricos validados no item 6.3 foram adotados para realizar um estudo paramétrico e, assim, gerar resultados numéricos que compreendem uma faixa mais ampla de seções transversais e comprimentos.

Com relação à imperfeição geométrica inicial, adotou-se para a análise paramétrica valores de amplitudes iguais a  $t/10$  para a flexo-torção e  $L/750$  para a flexão no eixo de menor inércia, onde  $t$  é a espessura da aba da seção transversal e  $L$  é o comprimento do vão, seguindo os padrões utilizados nos trabalhos de Landesmann *et al.* [25] e Liang *et al.* [34], respectivamente.

Doze seções transversais foram escolhidas de acordo com o catálogo da empresa Elinox [40], uma das distribuidoras de aço inoxidável austenítico 304 no Brasil. Tal seleção visou variar a largura das abas e as espessuras, de maneira que a relação largura/espessura ( $b/t$ ) fosse crescente, da mínima relação até a máxima oferecida no catálogo, ou seja, 5 e 18,68 respectivamente. A Tabela 23 apresenta as dimensões em milímetros da aba e a espessura das seções transversais escolhidas e a Tabela 24 fornece a relação  $b/t$  das mesmas em ordem crescente.

Visto que o objetivo desta dissertação é compreender o fenômeno da flexo-torção, os comprimentos selecionados para cada seção foram obtidos através de análise de flambagem elástica por meio do *software* GBTul [21], sendo limitados até o comprimento de transição ( $L_T$ ) entre os fenômenos (final do platô característico da curva  $P_{cr}$  vs.  $L$  Figura 35). A Tabela 25 apresenta os comprimentos selecionados para cada seção transversal, sendo um total de 201 comprimentos divididos entre as doze seções transversais.

Tabela 23 – Dimensão das abas e espessuras utilizadas no estudo paramétrico.

b (mm)	t (mm)	b (mm)	t (mm)
28,58	3,18	76,20	4,76
63,50	4,76	76,20	6,35
63,50	6,35	76,20	7,94
63,50	9,53	76,20	12,70
63,50	12,70	88,90	4,76
69,85	4,76	101,60	12,70

Tabela 24 – Dimensões das seções e relação b/t utilizadas no estudo paramétrico.

Seção	b (mm)	t (mm)	b/t
L63,5x63,5x12,7	63,50	12,70	5,00
L76,2x76,2x12,7	76,20	12,70	6,00
L63,5x63,5x9,53	63,50	9,53	6,66
L101,6x101,6x12,7	101,60	12,70	8,00
L28,58x28,58x3,18	28,58	3,18	8,99
L76,2x76,2x7,94	76,20	7,94	9,60
L63,5x63,5x6,35	63,50	6,35	10,00
L76,2x76,2x6,35	76,20	6,35	12,00
L63,5x63,5x4,76	63,50	4,76	13,33
L69,85x69,85x4,76	69,85	4,76	14,67
L76,2x76,2x4,76	76,20	4,76	16,00
L88,9x88,9x4,76	88,90	4,76	18,68

Tabela 25 – Comprimentos selecionados para cada seção transversal.

Seção	L (mm)
L63,5x63,5x12,7	300, 400, 500, 550, 600, 610, 620, 630, 640, 650, 660
L76,2x76,2x12,7	300, 400, 500, 600, 700, 800, 850, 900, 960
L63,5x63,5x9,53	300, 400, 500, 600, 700, 800, 850, 900, 920
L101,6x101,6x12,7	300, 400, 500, 600, 700, 800, 900, 1000, 1100, 1200, 1300, 1400, 1500, 1600, 1700, 1760
L28,58x28,58x3,18	300, 350, 400, 450, 500, 510, 520, 530, 540, 550
L76,2x76,2x7,94	300, 400, 500, 600, 700, 800, 900, 1000, 1100, 1200, 1300, 1400, 1500, 1550, 1580
L63,5x63,5x6,35	300, 400, 500, 600, 700, 800, 900, 1000, 1100, 1200, 1250, 1300, 1350, 1380, 1400
L76,2x76,2x6,35	300, 400, 500, 600, 700, 800, 900, 1000, 1100, 1200, 1300, 1400, 1500, 1600, 1700, 1800, 1900, 1960
L63,5x63,5x4,76	300, 400, 500, 600, 700, 800, 900, 1000, 1100, 1200, 1300, 1400, 1500, 1600, 1700, 1800, 1850
L69,85x69,85x4,76	300, 400, 500, 600, 700, 800, 900, 1000, 1100, 1200, 1300, 1400, 1500, 1600, 1700, 1800, 1900, 2000, 2100, 2200, 2220
L76,2x76,2x4,76	300, 400, 500, 600, 700, 800, 900, 1000, 1100, 1200, 1300, 1400, 1500, 1600, 1700, 1800, 1900, 2000, 2100, 2200, 2300, 2400, 2500, 2600, 2650
L88,9x88,9x4,76	300, 400, 500, 600, 700, 800, 900, 1000, 1100, 1200, 1300, 1400, 1500, 1600, 1700, 1800, 1900, 2000, 2100, 2200, 2300, 2400, 2500, 2600, 2700, 2800, 2900, 3000, 3100, 3200, 3300, 3400, 3500, 3600, 3620

## 6.5 Análise dos resultados numéricos

A fim de possibilitar uma compreensão mais clara sobre o comportamento das colunas com seção em cantoneira de abas iguais laminadas a quente de aço inoxidável austenítico 304 com condição de contorno biengastada, os resultados

obtidos na análise paramétrica são apresentados na Figura 93, onde o eixo vertical é representado pela relação entre a carga máxima obtida na simulação em elementos finitos ( $N_{u,FE}$ ) e a resistência da seção transversal ( $A\sigma_{0,2\%}$ ), isto é, resistência normalizada, e o eixo horizontal é representado pela esbeltez normalizada da coluna relativo a flambagem por flexo-torção ( $\lambda_{ft}$ ).

De acordo com a Figura 93, os seguintes comentários podem ser feitos:

- independente da relação  $b/t$ , todas as seções transversais apresentam o mesmo comportamento, onde à medida que a esbeltez normalizada relativa a flexo-torção ( $\lambda_{ft}$ ) aumenta, há uma queda aproximadamente vertical da carga máxima resistente para uma mesma seção;
- tal dispersão vertical está associada ao aumento do comprimento da coluna, pois conforme o comprimento aumenta, a esbeltez normalizada aumenta ( $\lambda_{ft}$ ) e a carga máxima resistente diminui;
- nota-se também que à medida que a relação  $b/t$  aumenta, a carga máxima resistente diminui, verificando que tal parâmetro influencia na instabilidade do elemento estrutural como um todo.

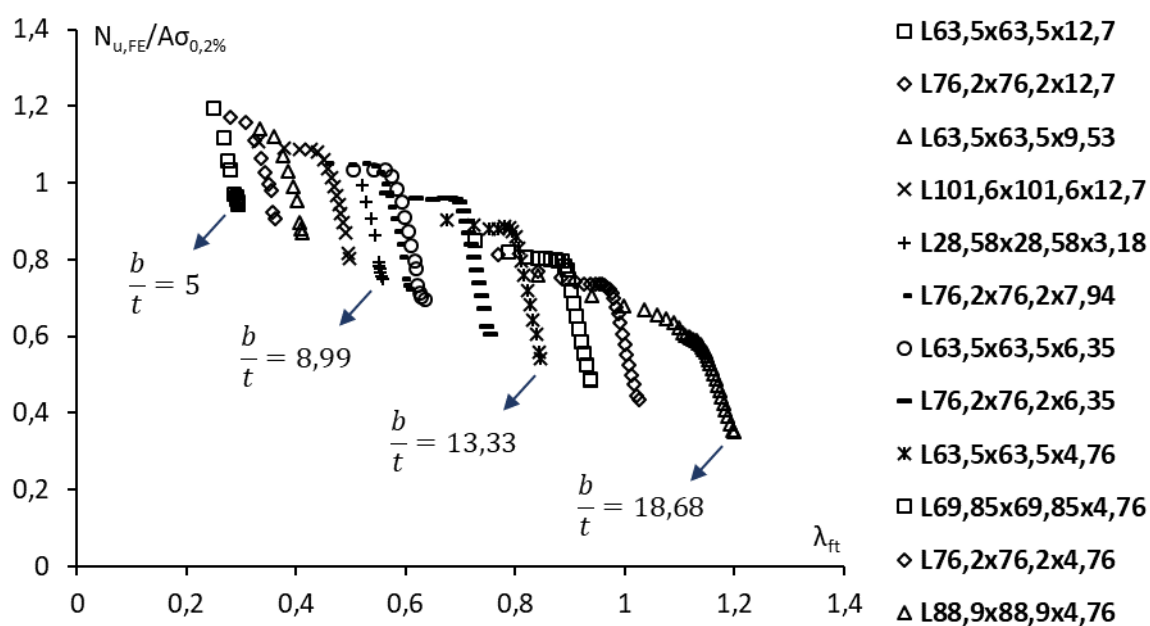


Figura 93 – Relação entre a carga máxima obtida e a carga resistente da seção em relação a esbeltez normalizada da flexo-torção ( $N_{u,FE}/A\sigma_{0,2\%}$  versus  $\lambda_{ft}$ ).

## 7 VERIFICAÇÃO DOS MÉTODOS DE DIMENSIONAMENTO

### 7.1 Introdução

Este capítulo apresenta uma verificação da validade dos métodos de dimensionamento de cantoneiras de abas iguais descritos no capítulo 2. A avaliação é feita por meio de uma comparação entre os resultados obtidos numericamente e as cargas resistentes previstas pelos procedimentos de dimensionamento. Após essa verificação, uma nova metodologia de dimensionamento é proposta, baseando-se nas características adotadas pelo Eurocode 3 – Parte 1.4 [29].

### 7.2 Eurocode 3 – Parte 1.4 (EC3)

Conforme visto no item 2.2, o Eurocode 3 – Parte 1.4 [29] classifica as seções transversais cantoneiras de abas iguais em classe 3 ou 4, onde, para o cálculo da carga máxima resistente das seções classificadas como classe 4, leva-se em conta o fenômeno da flambagem local e há uma redução da área bruta para área efetiva ( $A_{\text{eff}}\sigma_{0,2\%}$ ).

A Tabela 26 apresenta a classificação, a área bruta e a área efetiva das seções transversais escolhidas no estudo paramétrico (item 6.4), ressaltando-se que o módulo de elasticidade (E) e a tensão em 0,2% de deformação ( $\sigma_{0,2\%}$ ) possuem valores de 208000 MPa e 305 MPa, respectivamente, e, portanto, o parâmetro  $15\epsilon$  apresenta um valor de 13,10.

Logo, em concordância com o item 1.3.1, verifica-se que esse tipo de classificação para as seções como as cantoneiras de abas iguais não é correta, pois considera um fenômeno que não ocorre nesse tipo de seção transversal.



Tabela 26 – Classificação, áreas bruta e efetiva das seções transversais segundo o Eurocode 3 – Parte 1.4 [29].

Seção	b/t	Classe	A (mm <sup>2</sup> )	A <sub>eff</sub> (mm <sup>2</sup> )
L63,5x63,5x12,7	5,00	3	1451,61	-
L76,2x76,2x12,7	6,00	3	1774,19	-
L63,5x63,5x9,53	6,66	3	1119,48	-
L101,6x101,6x12,7	8,00	3	2419,35	-
L28,58x28,58x3,18	8,99	3	171,65	-
L76,2x76,2x7,94	9,60	3	1147,01	-
L63,5x63,5x6,35	10,00	3	766,12	-
L76,2x76,2x6,35	12,00	3	927,41	-
L63,5x63,5x4,76	13,33	4	581,86	558,28
L69,85x69,85x4,76	14,67	4	642,31	573,15
L76,2x76,2x4,76	16,00	4	702,76	585,24
L88,9x88,9x4,76	18,68	4	823,67	604,47

A Figura 94 ilustra a relação da resistência normalizada ( $N_{u,FE}/A\sigma_{0,2\%}$  ou  $A_{eff}\sigma_{0,2\%}$ ) em função da esbeltez normalizada da coluna referente ao fenômeno da flexo-torção ( $\lambda_{ft}$ ), conjuntamente com a curva de dimensionamento da flexo-torção do EC3 com fator de imperfeição  $\alpha = 0,34$  e  $\bar{\lambda}_0 = 0,2$ .

Já na Figura 95 é apresentada uma comparação gráfica das relações entre as cargas máximas resistentes obtidas numericamente e as cargas previstas pelo EC3 para o fenômeno da flexo-torção ( $N_{u,FE}/N_{u,EC3 FT}$ ) em função da esbeltez normalizada da coluna ( $\lambda_{ft}$ ). A Tabela 27 fornece o valor máximo, mínimo, a média e o desvio padrão dessa relação.

De acordo com a

Figura 94, a Figura 95 e a Tabela 27, as seguintes observações podem ser feitas:

- a curva de dimensionamento utilizada pelo EC3 não consegue representar adequadamente o comportamento das colunas com seção em cantoneiras de abas iguais laminadas;
- na Figura 94, segundo o EC3, as colunas representadas pelos pontos amarelo apresentariam como estado limite último o fenômeno da flexão no eixo de menor inércia, porém, todas as colunas apresentaram como falha o fenômeno da flexo-torção, evidenciando uma previsão equivocada pelo código normativo em 42% dos comprimentos analisados;
- a resistência de uma grande parcela das colunas situam-se acima ou abaixo da curva, indicando uma imprecisão no dimensionamento;
- de acordo com a Tabela 27 e a Figura 95 é possível analisar essa imprecisão, onde existem cargas numéricas superiores a 36% da carga obtida pela norma e por outro lado, caso de carga numérica correspondente a 80% da carga teórica da norma. Com todos os resultados, obtém-se uma média de 1,11, um desvio padrão de 0,15 com uma covariância de 0,13, confirmando uma aleatoriedade significativa na previsão das cargas.

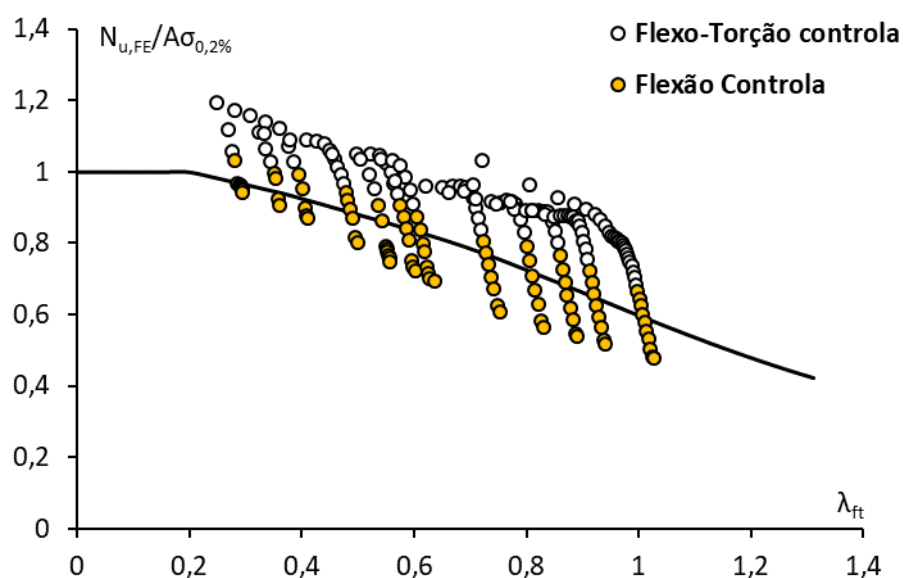


Figura 94 – Resultados numéricos comparados com a curva de dimensionamento do EC3 para o estado limite último de flexo-torção.

Tabela 27 – Valores obtidos das relações entre as cargas obtidas e as previstas pelo EC3.

	$\frac{N_{u,FE}}{N_{u,EC3 FT}}$
Máximo	1,36
Mínimo	0,80
Média	1,11
Desvio Padrão	0,15
COV	0,13

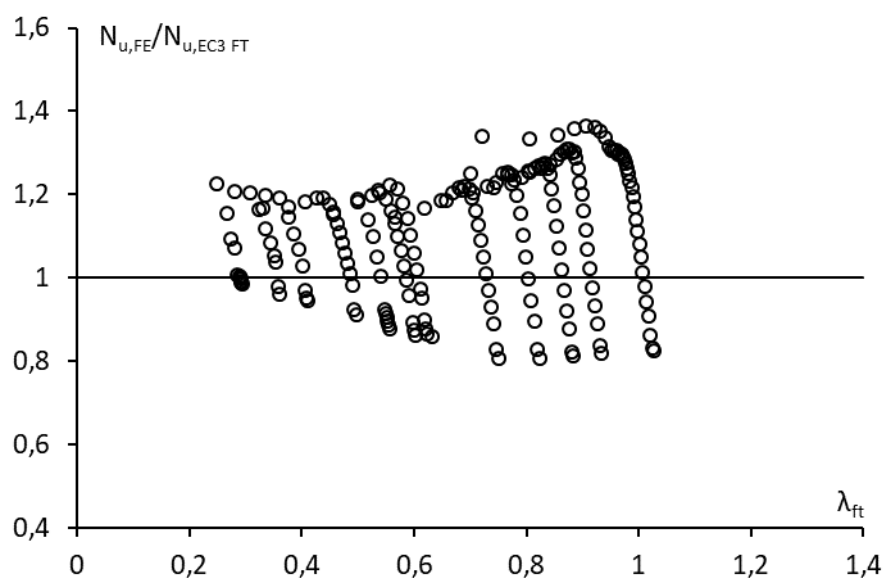


Figura 95 – Relação entre as cargas obtidas e as previstas pelo EC3.

### 7.3 Dimensionamento baseado no Método da Resistência Direta

Inicialmente, Dinis *et al.* [24] propuseram uma nova metodologia de dimensionamento baseado no Método da Resistência Direta (item 2.3.2), onde visavam melhorar a previsão das cargas máximas resistentes em colunas com seção em cantoneira de abas iguais esbeltas formadas a frio em aço carbono com condição de contorno biengastada, conforme visto no item 2.3. Posteriormente, Dinis *et al.* [26] ampliaram esses estudos verificando que a metodologia proposta também

poderia ser aplicada em colunas com seção em cantoneira de abas iguais compactas laminadas a quente de aço carbono.

Isto posto, esta dissertação verifica a aplicabilidade da metodologia proposta de dimensionamento em colunas com seção em cantoneira de abas compactas iguais ( $b/t < 20$ ) laminadas a quente de aço inoxidável austenítico 304 com condição de contorno biengastada. A Tabela 28 fornece os valores máximos, mínimos, média e o desvio padrão das relações obtidas entre as cargas máximas resistentes obtidas numericamente e as cargas previstas pela metodologia baseada no MRD ( $N_{u,FE}/N_{u,B-DSM}$ ).

A Figura 96 apresenta uma comparação gráfica das relações entre as cargas máximas resistentes obtidas numericamente e as cargas previstas pela metodologia baseada no MRD ( $N_{u,FE}/N_{u,B-DSM}$ ) em função da esbeltez normalizada iterativa da coluna ( $\lambda_{ite}$ ).

De acordo com a Tabela 28 e a Figura 96, os seguintes comentários podem ser feitos:

- verifica-se que a proposta de diversas curvas de dimensionamento do tipo Winter apresentam uma precisão melhor na previsão das cargas máximas resistentes;
- embora 78% dos comprimentos estudados apresentem um relação menor que 1 ( $N_{u,FE}/N_{u,B-DSM} < 1$ ), ou seja, estão em uma zona insegura, a média dos valores foi de 0,93, um desvio padrão de 0,09, onde se nota que o método apresenta uma precisão melhor que o EC3 (Tabela 27);
- observa-se que tais resultados podem ser explicados tendo em vista que o método foi desenvolvido originalmente para a previsão das cargas máximas resistentes em colunas com seção em cantoneira de abas constituídas pelo material aço carbono, não considerando a não linearidade do material aço inoxidável, ou seja, a ausência de patamar de escoamento na curva tensão *versus* deformação do material.

Tabela 28 – Valores obtidos das relações entre as cargas obtidas e as previstas pelo método baseado no MRD.

	$\frac{N_{u,FE}}{N_{u,B-DSM}}$
Máximo	1,20
Mínimo	0,73
Média	0,93
Desvio Padrão	0,09
COV	0,10

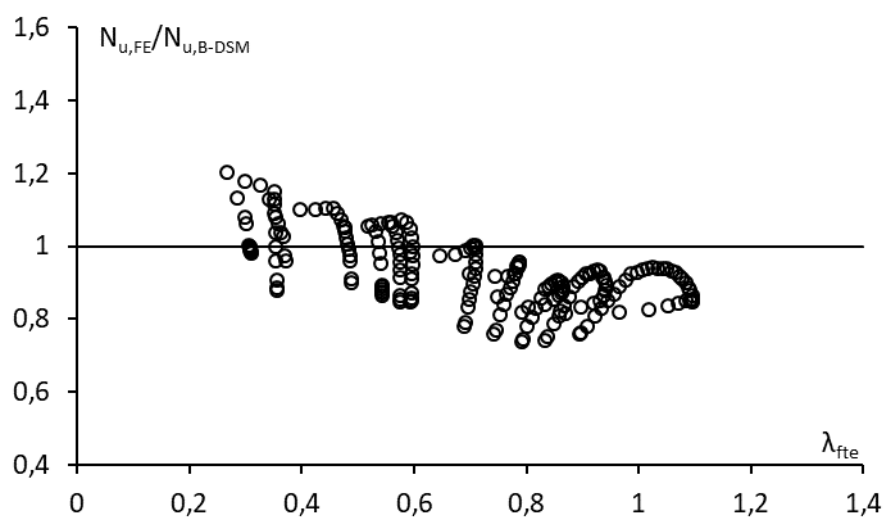


Figura 96 – Relação entre as cargas numéricas e as previstas pelo método baseado no MRD segundo Dinis et al [24].

## 8 PROPOSTAS DE DIMENSIONAMENTO BASEADA NO EUROCODE 3 – PARTE 1.4 [29]

### 8.1 Introdução

Conforme visto no item 7, verificou-se que os procedimentos de dimensionamento analisados não apresentaram respostas que caracterizam um dimensionamento seguro e adequado. Portanto, nesta seção serão apresentados dois procedimentos de dimensionamento baseado na metodologia utilizada pelo Eurocode 3 – parte 1.4 [29], a fim de obter um dimensionamento mais preciso em colunas biengastadas com seção em cantoneira de abas compactas iguais laminadas a quente de aço inoxidável austenítico 304 sujeitas à flexo-torção, sendo nomeados como: Método Alpha ( $\alpha$ ); Método Lambda ( $\lambda$ ).

### 8.2 Método Alpha ( $\alpha$ )

Primeiramente, optou-se por não alterar a metodologia de dimensionamento proposta pelo EC3, isto é, manteve-se o uso da classe das seções e somente uma curva de dimensionamento para a flambagem por flexo-torção, porém com uma modificação no fator de imperfeição ( $\alpha$ ) de 0,34 para 0,76, de maneira que a curva pudesse fornecer um dimensionamento mais seguro. Assim, a Tabela 29 apresenta os valores das relações obtidas quando o fator de imperfeição é alterado, a Figura 97(a) demonstra a curva de dimensionamento com  $\alpha=0,76$ , conjuntamente com a resistência normalizada e a esbeltez da coluna, e finalmente a Figura 97(b) apresenta graficamente, a relação entre as cargas obtidas e as cargas previstas com o parâmetro  $\alpha=0,76$ .

De acordo com a Tabela 29 e a Figura 97, nota-se que:

- a curva com um valor de  $\alpha=0,76$  fornece um dimensionamento a favor da segurança, caracterizado por uma relação

mínima de 0,99, porém apresenta uma relação máxima de 1,73, caracterizando um dimensionamento bastante conservador;

- também é possível notar que para esse valor do fator de imperfeição  $\alpha$ , a média é de 1,32, o desvio padrão de 0,21 e um COV de 0,16, indicando mais uma vez, um dimensionamento ainda com valores dispersos.

Tabela 29 – Valores obtidos das relações entre as cargas numéricas e as previstas pela curva do EC3 com um valor de  $\alpha=0,76$ .

	$\frac{N_{u,FE}}{N_{u,EC3 FT 0,76}}$
Máximo	1,73
Mínimo	0,99
Média	1,32
Desvio Padrão	0,21
COV	0,16

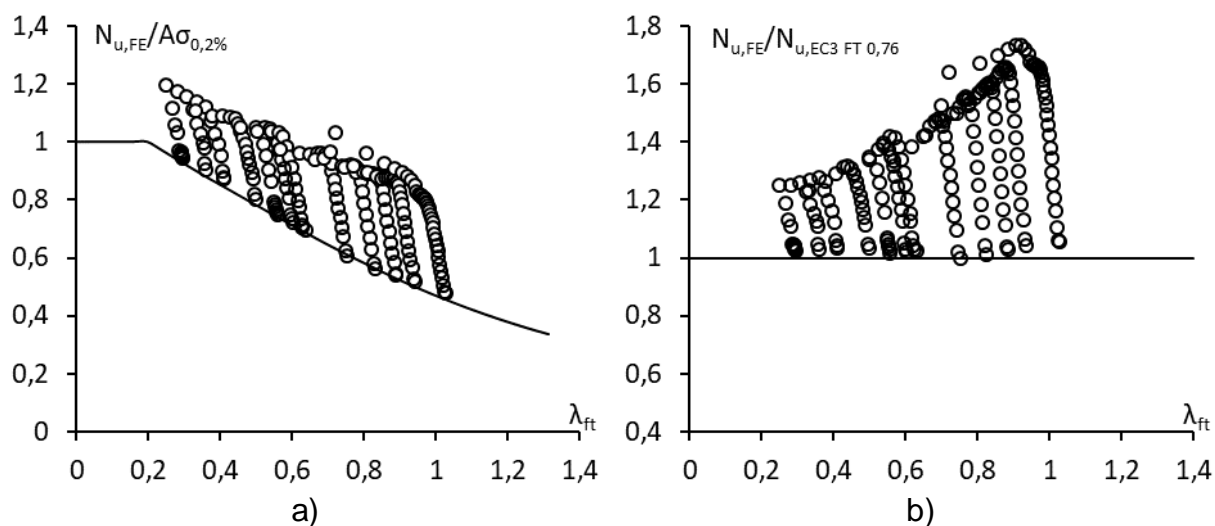


Figura 97 – a) Resistência normalizada em função da esbeltez, conjuntamente com a curva de dimensionamento para um  $\alpha=0,76$  e b) relação das cargas numéricas e as previstas pela curva.

Portanto, de acordo com Dinis et al. [24] e conforme visto no item 7.2 da presente dissertação, para o dimensionamento mais eficiente de colunas com seção em cantoneira de abas iguais com condição de contorno biengastada e sujeitas a

flexo-torção, é necessário que existam procedimentos de cálculo (curvas) que consigam prever a queda vertical brusca das resistências, sendo constatado que, conforme já apresentado anteriormente, ao se utilizar somente uma curva, obtém-se um dimensionamento inadequado.

Visando propor mudanças na metodologia desenvolvida pelo Eurocode 3 – Parte 1.4 [29] e, conseqüentemente, obter um dimensionamento mais adequado, alguns pontos precisam ser destacados. Dinis *et al.* [24] demonstraram que a queda vertical brusca da resistência está associada ao comprimento da coluna e Dinis *et al.* [26] desenvolveram duas equações, nas quais é possível obter o comprimento de transição entre os fenômenos da coluna ( $L_{T,F}$ ), demonstradas nas equações (48) e (49).

$$L_{T,F} = b \sqrt{\frac{\pi^2 K_F}{6}} \quad (48)$$

$$K_F = (1+u) \left[ 2,25 \left( \frac{b}{t} \right)^2 - 4,0 \right] \quad (49)$$

onde:

$K_F$  é o parâmetro que relaciona o coeficiente de Poisson e a relação  $b/t$  da seção transversal com o comprimento de transição;

$L_{T,F}$  é o comprimento de transição entre os fenômenos da flambagem por flexo-torção e a flexão no eixo de menor inércia.

Logo, verificou-se que a queda da resistência é linear com o aumento da razão entre o comprimento da coluna ( $L$ ) e o comprimento de transição entre os fenômenos ( $L_{T,F}$ ) para uma mesma seção transversal, ou seja, mesma relação  $b/t$ . A fim de exemplificar esta observação, a Figura 98 ilustra essa queda linear da resistência normalizada, conforme o comprimento da coluna ( $L$ ) aproxima-se do comprimento de transição ( $L_{T,F}$ ), ou seja, a razão ( $L/L_{T,F}$ ) aproxima-se de 1. Para isso foram adotadas quatro seções transversais L76,2x76,2x12,7; L76,2x76,2x7,94;



L63,5x63,5x4,76 e L88,9x88,9x4,76, as quais possuem as relações  $b/t$  com valores de 6; 9,6; 13,33 e 18,86, respectivamente.

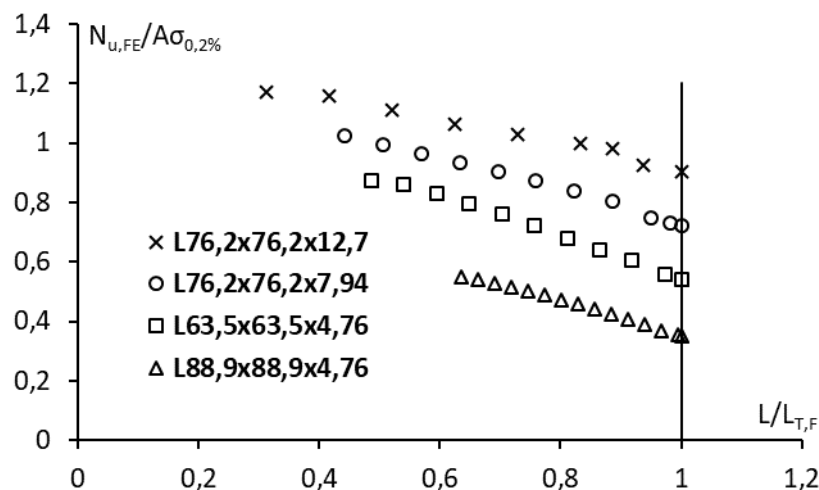


Figura 98 – Queda linear da resistência normalizada em função da razão entre o comprimento da coluna e o comprimento de transição.

Considerando esse cenário, nessa dissertação, verificou-se que ao utilizar duas curvas de dimensionamento baseadas nas equações desenvolvidas pelo Eurocode 3 – Parte 1.4 [29], porém adotando-se um valor de  $\bar{\lambda}_0=0,25$  e valores para o fator de imperfeição ( $\alpha$ ) de 0,34 e 0,90, respectivamente, obtém-se alguns pontos que podem ser representados por essas duas curvas de dimensionamento.

A Figura 99 apresenta graficamente a posição desses pontos quando a resistência normalizada é posta em função da esbeltez normalizada da coluna, conjuntamente com as duas curvas de dimensionamento. A Tabela 30 apresenta a razão  $L/L_{T,F}$  para os dois valores de  $\alpha$  utilizados.

De acordo com a Figura 99 e a Tabela 30 observa-se que:

- a curva para um valor de  $\alpha=0,34$  apresenta como padrão uma média da razão  $L/L_{T,F}$  de aproximadamente 0,77 para cada seção transversal;
- ao se observar esses valores, verifica-se que para algumas seções transversais consideradas na análise paramétrica, este valor do fator

de imperfeição fornece um dimensionamento mais adequado, considerando-se fatores de  $L/L_{T,F}$  de aproximadamente 0,77;

- a curva para  $\alpha=0,90$  sempre terá um valor de razão  $L/L_{T,F}$  igual a 1, pois o comprimento estudado sempre será igual ao de transição;
- da mesma forma, o uso do fator de imperfeição  $\alpha=0,90$ , fornece um dimensionamento eficiente para os casos das seções estudadas com comprimentos que fornecem uma razão  $L/L_{T,F}=1$ .

Tabela 30 – Curvas de dimensionamento com fatores de imperfeição 0,34 e 0,90 relacionados com a razão entre o comprimento da coluna e o comprimento de transição.

Seção	$\frac{b}{t}$	$L_{T,F}$ (mm)	$L_{0,34}$ (mm)	$\alpha=0,34 \quad \alpha=0,90$	
				$\frac{L_{0,34}}{L_{T,F}}$	$\frac{L_{0,90}}{L_{T,F}}$
L63,5x63,5x12,7	5,00	660	550	0,83	1
L76,2x76,2x12,7	6,00	960	850	0,88	1
L63,5x63,5x9,53	6,66	920	800	0,86	1
L101,6x101,6x12,7	8,00	1760	1400	0,79	1
L28,58x28,58x3,18	8,99	550	400	0,72	1
L76,2x76,2x7,94	9,60	1580	1200	0,75	1
L63,5x63,5x6,35	10,00	1400	1000	0,71	1
L76,2x76,2x6,35	12,00	1960	1400	0,71	1
L63,5x63,5x4,76	13,33	1850	1400	0,75	1
L69,85x69,85x4,76	14,67	2220	1600	0,72	1
L76,2x76,2x4,76	16,00	2650	2000	0,75	1
L88,9x88,9x4,76	18,68	3620	2600	0,71	1
			Média	0,77	1

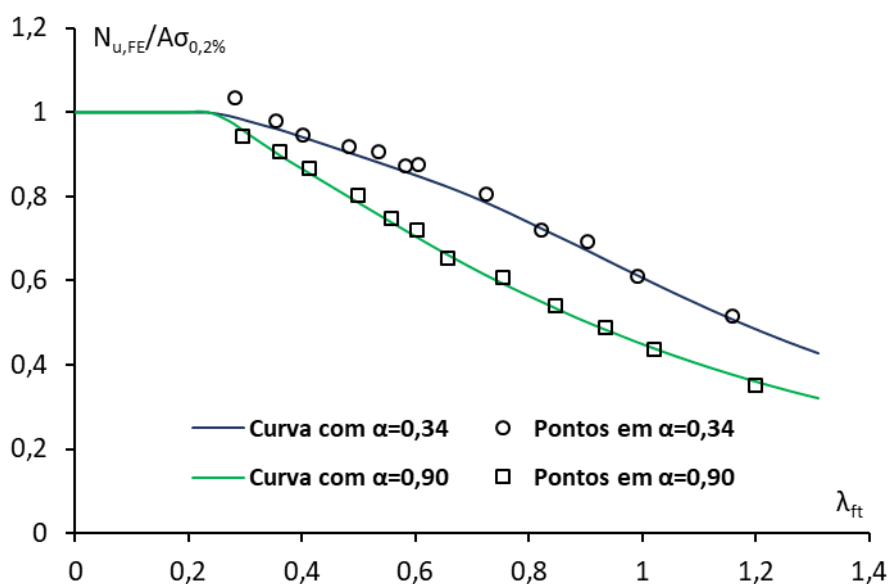


Figura 99 – Razão entre o comprimento da coluna e o comprimento de transição que podem ser representado pelas curvas com fator de imperfeição iguais a 0,34 e 0,90.

Isto posto, constatou-se que para uma mesma seção transversal (isto é, mesma relação  $b/t$ ) são necessários vários valores de fator de imperfeição ( $\alpha$ ) que sejam capazes de gerar curvas de dimensionamento que possam prever essa queda na resistência conforme o comprimento da coluna aumenta. Além de verificar que independentemente da relação  $b/t$ , as curvas são capazes de representar a queda conforme a razão  $L/L_{T,F}$  aumenta.

Assim, ao relacionar a razão  $L/L_{T,F}$  com o fator de imperfeição ( $\alpha$ ) é possível obter uma relação linear entre esses dois parâmetros, conforme apresentada na equação (50), porém não limitando essa relação no valor da média (0,77) e sim em um valor de 0,75, pois apresenta valores mais coerentes para o coeficiente angular e linear da equação da reta. A Figura 100 ilustra graficamente essa relação entre os dois parâmetros adimensionais.

$$\alpha = 2,24 \left( \frac{L}{L_{T,F}} \right) - 1,34 \quad \text{se} \quad \frac{L}{L_{T,F}} > 0,75 \quad (50)$$

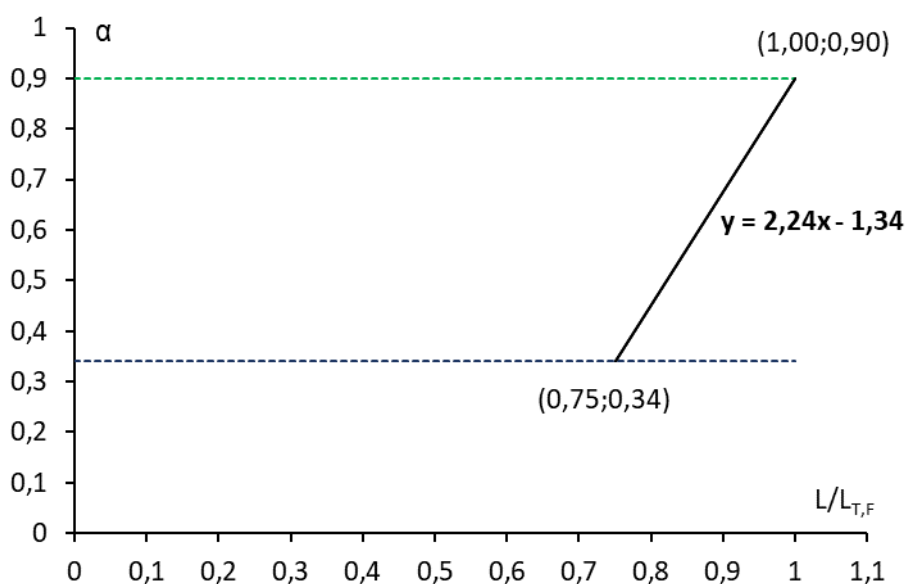


Figura 100 – Relação linear entre a razão  $L/L_{T,F}$  e o fator de imperfeição ( $\alpha$ ).

Cabe ressaltar que ao utilizar um fator de imperfeição ( $\alpha$ ) em função da razão ( $L/L_{T,F}$ ), são obtidas curvas de dimensionamento, onde razões de  $L/L_{T,F}$  iguais apresentam o mesmo valor do fator de imperfeição ( $\alpha$ ) para diferentes seções transversais. Porém, para uma mesma seção transversal, conforme o comprimento aumenta, o valor do fator de imperfeição também aumenta, prevendo a redução da resistência à medida que o comprimento usado no dimensionamento aproxima-se do comprimento de transição.

A fim de exemplificar, a Figura 101 ilustra graficamente o comportamento de duas seções transversais L76,2x76,2x7,94 e L63,5x63,5x4,76 quando a resistência normalizada é posta em função da esbeltez normalizada da coluna, conjuntamente com três curvas de dimensionamento que são obtidas para três valores de razões de  $L/L_{T,F}$ .

De acordo com a Figura 101, nota-se que cada curva de dimensionamento possui um valor para o fator de imperfeição ( $\alpha$ ), onde esse valor é obtido em função da razão  $L/L_{T,F}$ , apresentado na equação (50). Assim, constata-se que as curvas de dimensionamento propostas dependem da razão  $L/L_{T,F}$  e visam propor um

dimensionamento mais adequado prevendo a queda vertical da resistência conforme o comprimento aumenta.

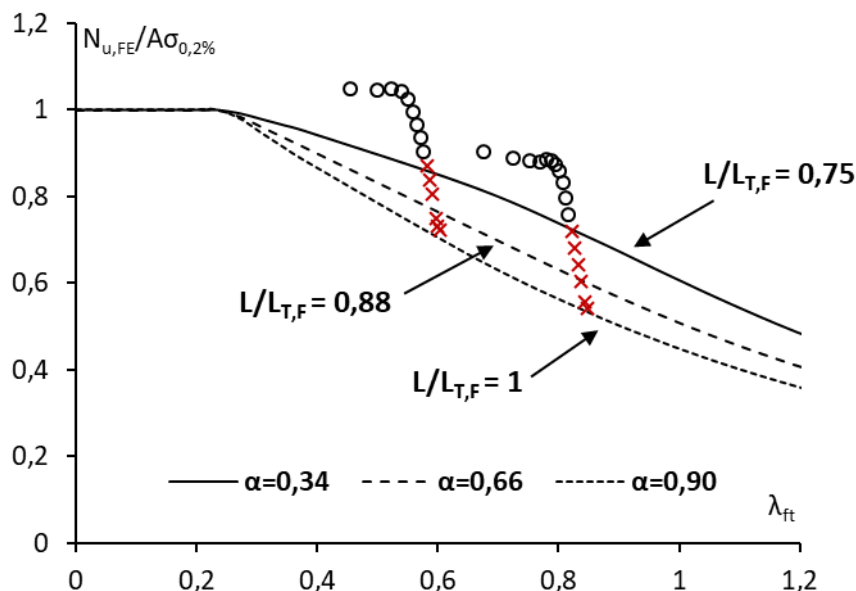


Figura 101 – Curvas de dimensionamento em função da razão  $L/L_{T,F}$ .

Visando expandir para todas as seções estudadas na análise paramétrica, a Figura 102 demonstra graficamente a resistência normalizada das seções em função da esbeltez normalizada da coluna, conjuntamente com seis curvas de dimensionamento. A Tabela 31 fornece o valor do fator de imperfeição para seis valores de razões  $L/L_{T,F}$ .

De acordo com a Tabela 31 e a Figura 102, observa-se que:

- para uma mesma seção transversal, isto é, mesma relação  $b/t$ , à medida que a razão entre os comprimentos aumentam, o fator de imperfeição ( $\alpha$ ) também deve aumentar, ou seja, é necessário que ocorra uma redução maior na resistência à medida que se aproxima da transição entre os fenômenos;
- para razões de  $L/L_{T,F}$  inferiores a 0,75 o valor do fator de imperfeição ( $\alpha$ ) é constante de 0,34;

- para razões de  $L/L_{T,F}$  superiores a 1 essa proposta de dimensionamento não é adequada, pois indica que o fenômeno da flexão no eixo de menor inércia controla o dimensionamento, isto é, deve ser dimensionado de acordo com o Eurocode 3 – Parte 1.4 [29];
- as curvas propostas são delimitadas para valores de fatores de imperfeição entre 0,34 e 0,9, isto é, a partir de uma razão  $L/L_{T,F}$  de 0,75 até 1.

Tabela 31 – Valor do fator de imperfeição de acordo com a relação entre os comprimentos.

$\frac{L}{L_{T,F}}$	$\alpha$
0,75	0,34
0,80	0,45
0,85	0,56
0,90	0,67
0,95	0,79
1,00	0,90

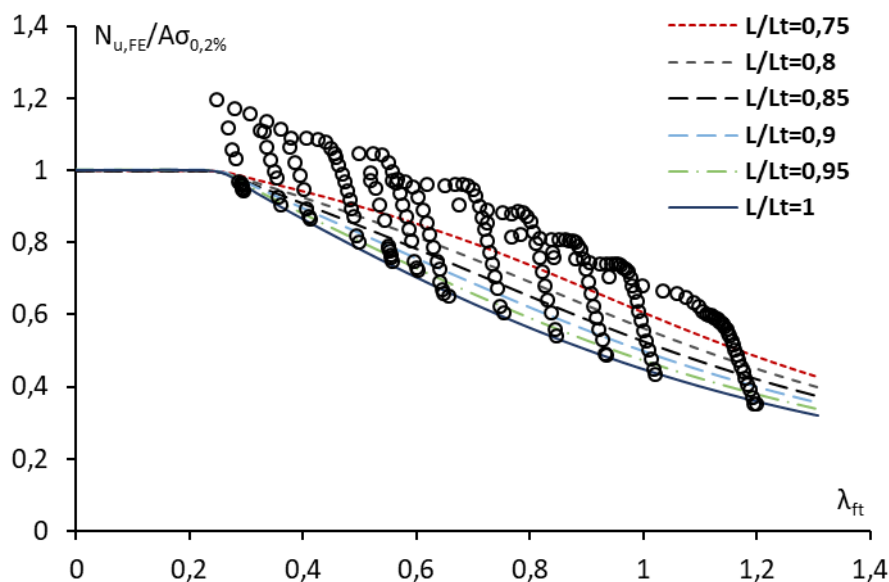


Figura 102 – Curvas obtidas dos fatores de imperfeição em função da relação entre os comprimentos.

De modo a resumir, a proposta de cálculo baseada no Eurocode 3 – Parte 1.4 [29], consideram-se as seguintes etapas:

1. não classificar a seção transversal cantoneira de abas iguais em classe 4, visto que não ocorre o fenômeno da flambagem local, considerando somente a área bruta no cálculo da resistência;
2. calcula-se o comprimento de transição ( $L_{T,F}$ ) com as equações (48) e (49);
3. verifica-se se o comprimento estudado ( $L$ ) encontra-se abaixo ou acima do comprimento de transição ( $L_{T,F}$ ), ou seja, se  $L < L_{T,F}$  e o fenômeno da flexo-torção irá controlar o dimensionamento. Caso contrário, se  $L > L_{T,F}$ , o fenômeno da flexão controla o dimensionamento;
4. caso  $L < L_{T,F}$ , calcula-se o fator de imperfeição ( $\alpha$ ) equivalente de acordo com a equação (50);
5. calcula-se a esbeltez normalizada da coluna referente a flexo-torção ( $\lambda_{ft}$ ) pela equação (23);
6. substitui-se o valor do limite da esbeltez ( $\bar{\lambda}_0$ ) de 0,20 para 0,25;
7. obtém-se o fator de forma  $\phi$  que é utilizado pelo EC3, equação (22);
8. calcula-se o fator de redução ( $\chi$ ) pela equação (21);
9. calcula-se a carga resistente ( $N_{u,EC3-\alpha}$ ) pela equação (28).

A Figura 103 demonstra graficamente os valores das relações obtidas entre as cargas obtidas numericamente e as cargas previstas pelo novo procedimento de cálculo em função ( $N_{u,EC3-\alpha}$ ) da esbeltez normalizada da coluna. A Tabela 32 fornece os valores máximo, mínimo, a média e o desvio padrão obtido.

De acordo com a Figura 103 e a Tabela 32, os seguintes comentários podem ser feitos:

- propor curvas em função de fatores de imperfeição que consigam prever a queda vertical da resistência proporcionam um

dimensionamento coerente, pois são capazes de reduzir a resistência conforme o comprimento estudado aproxima-se ao comprimento de transição;

- o valor mínimo dessa relação é de 0,97, isto é, apresenta um dimensionamento, consideravelmente, seguro;
- apesar de um certo conservadorismo (valor máximo de 1,19), a média, o desvio padrão e o COV indicam um dimensionamento mais consistente;
- os resultados obtidos encontram-se em uma faixa de até 24% (isto é, apresentando uma relação mínima de 0,97 e uma máxima de 1,19) entre a carga obtida numericamente e a carga obtida pela nova proposta de dimensionamento.

Tabela 32 – Valores obtidos das relações entre as cargas numéricas e as previstas pela nova proposta de cálculo com um conjunto de curvas dependente do  $\alpha$ .

	$\frac{N_{u,FE}}{N_{u,EC3-\alpha}}$
Máximo	1,19
Mínimo	0,97
Média	1,07
Desvio Padrão	0,06
COV	0,06



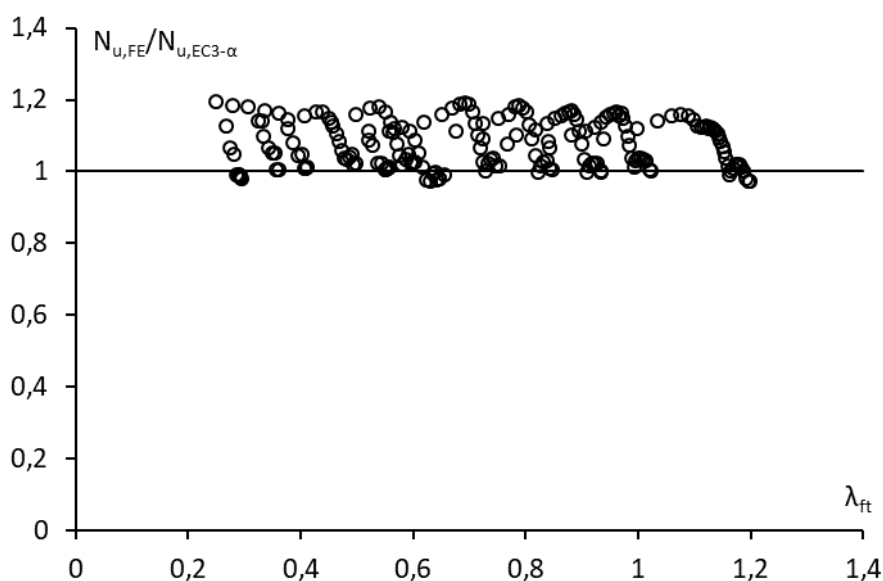


Figura 103 – Relação entre as cargas numéricas e as previstas pelo novo método baseado no EC3.

### 8.3 Método Lambda ( $\lambda$ )

Propor valor variável do fator de imperfeição ( $\alpha$ ) e, conseqüentemente, um conjunto de curvas de dimensionamento para a flambagem por flexo-torção em colunas biengastadas com seção cantoneira de abas compactas laminadas a quente de aço inoxidável austenítico 304, apresentou resultados satisfatórios, conforme visto no item **Erro! Fonte de referência não encontrada..**

Porém, há uma segunda alternativa interessante, onde somente é utilizado uma única curva de dimensionamento para a flexo-torção, contudo, neste procedimento de dimensionamento, é proposto uma modificação na carga crítica da coluna relativa a flexo-torção ( $N_{crft}$ ) e, em conseqüência, na esbeltez normalizada da coluna ( $\lambda_{ft} = \sqrt{A\sigma_{0,2\%}/Af_{crft}} = \sqrt{A\sigma_{0,2\%}/N_{crft}}$ ), a fim de obter um comportamento semelhante ao de colunas sujeitas a flexão no eixo de menor inércia.

Para isso, etapas preliminares foram realizadas, sendo: alterou-se o limite da esbeltez normalizada relativa à flexo-torção para  $\bar{\lambda}_0=0,25$ ; valor do fator de imperfeição fixo ( $\alpha=0,90$ ), ou seja, somente uma curva de dimensionamento; as

seções não foram classificadas em classe 4 (i.e.,  $A=A_g$ ); os comprimentos das colunas foram limitados até o comprimento de transição ( $L_{T,F}$ ). A Figura 104 ilustra graficamente a resistência normalizada ( $N_{u,FE}/A\sigma_{0,2\%}$ ) em função da esbeltez normalizada da coluna ( $\lambda_{ft}$ ), conjuntamente com a curva de dimensionamento.

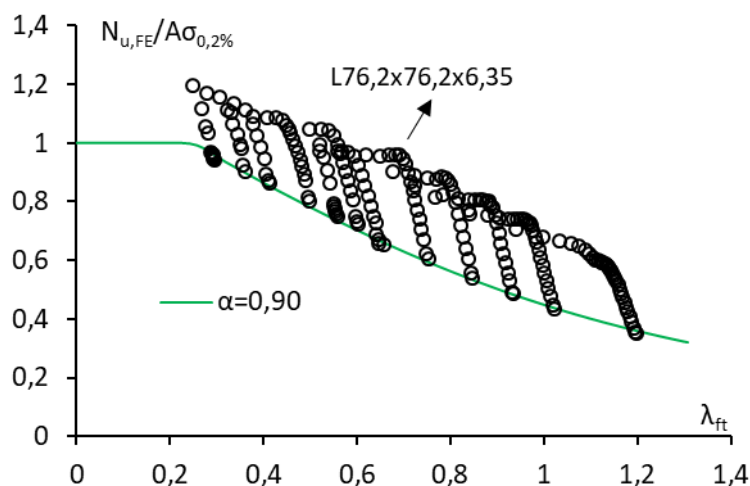


Figura 104 – Resistência normalizada das colunas conjuntamente com a curva de dimensionamento ( $\bar{\lambda}_0=0,25$  e  $\alpha=0,90$ ).

Entretanto, como já mencionado anteriormente, somente uma curva não é capaz de prever a queda vertical da resistência das colunas e, por isso, buscou-se alterar a esbeltez normalizada da coluna ( $\lambda_{ft}$ ) a fim de que esse comportamento pudesse ser previsto por somente uma curva de dimensionamento para todas as seções transversais, ou seja, relações  $b/t$  diferentes. Baseado nas curvas de assinatura (cargas críticas da flexão no eixo de menor inércia) das colunas com seção cantoneira de abas iguais, obteve-se uma relação média entre a carga crítica “original” da flexo-torção ( $N_{crft}$ ) e a carga crítica modificada ( $N_{cr,M}$ ) para todas as seções transversais analisadas no estudo paramétrico (item 6.4).

A seção L76,2x76,2x6,35 foi escolhida com o propósito de exemplificar a mudança da carga crítica, onde na Figura 105(a) é ilustrado graficamente o comportamento da carga crítica da flexo-torção ( $N_{crft}$ ), representada pela linha azul tracejada, e o da carga crítica modificada ( $N_{cr,M}$ ), representada pela linha vermelha cheia, em função do comprimento normalizado da flexo-torção ( $L/L_{T,F}$ ). Dessa maneira, é possível correlacionar a razão média entre a carga crítica modificada e a

carga crítica da flexo-torção ( $N_{cr,M}/N_{crft}$ ) em função de  $L/L_{T,F}$ , ilustrado na Figura 105(b) e, por consequência, obter a equação (51). Na qual calcula-se a carga crítica modificada ( $N_{cr,M}$ ) para qualquer comprimento de coluna (limitado até o  $L_{T,F}$ ) e seção transversal. Logo, com o  $N_{cr,M}$  é possível calcular a esbeltez normalizada da coluna modificada  $\lambda_{ft,M} = \sqrt{A\sigma_{0,2\%}/N_{cr,M}}$ .

A Figura 106 ilustra graficamente para a seção transversal L76,2x76,2x6,35 o comportamento da coluna após ter a esbeltez normalizada modificada ( $\lambda_{ft}$  para  $\lambda_{ft,M}$ ), onde observa-se que essa modificação proporciona um comportamento mais suave da queda da resistência e, conseqüentemente, é possível ser prevista por somente uma curva de dimensionamento.

$$N_{cr,M} = \left[ -1,8057 \left( \frac{L}{L_{T,F}} \right) + 2,8286 \right] N_{crft} \quad (51)$$

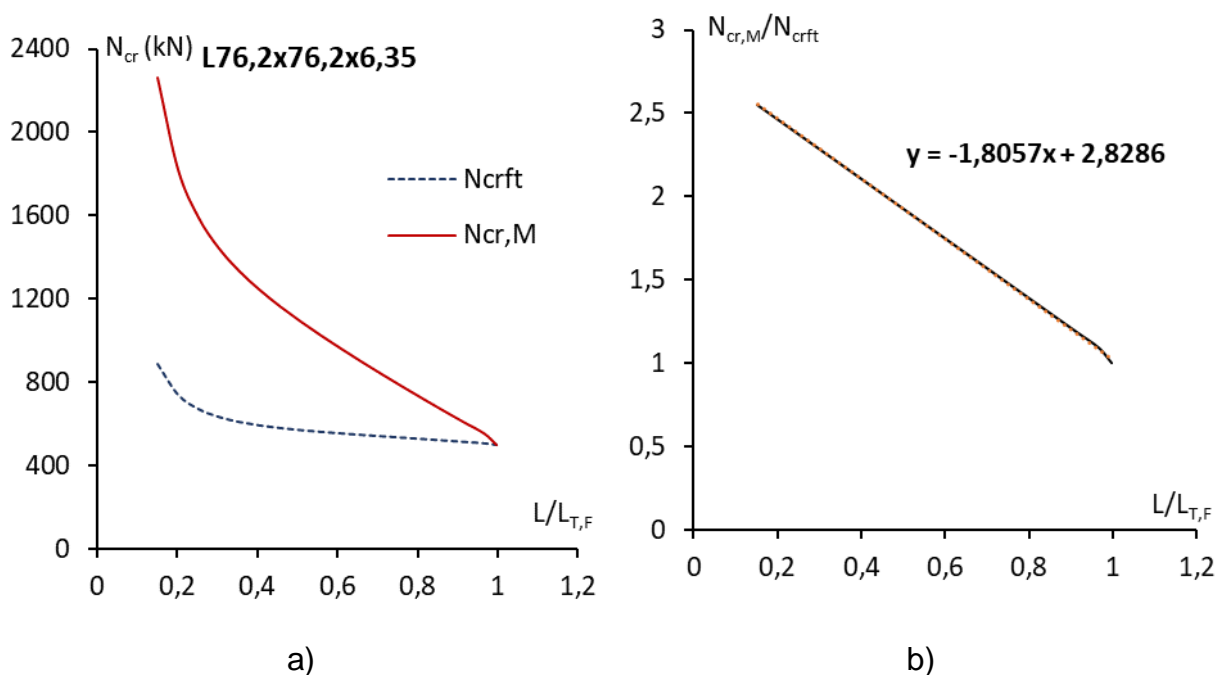


Figura 105 – a) Carga crítica modificada da flexo-torção em função de  $L/L_{T,F}$ ; b) relação entre as cargas críticas em função de  $L/L_{T,F}$ .

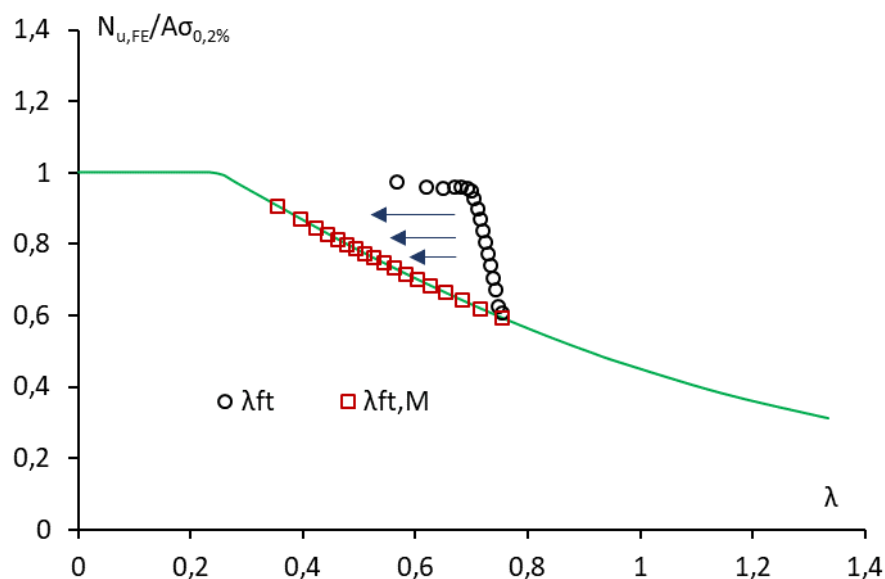


Figura 106 – Resistência normalizada em função da esbelteza modificada ( $\lambda_{ft,M}$ ).

A Figura 107 demonstra graficamente os valores das relações obtidas entre as cargas obtidas numericamente e as cargas previstas pelo novo procedimento de cálculo em função ( $N_{u,EC3-\lambda}$ ) da esbelteza normalizada da coluna. A tabela 33 fornece os valores máximo, mínimo, a média e o desvio padrão obtido.

De acordo com a Figura 107 e a Tabela 33, os seguintes comentários podem ser feitos:

- utilizar somente uma curva de dimensionamento, porém modificando a esbelteza normalizada da coluna da flexo-torção, proporciona um dimensionamento também adequado, uma vez que o comportamento modificado da coluna apresenta uma queda mais gradual e pode ser representado pela curva de dimensionamento proposta ( $\bar{\lambda}_0=0,25$  e  $\alpha=0,90$ );
- os valores máximo e mínimo indicam que os resultados encontram-se em uma faixa de 25% (i.e., apresentam uma relação de 1,20 e 0,95, respectivamente) e, também, a média e o desvio padrão indicam um dimensionamento mais consistente e homogêneo.

Tabela 33 – Valores obtidos das relações entre as cargas numéricas e as previstas pela nova proposta de cálculo com a esbelteza modificada ( $\lambda_{ft,M}$ ).

	$\frac{N_{u,FE}}{N_{u,EC3-\lambda}}$
Máximo	1,20
Mínimo	0,96
Média	1,07
Desvio Padrão	0,06
COV	0,06

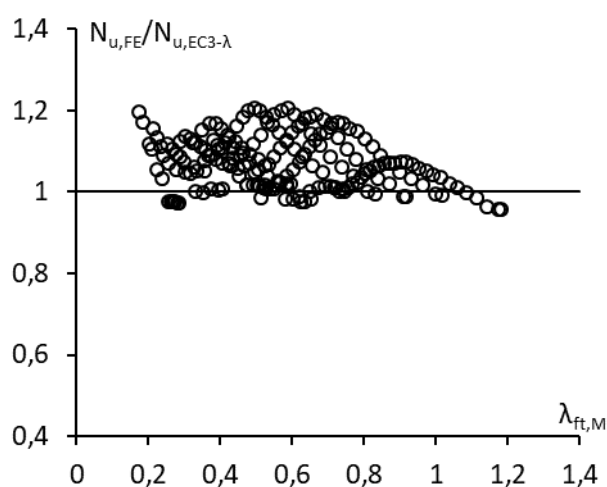


Figura 107 – Relação entre as cargas numéricas e as previstas pelo novo método baseado no EC3.

#### 8.4 Resumo das propostas

Com o propósito de resumir e evidenciar as mudanças propostas nos procedimentos de dimensionamento utilizados pelo Eurocode 3 – Parte 1.4 [29], a Tabela 34 apresenta as principais modificações. A Tabela 35 fornece um resumo dos resultados obtidos dos métodos analisados e propostos nesta dissertação. A tabela

Tabela 34 – Resumo das modificações proposta no dimensionamento do Eurocode 3 – Parte 1.4 [29].

Classe	$\bar{\lambda}_0$	$\alpha$	$\lambda$
--------	-------------------	----------	-----------

EC3	3 e 4	0,20	0,34	$\sqrt{\frac{A\sigma_{0,2\%}}{N_{crft}}}$
EC3 – $\alpha$	-	0,25	$2,24 \left( \frac{L}{L_{T,F}} \right) - 1,34$	$\sqrt{\frac{A\sigma_{0,2\%}}{N_{crft}}}$
EC3 – $\lambda$	-	0,25	0,90	$\sqrt{\frac{A\sigma_{0,2\%}}{N_{cr,M}}}$

Tabela 35 – Resumo dos resultados obtidos nos métodos de dimensionamento analisados.

	$\frac{N_{u,FE}}{N_{u,EC3 FT}}$	$\frac{N_{u,FE}}{N_{u,B-DSM}}$	$\frac{N_{u,FE}}{N_{u,EC3 FT 0,76}}$	$\frac{N_{u,FE}}{N_{u,EC3-\alpha}}$	$\frac{N_{u,FE}}{N_{u,EC3-\lambda}}$
Máximo	1,36	1,20	1,73	1,19	1,20
Mínimo	0,80	0,73	0,99	0,97	0,96
Média	1,11	0,93	1,32	1,07	1,07
Desvio Padrão	0,15	0,09	0,21	0,06	0,06
COV	0,13	0,10	0,16	0,06	0,06

## 9 CONCLUSÕES

### 9.1 Considerações finais

Inicialmente, uma revisão bibliográfica foi feita expondo os principais motivos que levaram muitas pesquisas a ter uma interpretação equivocada das deformações locais e globais em colunas com seção em cantoneira de abas iguais. Em seguida, apresentou-se um breve resumo dos principais estudos referentes ao elemento estrutural coluna tanto com seção em cantoneira de abas esbeltas formadas a frio quanto compactas laminadas a quente de aço carbono e aço inoxidável. Apesar da simplicidade geométrica, colunas caracterizadas por seção transversal em cantoneira de abas iguais apresentam um comportamento estrutural bastante particular, pois exibem interação entre os modos globais de flambagem por flexo-torção e flexão no eixo de menor inércia. O fenômeno da flambagem por flexo-torção está associado a um platô aproximadamente horizontal da carga crítica em função do comprimento e apresenta um comportamento distinto dentro desse platô.

Portanto, uma investigação experimental e numérica foi realizada a fim de compreender melhor o comportamento do fenômeno da flexo-torção em colunas com seção em cantoneiras de abas compactas iguais laminadas a quente de aço inoxidável austenítico 304.

Esse programa experimental consistiu basicamente na realização de três etapas, tais como: caracterização do material quando submetido aos esforços de compressão e tração; medição das imperfeições locais e globais das colunas a serem ensaiadas; execução dos ensaios a fim de obter o comportamento global com o modo de falha e a respectiva carga máxima resistente. Com os resultados obtidos por meio da caracterização do aço inoxidável austenítico 304 constatou-se que esse material apresenta uma ductilidade bastante elevada atingido até 70% de deformação última. Verificou-se também que ao ser submetido ao esforço de compressão, o material apresenta uma resistência maior quando comparado ao esforço de tração. Em relação ao modo de falha das colunas, constatou-se que à medida que o comprimento aumenta, a força máxima resistente diminui, pois foi verificado que a participação da rotação no fenômeno da flexo-torção diminui, a

flexão no eixo de maior inércia aumenta e a participação da flexão no eixo de menor inércia também aumenta. Desta forma constata-se que a falha da coluna ocorre por meio de uma interação entre os fenômenos da flexo-torção e flexão no eixo de menor inércia até o comprimento de transição e, após esse comprimento, há um completo domínio da flexão no eixo de menor inércia.

Conjuntamente com o programa experimental foi desenvolvido um modelo numérico em elementos finitos, onde se buscou representar o comportamento obtido experimentalmente em um comportamento numérico e, assim, ampliar o conjunto de dados relacionados ao fenômeno da flexo-torção por meio de uma análise paramétrica variando as dimensões das seções transversais e os comprimentos. Os resultados obtidos evidenciaram que para uma mesma seção transversal, ou seja, mesma relação largura/espessura, há uma queda vertical da resistência.

Em seguida, os resultados obtidos experimentalmente e numericamente foram utilizados para avaliar a precisão do procedimento de dimensionamento de colunas com seção em cantoneiras de abas iguais laminadas a quente de aço inoxidável austenítico 304 adotado pelo Eurocode 3 – Parte 1.4 [29], onde foi observado que a curva de dimensionamento proposta para o fenômeno de flambagem por flexo-torção não corresponde ao comportamento de colunas com seção em cantoneira de abas iguais e, por isso, apresenta uma elevada imprecisão nas cargas previstas, além de não prever corretamente o modo de falha (somente 58% dos comprimentos seriam dimensionados considerando o fenômeno da flexo-torção como modo de falha). A metodologia baseada no Método da Resistência Direta proposta por Dinis *et al.* [24] originalmente desenvolvida para o material aço carbono apresentou resultados mais precisos, porém 78% dos comprimentos analisados estariam abaixo das cargas previstas pelo método, ou seja, estariam contra a segurança.

Visto que os métodos de cálculo analisados não apresentaram uma boa previsão de carga, um novo método foi desenvolvido baseado nas características adotadas pelo Eurocode 3 – Parte 1.4 [29], onde o cerne do novo método consiste em propor um conjunto de curvas em função do fator de imperfeição de forma a representar a redução da resistência em colunas com seção em cantoneira de abas iguais e, assim, proporcionar um dimensionamento mais preciso e eficiente. Constatou-se também que essa nova metodologia apresenta resultados satisfatórios e precisos para o dimensionamento de colunas com seção em cantoneira de abas



iguais de aço inoxidável austenítico 304, sendo os resultados obtidos em uma faixa de até 24% (isto é, apresentando uma relação mínima de 0,97 e uma máxima de 1,19) entre a carga obtida numericamente e a carga obtida pela nova proposta de dimensionamento.

## 9.2 Principais contribuições deste trabalho

A presente dissertação teve, para o meio acadêmico, as seguintes contribuições:

- este trabalho reúne artigos e publicações que abordam o tema de colunas com seção em cantoneira de abas iguais esbeltas formadas a frio em aço carbono e, também, abas compactas laminadas a quente em aço carbono ou aço inoxidável (duplex e austenítico).
- apresenta-se também o procedimento normativo de cálculo do Eurocode 3: Parte 1-4 [29] para elementos estruturais em aço inoxidável. Além do método baseado no Método da Resistência Direta proposto por Dinis *et al.* [24] desenvolvido para perfis em aço carbono;
- indica a importância de uma análise de flambagem elástica em seções cantoneiras de abas iguais compactas por meio do *software* GBTul [21] a fim de compreender a influência dos parâmetros largura (b), espessura (t) e a relação (b/t) nos fenômenos de instabilidade. Além de obter uma seleção de comprimentos mais adequada no estudo experimental;
- utilização e recomendação da caracterização do material aço inoxidável quando submetido aos esforços de compressão e tração, visto que apresentam comportamento distintos;
- medição das imperfeições geométricas iniciais de acordo com os procedimentos desenvolvidos por Landesmann *et al.* [25], onde se comprova, através dos modelos numéricos, a sua relevância;

- aumento do número de dados experimentais relacionados a cantoneiras de abas compactas laminadas a quente em aço inoxidável austenítico 304;
- por meio das leituras dos transdutores de deslocamentos à meia altura da coluna é possível notar a coexistência dos fenômenos de flambagem por flexo-torção e flexão no eixo de menor inércia nos comprimentos estudados, corroborados com os modelos numéricos;
- análise numérica do problema proposto, onde verificou-se o tipo de elemento, a malha, as condições de contorno e a inclusão das imperfeições geométricas iniciais necessárias para a validação do modelo numérico e, dessa maneira, expandir a base de dados por meio de um estudo paramétrico;
- comparação dos resultados numéricos e experimentais com os procedimentos de cálculo preconizados pelo Eurocode 3: Parte 1-4 [29], verificando que a atual curva de dimensionamento não proporciona um dimensionamento adequado;
- verificação do método proposto por Dinis *et al.* [24], onde nota-se que apesar de ter sido desenvolvido para o aço carbono, os resultados são mais adequados, porém apresentam um dimensionamento inseguro;
- por fim, apresenta-se nesta dissertação uma proposta de dimensionamento baseada no EC3 onde se propõe um fator de imperfeição  $\alpha$  de acordo com a razão  $L/L_{T,F}$ , sendo possível assim representar a queda vertical das resistências por meio de várias curvas de dimensionamento.

### 9.3 Sugestões para trabalhos futuros

Baseado nas observações e conclusões obtidas durante a realização deste trabalho, algumas sugestões para trabalho futuro podem ser apresentadas, por exemplo:

- realizar ensaios em colunas com seção em cantoneira de abas compactas iguais laminadas a quente com condição de contorno biengastada, visto que há poucos resultados experimentais tanto para o aço carbono quanto para o aço inoxidável;
- tratando-se do aço inoxidável austenítico 304, realizar ensaios com as mesmas seções utilizadas neste trabalho, porém variando os comprimentos e, assim, expandir a base de dados e contribuir com a investigação aqui iniciada;
- julga-se necessário também, realizar ensaios com outras seções transversais, visto que a dimensão das abas, a espessura e a relação  $b/t$  são fatores que influenciam no comportamento de colunas com seção em cantoneira de abas iguais;
- realizar ensaios com as mesmas seções aqui estudadas, porém com outros tipos de aço inoxidável, possibilitando avaliar a diferença de comportamento entre os materiais estudados;
- a fim de expandir este trabalho realizado, considera-se importante também realizar ensaios experimentais em colunas com seção cantoneira de abas compactas iguais laminadas a quente com condição de contorno biapoçada;
- desenvolvimento do Método da Resistência Contínua em colunas com seção cantoneiras de abas iguais.

## REFERÊNCIAS

- [1] Carbó, H. (2008). Aços Inoxidáveis: aplicações e especificações. Arcelor Mittal, p.29.
- [2] American Institute of Steel Construction, AISC. Specification for structural steel building. New York, NY. 1978.
- [3] SSINA. Designer Handbook: Stainless Steel for Structural Applications. 2012
- [4] Design manual for structural stainless steel (4<sup>th</sup> ed.). (2017). Berkshire: SCI, Silwood Park, Ascot, Berkshire.
- [5] <https://blog.sagradafamilia.org/en/specialists/stainless-steel/> Acesso em 22 de julho de 2019
- [6] <https://www.votoraco.com.br/a-votoraco-em-projetos-de-torres-de-transmissao-de-energia/> Acesso em 22 de julho de 2019
- [7] Beg D., Kuhlmann U., Davaine L. e Braun B., Design of plated structures, 1st Edition ed., ECCS – European Convention for Constructional Steelwork, 2010, p. 289.
- [8] Menezes, A., Comportamento estrutural de cantoneiras de aço inoxidável submetidas a compressão axial, Dissertação (Mestrado), Universidade do Estado do Rio de Janeiro, 2017
- [9] Timoshenko, S., & Gere, G. M. (1963). Theory of elastic stability, McGrawHill
- [10] Kitipornchai, S., Lee , H.W., Inelastic experiments on angle and tee struts, J. Constr. Steel Res. 6 (1986) 219–236.

- [11] Adluri, S.M., Madugula M.K., Flexural buckling of steel angles: experimental investigation, *J. Struct. Eng. ASCE* 122 (1996) 309–317.
- [12] Popovic, D., Hancock, G.J., Rasmussen, K.J., Axial compression tests of cold-formed angles, *J. Struct. Eng. ASCE* 125 (1999) 515–523.
- [13] Popovic D., Hancock G.J., Rasmussen, K.J., Compression tests on cold-formed angles loaded parallel with a leg, *J. Struct. Eng. ASCE* 127 (2001) 600–607.
- [14] Rasmussen K.J., Design of angle columns with locally unstable legs, *J. Struct. Eng. ASCE* 131 (2005) 1553–1560.
- [15] Maia, W. F. Sobre a estabilidade de cantoneiras de aço formadas a frio à compressão, *Dissertação (Mestrado)*, Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2008.
- [16] Chodraui, G. M. D. B. Análise teórica e experimental de perfis de aço formados a frio submetidos à compressão, *Tese (Doutorado)*, Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2006.
- [17] Dinis, P. B., Camotim, D., Silvestre, N. (2010). On the local and global buckling behaviour of angle, T-section and cruciform thin-walled members. *Thin-Walled Structures*, 48(10–11), 786–7
- [18] Mesacasa, E. C., Aplicação da teoria generalizada de vigas à análise de pórticos metálicos planos com ligações semirrígidas, *Tese (Doutorado)*, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Escola de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2016.
- [19] Reis, A., Camotim, D. Estabilidade Estrutural. Portugal, McGRAW-HILL, 2000.
- [20] Dinis, P. B., Camotim, D., Silvestre, N. (2012). On the mechanics of thin-walled angle column instability. *Thin-Walled Structures*, 52, 80–89.

- [21] Bebiano, R., Silvestre, N., Camotim, D. GBTUL 1.0 $\beta$  code for buckling and vibration analysis of thin-walled members, 2008. Freely available at <http://www.civil.ist.utl.pt/gbt>
- [22] Simulia Inc., Abaqus Standard (vrs.6.7-5); 2008.
- [23] Silvestre N., Dinis P.B., Camotim, D., Developments on the design of cold-formed steel angles, J. Struct. Eng. 139 (5) (2012) 680–694 ASCE.
- [24] Dinis, P.B. Dinis, Camotim, D., A novel DSM-based approach for the rational design of fixed-ended and pin-ended short-to-intermediate thin-walled angle columns, Thin-Walled Struct. 87 (2015) 158–182.
- [25] Landesmann, A., Camotim, D., Dinis P.B., Cruz, R., Short-to-intermediate slender pin-ended cold-formed steel equal-leg angle columns: Experimental investigation, numerical simulations and DSM design, Eng. Struct. 132 (2017) 471–493.
- [26] P.B. Dinis, D. Camotim, L. Vieira, DSM design approach for hot-rolled steel angle columns ce/papers, 1, 2017 2–3. (3781–90).
- [27] Santiago, A., Baddoo, N. & Da Silva, L. S., Aço Inoxidável em aplicações estruturais, *Metálica*, no. 48, pp. 1-14, Dezembro 2017.
- [28] Mechanical properties of structural stainless steels. (2014). *Czasopismo Techniczne*, 2014 (Budownictwo Zeszyt 4-B (12) 2014), 59–80.
- [29] EUROCODE 3, EN 1993-1-4: 2006. Design of steel structures: Part 1-4: General rules – Supplementary rules for stainless steels. CEN, European Committee for Standardization, Brussels.
- [30] EUROCODE 3, EN 1993-1-1: 2005. Design of steel structures: Part 1-1: General rules and rules for buildings. CEN, European Committee for Standardization, Brussels.

- [31] Reynolds, N. A. (2013). Behavior and Design of Concentrically Loaded Duplex Stainless Steel Single Equal-Leg Angle Struts. (August), 253.
- [32] Huang, Y. e Young B., The art of coupon tests, Journal of Constructional Steel Research, vol. 96, pp. 159-175, 2014.
- [33] Sirqueira, A., Análise Experimental de Cantoneiras em Aço Carbono e Inoxidável Submetidas a Compressão Axial Centrada, Tese (Doutorado), Universidade do Estado do Rio de Janeiro, 2018.
- [34] Liang, Y., Jeyapragasam, V. V. K., Zhang, L., & Zhao, O. (2019). Flexural torsional buckling behaviour of fixed-ended hot-rolled austenitic stainless steel equal-leg angle section columns. Journal of Constructional Steel Research, 154, 43–54.
- [35] EUROCODE 3, EN 1993-1-5: 2006. Design of steel structures: Part 1-5: General rules – plated structural elements. CEN, European Committee for Standardization, Brussels.
- [36] Young, B. (2004). Tests and Design of Fixed-Ended Cold-Formed Steel Plain Angle Columns. Journal of Structural Engineering, 130(12), 1931–1940.
- [37] Mesacasa Jr, E. C. Comportamento estrutural e dimensionamento de cantoneiras de aço formadas a frio submetidas à compressão. Dissertação (Mestrado), Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Escola de Engenharia São Carlos da Universidade de São Paulo, 2012.
- [38] Associação Brasileira de Normas Técnicas - ABNT, NBR 6892-1 - Materiais metálicos - Ensaio de tração Parte 1: Método de ensaio à temperatura ambiente, ABNT, 2013.
- [39] Ansys, Inc. Theory Reference (version 17.0), 2017.

[40] <https://www.elinox.com.br/produtos/cantoneiras/> Acesso em 22 de julho de 2019.



## APÊNDICE A

### 1. L76x76x6,4 – 1300

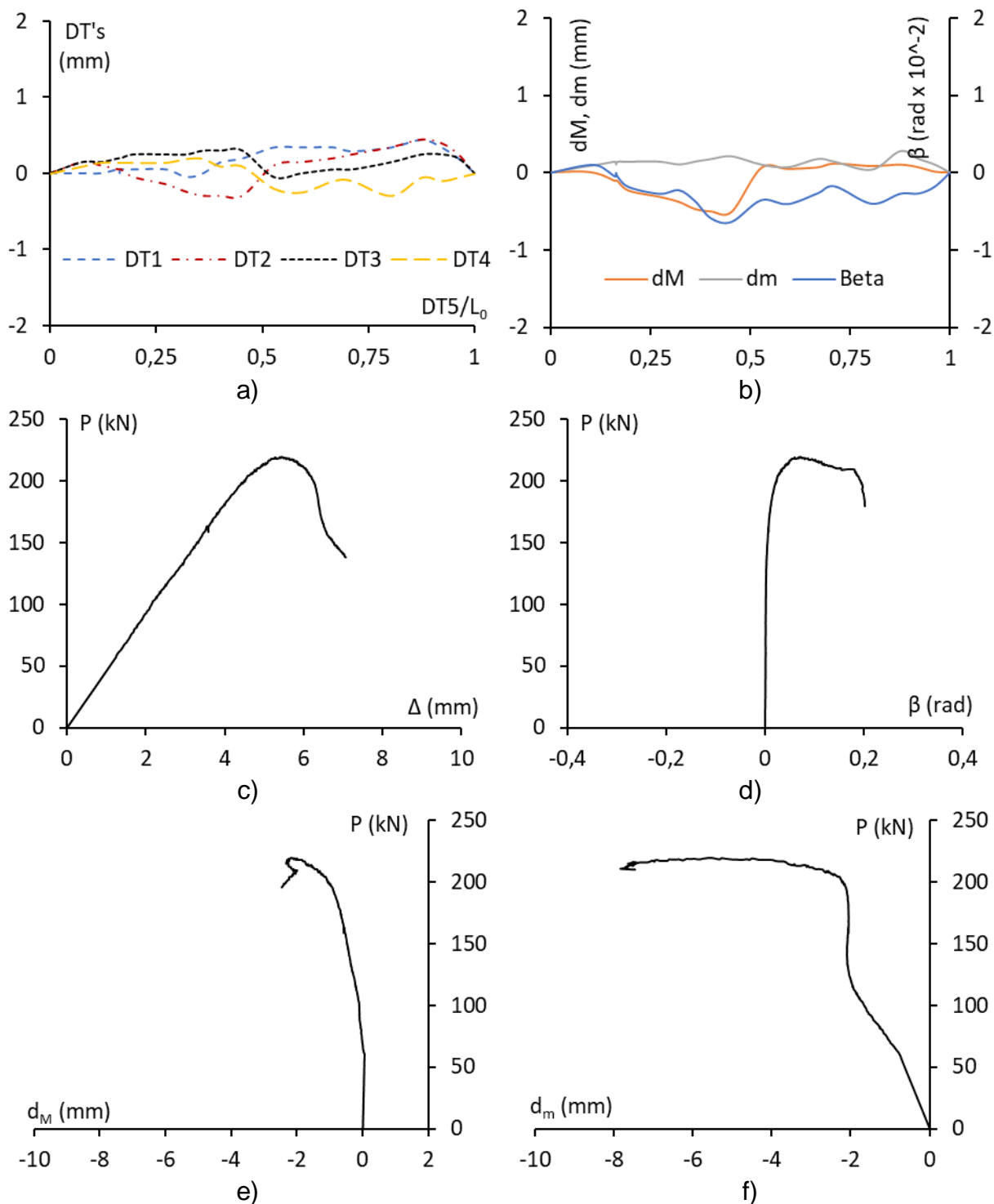


Figura A.1 - Resultados obtidos experimentalmente: a) Medição transdutores de deslocamento, b) imperfeições inicial, c) P vs  $\Delta$ , (d) P vs  $\beta$ , (e) P vs d<sub>M</sub> e (f) P vs d<sub>m</sub>.

## 2. L76x76x6,4 – 1350

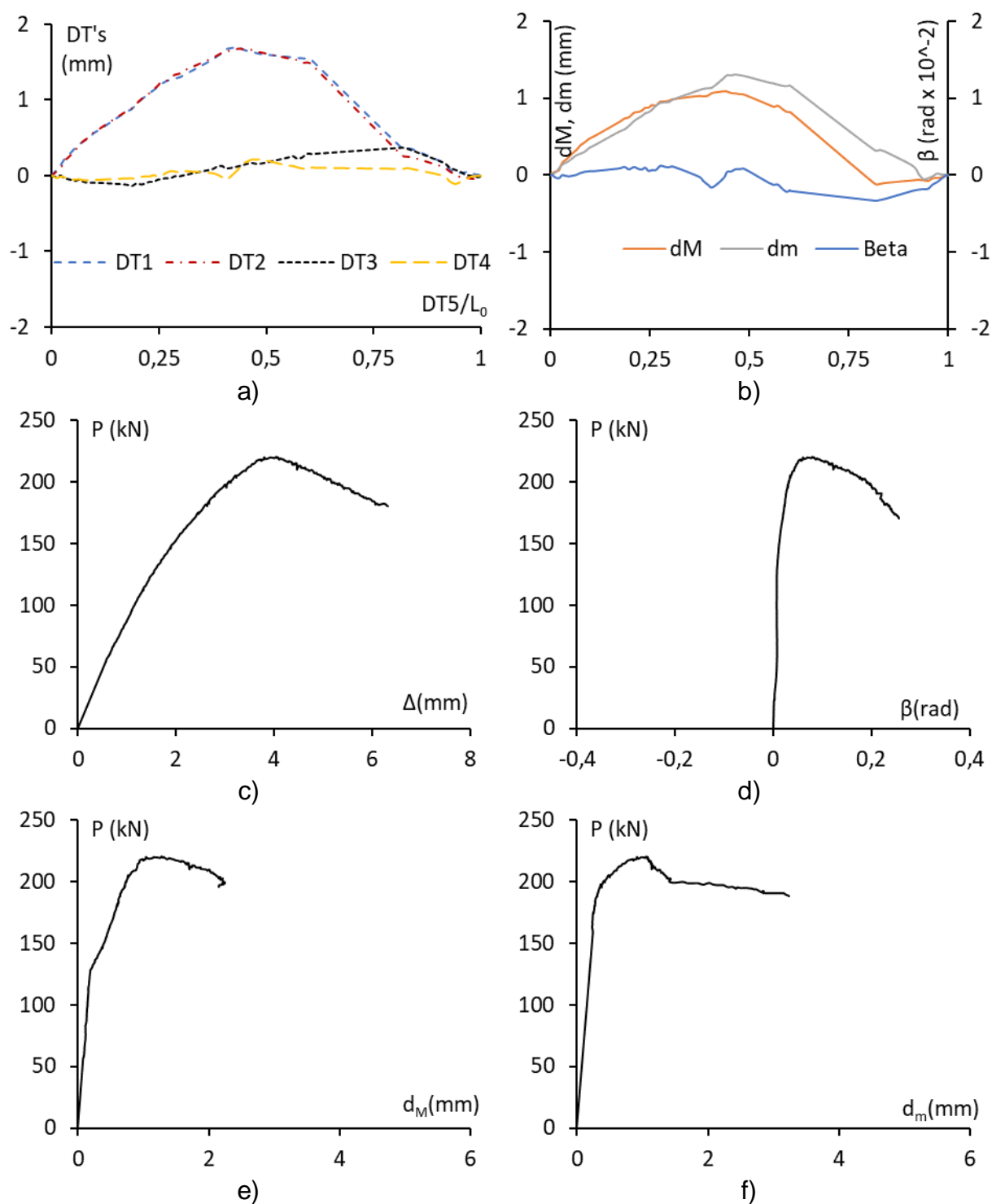


Figura A.2 - Resultados obtidos experimentalmente: a) Medição transdutores de deslocamento, b) imperfeições inicial, c)  $P$  vs  $\Delta$ , (d)  $P$  vs  $\beta$ , (e)  $P$  vs  $d_M$  e (f)  $P$  vs  $d_m$ .

## 3. L76x76x6,4 – 1500

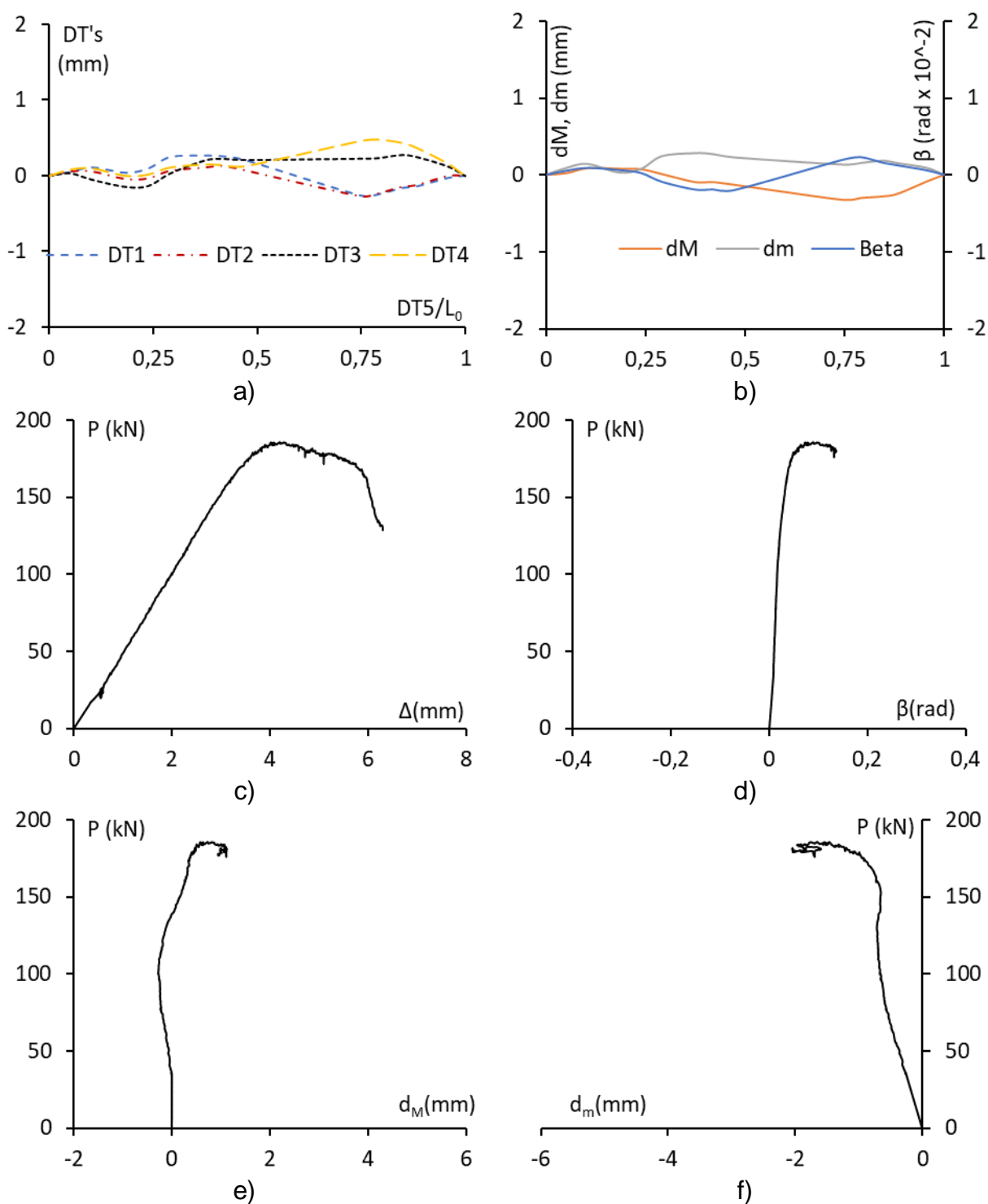


Figura A.3 - Resultados obtidos experimentalmente: a) Medição transdutores de deslocamento, b) imperfeições inicial, c) P vs  $\Delta$ , (d) P vs  $\beta$ , (e) P vs  $d_M$  e (f) P vs  $d_m$ .

## 4. L64x64x4,8 – 1250

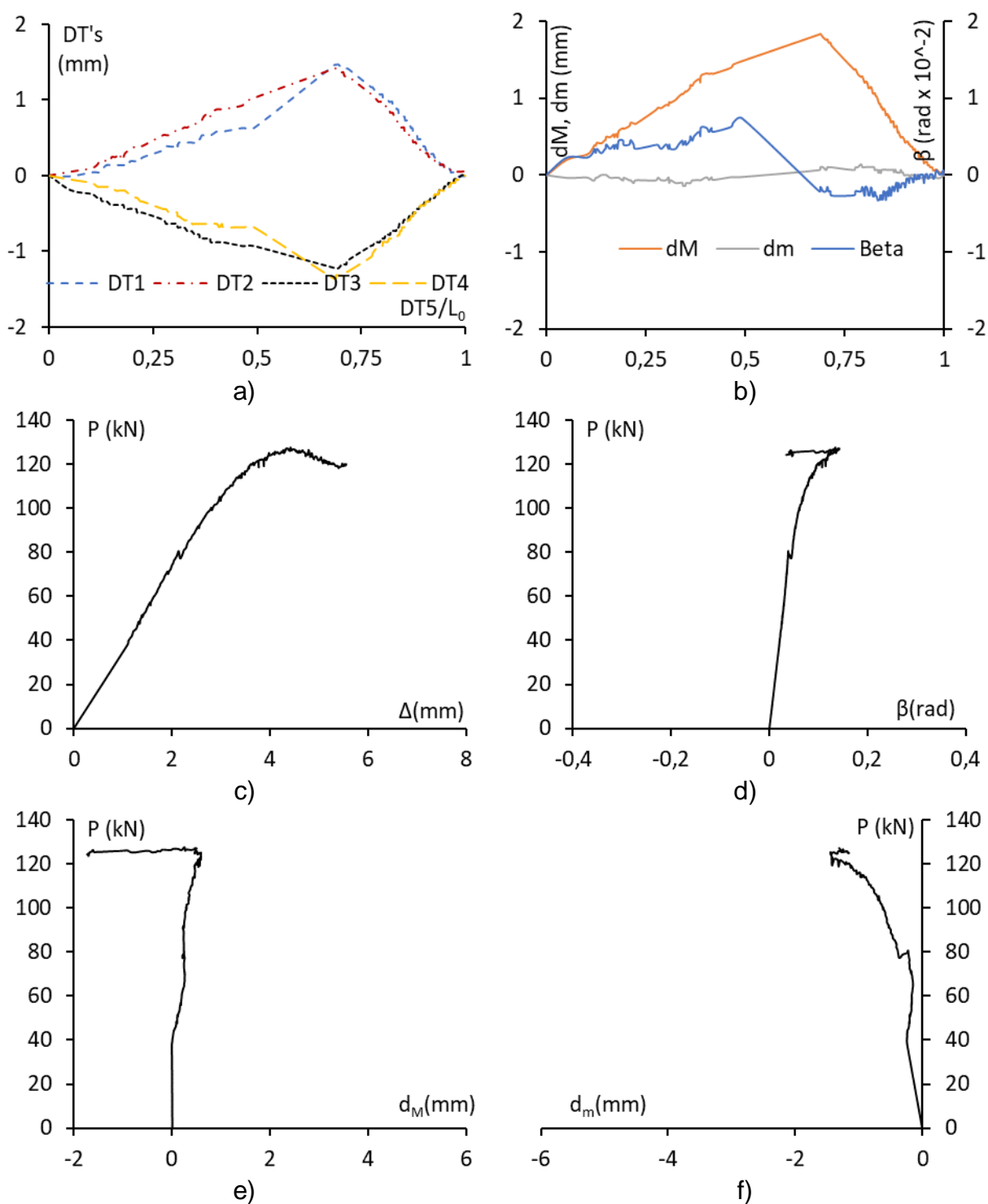


Figura A.4 - Resultados obtidos experimentalmente: a) Medição transdutores de deslocamento, b) imperfeições inicial, c)  $P$  vs  $\Delta$ , (d)  $P$  vs  $\beta$ , (e)  $P$  vs  $d_M$  e (f)  $P$  vs  $d_m$ .

## 5. L64x64x4,8 – 1260

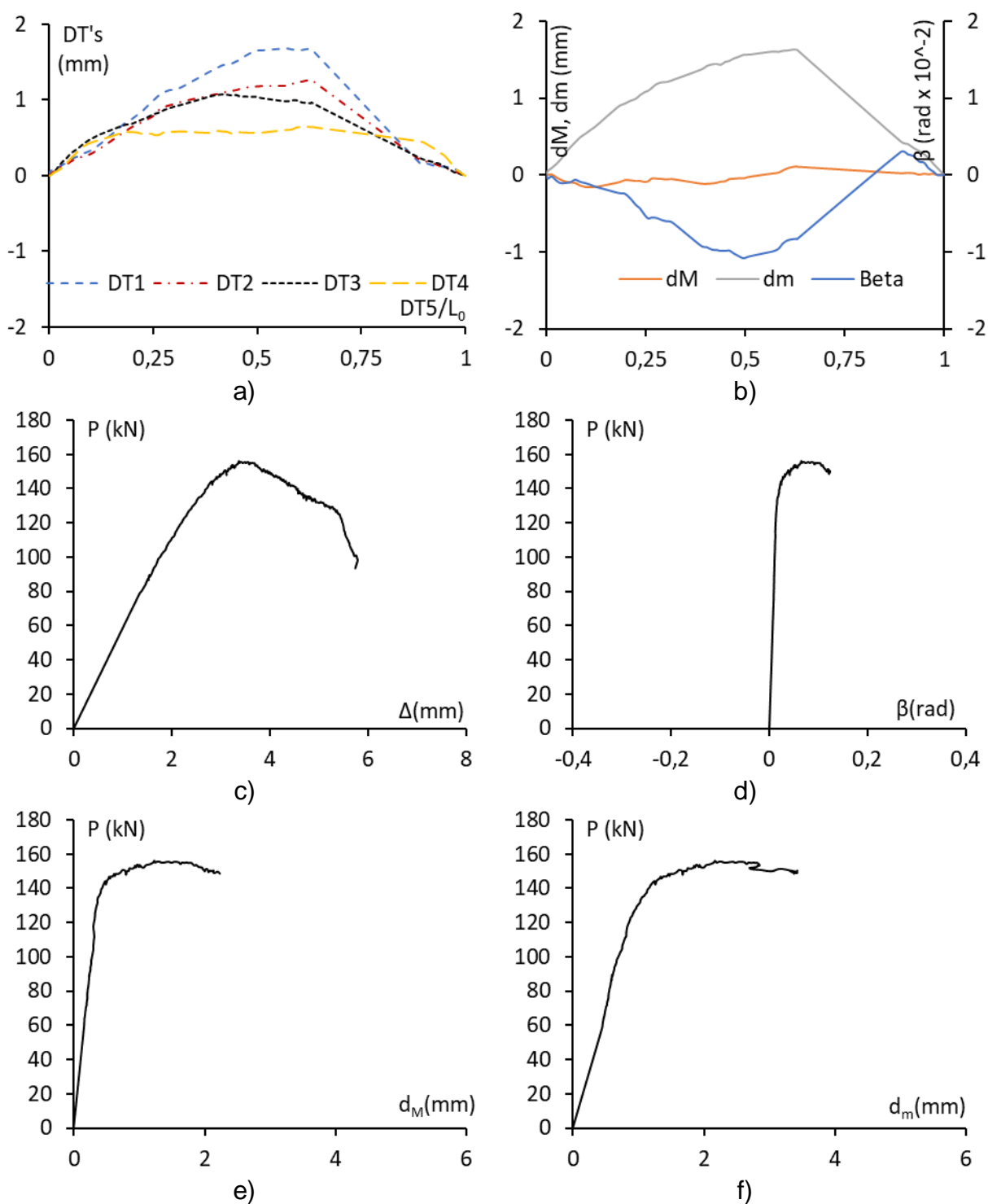


Figura A.5 - Resultados obtidos experimentalmente: a) Medição transdutores de deslocamento, b) imperfeições inicial, c)  $P$  vs  $\Delta$ , (d)  $P$  vs  $\beta$ , (e)  $P$  vs  $d_M$  e (f)  $P$  vs  $d_m$ .

## 6. L64x64x4,8 – 1400

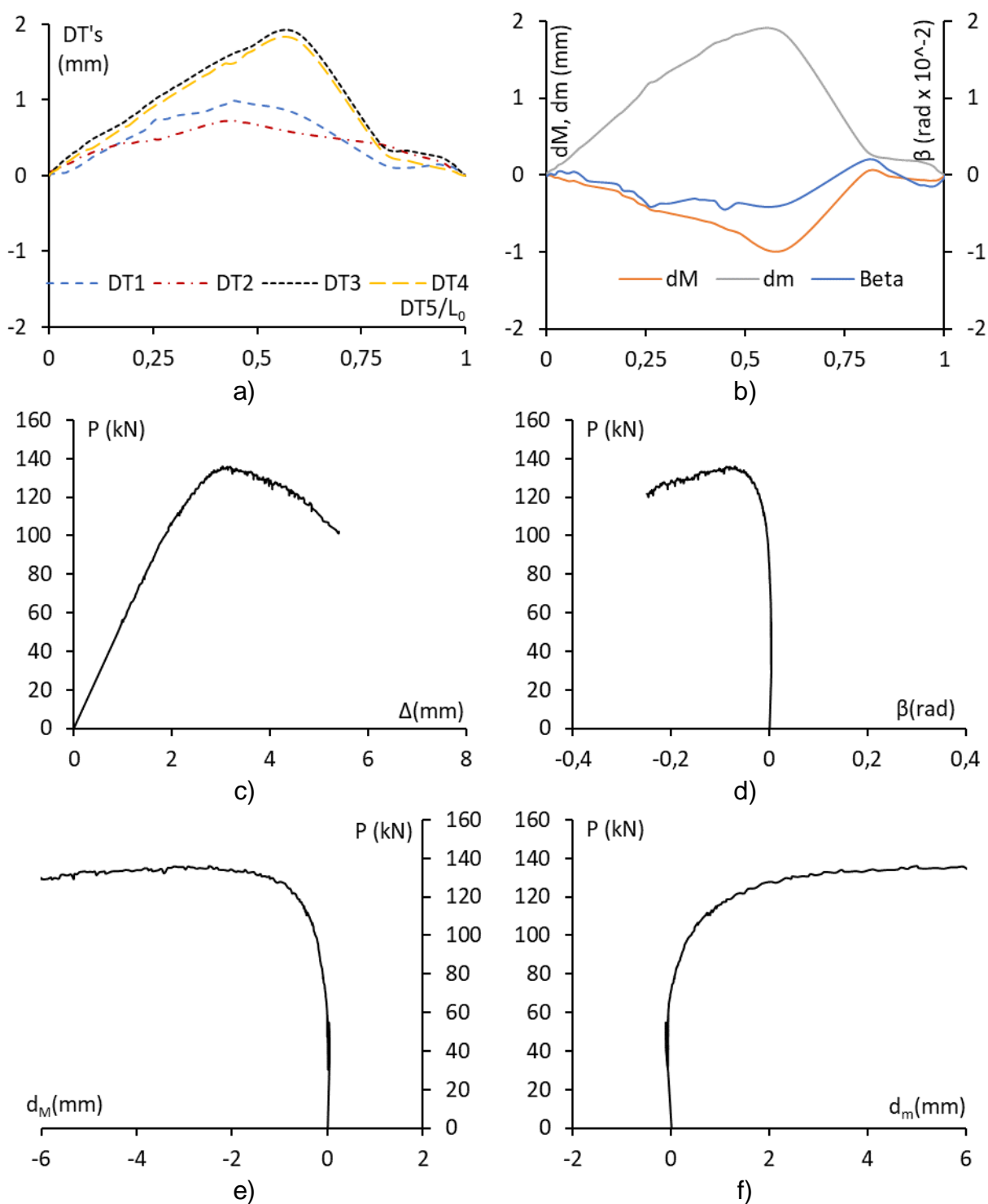


Figura A.6 - Resultados obtidos experimentalmente: a) Medição transdutores de deslocamento, b) imperfeições inicial, c)  $P$  vs  $\Delta$ , (d)  $P$  vs  $\beta$ , (e)  $P$  vs  $d_M$  e (f)  $P$  vs  $d_m$ .

## 7. L64x64x6,4 – 800

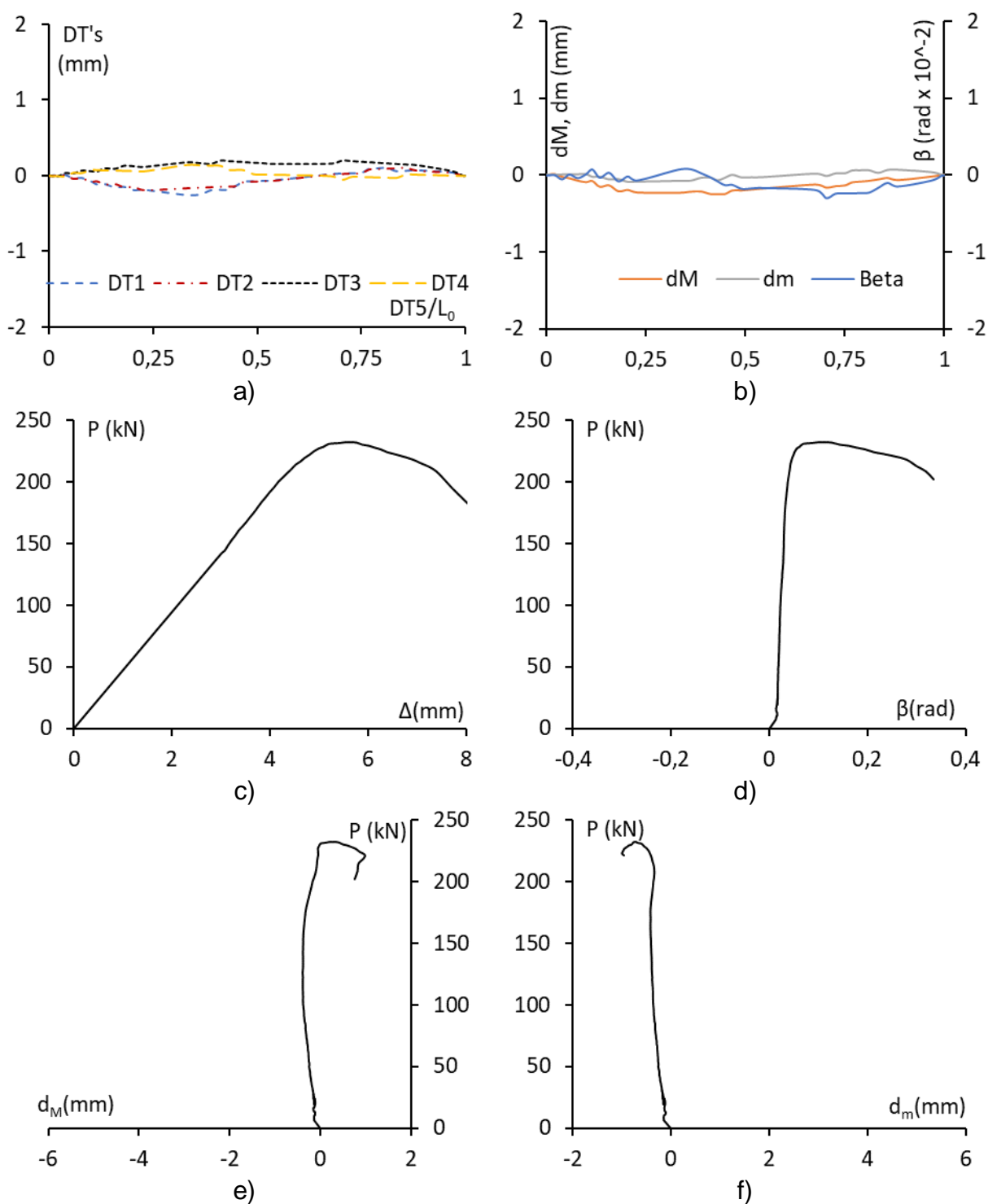


Figura A.7 - Resultados obtidos experimentalmente: a) Medição transdutores de deslocamento, b) imperfeições inicial, c) P vs  $\Delta$ , (d) P vs  $\beta$ , (e) P vs  $d_M$  e (f) P vs  $d_m$ .

## 8. L64x64x6,4 – 850

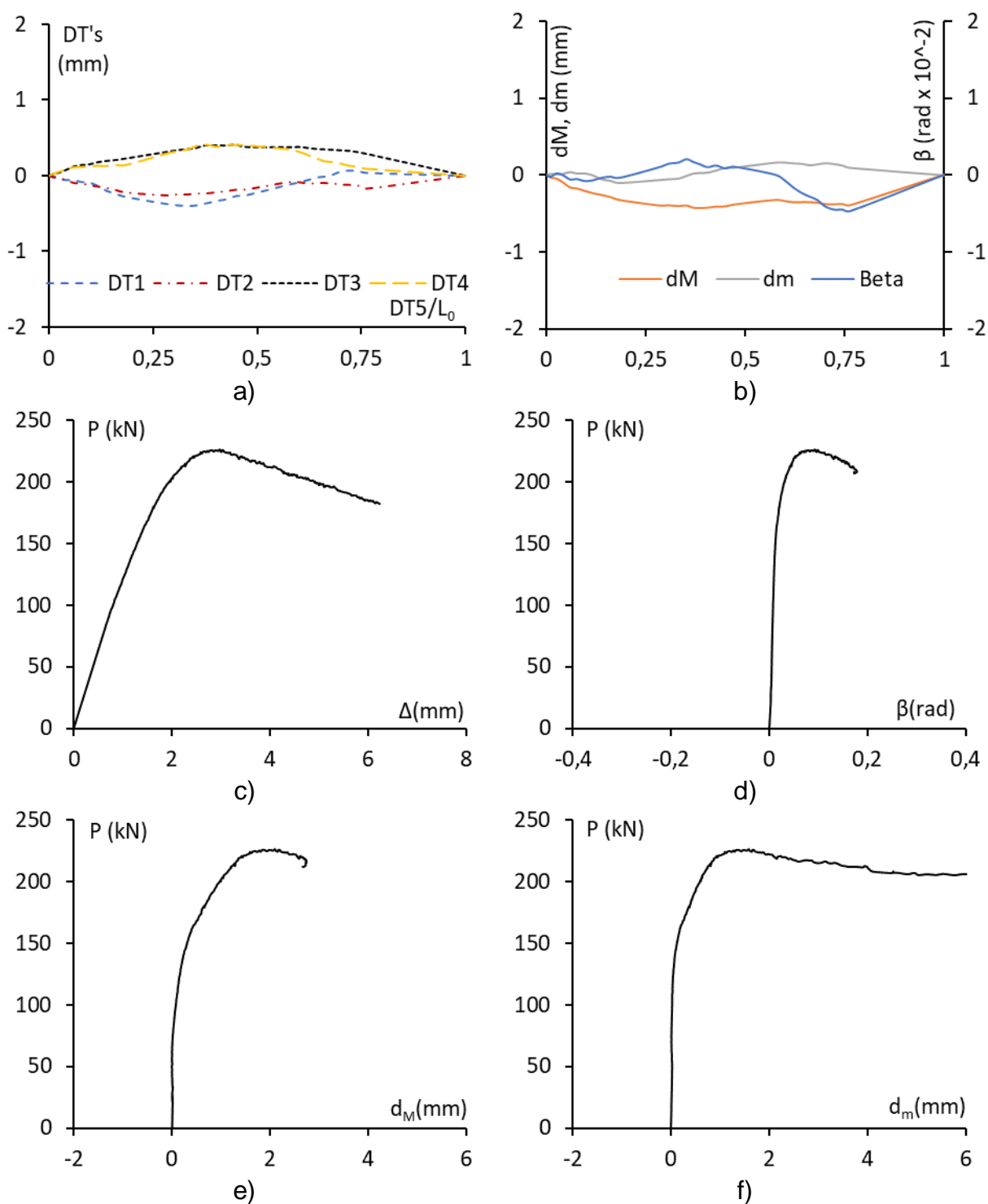


Figura A.8 - Resultados obtidos experimentalmente: a) Medição transdutores de deslocamento, b) imperfeições inicial, c)  $P$  vs  $\Delta$ , (d)  $P$  vs  $\beta$ , (e)  $P$  vs  $d_M$  e (f)  $P$  vs  $d_m$ .



## 9. L64x64x6,4 – 1450

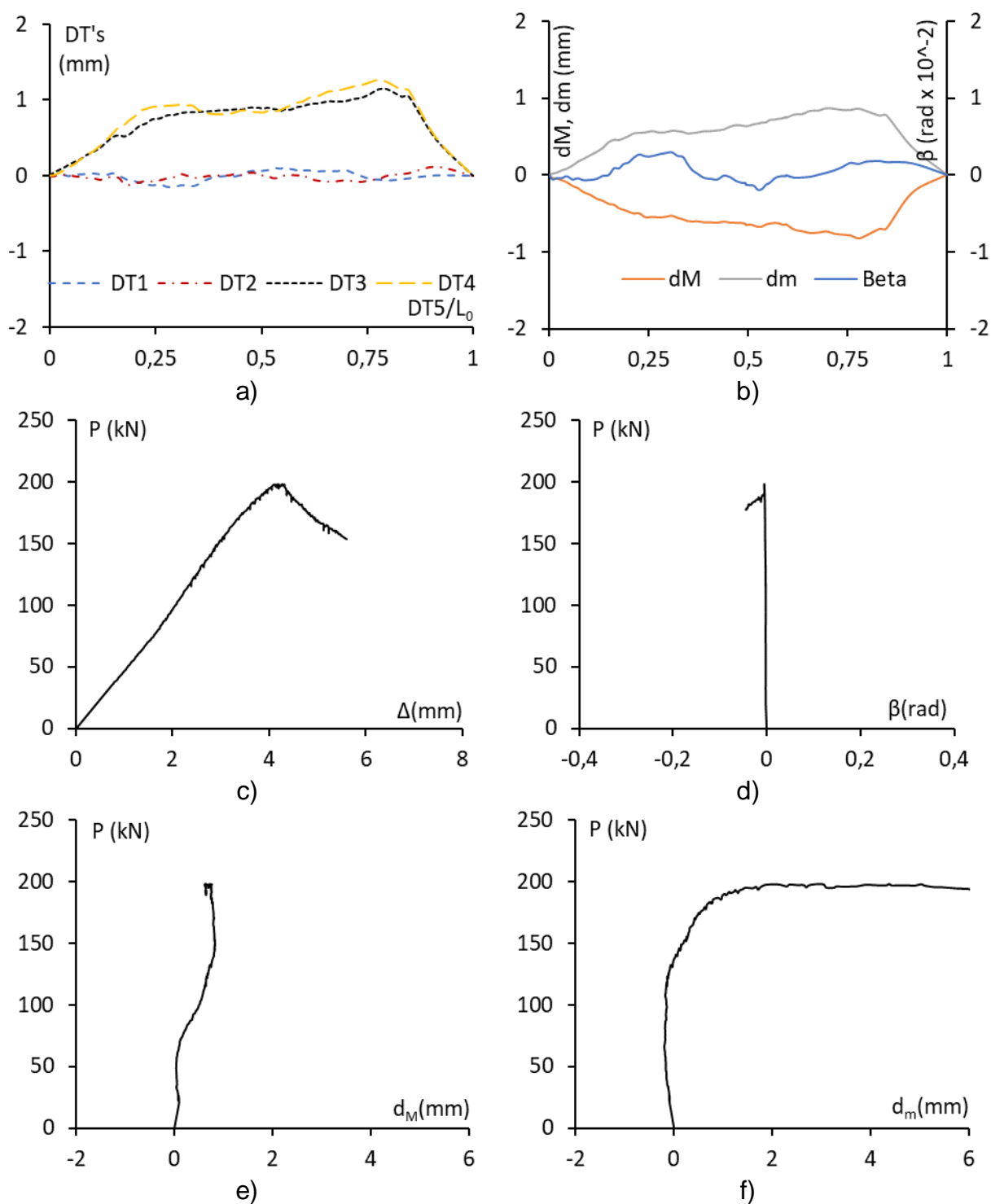


Figura A.9 - Resultados obtidos experimentalmente: a) Medição transdutores de deslocamento, b) imperfeições inicial, c) P vs  $\Delta$ , (d) P vs  $\beta$ , (e) P vs  $d_M$  e (f) P vs  $d_m$ .