



**Universidade do Estado do Rio de Janeiro**

Centro de Tecnologia e Ciências

Faculdade de Engenharia

Hugo Penalva Clare Silveira Goulart Duarte

**Avaliação de colunas tubulares quadradas em aço inoxidável**

Rio de Janeiro

2017

Hugo Penalva Clare Silveira Goulart Duarte

**Avaliação de colunas tubulares quadradas em aço inoxidável**



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 Colmar Gonçalves da Silva Vellasco  
Prof. Dr. André Tenchini da Silva

Rio de Janeiro

2017

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

D812 Duarte, Hugo Penalva Clare Silveira Goulart.  
Avaliação de colunas tubulares quadradas em aço inoxidável /  
Hugo Penalva Clare Silveira Goulart Duarte – 2017.  
141f.

Orientadores: Luciano Rodrigues Ornelas de Lima, Pedro  
Colmar Gonçalves da Silva Vellasco e André Tenchini da Silva.  
Dissertação (Mestrado) – Universidade do Estado do Rio de  
Janeiro, Faculdade de Engenharia.

1. Engenharia Civil. 2. Perfis tubulares estruturais –  
Dissertações. 3. Colunas - aço - Dissertações. 4. Aço inoxidável -  
Análise - Dissertações. I. Lima, Luciano Rodrigues Ornelas de. II.  
Vellasco, Pedro Colmar Gonçalves da Silva. III. Silva, André  
Tenchini da. IV. Universidade do Estado do Rio de Janeiro. V.  
Título.

CDU 624.07

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

---

Assinatura

---

Data

Hugo Penalva Clare Silveira Goulart Duarte

**Avaliação de colunas tubulares quadradas em aço inoxidável**

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: 06 de Março de 2017

Banca Examinadora:



Prof. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima - Presidente / Orientador  
Faculdade de Engenharia – UERJ



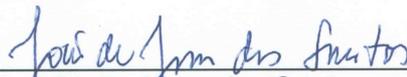
Prof. Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco - Orientador  
Faculdade de Engenharia – UERJ



Prof. André Tenchini da Silva (UERJ) - Orientador  
Faculdade de Engenharia – UERJ



Profa. Maria Elizabeth da Nóbrega Tavares (UERJ)  
Faculdade de Engenharia – UERJ



Prof. João de Jesus dos Santos  
Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca  
– CEFET - RJ

Rio de Janeiro

2017

## DEDICATÓRIA

A todos os meus familiares, por sempre se demonstrarem presentes e solícitos em todos os momentos da minha vida.

## **AGRADECIMENTOS**

Aos meus pais, por sempre incentivarem a continuidade de meus estudos e serem responsáveis pela pessoa que sou.

Aos meus orientadores, Luciano Rodrigues Ornelas de Lima, Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco e André Tenchini da Silva, por todo o tempo dedicado e conhecimento transmitido durante a elaboração deste trabalho.

Aos professores, que durante os anos de mestrado sempre estiveram presentes com disposição e paciência para ensinar.

A todos os amigos que estiveram ao meu lado durante a elaboração desse trabalho.

Aos funcionários e professores do Laboratório de Engenharia Civil da UERJ, que prestaram auxílio fundamental para a realização dos ensaios experimentais presentes neste trabalho.

A UERJ, pois sem ela a conclusão deste mestrado não seria possível.

A CAPES, pelo apoio financeiro.

## RESUMO

DUARTE, Hugo Penalva Clare Silveira Goulart Duarte. *Avaliação de colunas tubulares quadradas em aço inoxidável*. 2017. 141f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2017.

Nos últimos anos tem-se observado um crescente aumento na utilização de aço inoxidável em obras estruturais na construção civil por todo o mundo. Apesar de seu alto custo inicial, a utilização do aço inoxidável em projetos de engenharia apresenta uma série de fatores que acabam por contribuir para a sua adoção como elemento estrutural, tais como sua durabilidade, bom comportamento em altas temperaturas, ductilidade e possibilidade de reutilização e reciclagem do material. Ao mesmo tempo, observa-se também um aumento no uso e aplicação de perfis tubulares com finalidades estruturais em projetos de engenharia civil, tendo em vista suas excelentes propriedades de resistência à compressão, torção e flexão nas diversas direções da seção. Esta dissertação desenvolveu um estudo voltado ao comportamento de colunas tubulares quadradas em aço inoxidável bi-rotuladas. Optou-se pelo aço inoxidável austenítico do tipo 304 por este ser o mais amplamente utilizado em projetos estruturais. Para isso, foram desenvolvidos modelos experimentais, numéricos e teóricos, contemplando a norma europeia Eurocode 3 Part 1-4 e o Método da Resistência Contínua (CSM). Realizou-se também a calibração do modelo numérico e uma análise paramétrica, em que se analisou o comportamento de cinco diferentes seções tubulares quadradas. A comparação de resultados experimentais, teóricos e numéricos permitiu a obtenção de algumas conclusões a respeito do conservadorismo do Eurocode 3 Part 1-4 e da influência da esbeltez normalizada da seção nos resultados obtidos através do CSM.

Palavras-chave: Perfis tubulares; Aço inoxidável; Eurocode 3; Método da resistência contínua; Análise não-linear; Curvas de flambagem.

## ABSTRACT

DUARTE, Hugo Penalva Clare Silveira Goulart Duarte. *Evaluation of stainless steel square tubular columns*. 2017. 141f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2017.

Over the past few years, a large increase in the use of stainless steel in civil construction has been observed in the world. Despite its high initial cost, the use of stainless steel in engineering constructions presents a series of factors that contribute to its adoption as a structural member, such as durability, good behavior at high temperatures, ductility and possibility of reuse and recycling. At the same time, there is also an increase in the use and application of hollow sections for structural purposes in civil engineering constructions, due to its excellent compression, torsion and bending strength properties. This dissertation developed a study on the behavior of pinned stainless steel square tubular columns. An austenitic stainless steel grade 304 was chosen because of its popularity in structural projects. Experimental, numerical and theoretical models, contemplating the European standard Eurocode 3 Part 1-4 and Continuous Strength Method (CSM) were developed. A calibration of the numerical model and a parametric analysis were also performed in order to analyze the behavior of five different square hollow sections. The comparison of experimental, theoretical and numerical results allowed some conclusions regarding the conservatism of EC3 and the influence of the section normalized slenderness on the results obtained through the CSM and the numerical model to be made.

Keywords: Hollow sections; Stainless steel; Eurocode 3; Continuous Strength Method; Non-linear analysis; Buckling curves.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Comportamento do aço inoxidável e aço carbono em altas temperaturas – Tensão de escoamento [1].....	19
Figura 2 – Comportamento do aço inoxidável e aço carbono em altas temperaturas – Módulo de elasticidade [1].....	20
Figura 3 – Ponte Helix, Marina Bay - Singapura [9] .....	24
Figura 4 – Ponte de Cala Galdana, Cala Galdana – Espanha [12] .....	24
Figura 5 – Cheung Kong Center, Hong Kong – China [13] .....	25
Figura 6 – Estação de metrô Erasmus, Bruxelas – Bélgica [14].....	26
Figura 7 – Ponte sobre o canal Sickla, Estocolmo – Suécia [15] .....	27
Figura 8 – Tribunais da cidade de Antuérpia – Bélgica [14] .....	27
Figura 9 – Perfis tubulares em aço inoxidável [20].....	32
Figura 10 – Comportamento físico do aço inoxidável e aço carbono [1].....	33
Figura 11 – Definição da tensão de escoamento a 0,2% [1].....	34
Figura 12 – Ensaio de compressão axial – seção SHS 70x70x5 – 3600 mm [24] ....	36
Figura 13 – Condição de apoio bi-rotulada (topo e base) [34] .....	37
Figura 14 – Flambagem local em coluna tubular curta [37].....	39
Figura 15 – Elemento bi-rotulado submetido à compressão axial [51] .....	44
Figura 16 – Carga de compressão axial <i>versus</i> deslocamento lateral – coluna perfeita [51] .....	44
Figura 17 – Comprimentos efetivos de flambagem [51].....	46
Figura 18 – Curva de flambagem de um elemento comprimido sem imperfeições [51] .....	48
Figura 19 – Elemento comprimido com imperfeição lateral inicial [51].....	49
Figura 20 – Relação carga <i>versus</i> deslocamento lateral [51].....	50
Figura 21 – Resultados de ensaios experimentais em barras comprimidas axialmente [51] .....	51
Figura 22 – Geometria de uma seção tubular retangular – EC3 1-1 [53].....	54
Figura 23 – Comportamento à flexão – Classificação das seções [51].....	55
Figura 24 – Deslocamento do centroide devido a redução da área da seção [54]....	59
Figura 25 – Curvas de dimensionamento à flambagem global [10].....	65

Figura 26 – Comparação entre 81 resultados de ensaios experimentais em colunas curtas e resultados do EC3 1-4 [17].....	67
Figura 27 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento vertical de uma coluna curta [3] .....	71
Figura 28 – Curva base – relação entre capacidade de deformação normalizada e esbeltez normalizada da seção [3] .....	73
Figura 29 – Modelo de comportamento do material - CSM [3].....	74
Figura 30 – Placas com chanfros e rolo cilíndrico .....	79
Figura 31 – Chapa de travamento.....	80
Figura 32 – Extensômetro de resistência elétrica [59].....	80
Figura 33 – Transdutor de deslocamento (LVDT) [60] .....	82
Figura 34 – Posicionamento dos LVDTs e extensômetros nas faces da coluna.....	83
Figura 35 – Coluna com instrumentação posicionada para o ensaio .....	84
Figura 36 – Colunas deformadas após a realização do ensaio experimental .....	86
Figura 37 – Curvas carga <i>versus</i> deslocamento vertical.....	88
Figura 38 – Curva carga <i>versus</i> deformação – EXP300 – S1, S2 e S4 .....	89
Figura 39 – Curvas carga <i>versus</i> deformação – EXP700 – S1, S2, S3 e S4 .....	90
Figura 40 – Curvas carga <i>versus</i> deformação – EXP1000 – S1, S2, S3 e S4 .....	91
Figura 41 – Curvas carga <i>versus</i> deformação – EXP1400 – S1, S2, S3 e S4 .....	91
Figura 42 – Curvas carga <i>versus</i> deformação – EXP1800 – S1, S2, S3 e S4 .....	92
Figura 43 – Curvas altura <i>versus</i> deslocamento horizontal para diferentes níveis de carga – EXP1000 .....	93
Figura 44 – Curvas altura <i>versus</i> deslocamento horizontal para diferentes níveis de carga – EXP1400 .....	94
Figura 45 – Curvas altura <i>versus</i> deslocamento horizontal para diferentes níveis de carga – EXP1800 .....	95
Figura 46 – Curvas altura <i>versus</i> deslocamento horizontal para diferentes níveis de carga – EXP1800R.....	95
Figura 47 – Distribuição de tensões na seção devido à excentricidade da carga .....	97
Figura 48 – elemento de casa SHEL 181 [18].....	100
Figura 49 – Modelo numérico desenvolvido no programa ANSYS 12 [18].....	101
Figura 50 – Curva tensão-deformação utilizada no modelo numérico .....	101
Figura 51 – Condições de apoio do modelo numérico .....	102
Figura 52 – Análise de flambagem do modelo numérico .....	104
Figura 53 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento – Análise não-linear [61] .....	105

Figura 54 – Curvas carga <i>versus</i> deslocamento vertical – NUM300 e EXP300.....	106
Figura 55 – Curvas carga <i>versus</i> deslocamento vertical – NUM700, EXP700 e EXP700R.....	107
Figura 56 – Curvas carga <i>versus</i> deslocamento vertical – NUM1000 e EXP1000..	107
Figura 57 – Curvas carga <i>versus</i> deslocamento vertical – NUM1400 e EXP1400..	108
Figura 58 – Curvas carga <i>versus</i> deslocamento vertical – NUM1800, EXP1800 e EXP1800R.....	108
Figura 59 – Configuração deformada – modelo numérico <i>versus</i> modelo experimental – parte 1.....	109
Figura 60 – Configuração deformada – modelo numérico <i>versus</i> modelo experimental – parte 2.....	110
Figura 61 – Obtenção da tensão de escoamento a 0,2% .....	112
Figura 62 – Curvas de flambagem e cargas máximas experimentais – SHS 50x50x2 .....	114
Figura 63 – Curvas carga <i>versus</i> deslocamento vertical – análise paramétrica.....	118
Figura 64 – Configuração deformada – SHS 30x30x3 .....	118
Figura 65 – Configuração deformada – SHS 40x40x3 .....	119
Figura 66 – Configuração deformada – SHS 50x50x3 .....	119
Figura 67 – Configuração deformada – SHS 60x60x3 .....	119
Figura 68 – Configuração deformada – SHS 70x70x3 .....	120
Figura 69 – Curvas de flambagem – SHS 30x30x3 .....	123
Figura 70 – Curvas de flambagem – SHS 40x40x3 .....	124
Figura 71 – Curvas de flambagem – SHS 50x50x3 .....	125
Figura 72 – Curvas de flambagem – SHS 60x60x3 .....	126
Figura 73 – Curvas de flambagem – SHS 70x70x3 .....	127

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Classificação do aço inoxidável [8].....	22
Tabela 2 – Composição química do aço inoxidável [1] .....	23
Tabela 3 – Valores nominais de tensão de escoamento $f_y$ e tensão última $f_u$ – EC3 1-4 [16] .....	52
Tabela 4 – Coeficientes de segurança recomendados – EC3 1-4 [16] .....	53
Tabela 5 – Classificação das seções transversais – elementos internos – EC3 1-4 [16] .....	56
Tabela 6 – Classificação das seções transversais – elementos externos – EC3 1-4 [16] .....	57
Tabela 7 – Classificação das seções transversais – elementos externos – EC3 1-4 [16] .....	58
Tabela 8 – Largura efetiva de elementos internos em compressão – EC3 1-5 [54]..	61
Tabela 9 – Largura efetiva de elementos externos em compressão – EC3 1-5 [54].	61
Tabela 10 – Valores do fator de imperfeição e esbeltez normalizada limite para o dimensionamento à flambagem global – EC3 1-4 [16].....	64
Tabela 11 – Composição química e propriedades físicas do aço inoxidável utilizado nos ensaios experimentais .....	77
Tabela 12 – Nomenclatura e características dos ensaios experimentais.....	78
Tabela 13 – Valores de carga máxima e modos de falha .....	85
Tabela 14 – Nomenclatura e características geométricas dos modelos numéricos	102
Tabela 15 – Propriedades das seções estudadas.....	112
Tabela 16 – Comparação de resultados experimentais, teóricos e numéricos .....	112
Tabela 17 – Propriedades das seções estudadas na análise paramétrica .....	116
Tabela 18 – Resultados da análise paramétrica – Modelo numérico .....	120
Tabela 19 – Resultados da análise paramétrica – CSM [17] .....	120
Tabela 20 – Resultados da análise paramétrica – EC3 1-4 [16] .....	121
Tabela 21 – Razão entre resistências numéricas e teóricas – parte 1 .....	121
Tabela 22 – Razão entre resistências numéricas e teóricas – parte 2 .....	121

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AISI	American Iron and Steel Institute
ASCE	American Society of Civil Engineers
Aust/NZS	Australian/New Zealand Standard
BSI	British Standards Institution
CHS	Circular Hollow Section
CSM	Continuous Strength Method
EC3 1-1	Eurocode 3 – Parte 1-1: Design of Steel Structures – General rules and rules for buildings
EC3 1-4	Eurocode 3 – Parte 1-4: Design of Steel Structures – General Rules – Supplementary rules for stainless steels
EC3 1-5	Eurocode 3 – Parte 1-5: Design of Steel Structures – Plated structural elements
EN	European Standard
FEN	Faculdade de Engenharia
JIS	Japanese Industrial Standards
LEC	Laboratório de Engenharia Civil da UERJ
LVDT	Linear variable differential transducer
RHS	Rectangular Hollow Section
SHS	Square Hollow Section
UERJ	Universidade do Estado do Rio de Janeiro
UNS	Unified numbering system

## LISTA DE SÍMBOLOS

A	área da seção transversal
$A_{eff}$	área efetiva da seção transversal
b	largura da seção transversal
$\bar{b}$	largura da placa, dada por $b - 2t$ ou $h - 2t$ para perfis SHS
c	elemento geométrico utilizado na classificação de seções – EC3
$C_{flat}$	largura total do elemento de placa
$C_{cl}$	largura do elemento de placa limitada pela linha média da seção
E	módulo de elasticidade (módulo de Young)
$E_{sh}$	inclinação da curva do método da resistência contínua devido ao encruamento
e	excentricidade do carregamento
$e_0$	imperfeição inicial
$f_{csm}$	tensão limite determinada pelo método da resistência contínua
$f_y$	tensão de escoamento do material
$f_u$	tensão última do material
G	módulo de elasticidade transversal
h	altura da seção
I	momento de inércia da seção transversal
k	comprimento total da coluna
$k_\sigma$	coeficiente de flambagem de placas
$[K_i^T]$	matriz de rigidez tangencial
L	comprimento total da coluna
$M_{el}$	momento elástico
$M_{pl}$	momento plástico
N	carga aplicada ao elemento
n	expoente de encruamento
$N_{b,Rd}$	valor de cálculo da resistência à flambagem global

$N_{c,Rd}$	valor de cálculo do esforço axial resistente da seção
$N_{cr}$	carga crítica de flambagem elástica (de Euler)
$N_{Ed}$	valor de cálculo do esforço axial resistente da seção
$N_u$	carga última da seção
$N_y$	carga plástica da seção
$t$	espessura da seção transversal do perfil
$y_0$	configuração geométrica inicial (senoidal) de uma coluna
$\alpha$	fator de imperfeição generalizado dado pelo Eurocode 3 1-4
$\varepsilon$	deformação
$\bar{\lambda}$	coeficiente de fluência do concreto
$\sigma$	tensão
$\sigma_{0,2}$	tensão de escoamento a 0,2%
$\sigma_{cr}$	tensão crítica de Euler
$\sigma_{cr,cs}$	tensão crítica de flambagem elástica da seção transversal completa
$\sigma_y$	tensão de escoamento
$\lambda$	índice de esbeltez da coluna
$\lambda_1$	índice de esbeltez limite entre os dois tipos de comportamento da coluna
$\bar{\lambda}$	Índice de esbeltez normalizado da coluna
$\bar{\lambda}_p$	esbeltez normalizada da seção transversal
$\bar{\lambda}_0$	esbeltez normalizada limite definida pelo Eurocode 3
$\bar{\lambda}_{cs}$	esbeltez normalizada da seção transversal segundo o método da resistência contínua
$\varepsilon$	parâmetro definido pelo Eurocode 3 1-4
$\varepsilon_y$	deformação de escoamento
$\varepsilon_u$	deformação última
$\varepsilon_{lb}$	deformação por flambagem local inelástica
$\varepsilon_{csm}$	capacidade de deformação da seção
$\nu$	coeficiente de Poisson
$\gamma_{MO}$	coeficiente de ponderação definido pelo Eurocode 3 Parte 1-4

$\gamma_{M1}$	coeficiente de ponderação definido pelo Eurocode 3 Parte 1-4
$\gamma_{M2}$	coeficiente de ponderação definido pelo Eurocode 3 Parte 1-4
$\rho$	fator de redução da seção efetiva
$\Psi$	razão entre tensões definida pelo Eurocode 3 Parte 1-5
$\chi$	fator de redução para o módulo de flambagem relevante
$\delta_u$	deslocamento vertical da coluna
$\Delta u_i$	incremento de deslocamento
$\{F^a\}$	vetor de carga aplicada
$\{F^{nr}\}$	vetor de força interna resultante

## SUMÁRIO

<b>INTRODUÇÃO</b> .....	<b>18</b>
<b>GENERALIDADES</b> .....	<b>18</b>
<b>1. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b> .....	<b>31</b>
1.1 Introdução .....	31
1.2 Perfis tubulares.....	31
1.3 Comportamento físico do aço inoxidável.....	33
1.4 Análises experimentais .....	35
<b>2 DIMENSIONAMENTO DE COLUNAS EM AÇO INOXIDÁVEL</b> .....	<b>43</b>
<b>2.1 Introdução</b> .....	<b>43</b>
2.1.1 Elementos submetidos à compressão .....	43
2.1.2 Efeito das imperfeições.....	48
<b>2.2 Dimensionamento segundo o Eurocode 3 Parte 1-4</b> .....	<b>51</b>
2.2.1 Generalidades .....	51
2.2.2 Classificação das seções transversais .....	53
2.2.3 Largura efetiva para seções de classe 4 .....	59
2.2.4 Resistência à compressão.....	62
2.2.5 Resistência à flambagem global .....	63
<b>2.3 Método da Resistência Contínua (CSM)</b> .....	<b>65</b>
2.3.1 Generalidades .....	65
2.3.2 Definição do CSM.....	67
2.3.3 Definição da esbeltez da seção transversal.....	67
2.3.4 Definição da capacidade de deformação da seção .....	69
2.3.5 Dados experimentais e proposta da curva base.....	72
2.3.6 Modelo de comportamento do material.....	73
2.3.7 Resistência à compressão.....	74
<b>3 ANÁLISE EXPERIMENTAL</b> .....	<b>76</b>
<b>3.1 Considerações Iniciais</b> .....	<b>76</b>
<b>3.2 Descrição dos Ensaios</b> .....	<b>76</b>
3.2.1 Condições de contorno - Placas de apoio chanfradas com rolo móvel .....	78
3.2.2 Instrumentação .....	80
3.2.3 Posicionamento dos ensaios .....	82

<b>4</b>	<b>RESULTADOS DOS ENSAIOS EXPERIMENTAIS</b> .....	<b>85</b>
<b>4.1</b>	<b>Considerações Iniciais</b> .....	<b>85</b>
<b>4.2</b>	<b>Curvas carga <i>versus</i> deslocamento vertical</b> .....	<b>87</b>
<b>4.3</b>	<b>Curvas carga <i>versus</i> deformação</b> .....	<b>88</b>
<b>4.4</b>	<b>Curvas altura <i>versus</i> deslocamento horizontal</b> .....	<b>92</b>
<b>4.5</b>	<b>Estudo das excentricidades</b> .....	<b>96</b>
<b>5</b>	<b>MODELO NUMÉRICO</b> .....	<b>99</b>
<b>5.1</b>	<b>Considerações Iniciais</b> .....	<b>99</b>
<b>5.2</b>	<b>Descrição do modelo numérico</b> .....	<b>99</b>
<b>5.3</b>	<b>Calibração do modelo numérico</b> .....	<b>102</b>
5.3.1	Análise de flambagem e imperfeição inicial .....	103
5.3.2	Análise não-linear .....	104
5.3.3	Curvas carga <i>versus</i> deslocamento vertical .....	105
5.3.4	Configurações deformadas.....	109
5.3.5	Comparação de resultados.....	111
5.3.6	Curvas de flambagem.....	113
<b>6</b>	<b>ANÁLISE PARAMÉTRICA</b> .....	<b>115</b>
<b>6.1</b>	<b>Considerações Iniciais</b> .....	<b>115</b>
<b>6.2</b>	<b>Resultados</b> .....	<b>116</b>
6.2.1	Curvas carga <i>versus</i> deslocamento vertical .....	116
6.2.2	Deformadas .....	118
6.2.3	Comparação de resultados.....	120
<b>6.3</b>	<b>Curvas de flambagem</b> .....	<b>122</b>
6.3.1	SHS 30x30x3.....	122
6.3.2	SHS 40x40x3.....	123
6.3.3	SHS 50x50x3.....	124
6.3.4	SHS 60x60x3.....	125
6.3.5	SHS 70x70x3.....	126
<b>7</b>	<b>CONSIDERAÇÕES FINAIS</b> .....	<b>128</b>
<b>7.1</b>	<b>Introdução</b> .....	<b>128</b>
<b>7.2</b>	<b>Conclusões</b> .....	<b>128</b>
<b>7.3</b>	<b>Sugestões para Trabalhos Futuros</b> .....	<b>131</b>
	<b>REFERÊNCIAS</b> .....	<b>132</b>
	<b>ANEXO A</b> .....	<b>139</b>

<b>ANEXO B .....</b>	<b>140</b>
----------------------	------------

## INTRODUÇÃO

### Generalidades

Nos últimos anos tem sido observado um crescente aumento na utilização de aço inoxidável em obras de construção civil por todo o mundo. Historicamente, este material vem sendo utilizado apenas em aplicações específicas, principalmente devido ao seu alto custo. Porém, a ampliação do conhecimento sobre suas vantagens e o destaque cada vez maior que as normas internacionais tem lhe dado, fazem com que o material seja cada vez mais utilizado em estruturas convencionais.

Apesar de existirem uma série de semelhanças entre o aço inoxidável e o aço carbono, são as diferenças em suas propriedades mecânicas que exigem um tratamento separado nas normas de dimensionamento [1].

O aço inoxidável é formalmente definido como um aço resistente à corrosão que contém um mínimo de 10,5% de cromo. Apesar de as propriedades anticorrosivas das ligas de ferro e cromo serem conhecidas desde o século XIX, foi apenas no século XX que o conceito de aço inoxidável tornou-se popular. Sua invenção é atribuída aos esforços de cientistas e metalúrgicos ao redor do mundo, como Monnartz e Borchersin na Alemanha, em 1912, Brearley na Inglaterra, em 1912 e Haynes Becket e Dantsizen, entre 1911 e 1914, nos Estados Unidos [2].

Apesar de seu alto custo inicial, a utilização do aço inoxidável em projetos de engenharia apresenta uma série de fatores que acabam por contribuir para a sua adoção como elemento estrutural, uma vez que tais fatores podem acarretar em uma diminuição de custo a longo prazo. Alguns fatores que tornam o aço inoxidável uma opção vantajosa são [1]:

- **Durabilidade:** a resistência à corrosão faz com que o aço inoxidável seja considerado um dos materiais de construção mais duráveis do mercado. A escolha correta do tipo de aço inoxidável a ser utilizado associada a um dimensionamento estrutural eficiente pode minimizar a necessidade de manutenção e aumentar de maneira expressiva a vida útil da estrutura;

- Comportamento em altas temperaturas: quando exposto a altas temperaturas, o aço inoxidável apresenta valores de resistência e rigidez superiores àqueles correspondentes ao aço carbono quando submetido às mesmas condições. Este comportamento deve-se principalmente a presença de ligas de elementos químicos presentes na composição do aço inoxidável. A Figura 1 e a Figura 2 apresentam uma comparação do comportamento do aço inoxidável e aço carbono quando submetidos a altas temperaturas, em que  $f_y(\theta)$  e  $E(\theta)$  representam a tensão de escoamento e o módulo de elasticidade nominais, respectivamente;
- Ductilidade e resistência ao impacto: o aço inoxidável, principalmente o austenítico, apresenta uma alta ductilidade e resistência ao impacto. É indicado para construções em que a presença de tais características é relevante, como estruturas “offshore” ou em regiões de abalos sísmicos;
- Reutilização e reciclagem: o aço inoxidável apresenta uma combinação de alto valor de mercado e excelente durabilidade, o que torna bastante viável a sua reutilização e reciclagem, contribuindo para a redução da produção de lixo e consequentemente um menor impacto no meio ambiente.

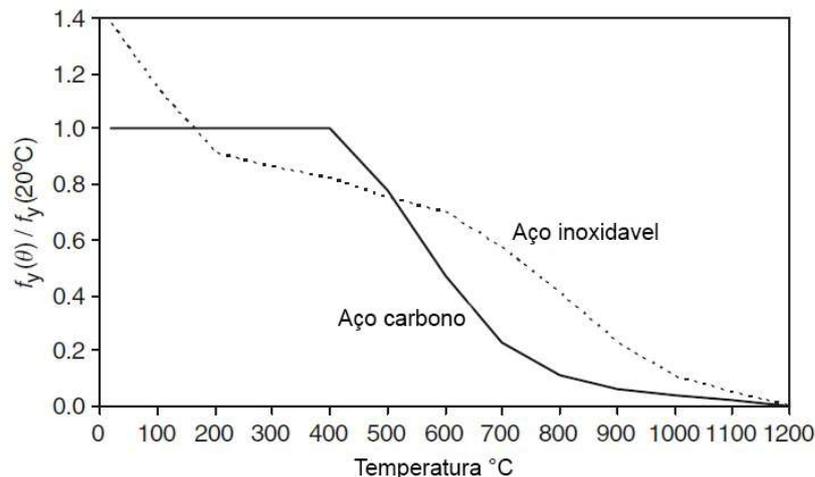


Figura 1 – Comportamento do aço inoxidável e aço carbono em altas temperaturas – Tensão de escoamento [1]

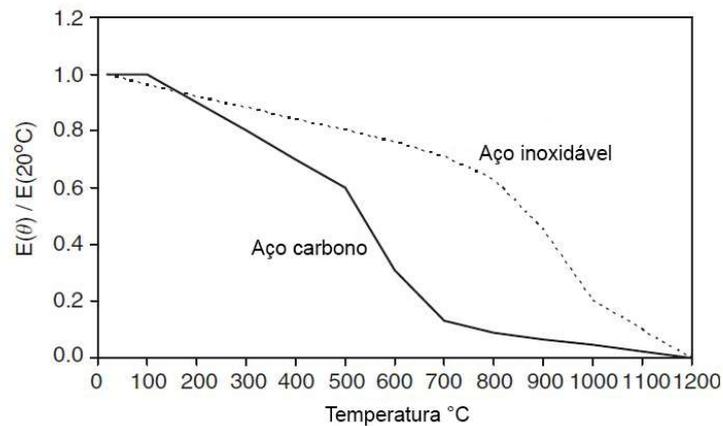


Figura 2 – Comportamento do aço inoxidável e aço carbono em altas temperaturas – Módulo de elasticidade [1]

Diferentes propriedades mecânicas e físicas podem ser atribuídas ao aço inoxidável de acordo com o controle da adição de determinados elementos químicos, como cromo, níquel, molibdênio, titânio e cobre. Normalmente, a adição de cromo é a responsável pelas propriedades anticorrosivas do aço inoxidável, uma vez que quando exposto ao ar ou a outro ambiente agressivo, uma fina camada de óxido de cromo (III) com aproximadamente  $5 \times 10^{-9}$  m é formada na sua superfície, protegendo-o da corrosão [3].

Assim como no aço carbono, existe uma série de graus de aço inoxidável, geralmente devido a variações em sua composição química e tratamento térmico. Pode-se classificá-lo em cinco grupos principais. São eles: austenítico, ferrítico, duplex, martensítico e endurecível por precipitação.

O aço inoxidável austenítico, responsável pela maior parte da produção de aço inoxidável, é uma liga não-magnética de ferro, cromo e níquel formada por uma estrutura cristalina cúbica de face centrada. Possui alta resistência a tração em temperaturas baixas e grande ductilidade em uma grande faixa de temperatura. Dentre os aços inoxidáveis, o austenítico é aquele que garante maior facilidade no processo de soldagem. O mais popular é o tipo AISI [4] 304 que contém, basicamente, 18 % de cromo e 8 % de níquel [5].

O aço inoxidável ferrítico é composto por ligas ferromagnéticas de ferro e cromo, contendo de 12 a 17% de cromo com baixo teor de carbono, resultando em uma limitada resistência mecânica. Possui estrutura cristalina cúbica de corpo centrado e baixo teor de níquel, o que justifica seu menor custo [5].

O aço inoxidável duplex possui microestrutura de duas fases, constituída por grãos de ferrita, que apresenta estrutura cúbica de corpo centrado, e austenita, que apresenta estrutura cúbica de face centrada. Sua estrutura química contém entre 22 e 25% de cromo e 5% de níquel com molibdênio e nitrogênio. Devido a estas características, possui resistência mecânica mais elevada que a do aço austenítico e excelente resistência a corrosão. É ainda subdividido em lean duplex [5].

O aço inoxidável martensítico é composto por ligas ferromagnéticas de Fe-Cr, contendo de 12 a 14% de cromo e com alto teor de carbono, o que aumenta o potencial de resistência e dureza, mas diminui a ductilidade e tenacidade [5].

Finalmente, o aço inoxidável endurecível por precipitação contém adições de ligas como o alumínio, cobre ou titânio, que permitem o endurecimento por meio de tratamentos térmicos de solubilização e envelhecimento. Possuem resistência à corrosão comparável a dos austeníticos e resistência mecânica comparável a dos martensíticos [5].

As normas de diferentes países costumam criar outras classificações para nomear cada tipo de aço inoxidável dentro de cada grupo. Existe uma série de sistemas de classificação, como por exemplo o Europeu (EN 10088-1) [6] e o Americano (AISI) [4]. A Tabela 1 apresenta as diferentes nomenclaturas de acordo com a norma utilizada e a Tabela 2 apresenta a composição química de alguns tipos de aços inoxidáveis selecionados, de modo a exemplificar as suas diferenças de acordo com a nomenclatura atribuída.

Assim como na utilização do aço inoxidável em projetos de engenharia civil, deve-se observar o fato de que também ocorre um crescente aumento no uso e aplicação de perfis tubulares com finalidades estruturais nestes tipos de projeto. Alguns fatores contribuem para tal aumento, como por exemplo, as excelentes propriedades de resistência à compressão, torção e flexão nas diversas direções dos perfis tubulares [7].

Os perfis tubulares possuem três principais tipos de geometria, a circular (CHS – Circular Hollow Section), a retangular (RHS – Rectangular Hollow Section) e a quadrada (SHS – Square Hollow Section). As seções tubulares circulares (CHS) possuem boa finalidade estrutural e apresentam distribuição de tensões muito eficiente em relação ao centroide da seção transversal, porém, exigem mão de obra bastante especializada quando ligações entre outras seções de perfis tubulares circulares são necessárias. Como consequência, seções tubulares retangulares

(RHS) ou quadradas (SHS) apresentam-se como alternativas bastante viáveis, uma vez que a facilidade na execução de ligações em superfícies planas é muito maior, sendo muito populares em colunas e treliças planas [7]. Recentemente, iniciou-se a fabricação de seções elípticas (EHS - Elliptical Hollow Sections).

Tabela 1 – Classificação do aço inoxidável [8]

<b>EUA</b>		<b>UE</b>	<b>Japão</b>	<b>UK</b>
UNS	AISI	EN	JIS	BSI
<b>AUSTENÍTICOS</b>				
S30400	304	1.4301	SUS 304	304S15 304S16
S30403	304L	1.4306 1.4307	-	304S11
S31600	316	1.4401	SUS 316	316S31
S31600	3016	1.4436	SUS 316	316S33
S31603	316L	1.4404	-	316S11
S31603	316L	1.4435	-	316S13
<b>FERRÍTICOS</b>				
S40900	409	1.4512	SUS 409	409S19
S43000	430	1.4016	SUS 430	430S17
<b>MARTENSÍTICOS</b>				
S40300	403	1.4000	SUS 403	403S17
S41000	410	1.4006	SUS 410	410S21
<b>DUPLEX</b>				
S32101	-	1.4162	-	-
S32304	-	1.4362	-	-
S32205	-	1.4462	SUS 329J3L	-
S32750	-	1.4410	-	-

Tabela 2 – Composição química do aço inoxidável [1]

Composição química (% da massa)			
Elemento	Tipo de aço inoxidável		
	1.4301 (304)	1.4401 (316)	1.4462 (2205)
Carbono (C)	≤ 0,07	≤ 0,07	≤ 0,03
Cromo (Cr)	17,00 - 19,50	16,00 - 18,50	21,00 - 23,00
Níquel (Ni)	8,00 - 10,50	10,00 - 13,00	4,50 - 6,50
Molibdênio (Mo)	-	2,00 - 2,50	2,50 - 3,50
Manganês (Mn)	≤ 2,00	≤ 2,00	≤ 2,00
Silício (Si)	≤ 1,00	≤ 1,00	≤ 1,00
Fósforo (P)	≤ 0,045	≤ 0,045	≤ 0,035
Enxofre (S)	≤ 0,015	≤ 0,015	≤ 0,015
Nitrogênio (N)	≤ 0,11	≤ 0,11	0,10 - 0,22
Tungstênio (W)	-	-	0,50 - 1,00

Os perfis tubulares surgiram por volta dos anos 60, no momento em que projetistas, arquitetos e construtores buscavam cada vez mais desenvolver tecnologias construtivas que possuíssem, ao mesmo tempo, boa aparência e resistência aos mais variados tipos de solicitações. Por causa disso, estes são considerados um dos grupos estruturais mais recentes de perfis metálicos [7].

No Brasil, a utilização de perfis tubulares em aço inoxidável ainda é pouco difundida como solução estrutural em projetos de engenharia civil, sendo mais comumente aplicada em soluções estéticas de elementos urbanos e fachadas de edifícios. A seguir serão apresentadas alguns exemplos de aplicações deste tipo de estrutura em construções ao redor do mundo.

A Ponte Helix, localizada na foz do Rio Singapura, em Marina Bay, Singapura, é uma ponte de pedestres de 280 metros de comprimento e 2,4 quilômetros de tubos de aço inoxidável em formato helicoidal, conforme pode-se observar na Figura 3. Esta ponte foi construída a 8,8 metros acima do nível do rio e pesa cerca de 1700 toneladas. É a única ponte no mundo, em sua arquitetura e engenharia, a utilizar uma estrutura de aço inoxidável em formato de dupla espiral [9].



Figura 3 – Ponte Helix, Marina Bay - Singapura [9]

A Ponte de Cala Galdana, localizada na cidade de mesmo nome, na Espanha, é uma ponte rodoviária construída em aço inoxidável (ver Figura 4). A estrutura substituiu uma antiga ponte em concreto armado que vinha sofrendo danos consideráveis devido ao ambiente marítimo no seu entorno. Possui um vão de 45 metros e, à exceção do tabuleiro, todos os seus elementos estruturais são constituídos de aço inoxidável [10]. As vigas longitudinais são compostas por perfis tubulares retangulares de 1000 x 500 milímetros e espessura variável. Já as vigas transversais são compostas por perfis tubulares retangulares 250 x 500 milímetros e espessura que varia entre 10 e 12 milímetros [11].



Figura 4 – Ponte de Cala Galdana, Cala Galdana – Espanha [12]

O Cheung Kong Center, localizado em Hong Kong na China, é um dos edifícios mais altos do mundo, com 283 metros de altura, como se pode observar na Figura 5. Sua construção foi concluída em 1999, quando era considerado o terceiro maior edifício da cidade. A parte exterior do prédio é formada por estruturas tubulares em aço inoxidável e placas de vidro.



Figura 5 – Cheung Kong Center, Hong Kong – China [13]

A estação de metrô Erasmus em Bruxelas, na Bélgica, é composta por uma estrutura de perfis tubulares em aço inoxidável envolta por uma cobertura que sustenta uma membrana tensionada, cujo formato curvo contribui para a diminuição do efeito do vento (ver Figura 6). A escolha do aço inoxidável para esta estrutura foi adotada devido a sua robustez, facilidade de limpeza e baixo custo de manutenção [14].



Figura 6 – Estação de metrô Erasmus, Bruxelas – Bélgica [14]

A Ponte sobre o canal Sickla, localizada no sul de Estocolmo, Suécia, possui um vão de 62 metros e garante a pedestres e ciclistas o acesso a um novo distrito residencial, como é visto na Figura 7. Devido à grande quantidade de sal presente nas águas do canal, a estrutura da ponte é de aço inoxidável com alta resistência à corrosão. Os elevados custos envolvidos na escolha do material quando comparados a tipos de aços mais convencionais foram compensados pela longa vida útil da estrutura e pelos baixos custos de manutenção [14].

O novo complexo de tribunais da cidade de Antuérpia, na Bélgica, reuniu em um único local uma variedade de tribunais que antes eram espalhados por diferentes locais da cidade. O telhado da estrutura central do complexo é formado por um conjunto de 16 triângulos compostos por perfis tubulares em aço inoxidável, conforme se observa na Figura 8. Nas partes menores do telhado, os perfis possuem espessura de 0,4 milímetros, enquanto que nas maiores a espessura é de 0,5 milímetros [14].



Figura 7 – Ponte sobre o canal Sickla, Estocolmo – Suécia [15]



Figura 8 – Tribunais da cidade de Antuérpia – Bélgica [14]

## Objetivos

O principal objetivo desta pesquisa é realizar ensaios experimentais de colunas tubulares quadradas em aço inoxidável, bi-rotuladas, submetidas a um carregamento de compressão uniforme e posteriormente compará-los com os cálculos teóricos estabelecidos na norma europeia Eurocode 3 Parte 1-4 (EC3 1-4) [16] e no Método da Resistência Contínua (*Continuous Strength Method* - CSM) [17]. Os resultados experimentais também serão comparados com resultados numéricos obtidos através de uma análise não-linear desenvolvida em um modelo numérico no programa de elementos finitos Ansys 12 [18], para que desta forma, possa-se entender melhor o comportamento deste tipo de estrutura no que diz respeito aos seus modos de flambagem e cargas máximas.

Os ensaios experimentais foram realizados em perfis tubulares quadrados em aço inoxidável, enformados a frio com costura e adquiridos através da empresa distribuidora ELINOX, em um grupo de colunas de seção SHS 50x50x2, com diferentes comprimentos variando entre 300 e 1800 milímetros. Foi possível determinar a carga máxima de compressão axial de cada coluna, permitindo assim, a avaliação de seu modo de flambagem, bem como a suas deformações verticais e horizontais.

A utilização de extensômetros na metade do comprimento de cada coluna possibilitou a medição das deformações geradas nestes locais ao longo do ensaio. Já a utilização de transdutores de deslocamento em determinados pontos pré-estabelecidos na base e ao longo do comprimento da coluna permitiu a monitoração dos deslocamentos verticais e horizontais destes pontos.

Após a comparação de resultados teóricos e numéricos com os resultados experimentais, foi desenvolvida uma análise paramétrica em que se estudou o comportamento estrutural de cinco diferentes seções tubulares quadradas no que se refere à compressão axial.

O presente estudo pretende ampliar o conhecimento a respeito de colunas constituídas de perfis tubulares quadrados em aço inoxidável, fornecendo conclusões em relação à aplicação da norma EC3 1-4 [16] e do CSM [17], e a modelagem e análise de estruturas em aço inoxidável no programa Ansys 12 [18].

## Estrutura da dissertação

A presente dissertação foi dividida em 7 capítulos. Inicialmente, é apresentada a introdução, em que se desenvolve uma contextualização histórica do aço inoxidável, bem como suas principais características, classificações e vantagens. Em seguida, são apresentados alguns aspectos de utilização de elementos estruturais formados por perfis tubulares. Também são apresentados diversos exemplos de construções ao redor do mundo em que o principal elemento de suas concepções estruturais são perfis tubulares em aço inoxidável. Finalmente, são apresentados os objetivos desta dissertação e a descrição de cada capítulo que compõe a mesma.

O capítulo um é destinado à revisão bibliográfica. Neste capítulo será apresentada a descrição de alguns trabalhos envolvendo perfis tubulares, ensaios experimentais de colunas tubulares em aço inoxidável e o comportamento físico deste material, onde se procurou inserir uma quantidade relevante de estudos internacionais de conteúdo significativo para a contextualização do desenvolvimento deste trabalho.

O segundo capítulo apresenta alguns conceitos e fenômenos relacionados ao comportamento de elementos estruturais submetidos à compressão, como flambagem e efeito de imperfeições geométricas. Os métodos de cálculo utilizados no dimensionamento à compressão de elementos estruturais em aço inoxidável presentes no EC3 1-4 também são retratados neste capítulo. Por fim, são expostas as principais considerações que levaram ao desenvolvimento do método da resistência contínua (CSM) e suas formulações de dimensionamento.

O capítulo três apresenta a descrição dos ensaios experimentais realizados neste trabalho, em que são expostas as soluções encontradas para a simulação da condição de apoio bi-rotulada da coluna, bem como a descrição da instrumentação utilizada nos ensaios e os esquemas de posicionamento dos extensômetros e os transdutores de deslocamento.

O capítulo quatro contém os resultados obtidos através dos ensaios experimentais, em que são apresentados os valores de carga máxima, as curvas carga *versus* deslocamento vertical, carga *versus* deformação e altura *versus* deslocamento horizontal.

O capítulo cinco apresenta a descrição do modelo numérico desenvolvido no presente trabalho, em que são descritas suas propriedades físicas e algumas

considerações a respeito da análise de auto-valores e auto-vetores (modos de flambagem) e análise não-linear. A calibração deste modelo também é apresentada, através da comparação entre as curvas carga *versus* deslocamento vertical do programa e aquelas obtidas através dos ensaios experimentais. Por fim, são apresentadas as curvas de flambagem geradas a partir de análises numéricas e métodos de dimensionamento, como o EC3 1-4 [16] e o CSM [17].

O capítulo seis apresenta os resultados da análise paramétrica, em que se buscou estudar o comportamento de cinco diferentes seções tubulares quadradas no que diz respeito à sua resistência à compressão.

Finalmente, o último capítulo apresenta as conclusões obtidas com a presente dissertação e algumas sugestões para futuros trabalhos envolvendo o assunto aqui tratado.

## **1. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**

### **1.1 Introdução**

A seguir, será apresentada a descrição de alguns trabalhos envolvendo perfis tubulares, ensaios experimentais em colunas tubulares em aço inoxidável e o comportamento mecânico deste material. Estes trabalhos foram desenvolvidos nos últimos anos por diversos pesquisadores, objetivando situar o assunto e mostrar a evolução das pesquisas no mundo.

### **1.2 Perfis tubulares**

Segundo Lima [19], os perfis tubulares surgiram por volta dos anos 60, no momento em que projetistas, arquitetos e construtores buscavam cada vez mais desenvolver tecnologias construtivas que possuíssem, ao mesmo tempo, boa aparência e resistência aos mais variados tipos de solicitações.

Conforme citado anteriormente, os perfis tubulares apresentam três principais geometrias (ver Figura 9), a circular (CHS - Circular Hollow Section), a retangular (RHS – Rectangular Hollow Section) e a quadrada (SHS – Square Hollow Section) além da elíptica (EHS – Elliptical Hollow Section). A eficiência estrutural deste tipo de perfil deve-se principalmente à geometria de sua seção transversal, que por apresentar uma concentração de material em pontos mais distantes do centro de massa, além de ser uma seção fechada, resulta em uma capacidade de resistência a altas solicitações de esforços axiais, torção e efeitos combinados [19].



Figura 9 – Perfis tubulares em aço inoxidável [20]

Lima [19] cita inúmeras vantagens relacionadas à utilização de estruturas compostas por perfis tubulares, tais como:

- Propiciam soluções leves e econômicas, face a sua elevada resistência e baixo peso próprio, propiciando, conseqüentemente, uma redução significativa nos custos da obra;
- O aumento da fabricação desses tubos tem tornado este tipo de concepção estrutural mais atrativa, trazendo um aspecto de arrojo e modernidade aos projetos;
- O fato de a construção ser regida por um sistema de montagem industrial de alta precisão reduz significativamente os desperdícios decorrentes de improvisações, correções e adequações, comuns nos métodos tradicionais de construção. Além disso, torna-se possível reduzir os prazos e custos de construção através de orçamentos mais precisos;
- Podem ser utilizados como estruturas mistas (tubos preenchidos com concreto), agregando maior resistência a esforços de compressão;
- Possuem menor área superficial se comparadas com seções abertas, o que leva a menores custos de pintura e proteção contra o fogo, além de facilitar serviços de manutenção e minimizar o seus custos.

Os tubos de aço, em geral, são classificados de acordo com o seu processo de fabricação. Tubos em aço inoxidável são sempre fabricados com costura, a partir de chapas de aço dobradas e soldadas no encontro de suas extremidades. Já os tubos em aço carbono podem ser fabricados com costura ou sem costura. Os tubos sem

costura são produzidos pelo processo de laminação a quente, a partir de um bloco circular maciço de aço que é laminado e perfurado por um mandril até a obtenção de suas dimensões finais. Cada processo de fabricação acaba por gerar diferentes distribuições de tensões residuais. Os tubos sem costura costumam apresentar uma distribuição de tensões residuais mais uniforme [21].

### 1.3 Comportamento físico do aço inoxidável

Gardner [1] afirma que o comportamento da curva tensão *versus* deformação do aço inoxidável é consideravelmente diferente da curva tensão *versus* deformação do aço carbono. Enquanto o aço carbono apresenta um ponto bem definido para a tensão de escoamento do material, o aço inoxidável apresenta uma curva de aspecto arredondado, sem um ponto definido para a tensão de escoamento, como se pode observar na Figura 10. Os aços inoxidáveis austeníticos apresentam uma ductilidade (valor da deformação na ruptura) que varia entre 40 e 60%, enquanto o aço carbono apresenta valores entre 20 e 30%.

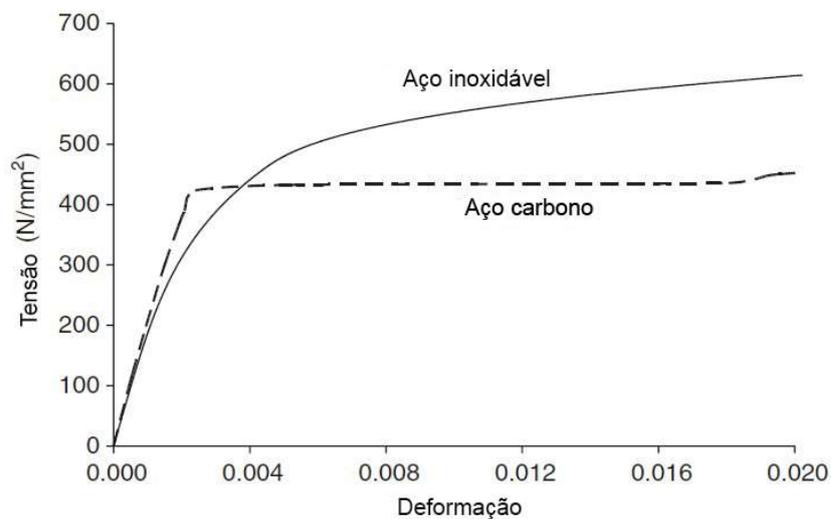


Figura 10 – Comportamento físico do aço inoxidável e aço carbono [1]

A necessidade da definição de um ponto na curva correspondente à tensão de escoamento fez com que se adotasse uma aproximação, que equivale à tensão correspondente à deformação plástica igual a 0,2%, conforme se observa na Figura 11. O aço inoxidável também apresenta anisotropia e assimetria no seu comportamento físico no que diz respeito à tração e compressão, tornando-se necessário portanto a definição de 4 curvas tensão *versus* deformação – tração e compressão paralela quanto a direção da laminação, e tração e compressão perpendicular à direção da laminação.

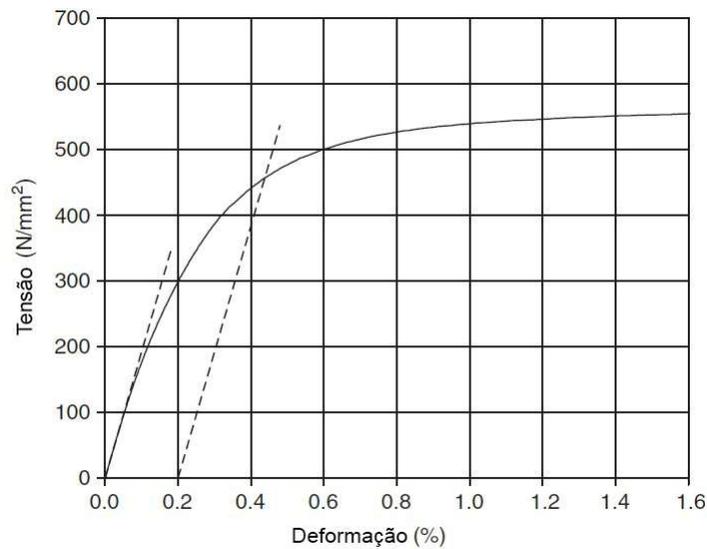


Figura 11 – Definição da tensão de escoamento a 0,2% [1]

O comportamento mecânico do aço carbono é frequentemente representado como uma curva bilinear, elasto-plástico perfeito, tanto para normas de dimensionamento quanto para análises numéricas. Entretanto, para o aço inoxidável, esta representação é menos eficiente e sua aplicação pode levar a resultados excessivamente conservadores. Devido a este fato, diversos outros modelos de representação da curva tensão *versus* deformação foram propostos, e o mais amplamente aceito foi a expressão proposta originalmente por Ramberg e Osgood [22] e modificada por Hill [23], dada pela equação (1).

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E_0} + 0,002 \left( \frac{\sigma}{\sigma_{0,2}} \right)^n \quad (1)$$

onde,

$\varepsilon$  é a deformação;

$\sigma$  é a tensão;

$E_0$  é o módulo de elasticidade;

$\sigma_{0,2}$  é a tensão de escoamento a 0,2%;

$n$  é o coeficiente de encruamento.

#### 1.4 Análises experimentais

Liu e Young [24] desenvolveram um trabalho em que uma série de perfis tubulares quadrados (SHS) em aço inoxidável, formados a frio, foram ensaiados experimentalmente sendo submetidos a carregamentos axiais de compressão. As colunas eram bi-engastadas e o aço inoxidável utilizado foi o austenítico do tipo AISI 304 [4]. Os ensaios foram realizados em seções SHS 70x70x2 e SHS 70x70x5, com diferentes comprimentos de colunas, variando de 360 a 3600 milímetros, e envolveram casos de flambagem local e global. Ambas as extremidades foram soldadas às placas também em aço inoxidável, conforme se observa na Figura 12. As cargas máximas obtidas através dos ensaios foram comparadas com as normas de dimensionamento em aço inoxidável americana (ASCE) [25], australiana/neozelandesa (Aust/NZS) [26] e europeia (EC3 1-4) [16]. Como resultado, observou-se que as normas apresentaram valores de resistência conservadores em relação ao valores obtidos nos ensaios.

Zhou *et al.* [27] realizaram análises numéricas abrangendo uma série de perfis tubulares quadrados e retangulares em aço inoxidável (duplex e austenítico) submetidos a compressão e com extremidades engastadas. O modelo foi desenvolvido no software ABAQUS [28] e as não-linearidades físicas e geométricas do material foram consideradas. Os resultados das análises foram comparados com resultados de ensaios experimentais. Foi desenvolvida uma extensa análise paramétrica de modo a investigar os efeitos de elementos de placa no limite de esbeltez de perfis classe 3 e as resistências das seções analisadas. Como resultado, o estudo propôs um novo limite de esbeltez para seções de classe 3 e novas equações de dimensionamento que levam em conta toda a seção transversal do perfil.

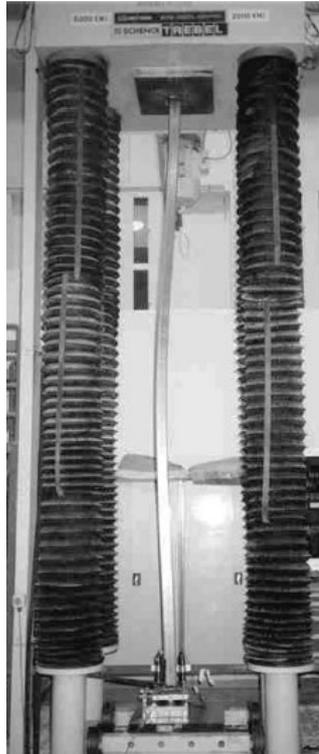


Figura 12 – Ensaio de compressão axial – seção SHS 70x70x5 – 3600 mm [24]

Shu *et al.* [29] realizaram ensaios experimentais em perfis tubulares de seções quadradas e retangulares em aço inoxidável austenítico do tipo AISI 304 [4] submetidas a um carregamento axial de compressão. Dezenove tubos abrangendo sete diferentes seções (três seções quadradas e quatro retangulares) foram ensaiados, com comprimentos variando entre 195 e 400 milímetros. Os valores de resistência obtidos através dos ensaios foram comparados com resultados de quatro métodos de dimensionamento. São eles, as normas de dimensionamento em aço inoxidável americana (ASCE) [25] e europeia (EC3 1-4) [16], o método proposto por Rasmussen *et al.* [30] e o método proposto por Ashraf *et al.* [31]. A comparação demonstrou que o ASCE [25], o EC3 1-4 [16] e o método de Rasmussen *et al.* [30] apresentaram valores conservadores em relação aos resultados experimentais. Já o método de Ashraf *et al.* [31] apresentou resultados mais próximos aos dos ensaios. Finalmente, foram propostas modificações na equação de Winter [32] de modo a alcançar um resultado mais eficiente.

Gardner e Nethercot [33] realizaram 37 ensaios experimentais em perfis tubulares quadrados, retangulares e circulares em aço inoxidável austenítico do tipo EN 1.4301 [6] com o objetivo de obter as propriedades mecânicas do material e da

seção, como curvas tensão *versus* deformação e carga *versus* deslocamento vertical. Os ensaios incluíram tanto carregamentos de tração quanto de compressão. A partir dos resultados obtidos, foram sugeridas modificações no modelo de Ramber Osgood [22], ajustando o mesmo a fim de que contemplasse tanto casos de compressão quanto de tração. Além disso, foi possível desenvolver uma relação entre a esbeltez da seção e a capacidade de deformação da mesma, o que serviu de base para a elaboração de um novo modelo de dimensionamento de estruturas em aço inoxidável.

Gardner e Nethercot [34] realizaram uma série de estudos experimentais em perfis tubulares quadrados, retangulares e circulares em aço inoxidável, que contemplaram vinte e dois ensaios em colunas longas. As extremidades das colunas eram bi-rotuladas, conforme pode-se observar na Figura 13, e o comprimento das mesmas variou entre 1000 e 2000 milímetros. Os resultados dos ensaios serviram como base para a calibração dos modelos numéricos e para o desenvolvimento e verificação de um novo modelo de dimensionamento para aço inoxidável. Concluiu-se também, através da combinação destes resultados com outros obtidos anteriormente em ensaios de colunas tubulares em aço inoxidável, que os valores de cálculo de resistência estabelecidos pelo EC3 1-4 [16] são bastante conservadores.

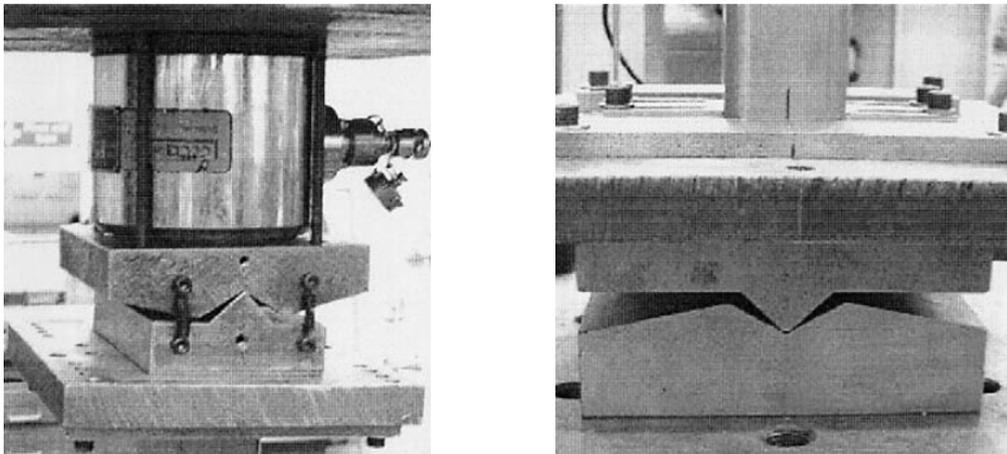


Figura 13 – Condição de apoio bi-rotulada (topo e base) [34]

Dabaon *et al.* [35] desenvolveram um trabalho em que compararam o comportamento de colunas tubulares em aço inoxidável austenítico do tipo AISI 304 [4] com e sem enrijecedor. Para isso, realizaram uma série de dez ensaios experimentais em colunas com extremidades engastadas, que incluíram seções

tubulares quadradas e retangulares de classe 4 [16]. Os enrijecedores foram soldados na metade das quatro faces das seções SHS e na metade das duas maiores faces das seções RHS. Os comprimentos das colunas foram escolhidos de modo a manter a razão entre o comprimento e a largura igual a 3. Foram obtidas as resistências das seções, as curvas carga *versus* deslocamento vertical e os modos de flambagem das colunas ensaiadas. As cargas máximas foram comparadas com os valores calculados pelas normas de dimensionamento em aço inoxidável EC3 1-4 [16] e ASCE [25]. Os resultados dos ensaios demonstraram que apesar do ganho de resistência das seções com enrijecedores, as normas apresentaram valores de resistência superiores aos obtidos nos tubos ensaiados.

Zhao *et al.* [36] desenvolveram um estudo experimental e numérico envolvendo perfis tubulares quadrados em aço inoxidável ferrítico do tipo AISI 441 [4]. Foram utilizadas seções SHS 40x40x2 e SHS 50x50x2 (classe 1 e classe 2 [16], respectivamente) nos ensaios, que incluíram 2 colunas, 2 vigas e 14 vigas-colunas. As colunas possuíam comprimentos de 150 e 200 milímetros. Também foi desenvolvida uma análise numérica em elementos finitos, cujos resultados, juntamente com resultados experimentais, foram comparados com os valores de resistência calculados através das normas de dimensionamento em aço inoxidável EC3 1-4 [16] e ASCE [25]. As comparações demonstraram que para estes casos, as normas apresentaram valores de resistência conservadores.

Afshan e Gardner [37] realizaram ensaios experimentais em um grupo de 8 colunas curtas (ver Figura 14) e 15 colunas longas, todas em aço inoxidável ferrítico dos tipos EN 1.4003 ou EN 1.4509 [6] e com diferentes seções quadradas e retangulares. O aço inoxidável ferrítico mostrou-se uma boa alternativa para projetos estruturais, uma vez que possui um teor de níquel muito baixo, o que reduz consideravelmente os custos iniciais da construção e ainda assim, mantém suas propriedades anticorrosivas. Os comprimentos das colunas curtas foram definidos de modo a manter a razão entre o comprimento e a maior dimensão da seção transversal igual a 3. Já as colunas longas tiveram comprimentos que variaram entre 1,1 e 2,6 metros e extremidades bi-rotuladas. Os resultados experimentais foram utilizados para verificar a aplicabilidade das normas de dimensionamento em aço inoxidável europeia (EC3 1-4) [16] e americana (ASCE) [25]. Também foi apresentada uma comparação entre os resultados do aço inoxidável ferrítico com outros graus

geralmente mais utilizados, em que se concluiu que o aço inoxidável ferrítico é uma opção bastante atrativa como solução estrutural.

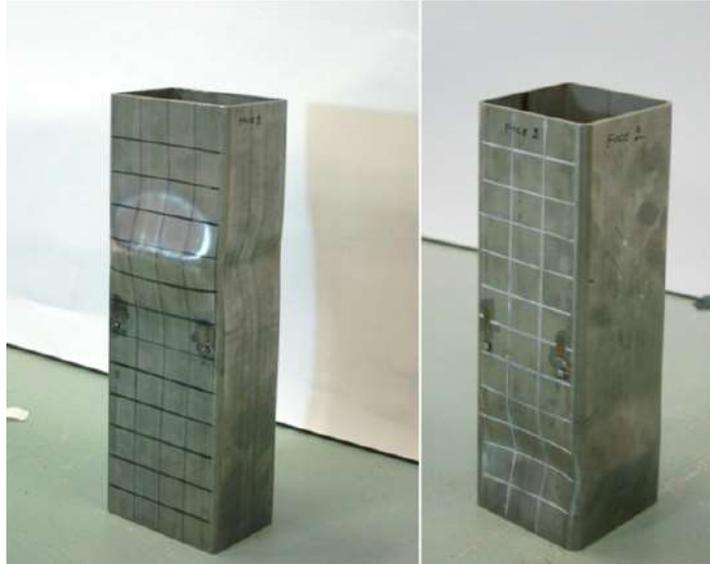


Figura 14 – Flambagem local em coluna tubular curta [37]

Yuan *et al.* [38] realizaram ensaios experimentais em 28 colunas curtas em aço inoxidável austenítico do tipo EN 1.4301 e duplex do tipo EN 1.4462 [6]. Foram utilizadas seções I, tubulares quadradas (SHS) e retangulares (RHS) de espessuras de 6 ou 10 milímetros. As propriedades mecânicas do material foram obtidas tanto para tração quanto para compressão em 3 direções – paralela, diagonal e perpendicular à direção da laminação. Os valores de resistência obtidos nos ensaios experimentais foram utilizados de modo a avaliar os valores de resistência obtidos através do EC3 1-4 [16] e dos modelos do método da resistência contínua (CSM) [17] e método da resistência direta (DSM) [39]. Concluiu-se que o EC3 1-4 [16] apresentou valores de resistência conservadores em relação aos ensaios, enquanto ambos os métodos CSM [17] e DSM [39] apresentaram valores mais próximos àqueles obtidos nos ensaios.

Rasmussen e Hancock [40] realizaram ensaios em colunas tubulares quadradas e circulares em aço inoxidável do tipo AISI 304L [4]. As seções utilizadas eram do tipo SHS 80x80x3 e CHS 101,6x2,85. Foram ensaiadas colunas curtas e longas. Uma importante etapa do trabalho foi a quantificação do incremento de resistência da coluna devido ao encruamento durante o processo de fabricação. Também foram realizados ensaios de tração e compressão em corpos de prova. Finalmente, um novo método de dimensionamento de colunas tubulares em aço

inoxidável foi proposto, em que o incremento de resistência devido ao processo de laminação a frio foi incorporado e validado através de comparações com os valores de resistência obtidos através dos resultados experimentais. Foi demonstrado que o método de dimensionamento proposto, que é uma extensão do ASCE [25], gera resultados muito mais próximos dos valores experimentais do que os métodos de dimensionamento baseados nas propriedades do não laminado.

Young e Hartono [41] realizaram um trabalho em que ensaiaram experimentalmente 16 colunas tubulares do tipo CHS em aço inoxidável do tipo AISI 304 [4]. Os ensaios foram divididos em 3 grupos de perfis com diferentes espessuras e os seguintes diâmetros: 89, 168 e 322 milímetros. Foram utilizados diferentes comprimentos de tubo que variaram entre 550 e 3000 milímetros com extremidades engastadas, que resultaram em casos de flambagem local, flambagem global e combinação de flambagem local e global. Os valores de resistência obtidos nos ensaios experimentais foram comparados com as normas de dimensionamento em aço inoxidável americana [25], australiana / neozelandesa [26] e europeia [16], e também com o modelo de dimensionamento proposto por Rasmussen e Hancock [40] e Rasmussen e Rondal [42]. Chegou-se à conclusão que, em sua maioria, os valores de resistência calculados pelas três normas são contrários à segurança para os casos em estudo. Entretanto, os valores de resistência obtidos através do método de Rasmussen *et al.* [40] e Rasmussen *et al.* [42] apresentaram resultados conservadores.

Chan *et al.* [43] realizaram um trabalho em que fizeram uma avaliação nos limites de esbeltez de seções tubulares em aço carbono de alta resistência e aço inoxidável de alta resistência. A definição de aço de alta resistência refere-se aos aços que possuem tensão de escoamento a 0,2% com valores maiores que 700 MPa [44] para o aço carbono e maiores que 480 MPa [16] para aço inoxidável. Foram analisados um total de 147 resultados de ensaios experimentais de colunas curtas e desenvolvidos um total de 46 análises numéricas em elementos finitos. Os resultados experimentais e numéricos foram avaliados e chegou-se à conclusão de que os limites de esbeltez adotados atualmente no EC3 3 [16], ASCE [25] e Aust/NZS [26], tanto para aço carbono quanto para aço inoxidável, podem ser adotados com segurança para aços de alta resistência. Também foram propostos novos parâmetros e limites de esbeltez da seção de modo a aprimorar a eficiência do dimensionamento.

Bock *et al.* [45] desenvolveram um trabalho em que investigaram o comportamento de perfis em aço inoxidável ferrítico quando submetidos à flambagem local. Para isso, foram desenvolvidos modelos numéricos no software ABAQUS [28] envolvendo seções tubulares do tipo SHS e RHS, bem como seções U e I. Os resultados numéricos foram analisados juntamente à resultados de ensaios experimentais presentes na literatura científica, de modo a se verificar os limites de esbeltez da seção e as formulações de comprimentos efetivos presentes no EC3 1-4 [16]. A comparação de resultados reforçou o consenso do conservadorismo presente nos resultados do EC3 1-4 ao se utilizar a tensão de escoamento a 0,2%. O método da resistência contínua (CSM) [17] mostrou-se como uma alternativa viável para a superação desta questão, utilizando-se da capacidade de deformação da seção e do encruamento. Os autores propuseram uma extensão do CSM [17] para o aço inoxidável ferrítico e concluíram, através da comparação de resultados, que o CSM [17] apresentou valores mais precisos e eficientes no que diz respeito ao dimensionamento estrutural destes tipos de elementos estruturais.

Theofanous e Gardner [46] realizaram ensaios em um total de 8 colunas curtas e 20 colunas longas em aço inoxidável lean duplex em seções tubulares quadradas (SHS) e retangulares (RHS). Os ensaios experimentais foram complementados com uma análise numérica. Posteriormente, uma análise paramétrica foi desenvolvida de modo a abranger uma gama de seções e esbeltezas. Os resultados experimentais e numéricos foram utilizados a fim de se avaliar a aplicabilidade do EC3 1-4 [16] no que diz respeito ao limite de esbeltez da classe 3, às formulações de larguras efetivas de elementos internos em compressão e à curva de flambagem para perfis tubulares em aço inoxidável lean duplex. Também foram apresentadas comparações entre o desempenho de estruturas em aço inoxidável lean duplex com outros graus de aço inoxidável, chegando-se à conclusão de que o lean duplex é uma boa escolha para o dimensionamento de projetos estruturais.

Bock *et al.* [47] realizaram 8 ensaios experimentais de colunas curtas em aço inoxidável ferrítico do tipo EN 1.4003. Foram utilizadas seções quadradas (SHS) e retangulares (RHS) em 4 tamanhos diferentes. As propriedades físicas e imperfeições geométricas dos tubos foram determinadas. Os resultados dos ensaios foram utilizados de modo a avaliar a aplicação dos limites de esbeltez da seção e formulações de comprimentos efetivos determinados no EC3 1-4 [16] e também os modelos de dimensionamento propostos por Gardner e Theofanous [48] e Zhou *et al.*

[27]. Concluiu-se que o limite de esbeltez da classe 3 presente no EC3 1-4 [16] é aplicável para o aço inoxidável ferrítico, porém, o limite proposto por Gardner e Theofanous [48] é o mais recomendado. Já o limite proposto por Zhou *et al.* [27] mostrou um melhor desempenho em seções quadradas.

Ellobody e Young [49] desenvolveram um modelo numérico no software ABAQUS [28] de modo a analisar o comportamento estrutural de colunas tubulares em aço inoxidável duplex. A análise em elementos finitos abrangeu perfis tubulares quadrados e retangulares. Foram utilizados diferentes valores de comprimentos com extremidades engastadas. Os efeitos de imperfeições iniciais foram considerados no modelo, bem como a não linearidade física do material. Como resultados, foram obtidos os modos de falha, as curvas carga *versus* deslocamento vertical e os valores de resistência, que foram comparados com resultados de ensaios experimentais. Os autores realizaram uma análise paramétrica e também comparações com as normas de dimensionamento em aço inoxidável americana [25], australiana / neozelandesa [26] e europeia [16], que acabaram por apresentar valores de resistência conservadores, com exceção de algumas colunas curtas.

Young e Lui [50] realizaram ensaios experimentais em perfis tubulares, quadrados e retangulares, em aço inoxidável duplex de alta resistência, ou seja, aqueles que possuem valores de tensão de escoamento e tensão última superiores a 750 e 850 MPa, respectivamente. Os ensaios abrangeram 4 diferentes seções em diferentes comprimentos. Os tubos foram submetidos a carregamentos de compressão e suas extremidades foram engastadas. Os valores de resistência resultantes dos ensaios foram comparados com as normas de dimensionamento em aço inoxidável americana [25], australiana/neozelandesa [26] e europeia [16]. Verificou-se que todas as normas apresentaram resultados conservadores em relação aos ensaios experimentais para perfis em aço inoxidável duplex de alta resistência.

## 2 DIMENSIONAMENTO DE COLUNAS EM AÇO INOXIDÁVEL

### 2.1 Introdução

Neste capítulo serão apresentados alguns conceitos e fenômenos relacionados ao comportamento de elementos estruturais submetidos à compressão, como flambagem e efeito de imperfeições. Também serão apresentados os métodos de cálculo utilizados no dimensionamento à compressão de elementos estruturais em aço inoxidável presentes no EC3 1-4. Por fim, serão apresentadas as principais considerações que levaram ao desenvolvimento do método da resistência contínua (CSM) e suas formulações de dimensionamento.

#### 2.1.1 Elementos submetidos à compressão

De acordo com Simões [51], a flambagem é um fenômeno de instabilidade que se caracteriza pela ocorrência de grandes deformações transversais em elementos sujeitos a esforços de compressão. Estruturas em aço implicam em uma maior importância para este fenômeno, uma vez que a elevada resistência do aço conduz a elementos de esbeltez elevada. Com base na teoria da estabilidade elástica, é possível deduzir a carga crítica elástica, ou carga crítica de Euler, que representa o valor do esforço axial de compressão necessário para que o elemento passe a exibir deslocamentos não exclusivamente axiais. A Figura 15 e a Figura 16 ilustram o fenômeno de flambagem em um elemento comprimido.

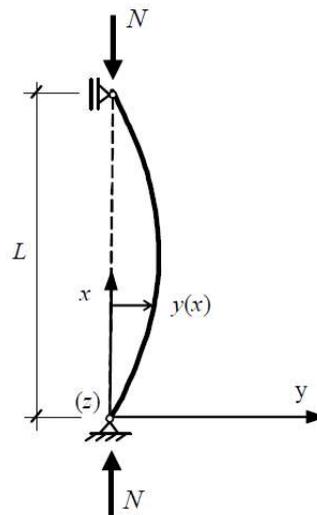


Figura 15 – Elemento bi-rotulado submetido à compressão axial [51]

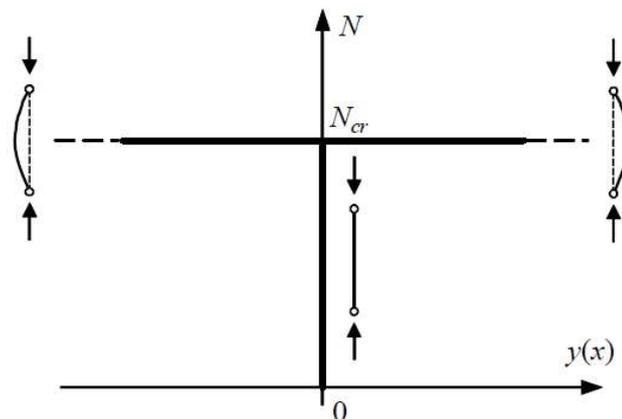


Figura 16 – Carga de compressão axial *versus* deslocamento lateral – coluna perfeita [51]

Segundos Simões [51], a carga crítica elástica em um elemento linear bi-rotulado, com seção e esforço axial constantes, tem sua condição de equilíbrio de momentos (em torno de  $z$ ) ao longo do elemento comprimido traduzida pela seguinte equação diferencial:

$$EI \frac{d^2y}{dx^2} + Ny = 0 \quad (2)$$

onde,

$E$  é o módulo de elasticidade do material;

$I$  é o momento de inércia da seção transversal em relação ao eixo perpendicular ao plano onde ocorre a deformação (eixo  $z$ );

$N$  é a carga aplicada ao elemento.

A equação acima é válida desde que se observem algumas condições, tais como, material com comportamento elástico linear, peça isenta de imperfeições geométricas e de tensões residuais, carga perfeitamente centrada e adequação à teoria dos pequenos deslocamentos.

A solução geral da equação diferencial homogênea linear de coeficientes constantes é dada por:

$$y = D_1 \text{sen}(kx) + D_2 \text{cos}(kx) \quad (3)$$

Com  $k^2 = N/(EI)$ . Das condições de apoio vem:

$$y(x = 0) = 0 \rightarrow D_2 = 0 \quad (4)$$

$$y(x = L) = 0 \rightarrow D_1 \text{sen}(kL) = 0 \rightarrow D_1 = 0 \vee kL = n\pi \quad (5)$$

A carga crítica é então obtida para:

$$kL = n\pi \rightarrow k^2 = \frac{n^2 \pi^2}{L^2} = \frac{N}{EI} \quad (6)$$

Sendo dada por:

$$N_{cr} = \frac{n^2 \pi^2 EI}{L^2} \text{ (com } n = 1, 2, \dots) \quad (7)$$

A primeira carga crítica ocorre quando  $n = 1$ , e é dada por:

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{L^2} \quad (8)$$

onde,  $L$  é o comprimento do elemento comprimido.

Para outras condições de apoio, a carga crítica é obtida através de uma equação diferencial de equilíbrio de momentos análoga àquela apresentada na equação (2), levando-se em consideração as novas condições.

De maneira mais simplificada, uma alternativa à resolução da equação diferencial de equilíbrio para a obtenção da carga crítica em elementos com condições de apoio diferentes da coluna de Euler é a introdução do conceito de comprimento efetivo  $L_E$ , que é definido como o comprimento de um elemento fictício bi-rotulado, ao qual corresponderia a mesma carga crítica. A carga crítica para diferentes condições de apoio será obtida ao se substituir o comprimento real  $L$  pelo comprimento efetivo  $L_E$  na equação (5) [51]. A Figura 17 apresenta alguns valores de comprimento efetivo em função das condições de apoio do elemento.

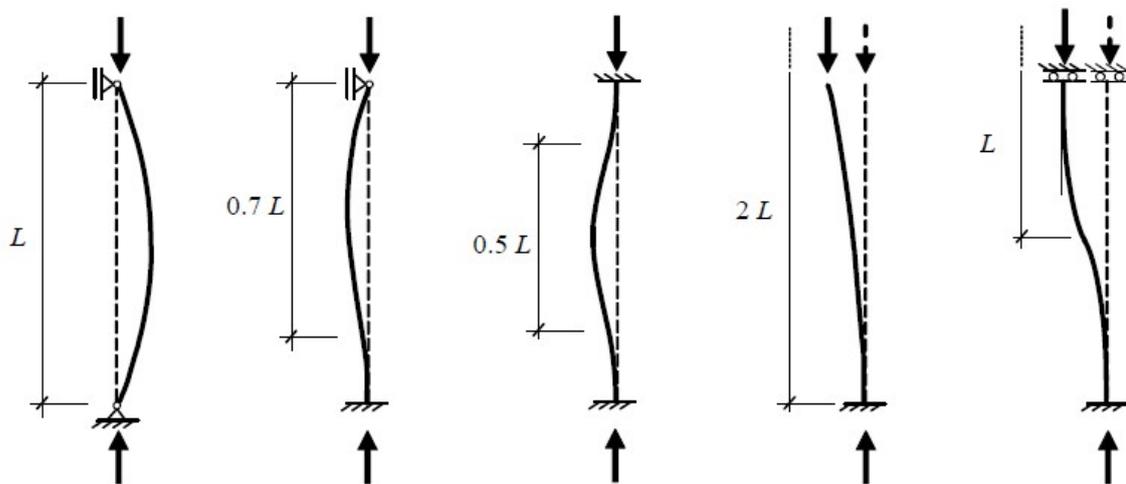


Figura 17 – Comprimentos efetivos de flambagem [51]

A tensão crítica é obtida dividindo-se a carga crítica de Euler pela área da seção transversal do elemento, conforme se observa na equação (6):

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{AL_E^2} = \frac{\pi^2 E}{\lambda^2} \quad (9)$$

onde,

$A$  é a área da seção transversal do elemento;

$\lambda$  é o índice de esbeltez, dado por:

$$\lambda = \frac{L E}{i} \quad (10)$$

sendo,

$i$  é o raio de giração da seção, dado por:

$$i = \sqrt{\frac{I}{A}} \quad (11)$$

O colapso por flambagem de um elemento estrutural, isento de imperfeições e constituído por um material elasto-plástico perfeito, somente ocorre se a tensão crítica de Euler  $\sigma_{cr}$  for inferior à tensão de escoamento  $\sigma_y$ . Num elemento pouco esbelto, ou seja, com um índice de esbeltez ( $\lambda$ ) pequeno, o colapso ocorre por plastificação da seção no momento em que a tensão atuante iguala-se a tensão de escoamento do material, isto é, quando  $\sigma = N/A = \sigma_y$ . O índice de esbeltez limite entre os dois tipos de comportamento é denominado  $\lambda_1$  e é dado por:

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 E}{\lambda_1^2} = \sigma_y \rightarrow \lambda_1 = \pi \sqrt{\frac{E}{\sigma_y}} \quad (12)$$

A partir do índice de esbeltez  $\lambda_1$  define-se o conceito de esbeltez adimensional, ou esbeltez normalizada  $\bar{\lambda}$ , dada por:

$$\bar{\lambda} = \frac{\lambda}{\lambda_1} = \sqrt{\frac{A \sigma_y}{N_{cr}}} \quad (13)$$

A Figura 18 apresenta a curva de flambagem de um elemento comprimido, sem imperfeições, traduzido graficamente em função do domínio de seu índice de esbeltez.

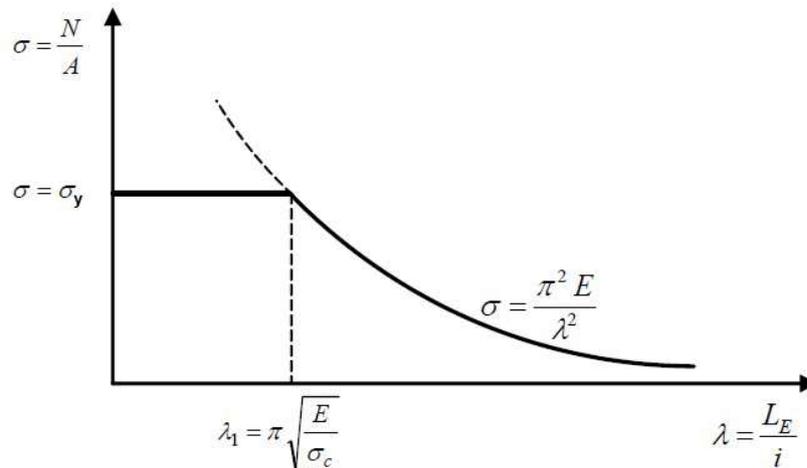


Figura 18 – Curva de flambagem de um elemento comprimido sem imperfeições [51]

### 2.1.2 Efeito das imperfeições

Simões [51] afirma que nas estruturas reais, as inevitáveis imperfeições fazem com que o comportamento real de um elemento comprimido seja diferente do comportamento teórico de um elemento sem imperfeições, o que conseqüentemente faz com que a carga crítica não seja atingida. As imperfeições de uma estrutura real podem ser classificadas em dois tipos: imperfeições geométricas (falta de linearidade, falta de verticalidade, excentricidade das cargas, entre outras) e imperfeições físicas (comportamento não linear, tensões residuais, entre outras).

Para apresentar o efeito das imperfeições geométricas, considera-se a Figura 19, em que se observa um elemento bi-rotulado com uma configuração geométrica inicial senoidal, traduzida pela expressão abaixo, em que  $e_0$  representa uma imperfeição lateral inicial:

$$y_0 = e_0 \operatorname{sen}\left(\frac{\pi X}{L}\right) \quad (14)$$

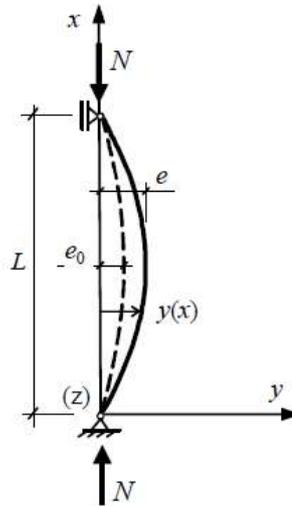


Figura 19 – Elemento comprimido com imperfeição lateral inicial [51]

A equação diferencial de equilíbrio de um elemento bi-rotulado, com a imperfeição inicial apresentada, é dada por:

$$EI \frac{d^2 y}{dx^2} + N(y + y_0) = 0 \quad (15)$$

Substituindo  $y_0$  pela expressão dado na equação (14), tem-se a solução da equação diferencial, com as condições  $y(0) = 0$  e  $y(L) = 0$ :

$$y = \frac{e_0}{\frac{N_{cr}}{N} - 1} \operatorname{sen}\left(\frac{\pi x}{L}\right) \quad (16)$$

O deslocamento total  $y_t$  do elemento é então dado pela equação 17, cujo valor máximo ocorre em  $x = L/2$ .

$$y_t = y + y_0 = \frac{1}{1 - \frac{N_{cr}}{N}} e_0 \operatorname{sen}\left(\frac{\pi x}{L}\right) \quad (17)$$

$$y_{\text{máx}} = \frac{e_0}{1 - \frac{N}{N_{cr}}} \quad (18)$$

O fato de o elemento apresentar um deslocamento inicial faz com que, mesmo para esforços de compressão muito pequenos, surja momentos fletores dados pela

equação (19). O efeito dos momentos fletores acabam por provocar um aumento gradual dos deslocamentos laterais. A Figura 20 apresenta, de maneira gráfica, a relação entre o deslocamento lateral máximo e o esforço axial aplicado, onde se conclui que em um elemento com uma imperfeição inicial, os deslocamentos começam a aumentar desde o início do carregamento (não apresentam bifurcação de equilíbrio), e tendem ao infinito quando a carga aplicada se aproxima da carga crítica [51].

$$M(x) = N(y + y_0) = N \frac{1}{1 - \frac{N}{N_{cr}}} e_0 \operatorname{sen} \left( \frac{\pi x}{L} \right) \quad (19)$$

A Figura 21 apresenta uma comparação entre resultados de ensaios experimentais realizados em barras submetidas a compressão axial, com o comportamento teórico destes elementos [52]. Verifica-se que para valores baixos de esbeltez normalizada ( $\bar{\lambda}$ ) o colapso de um elemento comprimido ocorre exclusivamente por plastificação da seção, em que se obtêm experimentalmente, valores de  $\sigma / \sigma_y$  superiores a 1,0, devido ao encruamento do aço. Para valores de  $\bar{\lambda}$  elevados, o colapso ocorre por flambagem elástica, sendo as imperfeições pouco influentes neste caso. As imperfeições tornam-se mais influentes para valores intermediários de  $\bar{\lambda}$ , em que o colapso ocorre por instabilidade elasto-plástica e os resultados experimentais afastam-se dos valores teóricos obtidos para elementos sem imperfeições.

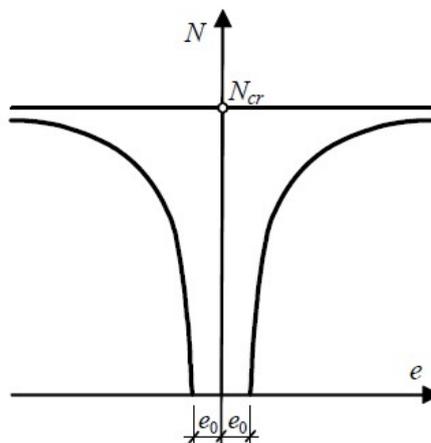


Figura 20 – Relação carga *versus* deslocamento lateral [51]

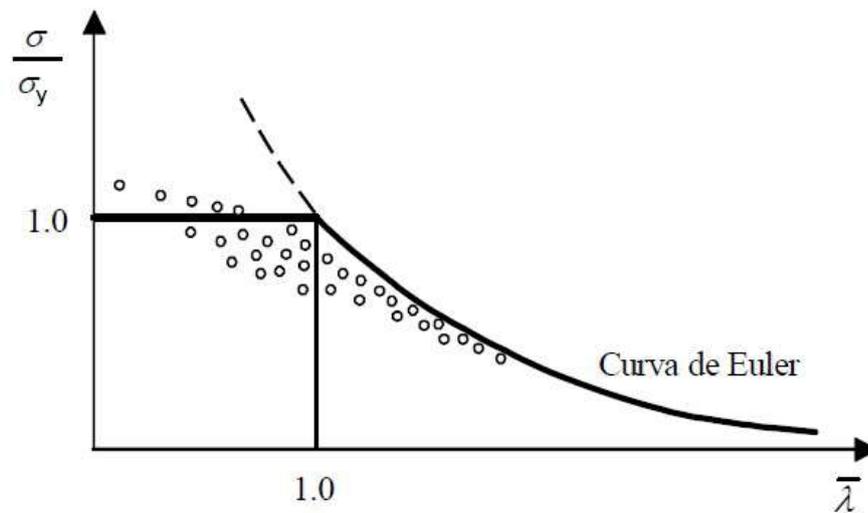


Figura 21 – Resultados de ensaios experimentais em barras comprimidas axialmente [51]

## 2.2 Dimensionamento segundo o Eurocode 3 Parte 1-4

### 2.2.1 Generalidades

As verificações de segurança para elementos estruturais em aço inoxidável propostas pelo EC3 1-4 [16] são, em geral, semelhantes àsquelas propostas pelo EC3 1-1 [53] referentes ao dimensionamento de elementos estruturais em aço carbono. Assim como no EC3 1-1 [53], o EC3 1-4 [16] baseia-se no comportamento elasto-plástico perfeito do material, o que facilita a utilização dessa norma por projetistas já familiarizados com o dimensionamento em aço carbono [10].

A Tabela 3 apresenta os valores nominais de tensão de escoamento ( $f_y$ ) e tensão última ( $f_u$ ) para alguns dos tipos de aço inoxidável mais utilizados em elementos estruturais.

Tabela 3 – Valores nominais de tensão de escoamento  $f_y$  e tensão última  $f_u$  – EC3 1-4 [16]

Tipo de aço inoxidável	Grau	Forma do produto							
		Enformado a frio		Enformado a quente (chapa fina)		Enformado a frio (chapa fina)		Barras	
		Espessura nominal t							
		t ≤ 6 mm		t ≤ 12 mm		t ≤ 75 mm		t ≤ 250 mm	
		$f_y$	$f_u$	$f_y$	$f_u$	$f_y$	$f_u$	$f_y$	$f_u$
		N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>
Ferríticos	1.4003	280	450	280	450	250 <sup>3)</sup>	450 <sup>3)</sup>	260 <sup>4)</sup>	450 <sup>4)</sup>
	1.4016	260	450	240	450	24 <sup>3)</sup>	430 <sup>3)</sup>	240 <sup>4)</sup>	400 <sup>4)</sup>
	1.4512	210	380	210	380	-	-	-	-
Austeníticos	1.4306							180	460
	1.4307	220	520	200	520	200	500	175	450
	1.4541							190	500
	1.4301	230	540	210	520	210	520		
	1.4401	240	530	220	530	220	520	200	500
	1.4404							230	530
	1.4539							200	500
	1.4571		540		540				
	1.4432	240	550	220	550	220	520	200	500
	1.4435								
	1.4311	290	550	270	550	270	550	270	550
	1.4406	300	580	280	580	280	580	280	580
	1.4439	290		270		270			
	1.4529	300	650	300	650	300	650		
	1.4547	320	650	300	650	300	650	300	650
1.4318	350	650	330	650	330	630	-	-	
Austeníticos-ferríticos	1.4362	420	600	400	600	400	630	400 <sup>2)</sup>	600 <sup>2)</sup>
	1.4462	480	660	460	660	460	640	450	650

1) Os valores nominais de  $f_y$  e  $f_u$  dados nesta tabela podem ser usados no dimensionamento sem levar em conta os efeitos de anisotropia e encruamento  
2)  $t < 160$  mm  
3)  $t < 25$  mm  
4)  $t < 100$  mm

O EC3 1-4 [16] também recomenda a utilização de valores específicos para o módulo de elasticidade (ou módulo de Young), módulo de elasticidade transversal e coeficiente de Poisson conforme apresentado a seguir:

- Módulo de elasticidade, E:

$E = 200000$  MPa para todos os tipos de aço inoxidável austenítico e austenítico-ferrítico presentes na Tabela 3, com exceção dos tipos 1.4539, 1.4529 e 1.4547;

$E = 195000$  MPa para aço inoxidável austenítico dos tipos 1.4539, 1.4529 e 1.4547;

$E = 220000$  MPa para todos os tipos de aço inoxidável ferrítico presentes na Tabela 3.

- Módulo de elasticidade transversal,  $G$ :

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

- Coeficiente de Poisson,  $\nu$ :

$$\nu = 0,3$$

A Tabela 4 apresenta os coeficientes de segurança ( $\gamma_M$ ) recomendados pelo EC3 1-4 [16] e seus respectivos valores, que são utilizados no dimensionamento de elementos em aço inoxidável em diferentes tipos de solicitações.

Tabela 4 – Coeficientes de segurança recomendados – EC3 1-4 [16]

Resistência ao escoamento excessivo da seção transversal incluindo flambagem local	$\gamma_{M0}$	1,1
Resistência à flambagem de elementos avaliados individualmente	$\gamma_{M1}$	1,1
Resistência à tração da seção transversal em regiões com furos	$\gamma_{M2}$	1,25
Resistência de parafusos, rebites, soldas, pinos e placas em flexão	$\gamma_{M2}$	1,25

### 2.2.2 Classificação das seções transversais

A classificação das seções transversais dos elementos estruturais traduz a forma como a resistência e a capacidade de rotação de uma seção são influenciadas

por fenômenos de flambagem local [51]. Em seções constituídas de elementos de placa esbeltos submetidos a esforços de compressão, o fenômeno de flambagem local pode ocorrer antes do alcance da tensão de escoamento do material, resultando em um colapso prematuro do elemento [3].

As quatro classes previstas pelo EC3 1-4 [16] são:

- Classe 1: Seções em que se pode formar uma rótula plástica, com capacidade de rotação que permita a utilização de uma análise plástica;
- Classe 2: Seções em que se pode atingir o momento resistente plástico, mas sem capacidade de formar rótula plástica que permita a utilização de uma análise plástica;
- Classe 3: Seções em que a tensão na fibra extrema mais comprimida do elemento de aço, assumindo uma distribuição elástica, pode atingir o valor da tensão de escoamento, mas em que o momento plástico poderá não ser atingido, devido à flambagem local;
- Classe 4: Seções em que a flambagem local impede a tensão de escoamento seja atingida nas zonas mais comprimidas da seção.

A Figura 23 apresenta o comportamento à flexão de seções de acordo com a sua classificação, onde  $M_{el}$  e  $M_{pl}$  representam o momento elástico e o momento plástico da seção, respectivamente [51]. A Figura 22 apresenta a geometria de uma seção tubular retangular.

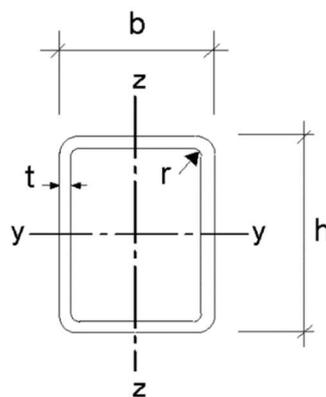


Figura 22 – Geometria de uma seção tubular retangular – EC3 1-1 [53]

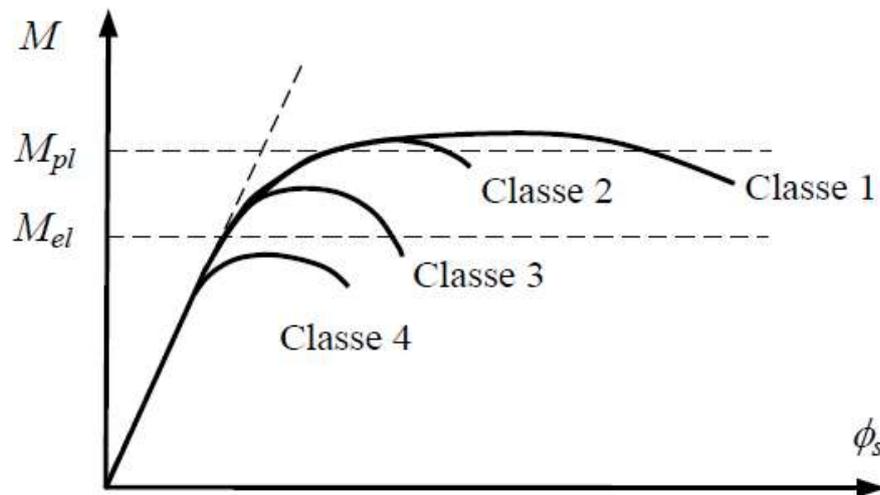


Figura 23 – Comportamento à flexão – Classificação das seções [51]

De acordo com o item 5.2.2 do EC3 1-4 [16], a classificação de uma seção é efetuada a partir da relação entre o comprimento e a espessura ( $c/t$ ) dos elementos total ou parcialmente comprimidos, dos esforços atuantes, que podem ser cargas axiais ou momentos fletores, e do tipo de aço inoxidável que compõe o elemento. Em geral, a classe é definida pela maior classe (mais desfavorável) dos elementos que constituem a seção. O limite de  $c/t$  para elementos submetidos à compressão uniforme ou outros tipos de sollicitação, estão indicados da Tabela 5 a Tabela 7. A resistência do aço inoxidável é levado em consideração através do parâmetro  $\varepsilon$ , definido como:

$$\varepsilon = \left[ \frac{235}{f_y} \frac{E}{210\,000} \right]^{0,5} \quad (20)$$

onde,

$f_y$  é a tensão de escoamento;

$E$  é o módulo de elasticidade.

Tabela 5 – Classificação das seções transversais – elementos internos – EC3 1-4 [16]

Elementos internos comprimidos			
Classe	Elemento submetido à flexão	Elemento submetido à compressão	Elemento submetido à flexão e compressão
Distribuição de tensão nos elementos (compressão positiva)			
1	$c/t \leq 72\varepsilon$	$c/t \leq 33\varepsilon$	$\alpha > 0,5 : c/t \leq \frac{396\varepsilon}{13\alpha - 1}$ $\alpha \leq 0,5 : c/t \leq \frac{36\varepsilon}{\alpha}$
2	$c/t \leq 76\varepsilon$	$c/t \leq 35\varepsilon$	$\alpha > 0,5 : c/t \leq \frac{420\varepsilon}{13\alpha - 1}$ $\alpha \leq 0,5 : c/t \leq \frac{38\varepsilon}{\alpha}$
Distribuição de tensão nos elementos (compressão positiva)			
3	$c/t \leq 90\varepsilon$	$c/t \leq 37\varepsilon$	$c/t \leq 18,5\varepsilon\sqrt{k_\sigma}$ ver $k_\sigma$ em EN1993 - 1-5

Tabela 6 – Classificação das seções transversais – elementos externos – EC3 1-4 [16]

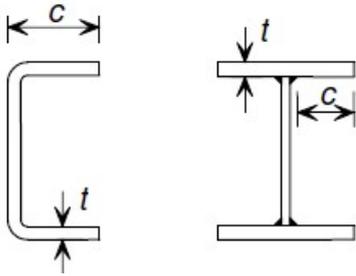
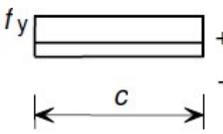
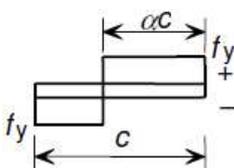
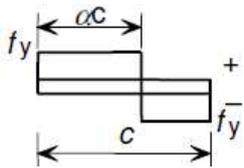
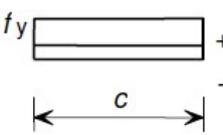
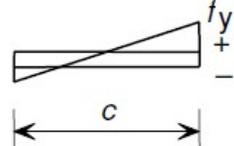
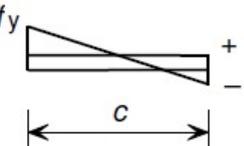
Elementos externos				
				
Classe	Tipo da seção	Elemento submetido à compressão	Elemento submetido à flexão e compressão	
			Extremidade comprimida	Extremidade tracionada
Distribuição de tensão nos elementos (compressão positiva)				
1	Enfornada a frio e soldada	$c/t \leq 9\epsilon$	$c/t \leq \frac{9\epsilon}{\alpha}$	$c/t \leq \frac{9\epsilon}{\alpha\sqrt{\alpha}}$
2	Enfornada a frio e soldada	$c/t \leq 10\epsilon$	$c/t \leq \frac{10\epsilon}{\alpha}$	$c/t \leq \frac{10\epsilon}{\alpha\sqrt{\alpha}}$
Distribuição de tensão nos elementos (compressão positiva)				
3	Enfornada a frio e soldada	$c/t \leq 14\epsilon$	$c/t \leq 21,0\epsilon\sqrt{k_\sigma}$ ver $k_\sigma$ em EN 1993 - 1-5	

Tabela 7 – Classificação das seções transversais – elementos externos – EC3 1-4 [16]

Cantoneiras				
Aplica-se também à elementos externos (Tabela 6)			Não se aplica a cantoneiras em contato contínuo com outros componentes	
Classe	Seção em compressão			
Distribuição de tensão nos elementos (compressão positiva)				
3	$h/t \leq 15\varepsilon : \frac{b+h}{2t} \leq 11,5\varepsilon$			
Seções tubulares				
Classe	Seção em flexão (Acima de 240 CHS)	Seção em compressão		
1	$d/t \leq 50\varepsilon^2$	$d/t \leq 50\varepsilon^2$		
2	$d/t \leq 70\varepsilon^2$	$d/t \leq 70\varepsilon^2$		
3	$d/t \leq 280\varepsilon^2$ Nota: para $d > 240$ mm e $d/t > 280\varepsilon^2$ ver EN 1993-1-6	$d/t \leq 90\varepsilon^2$ Nota: para $d/t > 90\varepsilon^2$ ver EN 1993-1-6		
$\varepsilon = \left[ \frac{235}{f_y} \frac{E}{210\,000} \right]^{0,5}$	Grau	1.4301	1.4401	1.4462
	$f_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	210	220	460
	$\varepsilon$	1,03	1,01	0,698

### 2.2.3 Largura efetiva para seções de classe 4

As seções transversais de classe 4, cuja tensão de escoamento não é atingida em virtude da ocorrência do fenômeno de flambagem local, tem a área de sua seção transversal bruta,  $A$ , substituída por uma área de seção transversal efetiva,  $A_{eff}$ , de valor inferior à anterior. Desta forma, torna-se necessária a determinação de novas propriedades, agora efetivas, da seção, como por exemplo, momentos de inércia,  $I_{eff}$ , módulo elástico  $W_{el\,eff}$ , e também uma nova posição para a linha neutra [10], conforme se observa na Figura 24.

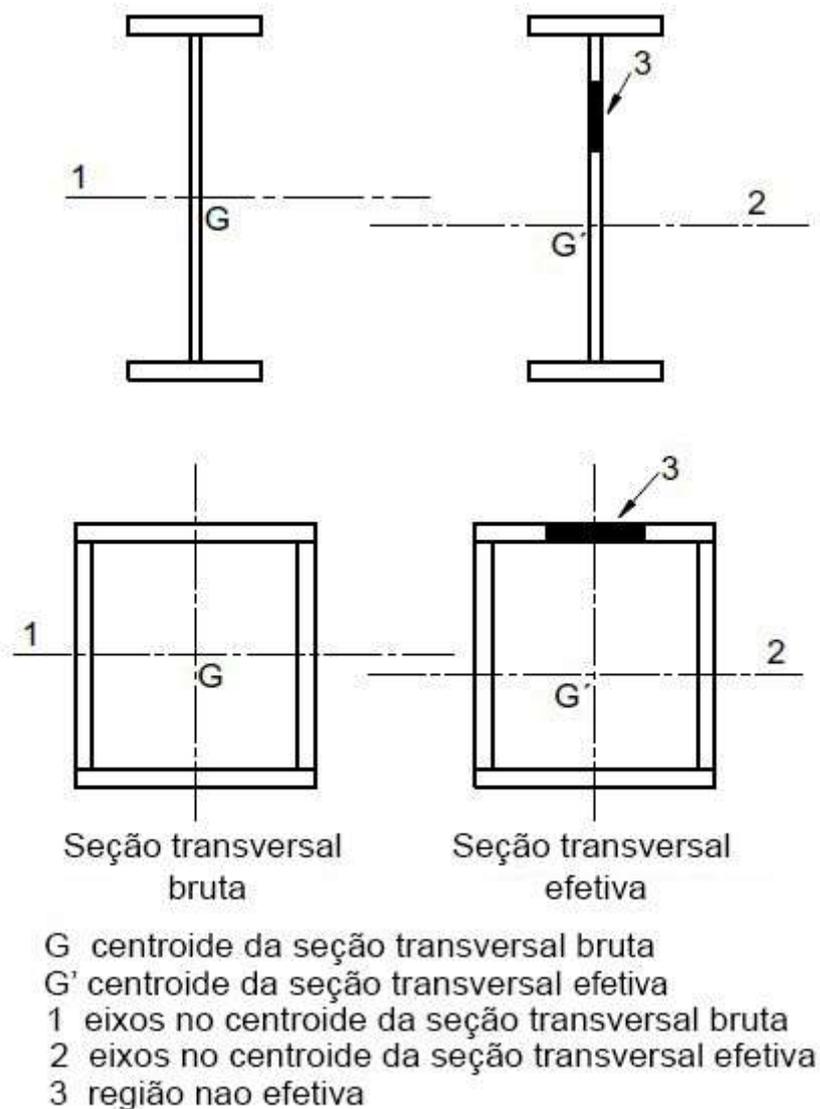


Figura 24 – Deslocamento do centroide devido a redução da área da seção [54]

O EC3 1-4 [16] recomenda a utilização do mesmo método de cálculo de larguras efetivas determinado no EC3 1-5 [54] para elementos estruturais de placa, com exceção do fator de redução,  $\rho$ , que deverá ser calculado através de uma formulação distinta. A área efetiva da região comprimida de uma placa deverá ser obtida através da seguinte equação:

$$A_{\text{eff}} = \rho A \quad (21)$$

A formulação para o cálculo do fator de redução  $\rho$  será apresentada a seguir:

Elementos internos formados a frio ou soldados:

$$\rho = \frac{0,772}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,125}{\bar{\lambda}_p^2} \text{ mas } \rho \leq 1 \quad (22)$$

Elementos externos formados a frio:

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,231}{\bar{\lambda}_p^2} \text{ mas } \rho \leq 1 \quad (23)$$

Elementos externos soldados:

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,242}{\bar{\lambda}_p^2} \text{ mas } \rho \leq 1 \quad (24)$$

onde,

$\bar{\lambda}_p$  é a esbletez normalizada da seção do elemento, definida como:

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} \quad (25)$$

sendo,

$t$  é a espessura do elemento;

$k_\sigma$  é o coeficiente de flambagem, calculado em função da razão entre tensões ( $\psi$ ) e condições de apoio do elemento, conforme se observa na Tabela 8 e Tabela 9;

$\bar{b}$  é a largura do elemento, dada por  $b - 2t$  ou  $h - 2t$  para perfis RHS;

$\varepsilon$  é o parâmetro definido na equação (20).

Tabela 8 – Largura efetiva de elementos internos em compressão – EC3 1-5 [54]

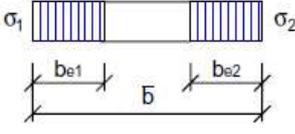
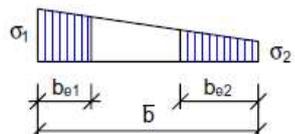
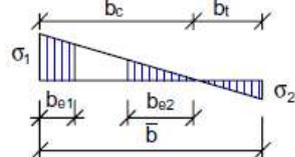
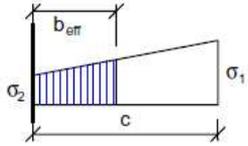
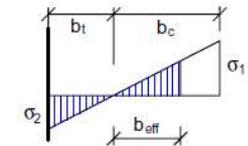
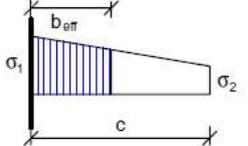
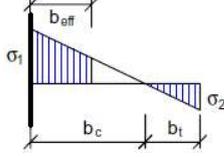
Distribuição de tensões (compressão positiva)				Largura efetiva $b_{eff}$		
				$\psi = 1:$ $b_{eff} = \rho \bar{b}$ $b_{e1} = 0,5b_{eff}$ $b_{e2} = 0,5b_{eff}$		
				$0 < \psi < 1:$ $b_{eff} = \rho \bar{b}$ $b_{e1} = \frac{2}{5 - \psi} b_{eff}$ $b_{e2} = b_{eff} - b_{e1}$		
				$\psi < 0:$ $b_{eff} = \rho b_c = \rho \bar{b} / (1 - \psi)$ $b_{e1} = 0,4b_{eff}$ $b_{e2} = 0,6b_{eff}$		
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	1	$1 > \psi > 0$	0	$0 > \psi > -1$	-1	$0 > \psi > -3$
Coeficiente de flambagem $k\sigma$	4,0	$8,2 / (1,05 + \psi)$	7,81	$7,81 - 6,29\psi + 9,78\psi^2$	23,9	$5,98(1 - \psi)^2$

Tabela 9 – Largura efetiva de elementos externos em compressão – EC3 1-5 [54]

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

		$\psi < 0 :$ $b_{\text{eff}} = \rho b_c = \rho c / (1 - \psi)$			
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	1	$1 > \psi > 0$	0	$0 > \psi > -1$	-1
Coefficiente de flambagem $k\sigma$	0,43	$0,578(\psi + 0,34)$	1,70	$1,7 - 5\psi + 17,1\psi^2$	23,8

#### 2.2.4 Resistência à compressão

De acordo com o EC3 1-4 [16], a resistência da seção transversal de um elemento submetido à compressão axial é verificada através da seguinte condição:

$$\frac{N_{\text{Ed}}}{N_{\text{c,Rd}}} \leq 1,0 \quad (26)$$

onde,

$N_{\text{Ed}}$  é o valor de cálculo do esforço de compressão axial atuante;

$N_{\text{c,Rd}}$  é o valor de cálculo do esforço axial resistente da seção, dado por:

$$N_{\text{c,Rd}} = \frac{A f_y}{\gamma_{\text{M0}}} \quad \text{Para seções classes 1, 2 e 3} \quad (27)$$

$$N_{\text{c,Rd}} = \frac{A_{\text{eff}} f_y}{\gamma_{\text{M0}}} \quad \text{Para seções classe 4} \quad (28)$$

onde,

$A$  é a área total da seção transversal;

$A_{\text{eff}}$  é a área efetiva da seção transversal;

$f_y$  é a tensão de escoamento;

$\gamma_{\text{M0}}$  é um coeficiente parcial de segurança, cujo valor definido da Tabela 4 é 1,1.

### 2.2.5 Resistência à flambagem global

De acordo com o EC3 1-4 [16], a resistência à flambagem global de um elemento submetido à compressão axial é verificada através da seguinte condição:

$$\frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd}} \leq 1,0 \quad (29)$$

Onde:

$N_{Ed}$  é o valor de cálculo do esforço de compressão axial atuante;

$N_{b,Rd}$  é o valor de cálculo da resistência à flambagem global do elemento, dado

por:

$$N_{b,Rd} = \frac{\chi A f_y}{\gamma_{M1}} \quad \text{Para seções classes 1, 2 e 3} \quad (30)$$

$$N_{b,Rd} = \frac{\chi A_{eff} f_y}{\gamma_{M1}} \quad \text{Para seções classe 4} \quad (31)$$

sendo,

$\chi$  é o fator de redução para o módulo de flambagem relevante;

$A$  é a área total da seção transversal;

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

$f_y$  é a tensão de escoamento;

$\gamma_{M1}$  é um coeficiente parcial de segurança, cujo valor definido da Tabela 4 é 1,1.

O coeficiente de redução  $\chi$  é obtido por:

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \quad \text{mas } \chi \leq 1,0 \quad (32)$$

$$\phi = 0,5 \left[ 1 + \alpha (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2 \right] \quad (33)$$

onde,

$\bar{\lambda}$  é a esbeltez normalizada da seção, dada por:

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{Af_y}{N_{cr}}} \text{ Para seções classes 1, 2 e 3} \quad (34)$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A_{eff}f_y}{N_{cr}}} \text{ Para seções classe 4} \quad (35)$$

$\alpha$  é um fator de imperfeição generalizado definido na Tabela 10 de acordo com o modo de flambagem e tipo da seção;

$\bar{\lambda}_0$  é a esbeltez adimensional limite definida na Tabela 10 de acordo com o modo de flambagem e tipo da seção;

$N_{cr}$  é a carga crítica elástica (carga crítica de Euler).

Tabela 10 – Valores do fator de imperfeição e esbeltez normalizada limite para o dimensionamento à flambagem global – EC3 1-4 [16]

Modo de flambagem	Tipo de elemento	$\alpha$	$\bar{\lambda}_0$
Flexão	Seção aberta enformada a frio	0,49	0,40
	Seções tubulares (soldadas ou laminadas)	0,49	0,40
	Seções abertas soldadas (eixo de maior inércia)	0,49	0,20
	Seções abertas soldadas (eixo de menor inércia)	0,76	0,20
Torsão ou flexo-torsão	Todos os elementos	0,34	0,20

Para  $\bar{\lambda} \leq \bar{\lambda}_0$  ou para  $N_{Ed}/N_{cr} \leq \bar{\lambda}_0^{-2}$ , os efeitos da flambagem podem ser ignorados, tornando-se necessárias apenas as verificações de resistência das seções transversais.

As imperfeições reais dos elementos são incluídas no processo de dimensionamento à compressão através do fator de imperfeição  $\alpha$ . As curvas de flambagem, traduzidas matematicamente pela equação (32), são ilustradas graficamente na Figura 25.

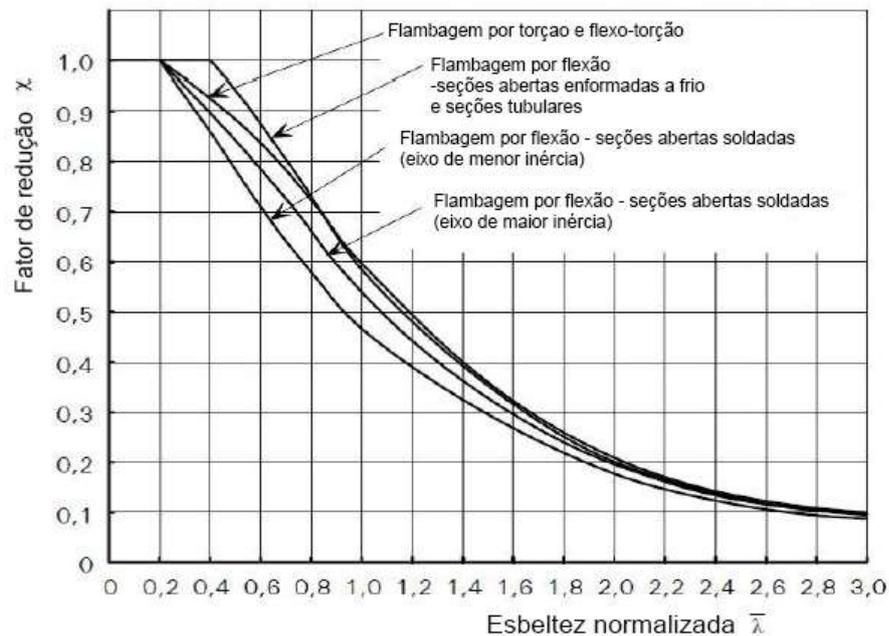


Figura 25 – Curvas de dimensionamento à flambagem global [10]

## 2.3 Método da Resistência Contínua (CSM)

### 2.3.1 Generalidades

O aço inoxidável, como já mencionado neste trabalho, é um material que apresenta um maior custo inicial, principalmente devido à presença de ligas de diferentes elementos químicos em sua composição. Diante deste fato, torna-se indispensável a realização de um aprofundado estudo a respeito de suas propriedades físicas para a elaboração de métodos de dimensionamento mais eficientes.

A maioria das normas internacionais de dimensionamento em estruturas em aço inoxidável que estão em vigor atualmente, incluindo o EC3 1-4 [16], foram desenvolvidas com recomendações bastante similares àquelas presentes nas normas de dimensionamento em aço carbono, as quais são baseadas em um comportamento elasto-plástico perfeito do material, e conseqüentemente, ignoram os benefícios gerados pelo encruamento do material [3].

O Método da Resistência Contínua, ou *Continuous Strength Method* (CSM) [17], é um novo método de dimensionamento, baseado na observação do

comportamento físico do aço inoxidável levando-se em conta o encruamento do material. O CSM substitui o conceito de classificação da seção transversal, que é a base para o tratamento da flambagem local nas principais normas de dimensionamento em aço carbono, aço inoxidável e ligas de alumínio, por uma medida adimensional da capacidade de deformação da seção transversal. Informações a respeito do desenvolvimento do método ao longo da última década estão publicadas em Gardner e Theofanous [48], Gardner [55] e Ashraf [31].

O EC3 1-4 [16] adota, para o aço inoxidável, praticamente o mesmo sistema de classificação de seções utilizado para o aço carbono, presente no EC3 1-1 [53], cujos limites de esbeltez são definidos com base em uma série de resultados experimentais envolvendo diferentes seções transversais. Porém, para o aço inoxidável os limites de classificação de seções presentes no EC3 1-4 [16] foram desenvolvidos com base em um número limitado de ensaios experimentais. Gardner e Theofanous [48], a fim de obterem uma melhor compreensão a respeito deste tema, realizaram um amplo estudo experimental, e concluíram que o atual método de classificação de seções presente no EC3 1-4 [16] gera resultados bastante conservadores, uma vez que este limita a resistência à compressão da seção transversal à tensão de escoamento do material.

A Figura 26 apresenta um gráfico com resultados de 88 ensaios experimentais de colunas de aço inoxidável em diferentes tipos de perfis, que foram reunidos e analisados por Afshan e Gardner [17]. Nesta mesma figura, a carga última dos ensaios  $N_{u, \text{test}}$  foi normalizada pela resistência à compressão da seção, determinada pelo produto da área da seção transversal pela tensão de escoamento a 0,2% ( $\sigma_{0,2\%}$ ) e plotada em relação à esbeltez normalizada da seção.

A coleção de resultados experimentais apresentados na Figura 26, quando comparados com o EC3 1-4 [16], demonstram de maneira clara o quão subestimada é a resistência à compressão da seção transversal quando calculada através do método proposto pelo EC3 1-4 [16] para colunas curtas.

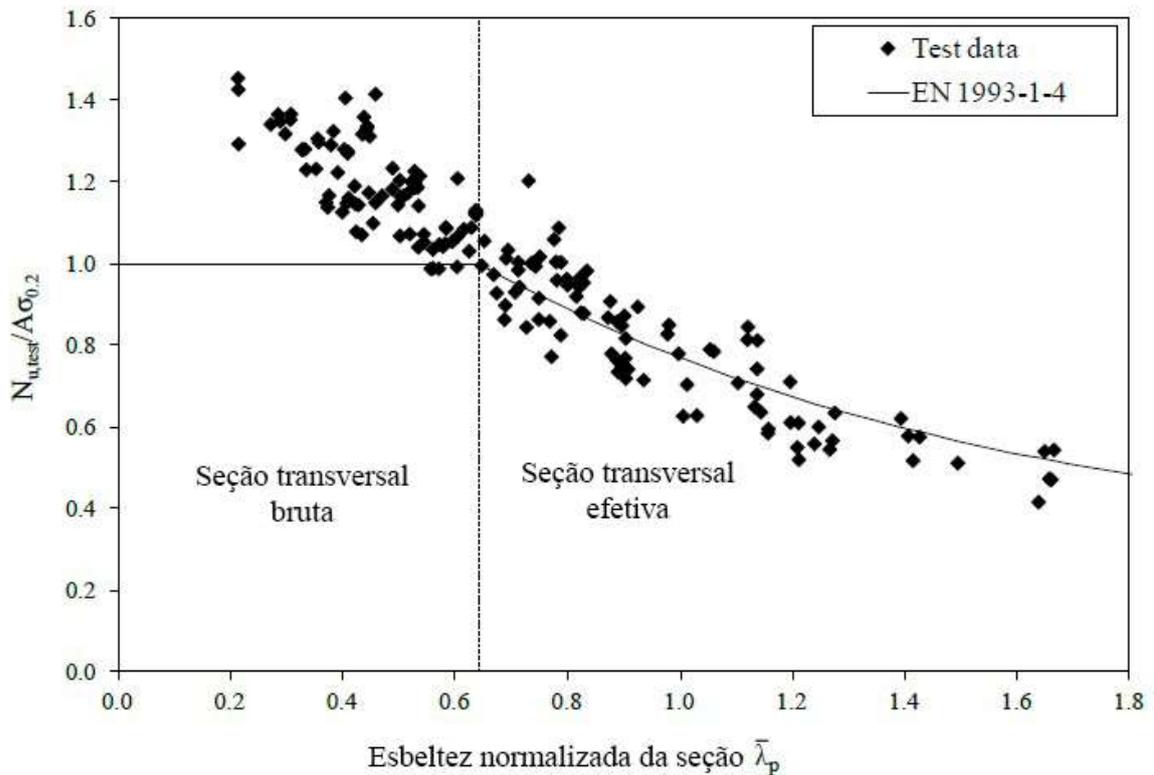


Figura 26 – Comparação entre 81 resultados de ensaios experimentais em colunas curtas e resultados do EC3 1-4 [17]

### 2.3.2 Definição do CSM

Afshan [3] define o Método da Resistência Contínua (CSM) como um método de dimensionamento, inicialmente proposto por Gardner [55], que visa a garantia do alcance da deformação plástica do elemento estrutural através de dois conceitos base: (1) uma curva base que define o nível de deformação que uma determinada seção transversal consegue atingir em uma forma normalizada e (2) um modelo que contempla o encruamento do material, e juntamente com o valor da deformação, pode ser usado para determinar a resistência da seção transversal.

### 2.3.3 Definição da esbeltez da seção transversal

No cálculo da esbeltez da seção transversal prevista pelo EC3 1-5 [54] e apresentado na equação 25, o coeficiente de flambagem  $k_{\sigma}$  é calculado em função das condições de apoio do elemento de placa, ou seja, se o elemento está unido à outro elemento por uma dobra, considera-se que ele está simplesmente apoiado nas bordas conectadas e livre nas bordas desconectadas a outro elemento de placa.

A análise de elementos de placa de maneira isolada resulta em uma abordagem conservadora, uma vez que a rigidez das dobras entre os elementos faz com que a flambagem ocorra simultaneamente para todos os elementos a um valor de tensão intermediário entre a maior e a menor tensão crítica de flambagem dos elementos individuais. Deste modo, a fim de incorporar os efeitos das interações entre elementos na flambagem local da seção formada por placas, o CSM permite que a esbeltez da seção seja calculada levando-se em conta toda a seção transversal e não apenas cada elemento de maneira isolada.

No CSM, a esbeltez normalizada é definida como a raiz quadrada da razão entre a tensão de escoamento  $f_y$  e a tensão crítica de flambagem elástica  $\sigma_{cr}$  da seção. Para seções compostas por vários elementos de placa conectados, a tensão crítica de flambagem elástica da seção transversal completa  $\sigma_{cr,CS}$  pode ser determinada através de um modelo numérico [56] ou através de métodos analíticos [57].

A esbeltez normalizada da seção transversal, baseada nas dimensões da linha média da seção, é dada pela equação a seguir:

$$\bar{\lambda}_{CS} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,CS}}} \quad (36)$$

De modo a manter a coerência com a esbeltez normalizada definida no EC3 1-4 [16] e EC3 1-5 [54], que é baseada nas dimensões inteiras da seção, a equação anterior pode ser multiplicada pelo fator  $(C_{flat} / C_{cl})_{max}$ :

$$\bar{\lambda}_{CS} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,CS}} \left( \frac{C_{flat}}{C_{cl}} \right)_{max}} \quad (37)$$

onde,

$f_y$  é a tensão de escoamento do material;

$\sigma_{cr,cs}$  é a tensão crítica de flambagem elástica da seção transversal completa;

$c_{flat}$  é a largura total do elemento de placa;

$c_{cl}$  é a largura do elemento de placa limitada pela linha média da seção.

Alternativamente, como recomendado no EC3 1-4 [16] e EC3 1-5 [54], a tensão crítica de flambagem elástica pode ser calculada para o menor elemento de placa da seção, sendo denominada então  $\sigma_{cr,min}$ .

$$\bar{\lambda}_{cs} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,min}}} = \frac{\bar{b}/t}{28,4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} \quad (38)$$

sendo,

$t$  é a espessura do elemento;

$k_\sigma$  é o coeficiente de flambagem, calculado em função da razão entre tensões ( $\psi$ ) e condições de apoio do elemento, conforme definido na Tabela 8 e na Tabela 9;

$\bar{b}$  é a largura do elemento, dada por  $b - 2t$  ou  $h - 2t$  para perfis RHS;

$\varepsilon$  é o parâmetro definido na equação 20.

#### 2.3.4 Definição da capacidade de deformação da seção

A capacidade de deformação da seção transversal é definida de forma normalizada como a divisão entre a deformação na carga última e a deformação na tensão de escoamento. No método da resistência contínua, esse conceito passa por uma pequena modificação, de modo a compatibilizá-la com o modelo material escolhido. A capacidade de deformação da seção, passa então a ser definida como a razão  $\varepsilon_{csm} / \varepsilon_y$ , que será detalhada a seguir [3].

Inicialmente, é necessário definir o limite de esbeltez da seção para a transição entre seções transversais esbeltas, ou seja, aquelas que têm como modo de falha, a flambagem local antes de atingirem a tensão de escoamento, e seções transversais não-esbeltas, que são aquelas em que existe o benefício do encruamento e têm como

modo de falha a flambagem local inelástica ocorrendo acima da tensão de escoamento. Este limite pode ser determinado ao se analisarem os resultados dos diversos ensaios experimentais apresentados na Figura 26. Através de uma regressão linear dos pontos apresentados, conclui-se que o ponto onde a razão  $N_{u,\text{test}} / A\sigma_{0,2}$  é igual a 1,0 (unidade) ocorre onde a esbeltez normalizada da seção  $\bar{\lambda}_{cs}$  é igual a 0,68.

Deste modo, com base na avaliação de limites de esbeltez normalizada de outros modelos e tipos de materiais, adota-se o limite entre seções esbeltas e não-esbeltas  $\bar{\lambda}_{cs} = 0,68$  como um fator comum a seções em aço inoxidável, aço carbono e ligas de alumínio. O CSM apenas torna-se viável para valores de esbeltez normalizada inferiores ou iguais a este valor ( $\bar{\lambda}_{cs} \leq 0,68$ ), uma vez que para seções esbeltas não há ganho de resistência pelo encruamento do material. Para seções esbeltas, o dimensionamento deve ser realizado através do EC3 1-4 [16] e EC3 1-5 [54] com base nos conceitos de seções efetivas [3].

Nas colunas curtas em que a carga última  $N_u$  ultrapassa a carga plástica  $N_y$ , define-se o conceito de deformação por flambagem local inelástica  $\varepsilon_{lb}$ , que é dado pela divisão do deslocamento  $\delta_u$ , referente ao encurtamento da coluna na carga última, pela comprimento  $L$  da coluna, conforme se observa na Figura 27. A fim de garantir a compatibilização com o modelo material, a capacidade de deformação,  $\varepsilon_{CSM}$ , é obtida através da subtração da deformação plástica a 0,2%, cujo valor é 0,002, da deformação por flambagem local inelástica  $\varepsilon_{lb}$ . A capacidade de deformação da seção é expressa de maneira normalizada dividindo-se seu valor pela deformação de escoamento  $\varepsilon_y = f_y / E$ . Deste modo, materiais de diferentes rigidezes e resistências podem ser analisados e comparados ao mesmo tempo [3].

Para colunas em que a carga última  $N_u$  não ultrapassa a carga plástica  $N_y$ , a deformação é influenciada pela flambagem local elástica. O conceito de deformação por flambagem local inelástica  $\varepsilon_{lb}$  não se aplica, portanto, a este caso, uma vez que poderia superestimar a capacidade da seção [31]. Nesta condição, a capacidade de deformação  $\varepsilon_{CSM}$  é definida como a razão entre a carga última  $N_u$  e a carga plástica  $N_y$ , conforme é apresentado nas equações (39) e (40).

$$\frac{\varepsilon_{\text{csm}}}{\varepsilon_y} = \frac{\varepsilon_{\text{lb}} - 0,002}{\varepsilon_y} = \frac{\delta_u/L - 0,002}{\varepsilon_y} \quad \text{Para } N_u \geq N_y \text{ e } \bar{\lambda}_p \leq 0,68 \quad (39)$$

$$\frac{\varepsilon_{\text{csm}}}{\varepsilon_y} = \frac{N_u}{N_y} \quad \text{Para } N_u < N_y \quad (40)$$

onde,

$\varepsilon_{\text{csm}}$  é a capacidade de deformação da seção, dada por  $\varepsilon_{\text{csm}} = \varepsilon_{\text{lb}} - 0,002$ ;

$\varepsilon_y$  é a deformação de escoamento da coluna;

$\varepsilon_{\text{lb}}$  é a deformação por flambagem local inelástica, dada por  $\varepsilon_{\text{lb}} = \frac{\delta_u}{L}$ ;

$\delta_u$  é o encurtamento da coluna na carga última;

$L$  é o comprimento da coluna;

$N_u$  é a carga última da coluna;

$N_y$  é a carga plástica da coluna;

$\bar{\lambda}_p$  é a esbeltez normalizada da seção.

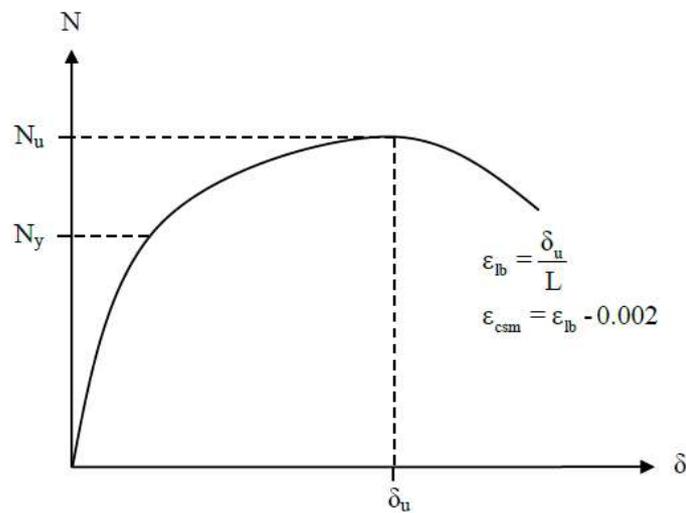


Figura 27 – Curva carga *versus* deslocamento vertical de uma coluna curta [3]

### 2.3.5 Dados experimentais e proposta da curva base

Uma série de ensaios experimentais em colunas curtas foi analisada a fim de que se pudesse elaborar uma curva base de dimensionamento. Os resultados dos testes foram plotados em um gráfico com a capacidade de deformação da seção normalizada  $\varepsilon_{csm} / \varepsilon_y$  em função da esbeltez normalizada da seção  $\bar{\lambda}_p$ , conforme se observa na Figura 28.

Propôs-se então uma função contínua na forma geral, dada pela equação (41), a ser ajustada aos dados dos ensaios. Os valores de A e B foram determinados através de uma regressão ajustada à equação (41) e aos pontos plotados no gráfico, garantindo assim, que a curva passasse pelo limite entre seções esbeltas e não-esbeltas, caracterizado pelo ponto (0,68;1,0), resultando na equação (42).

São estabelecidos dois limites máximos para o valor da capacidade de deformação normalizada: o primeiro, 15, corresponde às exigências de ductilidade do material previstas no EC3 1-1 [53] e previne deformações excessivas, enquanto que o segundo,  $0,1\varepsilon_u / \varepsilon_y$ , em que  $\varepsilon_u$  é a deformação correspondente à tensão última do material e é relacionada ao modelo de tensão *versus* deformação do material, evitando valores superestimados de tensões de falha.

$$\frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} = \frac{A}{\bar{\lambda}_p^B} \quad (41)$$

$$\frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} = \frac{0,25}{\bar{\lambda}_p^{3,6}} \text{ mas } \frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} \leq \min(15; 0,1 \frac{\varepsilon_u}{\varepsilon_y}) \quad (42)$$

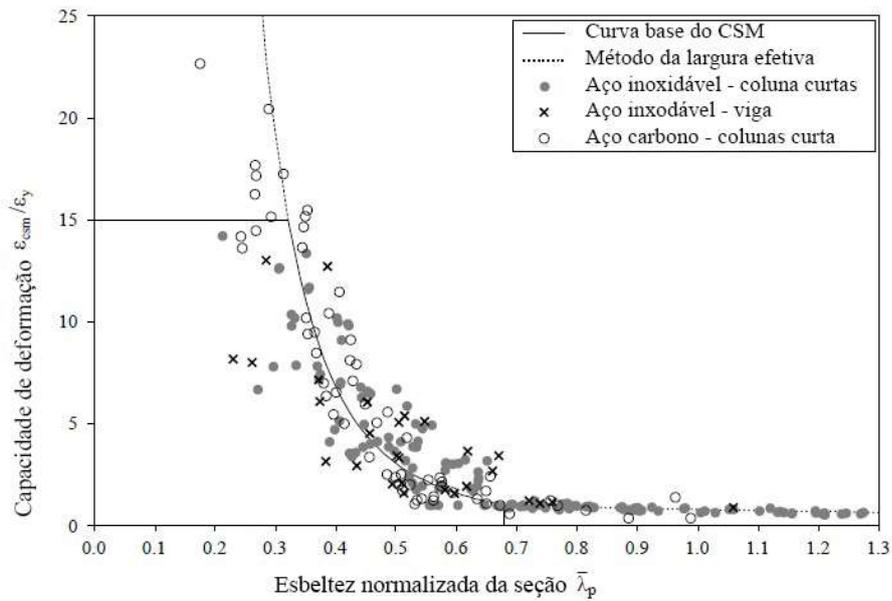


Figura 28 – Curva base – relação entre capacidade de deformação normalizada e esbeltez normalizada da seção [3]

### 2.3.6 Modelo de comportamento do material

Inicialmente, o CSM utilizava o modelo de Ramberg-Osgood [22], o que resultava em expressões complexas para o cálculo da resistência. O modelo, porém, vem sendo substituído por outro mais simples, bi-linear elástico e com consideração do encruamento, o que facilitou a sua utilização por projetistas e sua inclusão em normas de dimensionamento.

O ponto da tensão de escoamento é definido como  $(f_y, \varepsilon_y)$ , em que  $f_y$  é definida como a tensão a 0,2% do material e  $\varepsilon_y$  é a deformação correspondente, definida como  $\varepsilon_y = f_y/E$ , onde  $E$  é a inclinação da região elástica e definido como módulo de elasticidade do material. A inclinação do encruamento, apresentada na equação (43), é determinada pela inclinação da linha que passa pelo ponto  $(f_y, \varepsilon_y)$  e um ponto máximo específico  $(f_{max}, \varepsilon_{max})$ , em que  $\varepsilon_{max}$  é tido como  $0,16\varepsilon_u$ , sendo  $\varepsilon_u$  a deformação última e  $f_{max}$  a tensão última. A deformação última  $\varepsilon_u$  é determinada pelo Anexo C do EC3 1-4 [16] e é dada pela equação (44). A Figura 29 apresenta o modelo de comportamento do material proposto pelo Método da Resistência Contínua (CSM) [17].

$$E_{sh} = \frac{f_u - f_y}{0,16\varepsilon_u - (\varepsilon_y + 0,002)} \quad (43)$$

$$\varepsilon_u = 1 - \frac{f_y}{f_u} \quad (44)$$

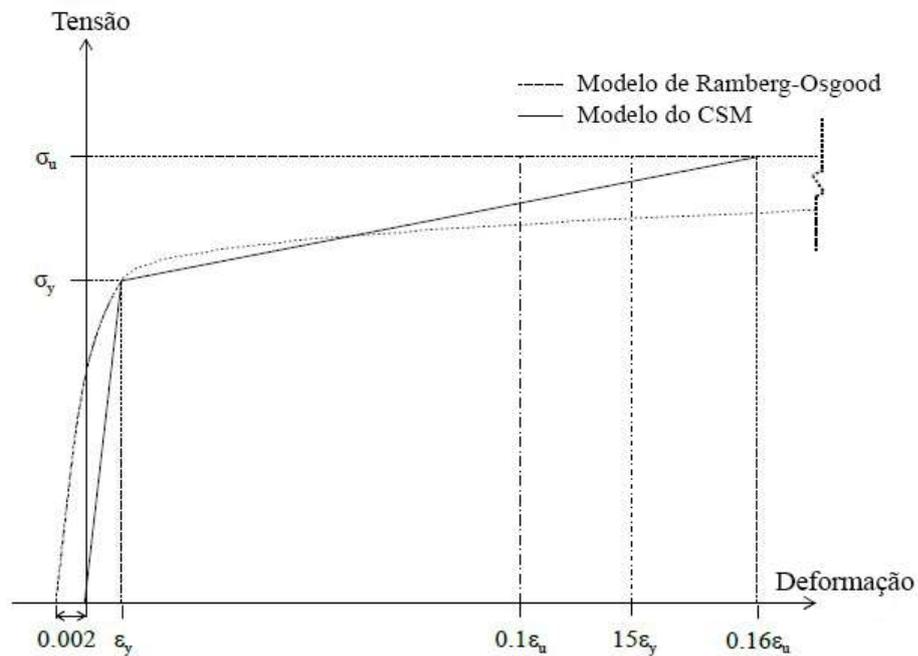


Figura 29 – Modelo de comportamento do material - CSM [3]

### 2.3.7 Resistência à compressão

A resistência à compressão da seção pode finalmente ser calculada em função da capacidade de deformação normalizada da seção, juntamente com os dados obtidos através do modelo de comportamento do material do CSM.

Para seções em que  $\bar{\lambda}_p \leq 0,68$ , a resistência à compressão da seção é obtida através da equação (45):

$$N_{c,Rd} = \frac{A f_{csm}}{\gamma_{M0}} \quad (45)$$

Onde,

A é a área da seção transversal;

$f_{\text{csm}}$  é a tensão limite determinada pelo modelo de comportamento do material, dada pela equação 46;

$\gamma_{M0}$  é um coeficiente parcial de segurança, cujo valor definido da Tabela 4 é 1,1.

$$f_{\text{csm}} = f_y + E_{\text{sh}} \varepsilon_y \left( \frac{\varepsilon_{\text{csm}}}{\varepsilon_y} - 1 \right) \quad (46)$$

### **3 ANÁLISE EXPERIMENTAL**

#### **3.1 Considerações Iniciais**

Os ensaios experimentais de compressão axial desenvolvidos neste trabalho foram realizados na máquina universal de ensaios Losenhausen do Laboratório de Engenharia Civil (LEC) da Universidade do Estado do Rio de Janeiro (UERJ), cuja capacidade máxima de carga é igual a 3000 kN, com o objetivo de se observar o comportamento estrutural de colunas tubulares de seção quadrada constituídas de aço inoxidável austenítico e compará-lo com as formulações e métodos de dimensionamento propostos pelo Eurocode 3 Parte 1-4 (EC3 1-4) [16] e pelo Método da Resistência Contínua (CSM) [17], e também com resultados de análises numéricas em elementos finitos.

A seção transversal adotada em todos os ensaios foi do tipo SHS 50x50x2. Ao todo, foram realizados sete ensaios experimentais de compressão em diferentes comprimentos de tubo, de modo a se analisar o comportamento do perfil para diferentes valores de esbeltez.

#### **3.2 Descrição dos Ensaios**

Para a realização dos ensaios experimentais do presente trabalho, optou-se por um perfil tubular quadrado em aço inoxidável austenítico do tipo AISI 304 [4]. A escolha deste grau de aço inoxidável se deu por este ser o mais utilizado em projetos de engenharia, e ao mesmo tempo, carecer de estudos a respeito de seu comportamento como elemento estrutural no Brasil. A Tabela 11 apresenta um detalhamento fornecido pelo fabricante do material a respeito de sua composição química e algumas propriedades físicas.

Os perfis foram adquiridos inicialmente em comprimentos padrão de 6 metros. Foram definidos quais comprimentos de tubo seriam ensaiados, observando-se sempre o limite de comprimento imposto pela prensa hidráulica do laboratório.

Chegou-se então a escolha de um comprimento mínimo de 300 milímetros e um comprimento máximo de 1800 milímetros. Os tubos de 6 metros foram cortados nos comprimentos desejados para a realização dos ensaios experimentais no próprio laboratório, com o auxílio de uma serra fita modelo S3720NG-H2 da Starrett®. Durante a utilização da serra, procurou-se dar a devida atenção ao nivelamento do tubo em relação ao plano de corte. Depois de devidamente cortadas, as extremidades dos perfis foram lixadas de modo a se eliminar quaisquer rebarbas provenientes do corte.

A realização do ensaio deu-se através das seguintes etapas: inicialmente estabeleceu-se a escala da prensa hidráulica, correspondente a um valor de carga máxima igual a 600 kN. Após o posicionamento e instrumentação da coluna, definiu-se uma pré-carga no valor de aproximadamente 10 kN (10% da carga máxima prevista). Durante a aplicação da pré-carga, os valores de deformação longitudinal foram observadas, a fim de se verificar a possível ocorrência de excentricidades no ponto de aplicação da carga. Nesta etapa, são realizados ciclos de carregamento pré-determinados no início do ensaio, de modo a garantir o contato perfeito entre a prensa e a coluna. Após esta etapa, iniciou-se o carregamento propriamente dito, cuja aplicação foi realizada através de um controle de deslocamentos, com velocidade de aproximadamente 0,05 milímetros por segundo, definida automaticamente através do sistema computacional. Durante todo o ensaio, as curvas carga *versus* deslocamento vertical, carga *versus* deslocamento horizontal e carga *versus* deformação foram analisadas. Após o alcance da carga máxima, procedeu-se a diminuição do carregamento aplicado, que se estendeu até aproximadamente metade da carga máxima, interrompendo-se neste instante a aplicação do carregamento e finalizando-se o ensaio.

Tabela 11 – Composição química e propriedades mecânicas do aço inoxidável utilizado nos ensaios experimentais

Composição química (% da massa)						
C	Cr	Mn	Ni	P	S	Si
0,055	16,650	1,230	8,370	0,037	0,002	0,402
Teste de tensão						
L. R. (MPa)	L. E. (MPa)	Along. (%)	HV	---		
553	258	56	187			
Legenda						
L. R. (MPa)	Limite de resistência					
L. E. (MPa)	Limite de escoamento					
Along. (%)	Alongamento					
HV	Dureza Hv					

A nomenclatura desenvolvida para identificar os ensaios procurou incluir informações como o comprimento da coluna e se há repetição do ensaio. O termo “EXP” refere-se a “ensaio experimental”, seguido pelo comprimento da coluna em milímetros e finalmente acompanhado pela letra “R” caso haja repetição do ensaio. A Tabela 12, apresentada a seguir, identifica os ensaios através da sua nomenclatura e apresenta algumas características geométricas das colunas ensaiadas, bem como os valores de suas cargas críticas elásticas.

Tabela 12 – Nomenclatura e características dos ensaios experimentais

Nomenclatura	Tipo de seção	b (mm)	h (mm)	t (mm)	L (mm)	A (mm <sup>2</sup> )	N <sub>cr</sub> (kN)	$\bar{\lambda}$
EXP300	SHS	50	50	2,0	300	384	3239,69	0,21
EXP700	SHS	50	50	2,0	700	384	595,04	0,50
EXP700R	SHS	50	50	2,0	700	384	595,04	0,50
EXP1000	SHS	50	50	2,0	1000	384	291,57	0,72
EXP1400	SHS	50	50	2,0	1400	384	148,76	1,00
EXP1800	SHS	50	50	2,0	1800	384	89,99	1,29
EXP1800R	SHS	50	50	2,0	1800	384	89,99	1,29

### 3.2.1 Condições de contorno - Placas de apoio chanfradas com rolo móvel

Para a realização dos ensaios experimentais deste trabalho, determinou-se que as colunas ensaiadas seriam bi-rotuladas, ou seja, possuiriam um coeficiente de comprimento efetivo de flambagem  $k = 1,0$ . A única exceção foi a coluna do ensaio EXP300, uma vez que a presença de rótulas nas extremidades desta coluna não faria diferença no resultado final do ensaio, já que esta é uma coluna curta e seu modo de falha é a plastificação da seção, não ocorrendo portanto, a flambagem global do elemento. Para os outros comprimentos, foi possível prever qual seria o modo de falha através de um pré-dimensionamento desenvolvido com auxílio do EC3 1-4 [16]. As colunas com comprimento menor que 700 milímetros sofreriam plastificação da seção. Já as colunas maiores que 700 milímetros falhariam por flambagem global por flexão.

Para garantir a condição rotulada das extremidades da coluna, utilizaram-se conjuntos de duas placas com chanfros e um rolo cilíndrico entre elas, de modo a permitir a rotação em torno do cilindro. Este mesmo mecanismo já havia sido utilizado em um trabalho anterior no mesmo laboratório, com resultados satisfatórios, e por

isso, não se hesitou em repeti-lo no presente trabalho. A utilização das placas associadas ao rolo cilíndrico fez com que a flambagem global ocorresse obrigatoriamente em torno do eixo paralelo à direção longitudinal do cilindro, fato este que não trouxe grande importância a este trabalho, uma vez que os perfis utilizados nos ensaios foram todos do tipo SHS 50x50x2, ou seja, de seção quadrada, e portanto, com momentos de inércia iguais para ambos os eixos da seção. A Figura 30 apresenta o mecanismo de placas e rolo cilíndrico.

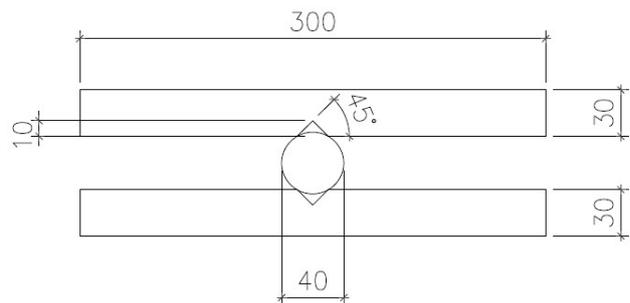


Figura 30 – Placas com chanfros e rolo cilíndrico

O perfil adotado nos ensaios experimentais deste trabalho apresenta uma seção transversal pequena, o que acarreta em tubos muito leves e traz o risco de haver um escorregamento das extremidades do tubo no momento da flambagem global. Devido a este fato, procurou-se por uma solução em que as extremidades da coluna ficassem travadas e não escorregassem. A solução adotada foi a utilização de duas pequenas chapas quadradas, de dimensões aproximadas de 200x200x8 milímetros, com duas pequenas barras de aço soldadas a cada placa, com espaçamento suficiente para encaixar a seção do tubo e evitar que o mesmo deslizasse no momento da flambagem (Figura 31). Cada uma das placas foi posicionada nas extremidades das colunas, garantindo assim maior segurança aos ensaios. A Figura 31 apresenta as placas de travamento utilizadas nos ensaios.

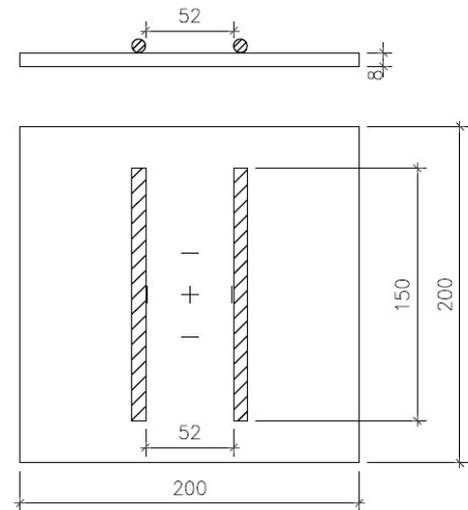
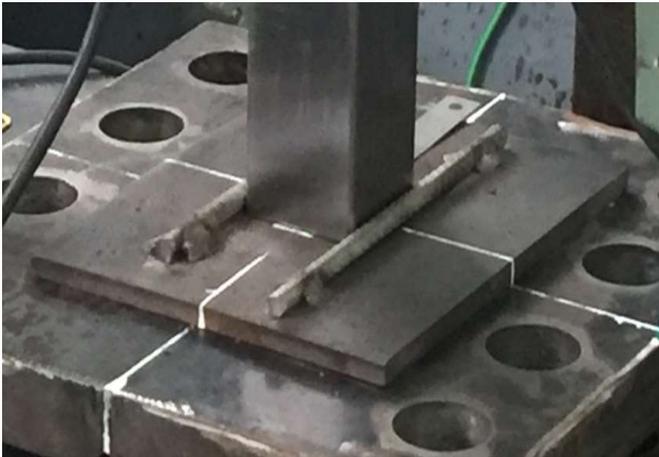


Figura 31 – Chapa de travamento

### 3.2.2 Instrumentação

Após a definição dos comprimentos e cortes dos perfis nos devidos tamanhos, a etapa seguinte consistiu na instrumentação dos tubos, com a finalidade de se medirem as deformações e os deslocamentos no decorrer dos ensaios de compressão axial.

Segundo Assis [58], para se medir tensões e deformações em uma análise experimental, podem ser utilizados diversos tipos de métodos baseados em 4 principais princípios: óticos, elétricos, termoelásticos e mecânicos. Um dos métodos mais utilizados é a medição das deformações através de extensômetros de resistência elétrica, que é baseado no princípio elétrico.

Neste trabalho, as deformações foram medidas através de extensômetros de resistência elétrica, que foram colados na superfície dos perfis tubulares em pontos e direções específicas de acordo com a necessidade de estudo. A Figura 32 apresenta a foto de um extensômetro de resistência elétrica.

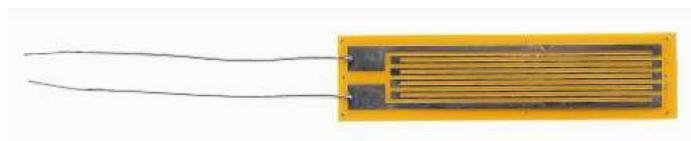


Figura 32 – Extensômetro de resistência elétrica [59]

Os extensômetros de resistência elétrica são transdutores (dispositivo que recebe um sinal e o retransmite, independente do tipo de energia utilizada) formados por finos fios condutores de energia elétrica que, ao serem colados na superfície em estudo, sofrem alongamento ou encurtamento em função do comportamento dessa superfície. Esta deformação dos fios implica em variações nas suas resistências elétricas. O extensômetro mede esta variação de resistência e conseqüentemente permite a determinação da deformação da superfície.

A colagem de extensômetros é um processo que demanda atenção e cuidado, uma vez que este tipo de instrumento é bastante sensível. Alguns fatores, como excesso de cola ou impactos indevidos, podem acarretar em um mau funcionamento do mesmo e comprometer toda a aquisição de dados do ensaio experimental. No presente trabalho, o processo de colagem dos extensômetros obedeceu às seguintes etapas: Inicialmente, definiram-se em quais pontos da superfície dos tubos os extensômetros seriam colados. Em seguida, lixou-se cada uma das superfícies, de modo a torná-las perfeitamente planas e com o mínimo possível de ranhuras, garantindo assim uma maior aderência do extensômetro à mesma. Em seguida, a superfície foi limpa com o auxílio de um algodão e acetona, a fim de se eliminar quaisquer detritos provenientes da etapa anterior. Estando a superfície pronta para receber o extensômetro, aplicou-se uma pequena quantidade de cola de alta aderência no ponto desejado e colou-se o extensômetro no local, observando o alinhamento e a direção em que se deseja medir as deformações. O extensômetro pôde então ser coberto por uma fita adesiva com a função de proteção, e esteve pronto para o uso em aproximadamente 24 horas, tempo necessário para a secagem da cola.

Também foram utilizados transdutores de deslocamentos (LVDT – Linear Variable Differential Transducer) com o objetivo de medir os deslocamentos verticais e horizontais da coluna com grande precisão. Os LVDTs foram posicionados nos pontos desejados com o auxílio de bases magnéticas articuladas. A Figura 33 apresenta o LVDT da GEFTRAN utilizado nos ensaios.

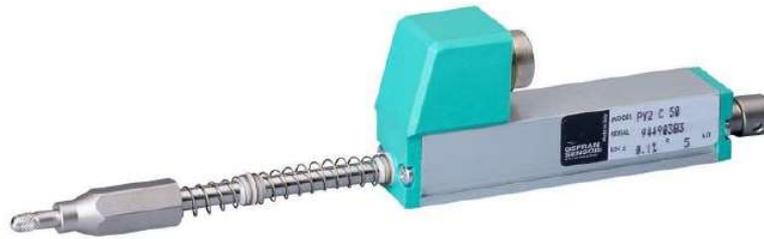


Figura 33 – Transdutor de deslocamento (LVDT) [60]

Antes do início do ensaio experimental, tanto as extensômetros quanto os LVDTs precisaram ser calibrados através da atribuição de uma constante numérica, específica para cada elemento, a fim de que os valores de deformações e deslocamentos registrados pelo sistema computacional estejam condizentes com a realidade.

### 3.2.3 Posicionamento dos ensaios

Os extensômetros foram posicionados no centro das quatro faces do perfil tubular, sempre na metade do comprimento da coluna. Foi utilizado um extensômetro por face, colado paralelamente ao eixo longitudinal da coluna. Já os LVDTs foram posicionados de modo a medir os deslocamentos laterais e verticais da coluna. Seis LVDTs foram posicionados horizontalmente a  $\frac{1}{4}$ ,  $\frac{1}{2}$  e  $\frac{3}{4}$  do comprimento da coluna, e dois foram posicionados verticalmente na base da prensa hidráulica.

As imagens apresentadas a seguir, demonstram o esquema da montagem das colunas na prensa hidráulica do laboratório LEC durante os ensaios experimentais, com o posicionamento dos LVDTs (V) e dos extensômetros (S) nas mesmas.

A Figura 34 apresenta um esquema com o posicionamento dos LVDTs além do posicionamento dos extensômetros. Por fim, a Figura 35 apresenta uma das colunas deste trabalho no momento anterior ao ensaio, onde é possível observar os LVDTs já posicionados.

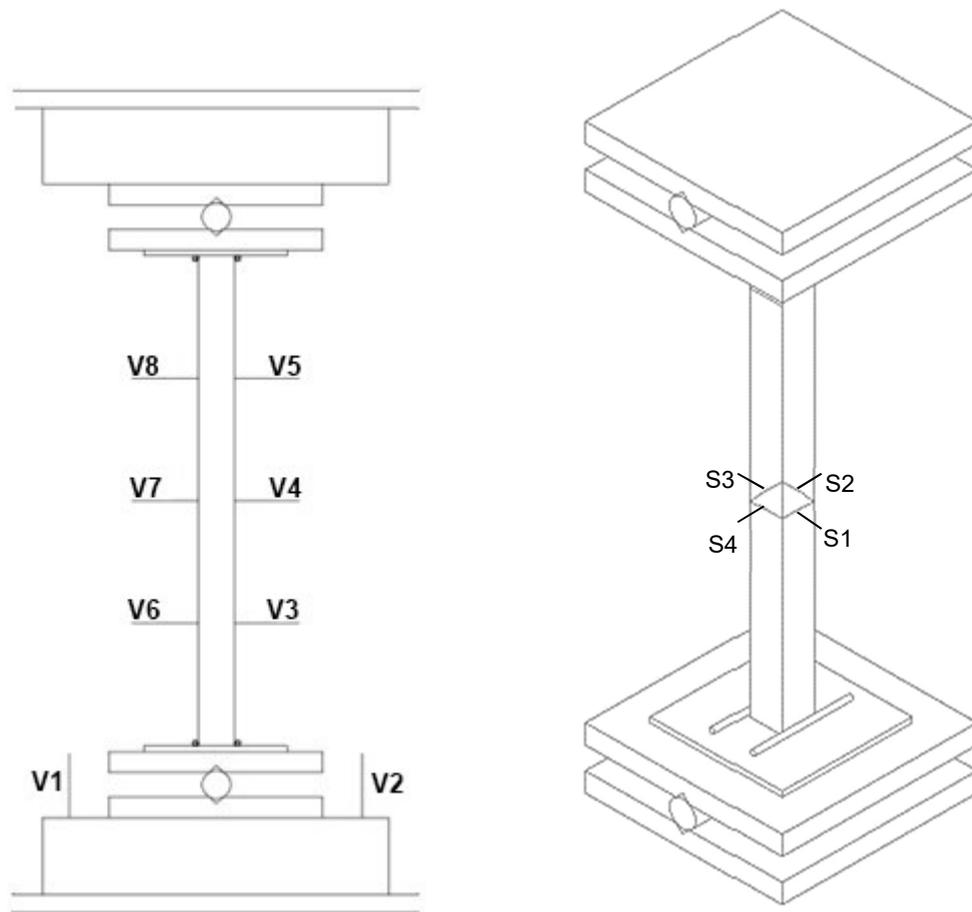


Figura 34 – Posicionamento dos LVDTs e extensômetros nas faces da coluna



Figura 35 – Coluna com instrumentação posicionada para o ensaio

## 4 RESULTADOS DOS ENSAIOS EXPERIMENTAIS

### 4.1 Considerações Iniciais

Neste capítulo serão apresentados os resultados obtidos através dos ensaios experimentais em colunas de perfis tubulares quadrados em aço inoxidável.

Os ensaios foram realizados em perfis do tipo SHS 50x50x2, em diferentes comprimentos de coluna: 300 mm, 700 mm, 1000 mm, 1400 mm e 1800 mm. Conforme citado anteriormente, com exceção do tubo de comprimento igual a 300 milímetros, todos os ensaios foram realizados em colunas bi-rotuladas, onde a condição de rotação livre nas extremidades foi garantida através da utilização de placas chanfradas e um rolo móvel nas extremidades da coluna. Para evitar o escorregamento do tubo no momento da ocorrência de flambagem global, também foram utilizadas pequenas placas com barras de travamento da seção nas extremidades do mesmo. A seguir, serão apresentadas curvas carga *versus* deslocamento vertical para cada um dos ensaios realizados. Também serão apresentadas as curvas carga *versus* deformação das quatro faces dos perfis ensaiados.

A Tabela 13 apresenta os valores de carga máxima obtidos nos ensaios experimentais, bem como o modo de falha de cada uma das colunas ensaiadas.

Tabela 13 – Valores de carga máxima e modos de falha

Ensaio	L (mm)	$N_{exp}$ (kN)	Modo de falha
EXP300	300	195,98	Plastificação da seção
EXP700	700	198,67	Plastificação da seção
EXP700R	700	195,81	Plastificação da seção
EXP1000	1000	163,79	Flambagem global
EXP1400	1400	148,62	Flambagem global
EXP1800	1800	126,70	Flambagem global
EXP1800R	1800	127,46	Flambagem global

A Figura 36 apresenta a configuração deformada de todas as colunas ensaiadas neste trabalho, cujas fotos foram tiradas logo após o termino do ensaio,

onde é possível observar a ocorrência da plastificação da seção seguida de flambagem local e a ocorrência de flambagem global com o pleno funcionamento das rótulas.



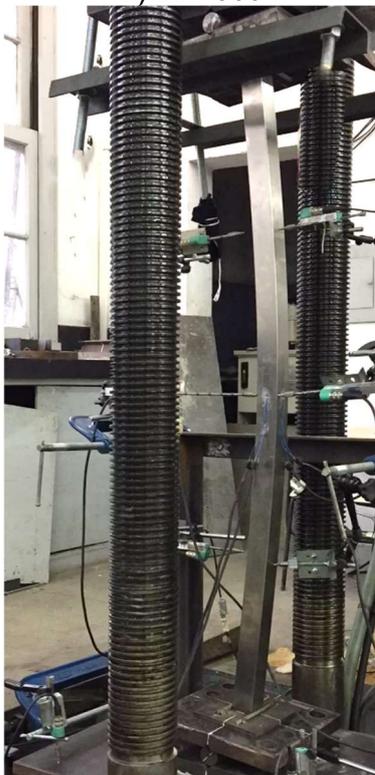
a) EXP300



b) EXP700



c) EXP1000



d) EXP1400



e) EXP1800



c) EXP1800R

Figura 36 – Colunas deformadas após a realização do ensaio experimental

## 4.2 Curvas carga *versus* deslocamento vertical

Na Figura 37 são apresentadas as curvas carga *versus* deslocamento vertical resultantes dos ensaios experimentais desenvolvidos neste trabalho. As curvas serão apresentadas de uma única vez, em um mesmo gráfico, de modo a facilitar a comparação entre o comportamento de cada uma das colunas.

É interessante observar que as curvas apresentam comportamentos semelhantes durante o início do carregamento, onde se observa uma região de inclinação praticamente constante, caracterizando assim o regime elástico do material. Porém, quando atingem suas cargas máximas, as curvas passam a apresentar comportamentos distintos de acordo com o seu modo de falha.

No caso das colunas de comprimentos iguais a 300 e 700 milímetros, observa-se que as curvas apresentam uma queda gradual do carregamento ao atingirem a carga máxima, caracterizada por uma perda de rigidez que antecede o pico da curva. Já as colunas de 1000, 1400 e 1800 milímetros de comprimento apresentam um queda abrupta do carregamento assim que atingem a carga máxima.

Essa diferença de comportamento entre as colunas justifica-se pelo fato de que as colunas de 300 e 700 milímetros, por serem curtas, falham por plastificação da seção, seguida de flambagem local, o que caracteriza, portanto, a queda gradual do carregamento após o alcance da carga máxima, enquanto as colunas de 1000, 1400 e 1800 milímetros falham por flambagem global elásto-plástica, que ocorre de maneira abrupta e muitas vezes, sem dar sinais de que vai ocorrer. Uma das características da flambagem global elásto-plástica em estruturas metálicas é o rápido deslocamento horizontal e a manutenção da configuração deformada da coluna após o término do ensaio.

Como já era de se esperar, os ensaios demonstraram a influência do comprimento da coluna no valor de carga máxima da mesma. As colunas de 300 e 700 milímetros foram as que apresentaram as maiores resistências, limitadas pela plastificação da seção. A coluna de 1800 milímetros foi a que apresentou o menor valor de carga máxima, seguida pela coluna de 1400 milímetros e finalmente pela coluna de 1000 milímetros. As repetições dos ensaios de 700 e 1800 milímetros acrescentaram uma maior confiabilidade nos resultados experimentais, uma vez que elas apresentaram valores de resistência muito próximos aos ensaios anteriores.

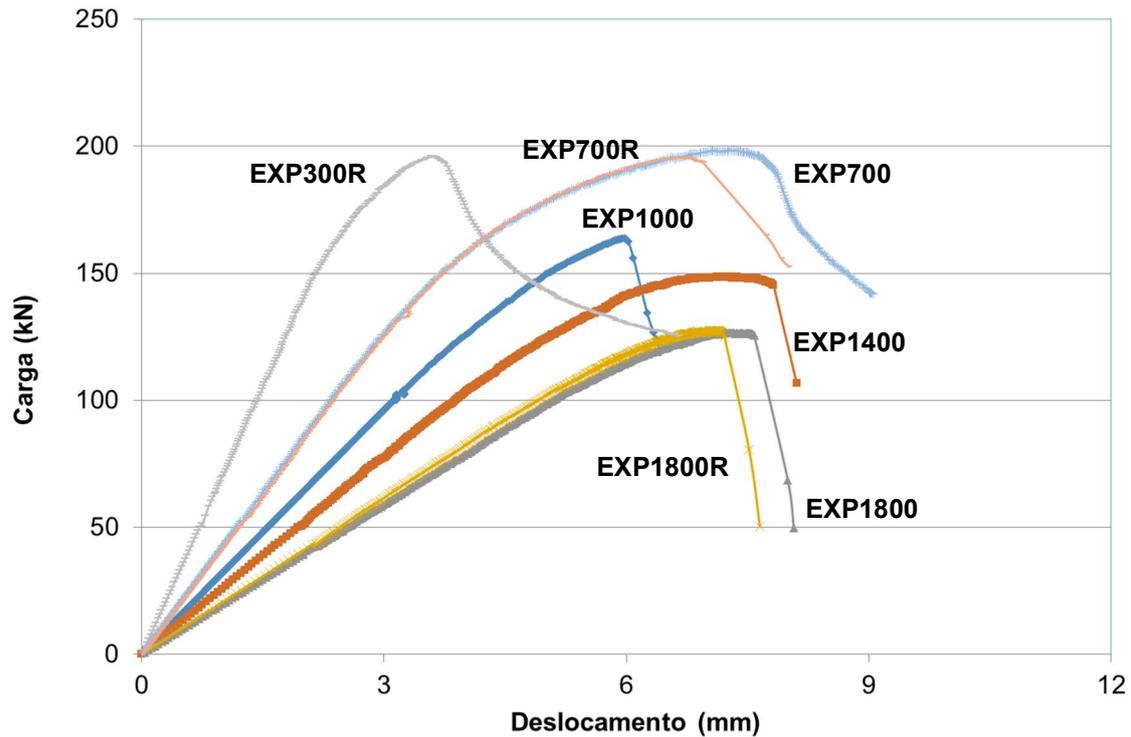


Figura 37 – Curvas carga *versus* deslocamento vertical

### 4.3 Curvas carga *versus* deformação

As deformações resultantes do carregamento de compressão axial das colunas ensaiadas foram medidas nas quatro faces dos perfis através de extensômetros de resistência elétrica, posicionados sempre na metade de suas alturas. Além de fornecerem informações importantes a respeito do comportamento das colunas, as curvas carga *versus* deformação também podem indicar a presença de imperfeições iniciais e excentricidades de carregamento.

De modo a facilitar a identificação de cada face, será adotada a nomenclatura apresentada no esquema de posicionamento de extensômetros presente na Figura 34. No ensaio EXP300, o extensômetro referente a face S3 apresentou um defeito e não registrou dados durante o ensaio, por isso, excepcionalmente para esta face, a curva carga *versus* deformação não será apresentada.

As colunas dos ensaios EXP300 e EXP700 são colunas curtas, cujo modo de falha é a plastificação da seção seguida de flambagem local. A coluna do ensaio

EXP300 apresentou uma evidente flambagem local próxima à extremidade inferior da coluna. Como os extensômetros estavam posicionados na metade da altura da coluna, as curvas carga *versus* deformação comportaram-se de maneira bastante similar, uma vez que as quatro faces do perfil não apresentaram grandes deslocamentos nessas regiões. As curvas deste ensaio inicialmente apresentam deformações negativas (características de compressão) que crescem de acordo com o aumento do nível de carregamento. A partir do momento em que se atinge a carga máxima, observa-se uma inversão de sentido nas curvas, que passam a apresentar uma diminuição nas deformação de compressão. Já a coluna do ensaio EXP700 apresentou uma evidente flambagem local exatamente na metade de sua altura. Como os extensômetros estavam posicionados exatamente onde houve a flambagem local, as curvas carga *versus* deformação puderam evidenciar os comportamentos distintos de cada face. As curvas dos extensômetros S1, S2, S3 e S4 inicialmente apresentam uma deformação negativa crescente e a partir do momento em que se atinge a carga máxima, observa-se uma inversão de sentido nas curvas nas curvas S2 e S3, em situação semelhante às curvas do ensaio EXP300. A Figura 38 e a Figura 39 apresentam as curvas carga *versus* deformação dos ensaios EXP300 e EXP700, respectivamente.

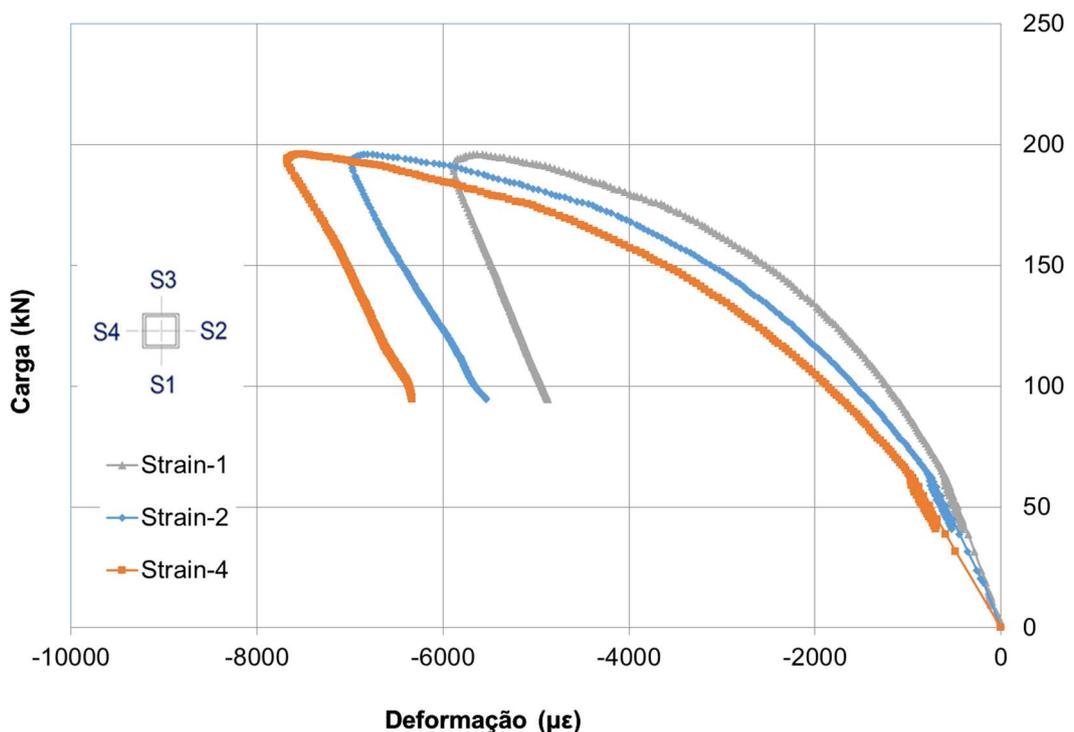


Figura 38 – Curva carga *versus* deformação – EXP300 – S1, S2 e S4

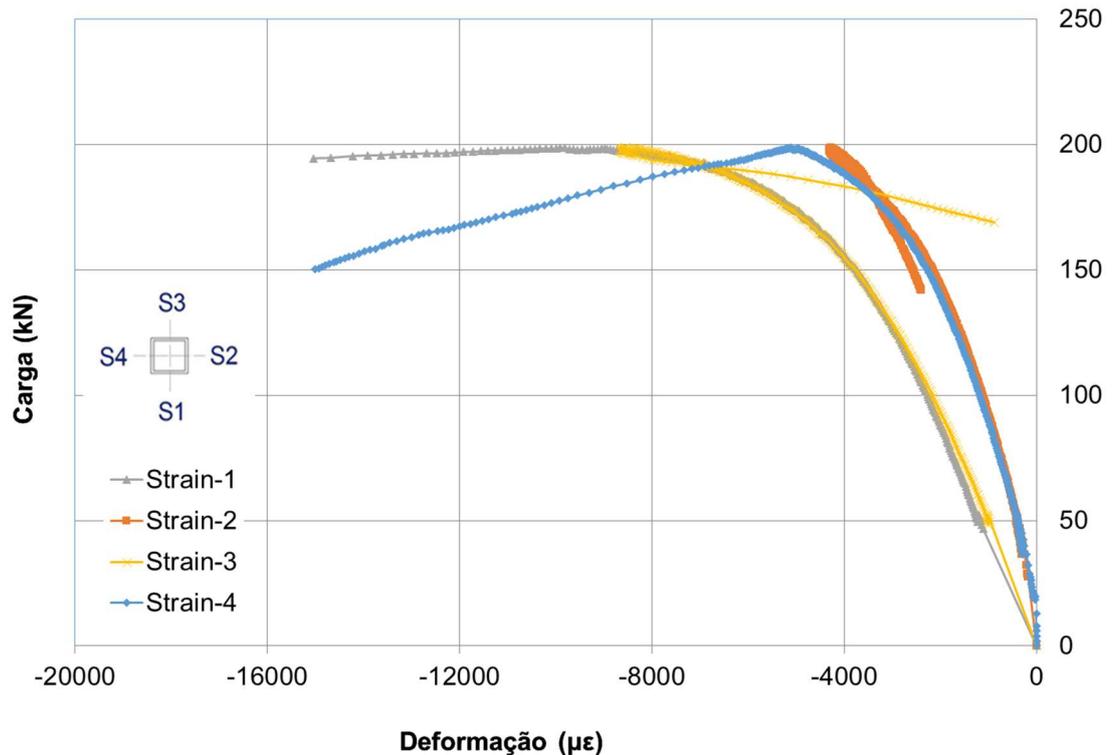


Figura 39 – Curvas carga *versus* deformação – EXP700 – S1, S2, S3 e S4

As colunas dos ensaios EXP1000, EXP1400 e EXP1800 são colunas longas, cujo modo de falha é a flambagem global. Nestes ensaios, as colunas apresentaram uma evidente flambagem global em torno do eixo paralelo à direção longitudinal do rolo cilíndrico presente em suas extremidades. Assim como nos ensaios anteriores, as curvas carga *versus* deformação puderam evidenciar os comportamentos distintos de cada face do perfil. A condição flexionada da coluna fez com que as faces dos extensômetros S1 e S3 fossem comprimidas ou tracionadas, a depender do sentido em que ocorreu a flambagem. Deste modo, as curvas dos extensômetros S1 e S3 inicialmente apresentam uma deformação negativa crescente, referente à compressão axial e a partir do momento em que se atinge a carga máxima, observa-se uma inversão de sentido em uma das curvas dos ensaios, que passa a apresentar uma diminuição na deformação de compressão, enquanto na curva do extensômetro da face oposta, o sentido da curva não se altera e a deformação continua negativa, caracterizando a ocorrência de compressão. Já as curvas dos extensômetros S2 e S4 também apresentam uma deformação inicial negativa, referente à compressão axial e a partir do momento em que se atinge a carga máxima, observa-se que o sentido da curva não se altera e a deformação continua negativa, caracterizando a ocorrência de

compressão. Este comportamento é justificado pelo fato de que a flambagem não ocorre na direção destes extensômetros, permanecendo, portanto, as duas faces em compressão mesmo após a flambagem. Da Figura 40 a Figura 42 são apresentadas as curvas carga *versus* deformação dos ensaios EXP1000, EXP1400 e EXP1800, respectivamente.

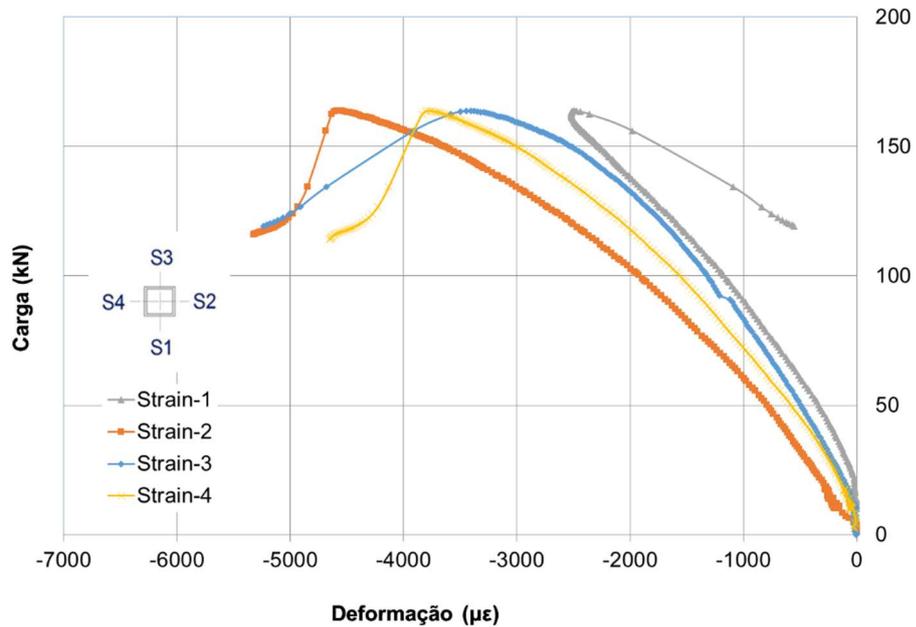


Figura 40 – Curvas carga *versus* deformação – EXP1000 – S1, S2, S3 e S4

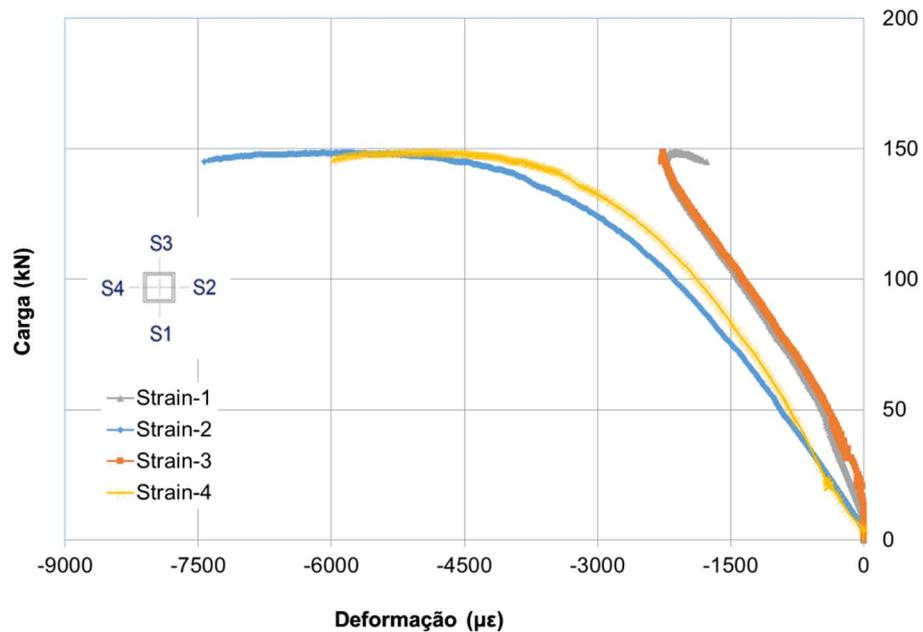


Figura 41 – Curvas carga *versus* deformação – EXP1400 – S1, S2, S3 e S4

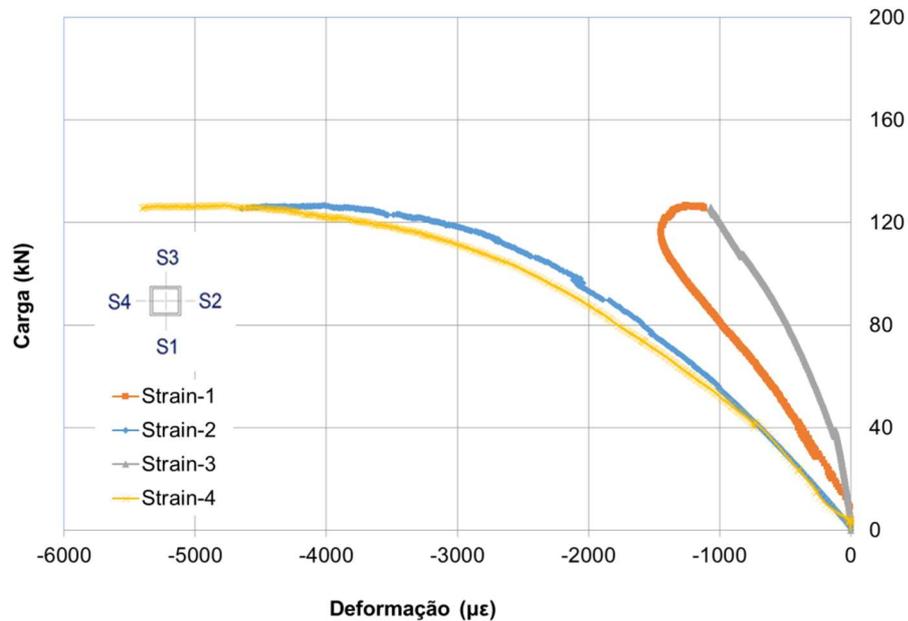


Figura 42 – Curvas carga *versus* deformação – EXP1800 – S1, S2, S3 e S4

#### 4.4 Curvas altura *versus* deslocamento horizontal

A seguir serão apresentadas as curvas altura *versus* deslocamento horizontal resultantes dos ensaios experimentais desenvolvidos neste trabalho. Essas curvas têm como objetivo expor a configuração deformada das colunas ao longo da aplicação de carregamento, além de avaliar as reais condições de apoio e verificar o funcionamento da rótulas das extremidades da coluna. Portanto, serão apresentadas curvas para diversos níveis de carregamento, possibilitando assim, a visualização da evolução dos deslocamentos horizontais em pontos específicos da coluna.

Nos pontos escolhidos para a medição dos deslocamentos horizontais foram posicionados os transdutores de deslocamento a  $\frac{1}{4}$ ,  $\frac{1}{2}$  e  $\frac{3}{4}$  da altura da coluna. Os ensaios experimentais escolhidos para a apresentação das curvas altura *versus* deslocamento horizontal são EXP1000, EXP1400, EXP1800 e EXP1800R, cujo modo de falha é a flambagem global e a configuração deformada da coluna pode ser apresentada graficamente.

Através da análise das curvas altura *versus* deslocamento horizontal, foi possível concluir que a condição de apoio bi-rotulada funcionou corretamente, uma

vez que as curvas apresentaram formas semelhantes à de uma coluna com coeficiente de comprimento efetivo de flambagem  $k = 1,0$ .

A Figura 43 apresenta as curvas altura *versus* deslocamento horizontal da coluna referente ao ensaio EXP1000, para diversos níveis de carregamento axial. As curvas deste ensaio demonstram que a condição bi-rotulada funcionou desde o início do carregamento para a coluna do ensaio EXP1000, uma vez que tanto para carregamentos menores quanto para carregamentos maiores e próximos à carga máxima da coluna, a configuração deformada se mostrou bastante semelhante à de uma coluna com coeficiente de comprimento efetivo de flambagem  $k = 1,0$ .

A Figura 44 apresenta as curvas altura *versus* deslocamento horizontal da coluna referente ao ensaio EXP1400. As curvas deste ensaio demonstram que no início do carregamento, a condição bi-rotulada funcionou apenas na extremidade inferior da coluna, enquanto na extremidade superior a coluna apresentou uma configuração semelhante ao de  $k = 0,7$ , com engaste no topo e rótula na base. No entanto, ainda no início do carregamento, a coluna do ensaio EXP1400 passou a exibir uma configuração deformada semelhante à de uma coluna com coeficiente de comprimento efetivo de flambagem  $k = 1,0$ , ou seja, com pleno funcionamento das rótulas, condição esta que se manteve até o final do carregamento axial.

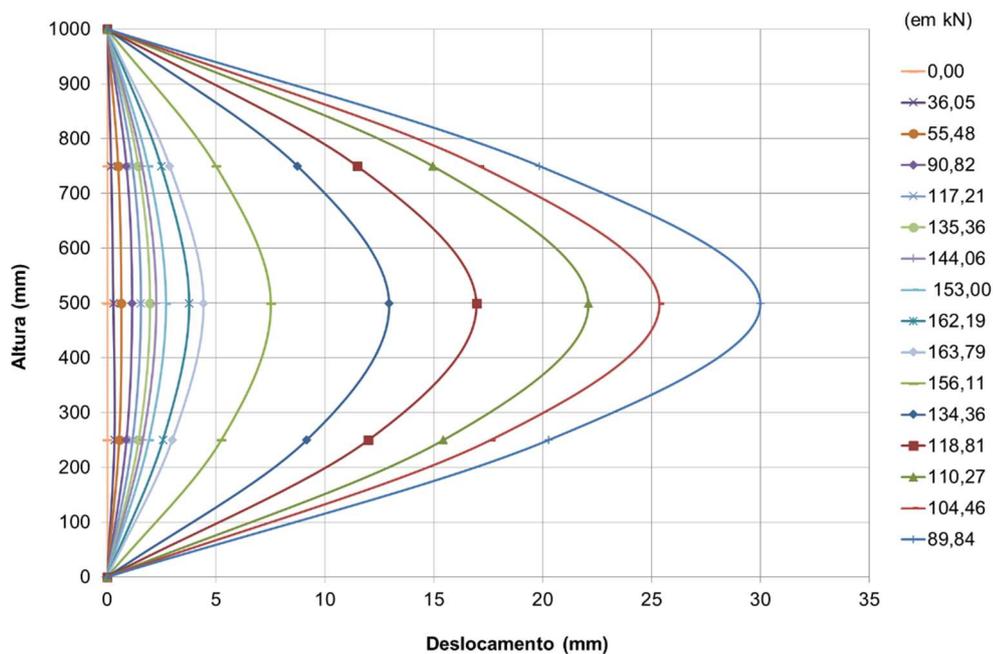


Figura 43 – Curvas altura *versus* deslocamento horizontal para diferentes níveis de carga – EXP1000

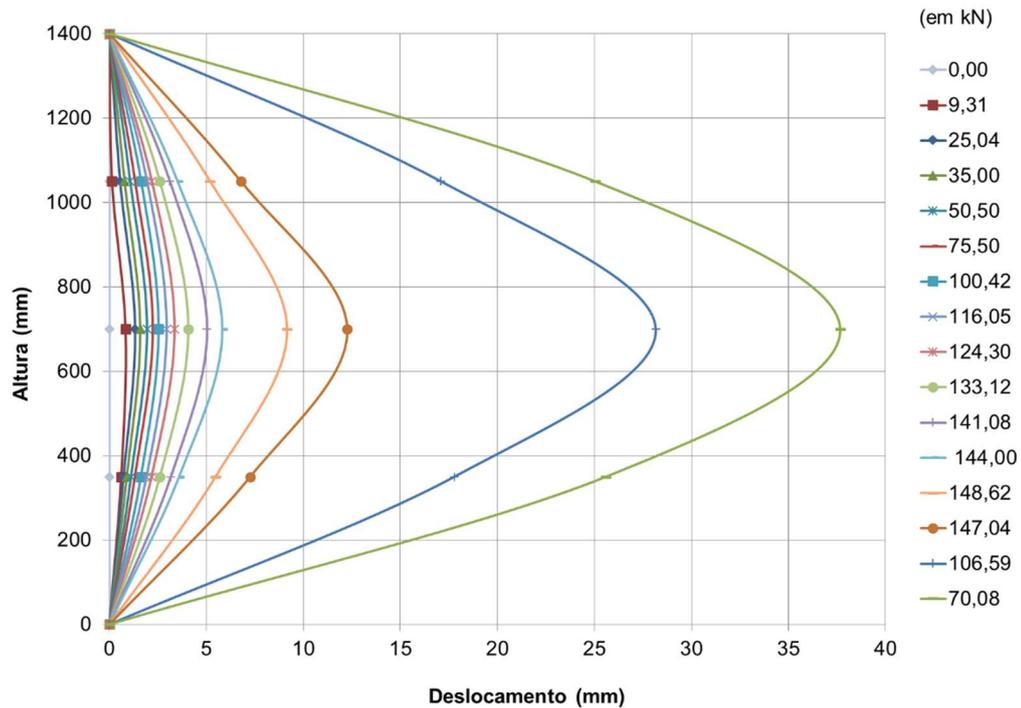


Figura 44 – Curvas altura *versus* deslocamento horizontal para diferentes níveis de carga – EXP1400

A Figura 45 e a Figura 46 apresentam as curvas altura *versus* deslocamento horizontal da coluna referente ao ensaio EXP1800 e EXP1800R, respectivamente. Nestes casos, as curvas apresentaram-se muito próximas à condição bi-rotulada de  $k = 1$ . A partir da configuração deformada das colunas, notou-se que as mesmas apresentaram rotações menores nos apoios para valores de carga pequenos. Estas rotações aumentaram consideravelmente a medida que o carregamento se aproximou da carga máxima. De maneira geral, pode-se considerar que as rótulas funcionaram muito bem neste caso, tendo em vista as dificuldades impostas pelo elevado comprimento da coluna e o fato de a rótula não ser perfeita, apresentando certa resistência à rotação inicial. É interessante observar o grande “salto” que ocorre nos deslocamentos horizontais próximos à carga máxima. Este grande distanciamento entre as curvas justifica-se pela ocorrência da flambagem global elásto-plástica, que é o modo de falha da coluna do ensaio EXP1800. A flambagem ocorre de maneira abrupta assim que a carga máxima é atingida, resultando em um grande deslocamento horizontal.

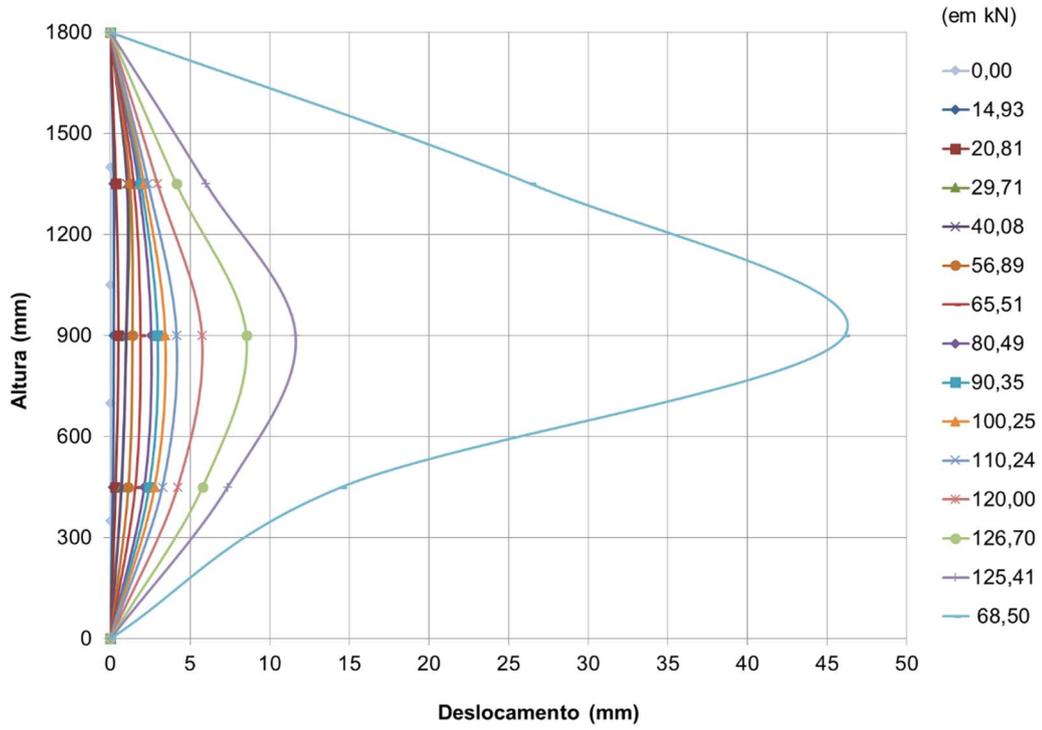


Figura 45 – Curvas altura *versus* deslocamento horizontal para diferentes níveis de carga – EXP1800

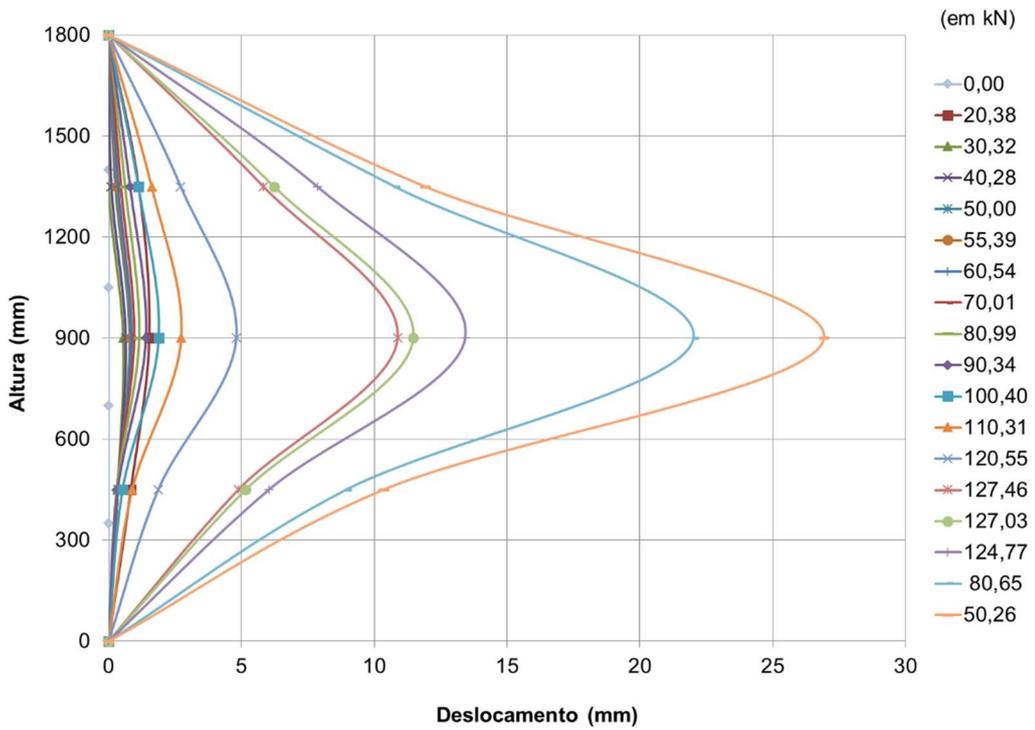


Figura 46 – Curvas altura *versus* deslocamento horizontal para diferentes níveis de carga – EXP1800R

#### 4.5 Estudo das excentricidades

Uma das dificuldades da realização de ensaios experimentais em peças esbeltas sujeitas à compressão é a eliminação de excentricidades no carregamento. Para que não haja excentricidades no momento de aplicação da carga, é necessário que a coluna esteja perfeitamente centrada à mesa inferior da prensa hidráulica. Além disso, o contato do topo da coluna com a mesa superior da prensa também tem que ocorrer de maneira que o tubo esteja perfeitamente centrado à superfície da mesma. No caso de perfis com esbeltezes menores, este processo ocorre sem grandes dificuldades, principalmente em seções grandes, em que caso existam excentricidades, estas serão muito pequenas em relação às dimensões da seção do perfil.

No presente trabalho, foi utilizada uma seção tubular quadrada do tipo SHS 50x50x2, ou seja, uma seção de dimensões bastante reduzidas e paredes que podem ser consideradas finas. Durante a análise das curvas carga *versus* deformação resultantes dos ensaios experimentais realizados, pôde-se verificar algumas características no seu comportamento que evidenciam a possível ocorrência de excentricidades no ensaio EXP1800. A principal característica das curvas que indica a ocorrência deste fenômeno é o espaçamento muito elevado entre curvas que deveriam se comportar com valores de deformação semelhantes. Esse espaçamento ocorre devido ao fato de que a atuação do carregamento excêntrico na coluna gera momentos fletores, e conseqüentemente, surgem novos esforços de tração e compressão que passam a atuar na coluna juntamente com os esforços de compressão iniciais.

A ocorrência destes novos esforços provenientes da carga excêntrica faz com que as deformações de compressão de uma das faces do perfil, paralela ao eixo de atuação do momento fletor, sejam ampliadas devido ao esforço de compressão, enquanto as deformações de compressão da face oposta são aliviadas devido ao esforço de tração. Alguns fatores podem ter contribuído para a ocorrência de excentricidades no ensaio EXP1800, tais como: seção transversal pequena, esbelteza elevada, existência de imperfeições iniciais na coluna e a desvios na centralização das placas chanfradas.

Com o objetivo de se conhecer a ordem de grandeza das excentricidades, seus valores foram determinados algebricamente através dos valores de deformação obtidos nos ensaios experimentais. Para isso, utilizou-se o conceito de equilíbrio de momentos das forças atuantes nas faces comprimidas e tracionadas pelo momento fletor relacionado às excentricidades. O esquema apresentado na Figura 47 mostra como se deu esse processo.

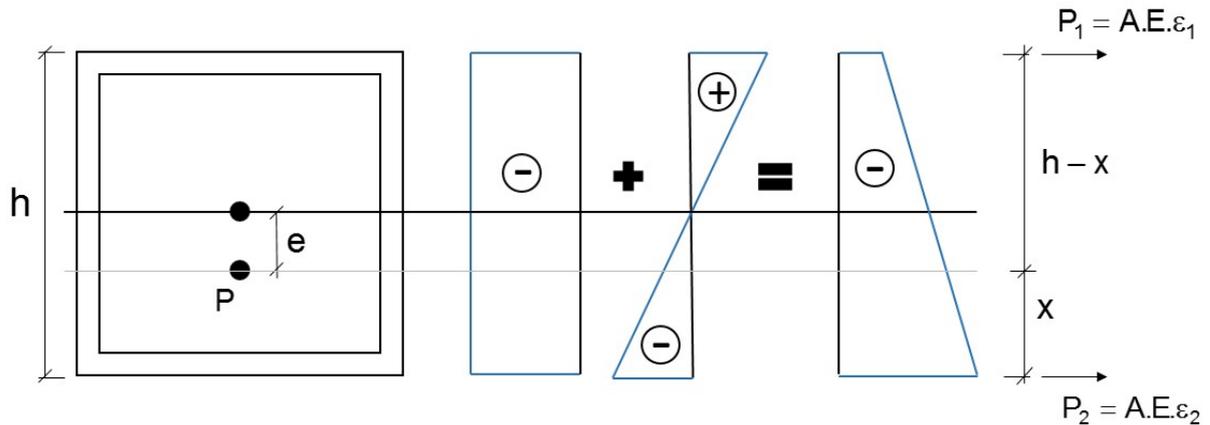


Figura 47 – Distribuição de tensões na seção devido à excentricidade da carga

A excentricidade “e” é calculada através do equilíbrio de momentos das forças  $P_1$  e  $P_2$ , que representam os esforços provenientes das deformações  $\varepsilon_1$  e  $\varepsilon_2$  atuantes em cada uma das faces do perfil, cuja altura é h.

$$AE\varepsilon_1(h - x) = AE\varepsilon_2x \quad (47)$$

$$(\varepsilon_1 + \varepsilon_2)x = \varepsilon_1h \rightarrow x = \frac{\varepsilon_1h}{\varepsilon_1 + \varepsilon_2} \quad (48)$$

E assim, chega-se ao valor da excentricidade “e”, que é dada pela metade da altura h do perfil subtraída do valor de x:

$$e = \frac{h}{2} - \frac{\varepsilon_1h}{\varepsilon_1 + \varepsilon_2} \quad (49)$$

Através deste método de cálculo das excentricidades, foi possível avaliar a evolução das excentricidades ao longo do carregamento aplicado na coluna do ensaio EXP1800, chegando-se a um valor de tendência de aproximadamente 7 milímetros, que pode ser considerado como a excentricidade da carga aplicada na coluna. Neste caso, a excentricidade não influenciou de maneira significativa na carga máxima do ensaio, uma vez que os ensaios EXP1800 e EXP1800R apresentaram valores de resistência próximos.

É interessante observar que durante a realização do ensaio EXP1000R (não apresentado neste trabalho por se tratar de uma viga-coluna) verificou-se uma grande diferença entre os valores de carga máxima dos dois ensaios. Enquanto a coluna do ensaio EXP1000 apresentou uma resistência de 163,79 kN e excentricidades praticamente nulas, a viga-coluna do ensaio EXP1000R apresentou resistência de 126,21 kN e excentricidades de aproximadamente 10 milímetros, ou seja, uma situação de evidente influência das excentricidades na resistência da coluna. A comparação entre as curvas carga *versus* deslocamento vertical dos ensaios EXP1000 e EXP1000R encontram-se no Anexo A.

## 5 MODELO NUMÉRICO

### 5.1 Considerações Iniciais

Neste capítulo, será apresentada a descrição do modelo numérico desenvolvido no presente trabalho. O modelo foi desenvolvido no programa de elementos finitos ANSYS 12 [18], de modo a simular o comportamento de colunas tubulares em aço inoxidável. Também será apresentada a calibração do modelo numérico, em que as curvas carga *versus* deslocamento vertical geradas pelo programa serão comparadas com aquelas obtidas através dos ensaios experimentais desenvolvidos neste trabalho, de modo a se verificar as suas compatibilidades. Por fim, serão apresentadas curvas de flambagem geradas a partir de análises numéricas e métodos de dimensionamento, como o EC3 [16] e o CSM [17].

### 5.2 Descrição do modelo numérico

O modelo numérico desenvolvido neste trabalho, com o intuito de caracterizar uma coluna tubular de seção quadrada do tipo SHS em aço inoxidável, foi elaborado no programa de elementos finitos Ansys 12 [18] com a utilização de elementos do tipo casca, SHELL181, existente na biblioteca de elementos do referido programa e apresentado na Figura 48. Este tipo de elemento possui quatro nós e seis graus de liberdade por nó (translações  $x$ ,  $y$  e  $z$  e rotações  $x$ ,  $y$  e  $z$ ). O elemento também considera esforços de flexão, corte e efeito de membrana.

Apesar de a maioria dos programas de elementos finitos ter a capacidade de gerar a malha automaticamente, essa construção ainda requer algumas intervenções e especial atenção durante a sua elaboração. De modo a evitar erros numéricos, a malha adotada neste trabalho, apresentada na Figura 49, possui proporções adequadas entre os elementos e se encontra com o refinamento e regularidade exigidos para este tipo de análise, de modo a garantir uma resposta correta e eficiente por parte do programa.

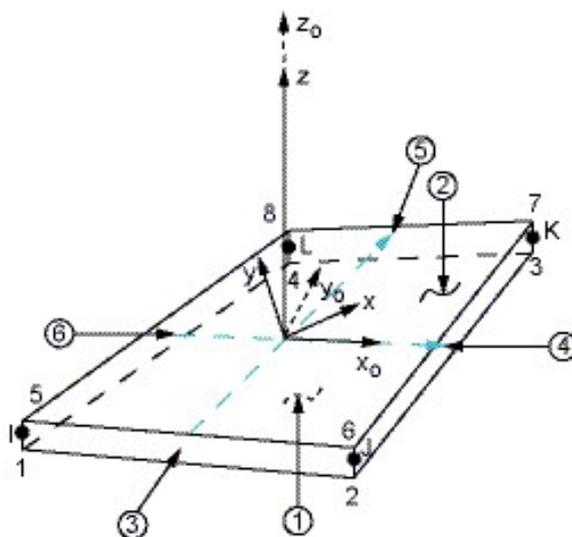


Figura 48 – elemento de casa SHEL 181 [18]

As propriedades físicas do aço inoxidável austenítico AISI 304 [4] foram atreladas ao modelo numérico através de uma curva tensão *versus* deformação. De modo a garantir ao modelo um comportamento físico próximo ao observado nos ensaios experimentais, foi adotada a curva tensão *versus* deformação obtida através dos resultados do ensaio EXP300, conforme se observa na Figura 50 de onde se extraiu um módulo de elasticidade  $E = 170$  GPa. O valor do coeficiente de Poisson  $\nu$  adotado no modelo foi igual a 0,3.

A condição bi-rotulada da coluna representada pelo modelo numérico foi garantida através da modelagem de placas de espessura suficientemente rígidas, de modo a não se deformarem com o carregamento aplicado. As placas foram acopladas às extremidades da coluna e foram criados nós de controle sobre essas regiões, aos quais foram atribuídas condições de apoio específicas. As restrições de deslocamentos e rotações foram impostas ao longo de uma linha de nós no centro da superfície da placa, coincidente com o eixo  $x$ , de modo a forçar a ocorrência da flambagem apenas neste eixo. Na placa superior, foram liberados apenas as rotações em  $x$ ,  $y$  e os deslocamentos verticais em  $y$ . Na placa inferior, foram liberadas apenas as rotações em  $x$  e  $z$ , restringindo-se os outros deslocamentos e rotações (Figura 51).

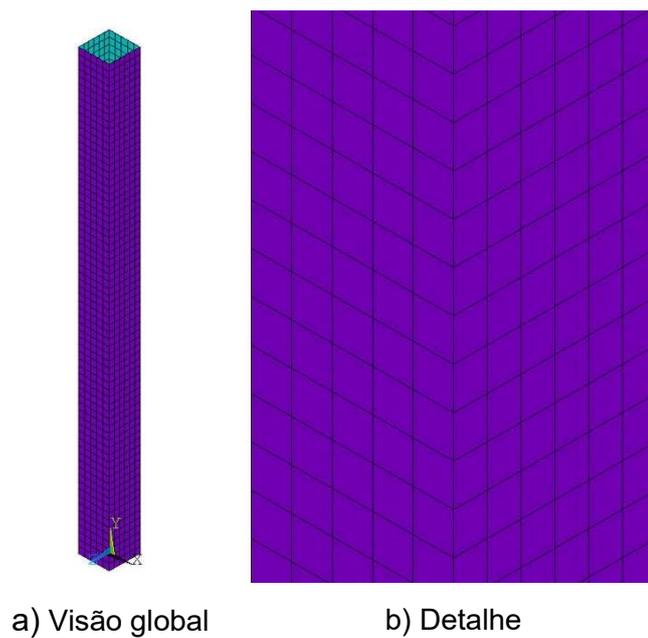


Figura 49 – Modelo numérico desenvolvido no programa ANSYS 12 [18]

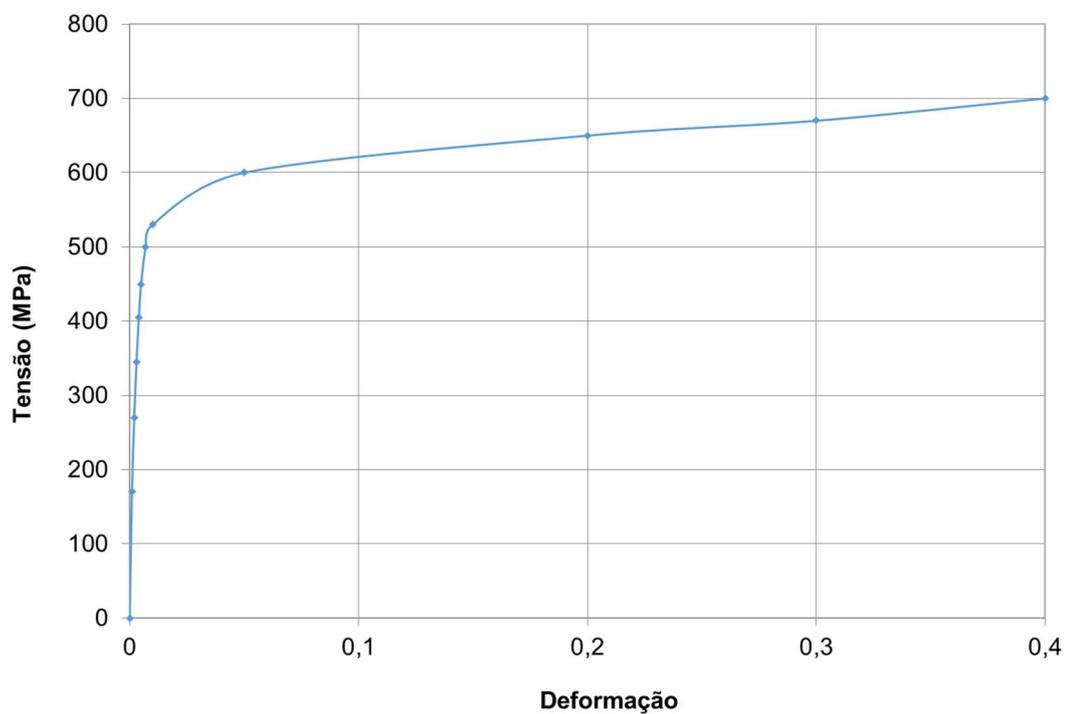


Figura 50 – Curva tensão-deformação utilizada no modelo numérico

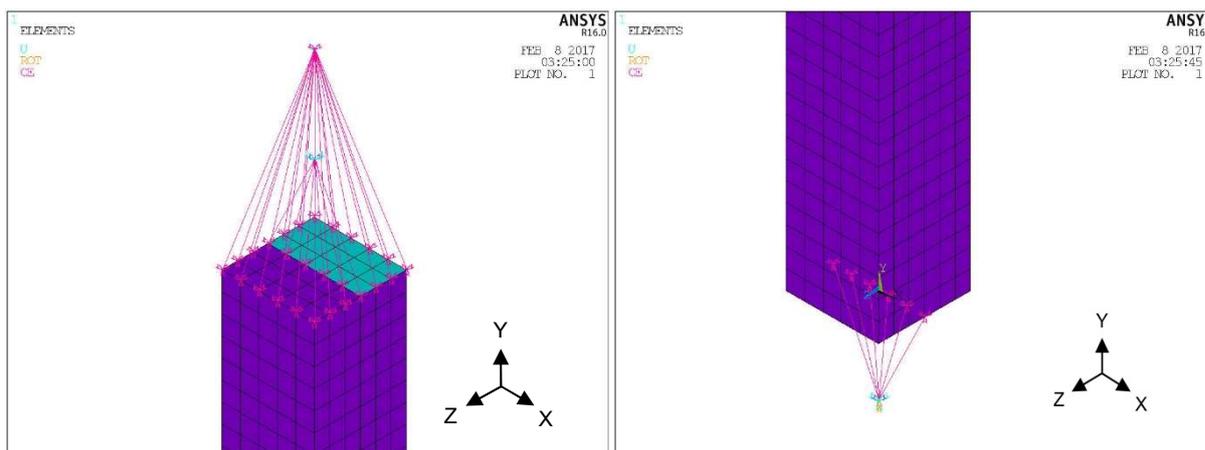


Figura 51 – Condições de apoio do modelo numérico

### 5.3 Calibração do modelo numérico

A calibração do modelo numérico foi realizada através da comparação entre resultados obtidos através dos ensaios experimentais desenvolvidos neste trabalho, e os resultados obtidos através de uma análise não-linear desenvolvida no modelo, de modo a simular o comportamento da coluna quando submetida a um carregamento axial de compressão. As curvas carga *versus* deslocamento vertical obtidas através da análise não-linear serão plotadas juntamente com as curvas experimentais, para que assim possa verificar a compatibilidade entre o modelo numérico e o modelo experimental.

A nomenclatura utilizada para identificar os modelos numéricos foi criada de modo a expressar o comprimento de cada modelo. O termo “NUM” refere-se a modelo numérico, seguido pelo comprimento da coluna em milímetros. A Tabela 14 apresenta a nomenclatura dos modelos desenvolvidos para a realização da calibração.

Tabela 14 – Nomenclatura e características geométricas dos modelos numéricos

Nomenclatura	Tipo da seção	b (mm)	h (mm)	t (mm)	L (mm)
NUM300	SHS	50	50	2,0	300
NUM700	SHS	50	50	2,0	700
NUM1000	SHS	50	50	2,0	1000
NUM1400	SHS	50	50	2,0	1400
NUM1800	SHS	50	50	2,0	1800

Os comprimentos utilizados foram os mesmos utilizados nas colunas ensaiadas experimentalmente, para uma mesma seção SHS 50x50x2.

### 5.3.1 Análise de flambagem e imperfeição inicial

O programa ANSYS 12 [18] é capaz de realizar uma análise de flambagem em elementos submetidos à compressão axial, que nada mais é do que uma análise elástica de autovalores e autovetores. As equações de equilíbrio para este tipo de análise envolvem a solução de equações algébricas homogêneas cujo autovalor mais baixo corresponde à carga crítica de flambagem e o autovetor associado representa o primeiro modo de flambagem do elemento. A Figura 52 apresenta as configurações deformadas (flambagem local e flambagem global) resultantes da análise de flambagem realizada no modelo numérico do presente trabalho.

A partir do resultado da análise de flambagem, introduziu-se ao modelo numérico uma imperfeição inicial no ponto e na direção do maior deslocamento horizontal do primeiro modo de flambagem da coluna. O objetivo da introdução desta imperfeição inicial é tornar o modelo numérico o mais próximo possível da condição real da coluna. Desta forma, a análise não-linear a ser desenvolvida posteriormente, com o objetivo de se obter as curvas carga *versus* deslocamento vertical das colunas, contemplará o efeito das imperfeições iniciais na geometria da coluna.

Os valores adotados para a imperfeição inicial variaram de acordo com o modo de flambagem da coluna. Em uma análise preliminar, estabeleceram-se os seguintes valores de imperfeições iniciais: para colunas cujo modo de flambagem é o global, adotou-se uma imperfeição inicial global de  $L/1000$ , em que  $L$  representa o comprimento da coluna, e para colunas curtas, adotou-se uma imperfeição inicial local de  $t/10$ , em que  $t$  representa a espessura da parede da coluna.

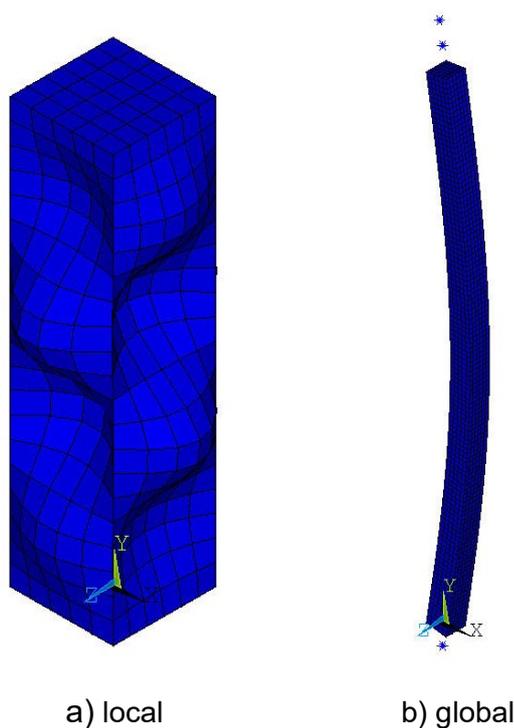


Figura 52 – Análise de flambagem do modelo numérico

### 5.3.2 Análise não-linear

Uma análise não-linear em elementos finitos é realizada através de métodos iterativos incrementais, em que se procura a menor diferença entre as forças internas e externas. O programa ANSYS 12 [18] é capaz de utilizar diversos métodos para este fim, dentre eles, o método de Newton-Raphson. Este método baseia-se na implementação de incrementos de carga em várias iterações de equilíbrio, em que a matriz rigidez é atualizada a iteração de modo a obter-se o incremento de deslocamento [61].

A matriz rigidez tangencial é definida através da seguinte equação:

$$[K_i^T] \{\Delta u_i\} = \{F^a\} - \{F^{nr}\} \quad (50)$$

onde,

- $[K_i^T]$  é a matriz de rigidez tangencial;
- $\{\Delta u_i\}$  é o incremento de deslocamento;
- $\{F^a\}$  é o vetor de carga aplicada;
- $\{F^{nr}\}$  é o vetor de força interna resultante.

O cálculo de  $[K_i^T]$  e  $\{F^{nr}\}$  é feito com base na configuração deformada do sistema caracterizada pelo vetor  $\{u_i\}$ . Calcula-se então  $F_{i+1}^{nr}$  e  $K_{i+1}^T$ , obtendo-se novos valores de  $u$  e  $\Delta u$ , conforme se observa na Figura 53. O processo repete-se até que o resíduo  $\{F^a\} - \{F^{nr}\}$  seja desprezível segundo o critério de convergência adotado.

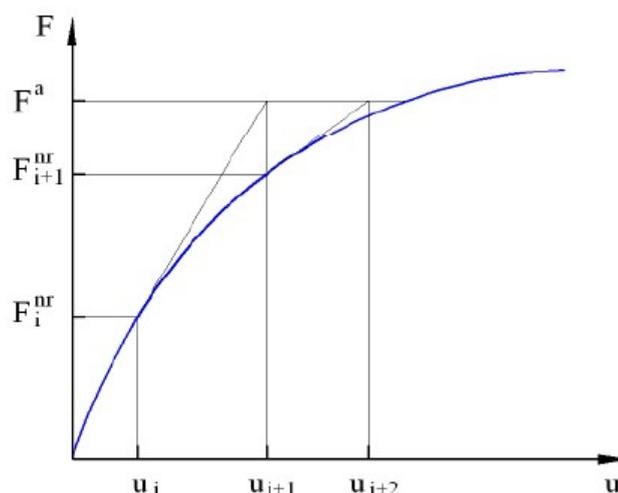


Figura 53 – Curva carga *versus* deslocamento – Análise não-linear [61]

### 5.3.3 Curvas carga *versus* deslocamento vertical

A seguir, serão apresentadas as curvas carga *versus* deslocamento vertical dos modelos numéricos e modelos experimentais. As curvas do modelo numérico foram obtidas através da realização de uma análise não-linear, cuja carga de compressão axial foi aplicada no topo da coluna, ao longo do perímetro da seção, a partir de incrementos de deslocamento, sendo estes divididos em sub-passos.

É Interessante observar que em todos os casos estudados, a análise não-linear resultou em curvas de comportamento mais rígido que o experimental. Uma possível justificativa para esta diferença de comportamento deve-se à origem da curva tensão *versus* deformação adotada no modelo, que foi extraída dos resultados do ensaio EXP300, e não de um ensaio à tração de um corpo de prova do material que compõe a coluna. Após uma análise preliminar, verificou-se a necessidade de modificação nos valores de imperfeições iniciais. De modo a aproximar o comportamento numérico e experimental, variaram-se as imperfeições iniciais impostas ao modelo numérico nos seguintes valores: para colunas cujo modo de falha é a flambagem global por flexão, foram adotados valores entre  $L/1100$  e  $L/400$ , enquanto que para colunas cujo modo de falha é a flambagem local, foram adotados valores entre  $t/100$  e  $t/10$ .

Da Figura 54 a Figura 58 são apresentadas as curvas carga *versus* deslocamento vertical dos ensaios onde pode-se observar uma boa concordância entre os resultados, principalmente em termos da carga máxima atingida nos ensaios experimentais.

Também foram obtidas as curvas carga *versus* deslocamento horizontal de algumas colunas ensaiadas, afim de aprimorar a calibração do modelo numérico. O deslocamento horizontal correspondente ao meio do vão das colunas foi determinado para aquelas cujo modo de falha é a flambagem global por flexão. Nestes casos, também foi possível observar uma boa concordância entre os resultados experimentais e numéricos.

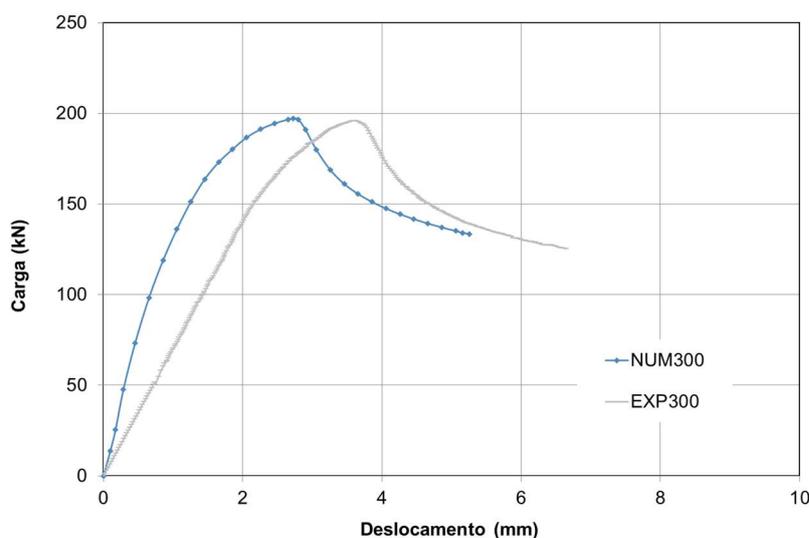


Figura 54 – Curvas carga *versus* deslocamento vertical – NUM300 e EXP300

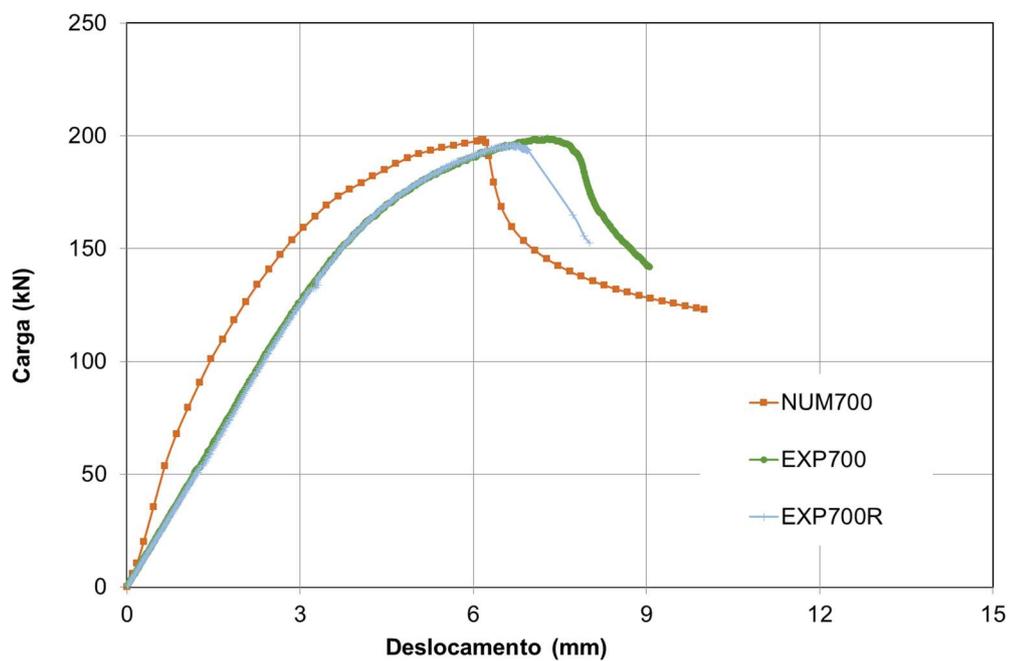


Figura 55 – Curvas carga *versus* deslocamento vertical – NUM700, EXP700 e EXP700R

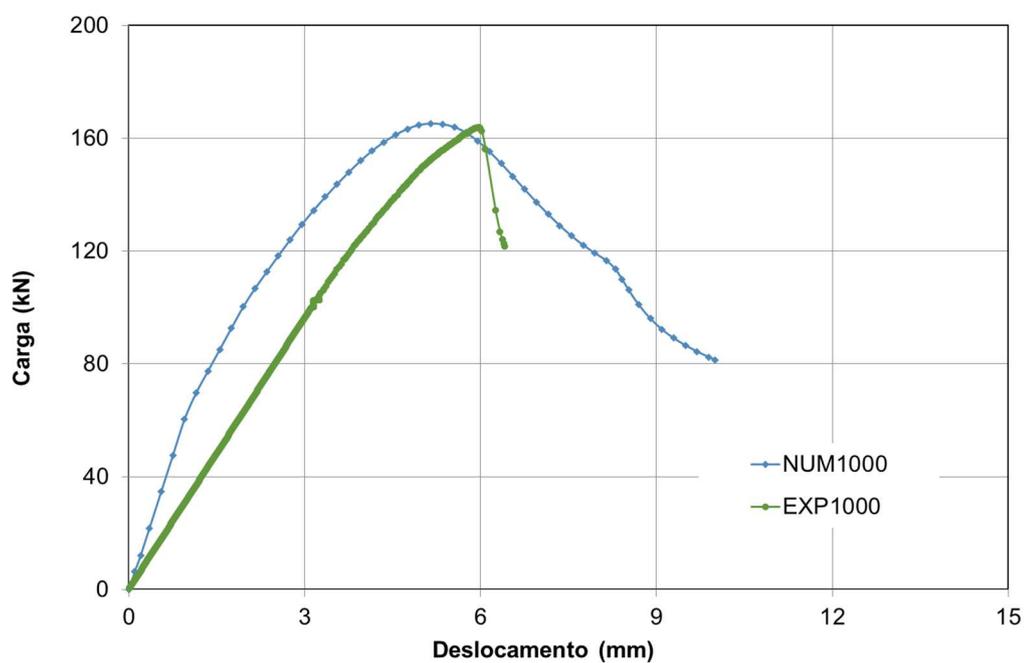
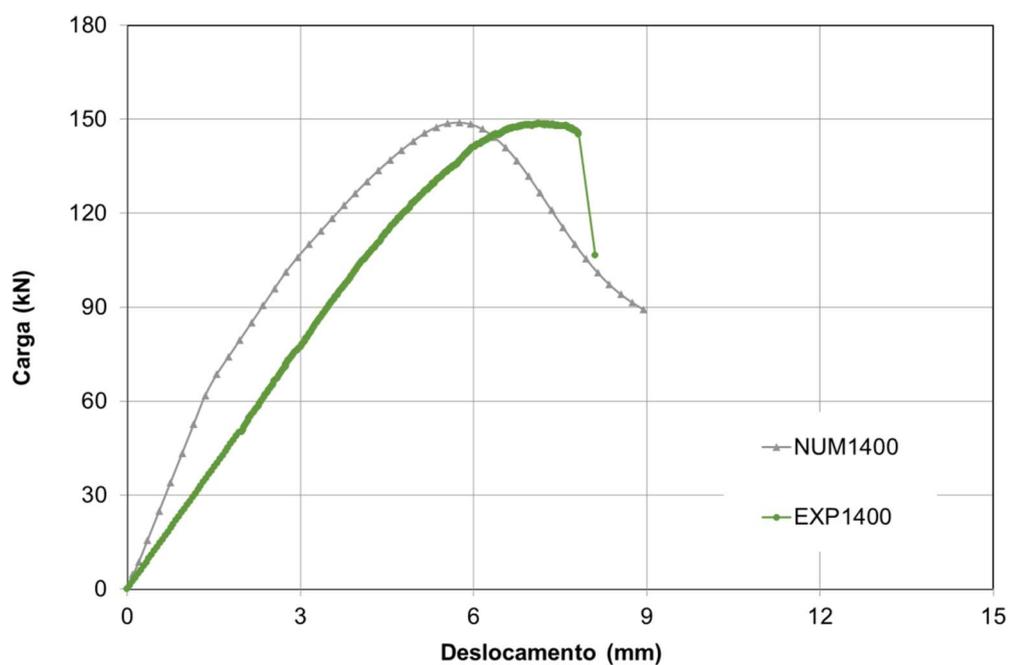
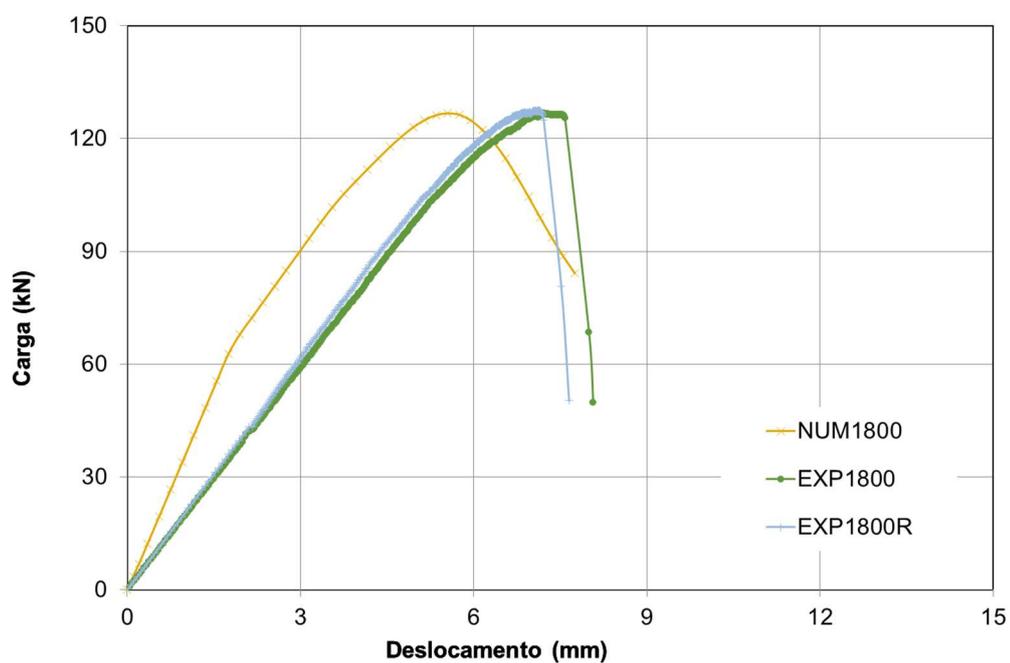


Figura 56 – Curvas carga *versus* deslocamento vertical – NUM1000 e EXP1000

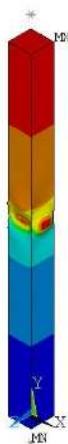
Figura 57 – Curvas carga *versus* deslocamento vertical – NUM1400 e EXP1400Figura 58 – Curvas carga *versus* deslocamento vertical – NUM1800, EXP1800 e EXP1800R

### 5.3.4 Configurações deformadas

As configurações deformadas do modelo numérico apresentaram-se de maneira bastante similar às configurações deformadas dos ensaios experimentais. Nos ensaios EXP300, EXP700 e EXP700R, observou-se a ocorrência de plastificação da seção seguida de flambagem local, comportamento que se repetiu nos modelos numéricos NUM300 e NUM700. Nos ensaios EXP1000, EXP1400, EXP1800 e EXP1800R, observou-se a ocorrência de flambagem global, comportamento novamente repetidos nos modelos numéricos NUM1000, NUM1400 e NUM1800. A Figura 59 e a Figura 60 apresentam as configurações deformadas com somatório vetorial de deslocamentos dos modelos numéricos e as configurações deformadas de seus respectivos modelos experimentais.

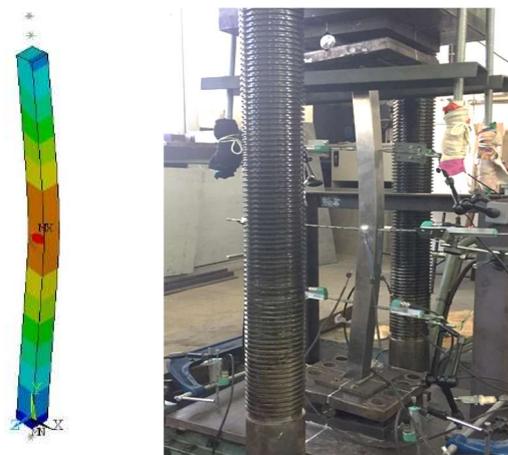


a) NUM300 x EXP300

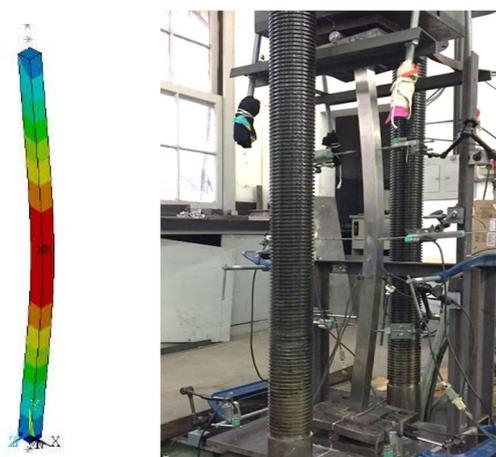


b) NUM700 x EXP700

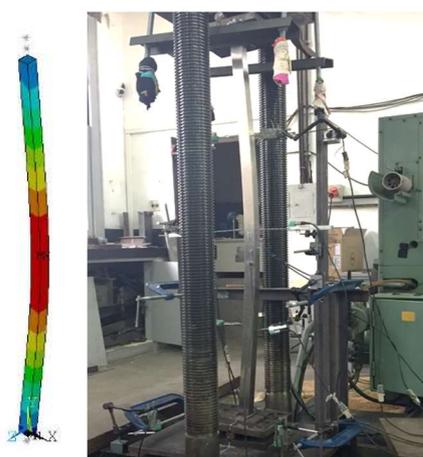
Figura 59 – Configuração deformada – modelo numérico *versus* modelo experimental – parte 1



a) NUM1000 x EXP1000



b) NUM1400 x EXP1400



c) NUM1800 x EXP1800

Figura 60 – Configuração deformada – modelo numérico *versus* modelo experimental –  
parte 2

### 5.3.5 Comparação de resultados

A seguir será apresentada uma comparação entre os resultados obtidos nos ensaios experimentais, nos métodos de dimensionamento do EC3 1-4 [16] e CSM [17] e na análise numérica desenvolvida no programa ANSYS 12 [18]. As propriedades das colunas encontram-se descritas na Tabela 15. Os valores de resistência dos diferentes comprimentos de coluna estudados, para uma seção SHS 50x50x2 em aço inoxidável, encontram-se na Tabela 16. Também são apresentados os valores correspondentes às razões entre cargas máximas experimentais, analíticas calculadas pelo EC3 1-4 [16], pelo CSM [17] bem como a carga máxima do modelo numérico.

Para o cálculo da resistência pelo EC3 [16] e CSM [17], foi utilizada uma tensão de escoamento de valor igual a 395 MPa, equivalente à tensão de escoamento a 0,2% do aço inoxidável, extraída da curva tensão-deformação obtida através do ensaio experimental EXP300, conforme se observa na Figura 61.

Segundo o EC3 1-4 [16], a única coluna quem tem o dimensionamento controlado pela plastificação da seção é a coluna de comprimento igual a 300 milímetros, cujo índice de esbeltez normalizado é igual a 0,21. As colunas de comprimento igual a 700, 1000, 1400 e 1800 milímetros têm o dimensionamento controlado pela flambagem global. De acordo com o sistema de classificação de seções do EC3 1-4, o perfil SHS 50x50x2 é um perfil de classe 2, ou seja, não é necessário calcular a área efetiva da seção para realizar o dimensionamento. É interessante observar que a classe do perfil é diretamente influenciada pela tensão de escoamento do material, visto que ao se considerar a tensão de escoamento nominal de 230 MPa (aço inoxidável austenítico AISI 304 [4]) recomendada pelo EC3 1-4, este mesmo perfil é caracterizado como classe 1.

O índice de esbeltez normalizado  $\bar{\lambda}_p$  da seção é igual a 0,58, ou seja, inferior ao limite  $\bar{\lambda}_{cs} = 0,68$  estipulado pelo CSM [17], e portanto, o método pode ser utilizado para o cálculo da resistência da seção.

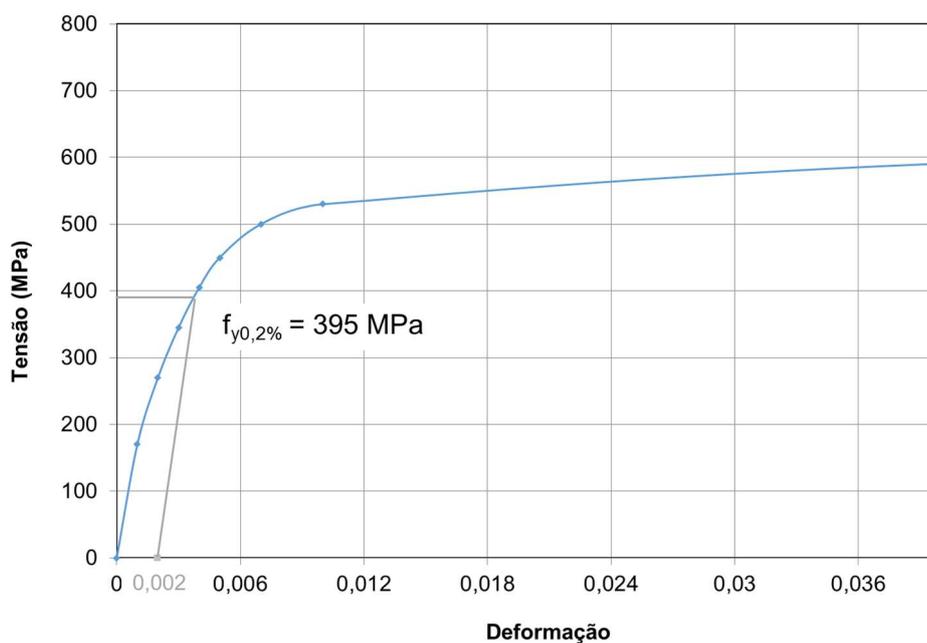


Figura 61 – Obtenção da tensão de escoamento a 0,2%

Tabela 15 – Propriedades das seções estudadas

Seção	b (mm)	h (mm)	L (mm)	$f_y$ (MPa)	E (GPa)	$\bar{\lambda}$	$\bar{\lambda}_p$	Classe
SHS 50x50x2	50	50	300	395	200	0,21	0,58	2
	50	50	700	395	200	0,50	0,58	2
	50	50	1000	395	200	0,72	0,58	2
	50	50	1400	395	200	1,00	0,58	2
	50	50	1800	395	200	1,30	0,58	2

Tabela 16 – Comparação de resultados experimentais, teóricos e numéricos

Ensaio	$N_{EXP}$ (kN)	$N_{b,Rd}$ (kN)	$N_{csm}$ (kN)	$N_{NUM}$ (kN)	$N_{EXP}/N_{b,Rd}$	$N_{EXP}/N_{csm}$	$N_{EXP}/N_{ef}$	$N_{csm}/N_{b,Rd}$
EXP300	195,98	137,89	154,23	197,23	1,42	1,27	0,99	1,12
EXP700	198,67	129,17	144,48	198,12	1,54	1,38	1,00	1,12
EXP700R	195,81	129,17	144,48	198,12	1,52	1,36	0,99	1,12
EXP1000	163,79	108,83	121,72	165,24	1,51	1,35	0,99	1,12
EXP1400	148,62	79,77	89,23	148,93	1,86	1,67	1,00	1,12
EXP1800	126,70	56,68	63,40	126,70	2,24	2,00	1,00	1,12
EXP1800R	127,46	56,68	63,40	126,70	2,25	2,01	1,01	1,12
Média	-	-	-	-	1,76	1,57	1,00	1,12
D. Padrão	-	-	-	-	0,36	0,32	0,0064	0

Através da análise dos resultados apresentados na Tabela 16, observa-se que a razão entre os valores da carga última experimental  $N_{EXP}$  e a carga última calculada pelo EC3 1-4 [16]  $N_{b,Rd}$  é maior do que 1,0, sendo que os valores de resistência experimentais apresentaram-se em média 76% maiores que os valores de resistência do EC3 1-4. A razão entre os valores da carga última experimental  $N_{EXP}$  e carga última calculada pelo CSM [17] também apresentou valores maiores que 1,0, porém com uma diferença média de 57% entre os dois valores. Já a razão entre a carga última experimental  $N_{EXP}$  e a carga última do modelo numérico  $N_{NUM}$  apresentaram valores iguais ou muito próximos a 1,0, evidenciando a semelhança de comportamento entre os modelos experimental e numérico. Por fim, observou-se que a razão entre os valores de carga última calculada pelo CSM [17] e carga última calculada pelo EC3 1-4 [16] apresentou-se igual a 1,12, ou seja, um acréscimo de 12% na resistência calculada pelo método da resistência contínua em relação à resistência calculada através da norma europeia.

#### 5.3.6 Curvas de flambagem

A seguir, serão apresentadas as curvas de flambagem para o método de dimensionamento do EC3 1-4 [16] e do CSM [17] e para os resultados das análises não-lineares desenvolvidas no programa ANSYS 12 [18]. No mesmo gráfico, serão plotados os valores de carga máxima de cada um dos ensaios experimentais desenvolvidos neste trabalho.

Os gráficos apresentam na vertical a carga máxima e na horizontal o índice de esbeltez normalizado da coluna. As cargas máximas estipuladas pelo EC3 1-4 [16] e pelo método da resistência contínua (CSM) foram determinadas para uma mesma seção do tipo SHS 50x50x2 e uma série de comprimentos diferentes de coluna. O mesmo processo foi realizado através do modelo numérico, em que as cargas máximas para diversos comprimentos de coluna foram obtidas através de análises não-lineares, variando-se assim o índice de esbeltez normalizado em uma faixa de 0 a 2.

A Figura 62 apresenta as curvas de flambagem (carga máxima *versus* índice de esbeltez normalizado) do EC3 1-4, do CSM [17] e do modelo numérico desenvolvido no programa ANSYS 12 [18], e também as cargas máximas dos ensaios experimentais.

É interessante observar que o valor de esbeltez normalizada limite  $\bar{\lambda}_0 = 0,4$  estipulado pelo EC3 1-4 [16] para perfis tubulares em aço inoxidável é muito próximo do valor de esbeltez normalizado limite obtido através das análises não-lineares desenvolvidas no programa ANSYS 12 [18]. Como já era de se esperar, para colunas com índice de esbeltez normalizado inferior a 0,4, o modo de falha da coluna é a plastificação da seção acompanhada de flambagem local, ao mesmo que para valores superiores a 0,4, o modo de falha é a flambagem global, o que se confirmou tanto nas configurações deformadas dos ensaios experimentais quanto nas dos modelos numéricos.

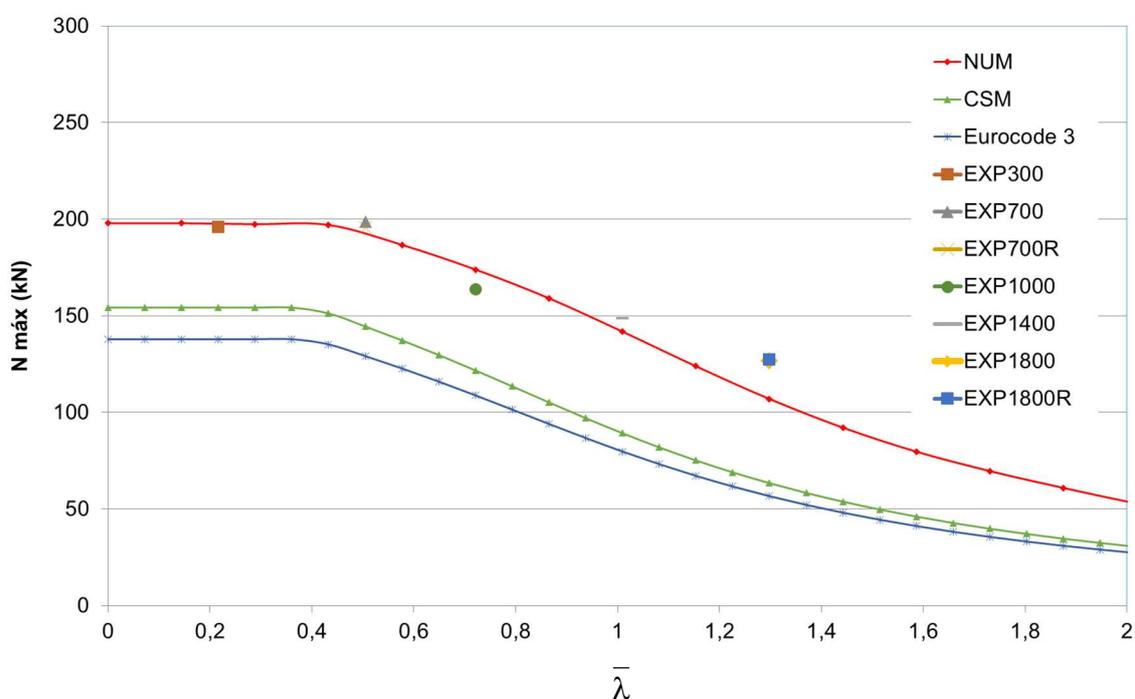


Figura 62 – Curvas de flambagem e cargas máximas experimentais – SHS 50x50x2

## 6 ANÁLISE PARAMÉTRICA

### 6.1 Considerações Iniciais

De modo a dar continuidade às comparações entre modelos numéricos e teóricos iniciadas no capítulo anterior do presente trabalho, a seguir será apresentada uma análise paramétrica, em que se buscou analisar o comportamento de 5 diferentes seções tubulares quadradas (Tabela 17), presentes no catálogo da distribuidora ELINOX®, no que diz respeito à sua resistência à compressão. Para isso, foram utilizados modelos numéricos de colunas desenvolvidos no programa Ansys [18], cujas principais propriedades físicas foram descritas no Capítulo 5 deste trabalho. O comprimento dos modelos variou a fim abranger um intervalo de índice de esbeltez normalizado  $\bar{\lambda}$  com valores entre 0 e 2.

Para a realização da análise não-linear, foram impostas ao modelo imperfeições iniciais iguais a  $t/10$  para colunas que falham por plastificação da seção seguida de flambagem local e  $L/1000$  para colunas que falham por flambagem global.

As seções presentes nesta análise paramétrica foram escolhidas com base em seus valores de esbeltez normalizada da seção  $\bar{\lambda}_p$ . Optou-se por seções menos esbeltas que a seção 50x50x2 utilizada nos ensaios experimentais deste trabalho, cuja esbeltez normalizada da seção era  $\bar{\lambda}_p = 0,58$ , um valor relativamente próximo ao limite  $\bar{\lambda}_{cs} = 0,68$  imposto pelo método da resistência contínua (CSM) [17]. Deste modo, foi possível verificar a influência do parâmetro  $\bar{\lambda}_p$  no valor da resistência a compressão determinada pelo CSM, e assim, compará-la com os resultados obtidos através do EC3 1-4 e do modelo numérico.

Também serão apresentadas as curvas carga *versus* deslocamento vertical e as configurações deformadas resultante das análises não-lineares realizadas no modelo numérico. Finalmente, serão apresentadas as curvas de flambagem para cada uma das seções analisadas, em que serão plotados os valores de carga máxima *versus* índice de esbeltez normalizado obtidos através da análise numérica, do EC3 1-4 [16] e do CSM [17].

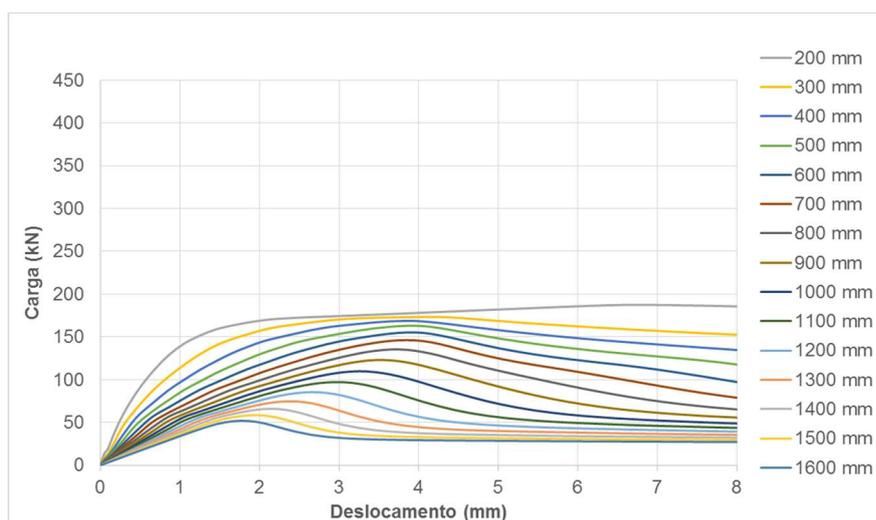
Tabela 17 – Propriedades das seções estudadas na análise paramétrica

Seção	b (mm)	h (mm)	t (mm)	A (mm <sup>2</sup> )	$\lambda_p$	Classe
SHS 30x30x3	30	30	3,0	324	0,23	1
SHS 40x40x3	40	40	3,0	444	0,31	1
SHS 50x50x3	50	50	3,0	564	0,39	1
SHS 60x60x3	60	60	3,0	684	0,46	1
SHS 70x70x3	70	70	3,0	804	0,54	1

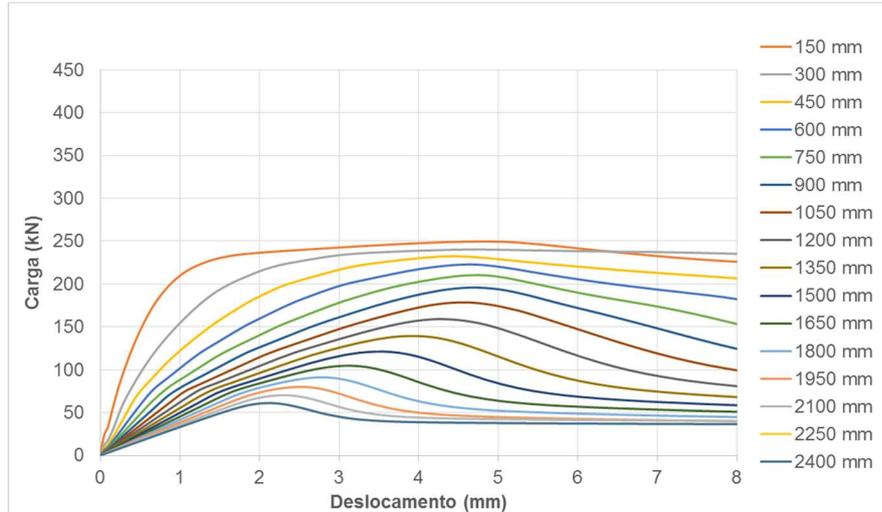
## 6.2 Resultados

### 6.2.1 Curvas carga versus deslocamento vertical

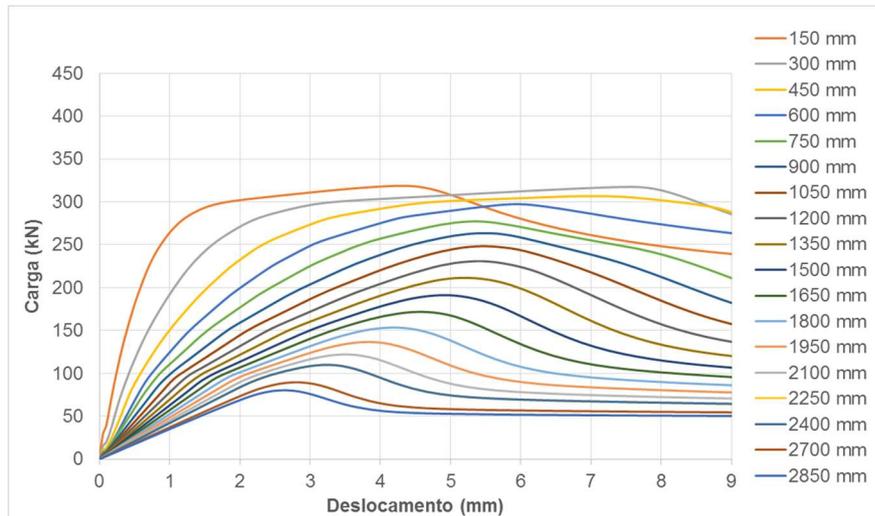
A seguir, são apresentadas as curvas carga *versus* deslocamento vertical geradas através das análises não-lineares desenvolvidas no modelo numérico, para cada uma das seções estudadas na análise paramétrica.



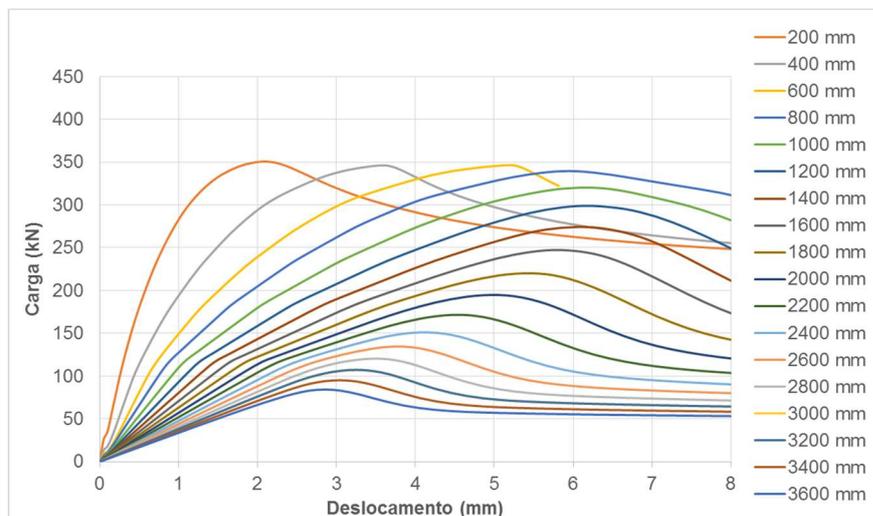
a) SHS 30x30x3



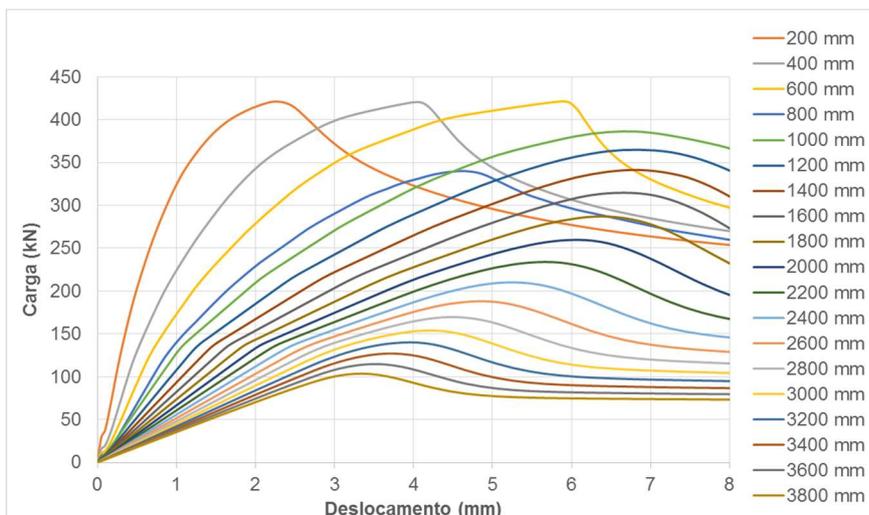
b) SHS 40x40x3



c) SHS 50x50x3



d) SHS 60x60x3

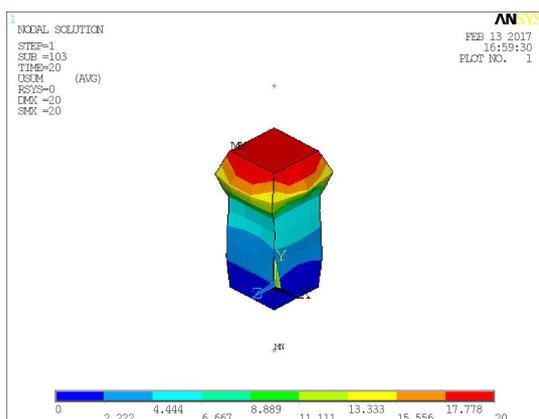


e) SHS 70x70x3

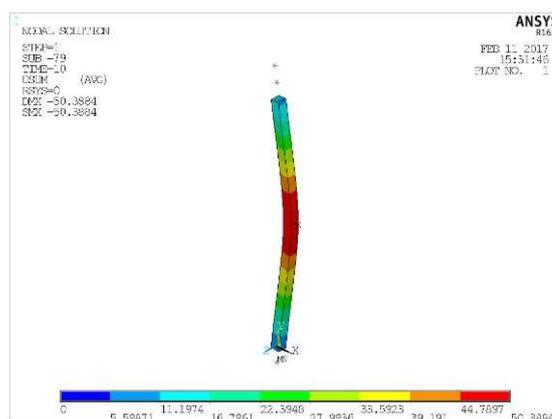
Figura 63 – Curvas carga versus deslocamento vertical – análise paramétrica

### 6.2.2 Deformadas

A seguir, serão apresentadas as configurações deformadas das colunas obtidas através da análise não-linear desenvolvida no modelo numérico. Para cada seção, será apresentado um caso de plastificação da seção seguida de flambagem local e um caso de flambagem global (Figura 64 a Figura 68).

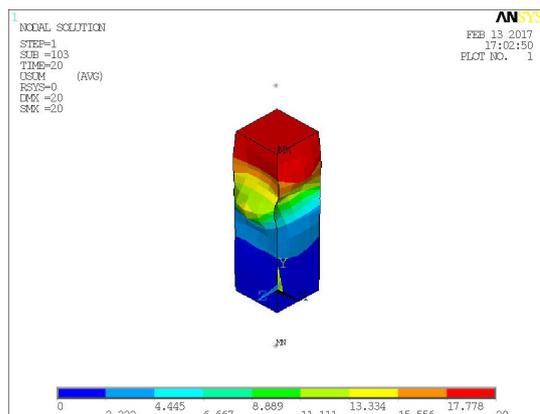


a) Local

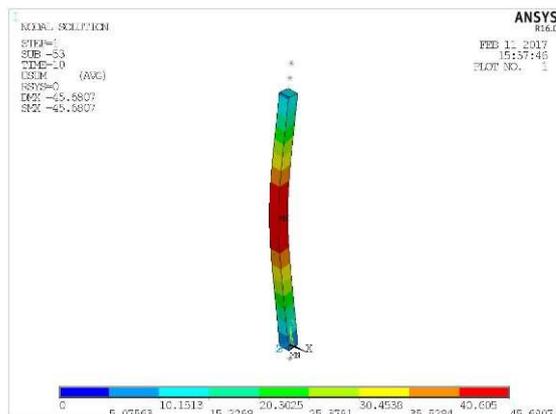


b) global

Figura 64 – Configuração deformada – SHS 30x30x3

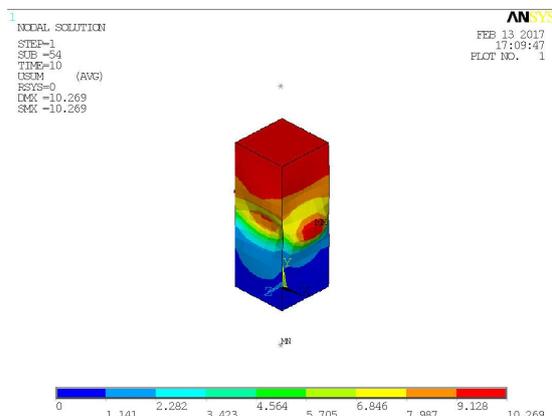


a) Local

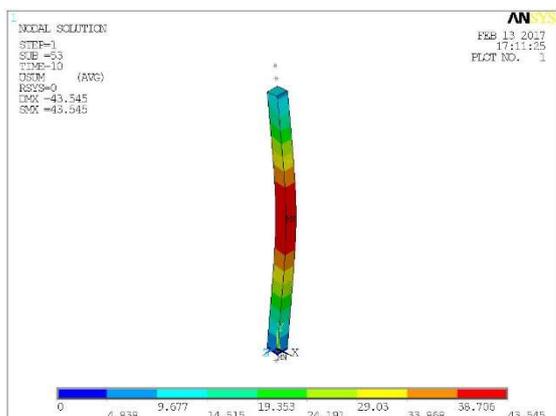


b) global

Figura 65 – Configuração deformada – SHS 40x40x3

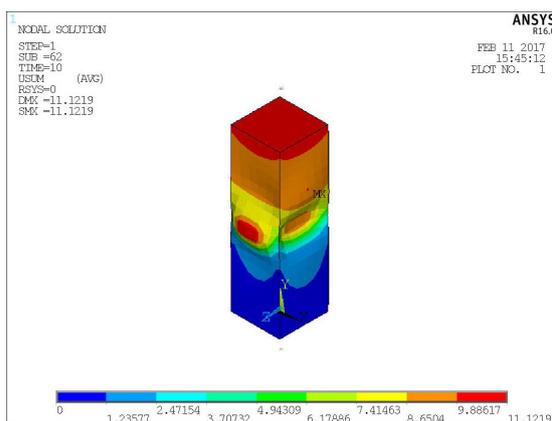


a) Local

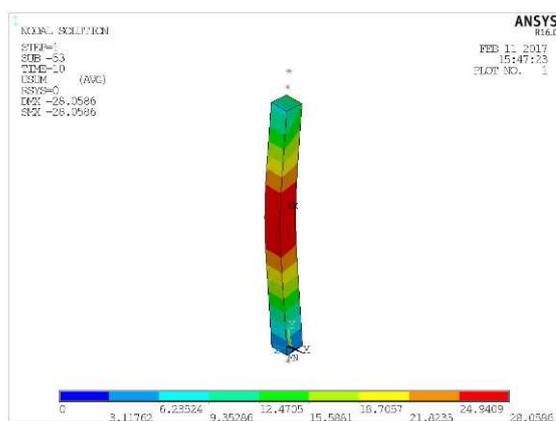


b) global

Figura 66 – Configuração deformada – SHS 50x50x3



a) Local



b) global

Figura 67 – Configuração deformada – SHS 60x60x3

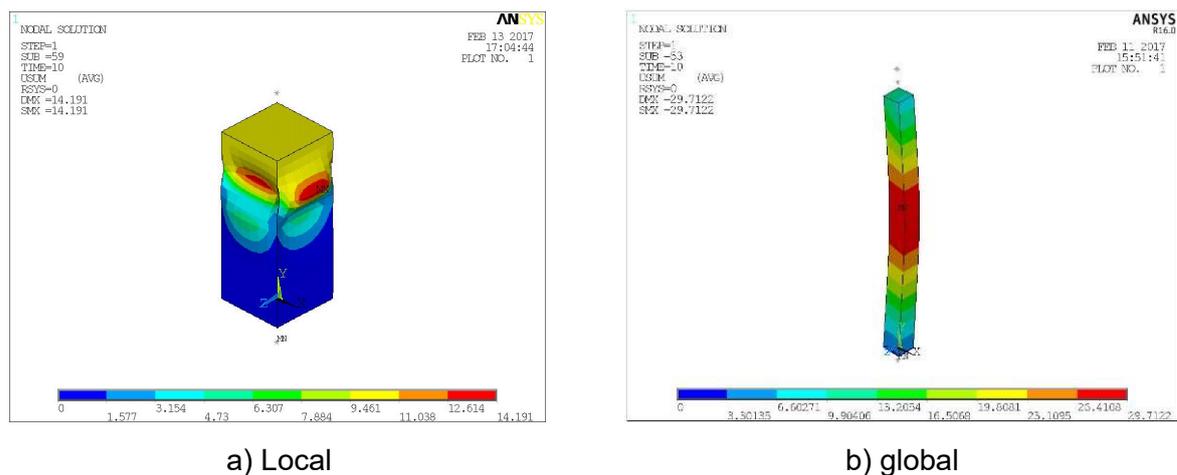


Figura 68 – Configuração deformada – SHS 70x70x3

### 6.2.3 Comparação de resultados

A seguir, será apresentada a comparação de resultados numéricos e teóricos para diferentes valores de esbelteza normalizada da coluna. A Tabela 18 apresenta os valores de carga máxima obtidos através do modelo numérico, enquanto a Tabela 19 apresenta os resultados do CSM [17] e a Tabela 20 do EC3 1-4 [16]. As razões entre as resistências numéricas e teóricas são apresentadas na Tabela 21 e Tabela 22.

Tabela 18 – Resultados da análise paramétrica – Modelo numérico

Seção	$N_{NUM}$ (kN)			
	$\bar{\lambda} = 0,5$	$\bar{\lambda} = 1,0$	$\bar{\lambda} = 1,5$	$\bar{\lambda} = 2,0$
SHS 30x30x3	168,76	135,35	85,51	51,90
SHS 40x40x3	222,91	178,44	104,59	70,26
SHS 50x50x3	277,12	211,38	122,07	80,35
SHS 60x60x3	339,38	247,26	151,01	95,16
SHS 70x70x3	386,28	259,68	154,02	103,43

Tabela 19 – Resultados da análise paramétrica – CSM [17]

Seção	$N_{CSM}$ (kN)			
	$\bar{\lambda} = 0,5$	$\bar{\lambda} = 1,0$	$\bar{\lambda} = 1,5$	$\bar{\lambda} = 2,0$
SHS 30x30x3	158,26	96,86	53,76	32,84
SHS 40x40x3	209,44	139,17	72,92	48,33
SHS 50x50x3	232,14	151,00	79,92	52,01
SHS 60x60x3	273,29	174,33	98,94	60,87
SHS 70x70x3	303,44	183,71	101,41	67,73

Tabela 20 – Resultados da análise paramétrica – EC3 1-4 [16]

Seção	N <sub>EC3</sub> (kN)			
	$\bar{\lambda} = 0,5$	$\bar{\lambda} = 1,0$	$\bar{\lambda} = 1,5$	$\bar{\lambda} = 2,0$
SHS 30x30x3	119,46	73,12	40,58	24,79
SHS 40x40x3	158,09	105,05	55,04	36,48
SHS 50x50x3	202,02	131,41	69,55	45,26
SHS 60x60x3	256,32	163,50	92,80	57,10
SHS 70x70x3	295,14	178,69	98,64	65,87

Tabela 21 – Razão entre resistências numéricas e teóricas – parte 1

Seção	$\bar{\lambda} = 0,5$		$\bar{\lambda} = 1,0$	
	N <sub>NUM</sub> /N <sub>EC3</sub>	N <sub>NUM</sub> /N <sub>csm</sub>	N <sub>NUM</sub> /N <sub>EC3</sub>	N <sub>NUM</sub> /N <sub>csm</sub>
SHS 30x30x3	1,41	1,07	1,85	1,40
SHS 40x40x3	1,41	1,06	1,70	1,28
SHS 50x50x3	1,37	1,19	1,61	1,40
SHS 60x60x3	1,32	1,24	1,51	1,42
SHS 70x70x3	1,31	1,27	1,45	1,41
Média	1,37	1,17	1,62	1,38
D. Padrão	0,05	0,10	0,16	0,06

Tabela 22 – Razão entre resistências numéricas e teóricas – parte 2

Seção	$\bar{\lambda} = 1,5$		$\bar{\lambda} = 2,0$	
	N <sub>NUM</sub> /N <sub>EC3</sub>	N <sub>NUM</sub> /N <sub>csm</sub>	N <sub>NUM</sub> /N <sub>EC3</sub>	N <sub>NUM</sub> /N <sub>csm</sub>
SHS 30x30x3	2,11	1,59	2,09	1,58
SHS 40x40x3	1,90	1,43	1,93	1,45
SHS 50x50x3	1,76	1,53	1,78	1,54
SHS 60x60x3	1,63	1,53	1,67	1,56
SHS 70x70x3	1,56	1,52	1,57	1,53
Média	1,79	1,52	1,81	1,53
D. Padrão	0,22	0,06	0,21	0,05

### 6.3 Curvas de flambagem

A seguir, serão apresentadas as curvas de flambagem resultantes da análise paramétrica desenvolvida neste trabalho. Foram plotadas em um mesmo gráfico, para cada uma das seções analisadas, as curvas carga máxima *versus* índice de esbeltez normalizado da coluna, em que estão presentes os valores obtidos através da análise numérica, do EC3 1-4 [16] e do CSM [17]. Através destas curvas, tornou-se possível analisar o comportamento de cada uma das seções em função do comprimento da coluna, e comparar os resultados de diferentes métodos de dimensionamento. Além disso, foi possível avaliar o quão grande ou pequena pode ser a diferença entre os valores de resistência da norma europeia e do método da resistência contínua de acordo com os parâmetros geométricos, como o índice de esbeltez normalizado da coluna e a esbeltez normalizada da seção.

#### 6.3.1 SHS 30x30x3

A seção SHS 30x30x3 apresenta uma esbeltez normalizada  $\bar{\lambda}_p = 0,23$ , ou seja, um valor pequeno quando comparado ao limite  $\bar{\lambda}_{cs} = 0,68$  definido pelo método da resistência contínua (CSM), o que influencia diretamente na resistência à compressão obtida através deste método, tendo esta superado em 32,48% o valor da resistência à compressão obtido pelo EC3 1-4. Neste caso, observa-se que a curva de flambagem do modelo numérico apresentou resultados próximos às resistências teóricas do CSM para valores de índice de esbeltez normalizado da coluna  $\bar{\lambda}$  inferiores a 0,6. Ao mesmo tempo, observou-se um distanciamento entre as resistências do modelo numérico e do CSM para valores de índice de esbeltez normalizado da coluna pertencentes ao intervalo de 0,6 a 1,6. Em relação à curva do EC3 1-4, as resistências do modelo numérico também apresentaram um distanciamento no intervalo de 0,6 a 1,6, porém apresentam uma ligeira aproximação para esbeltezas normalizadas próximas a 2.

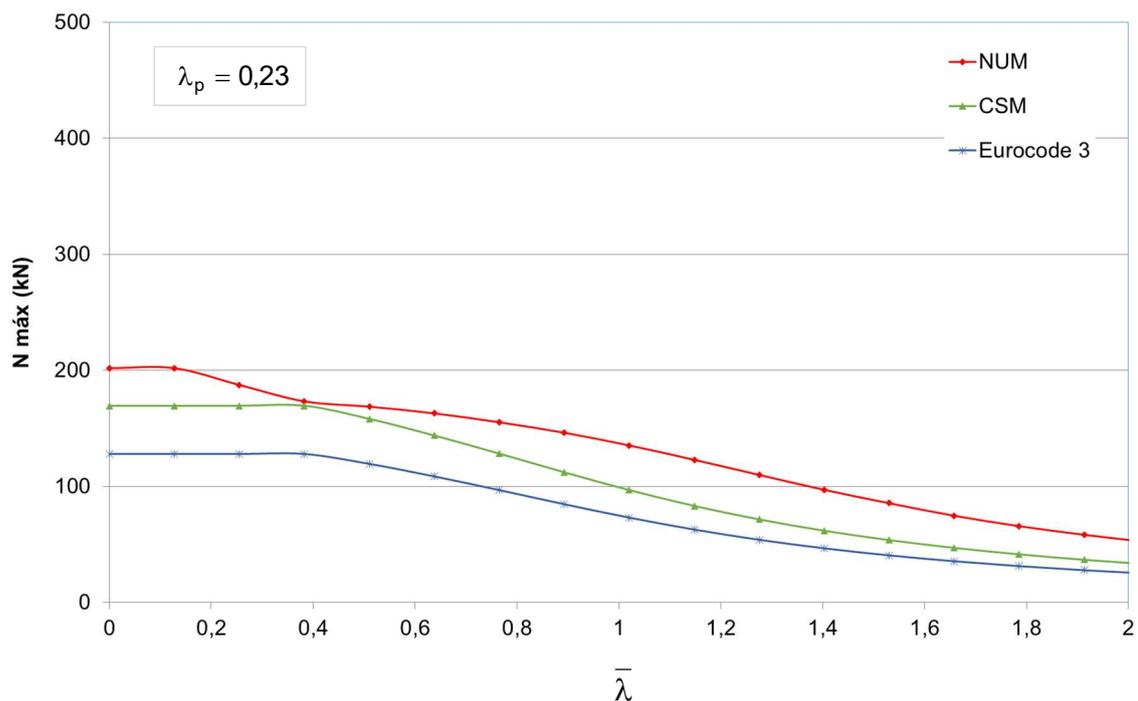


Figura 69 – Curvas de flambagem – SHS 30x30x3

### 6.3.2 SHS 40x40x3

A seção SHS 40x40x3 apresenta uma esbelteza normalizada  $\bar{\lambda}_p = 0,31$ , e assim como a seção SHS 30x30x3, os valores de resistência à compressão obtidos pelo CSM superaram em 32,48% os valores obtidos pelo EC3 1-4. As curvas numérica e do CSM também apresentaram valores de resistência à compressão bastante próximos para colunas com valores de índice de esbelteza normalizado  $\bar{\lambda}$  inferiores à 0,6. A partir deste ponto, as curvas do modelo numérico e o do CSM passaram a se distanciar. Já as curvas do modelo numérico e do EC3 apresentam um distanciamento crescente para esbeltezas normalizadas de até 1,5.

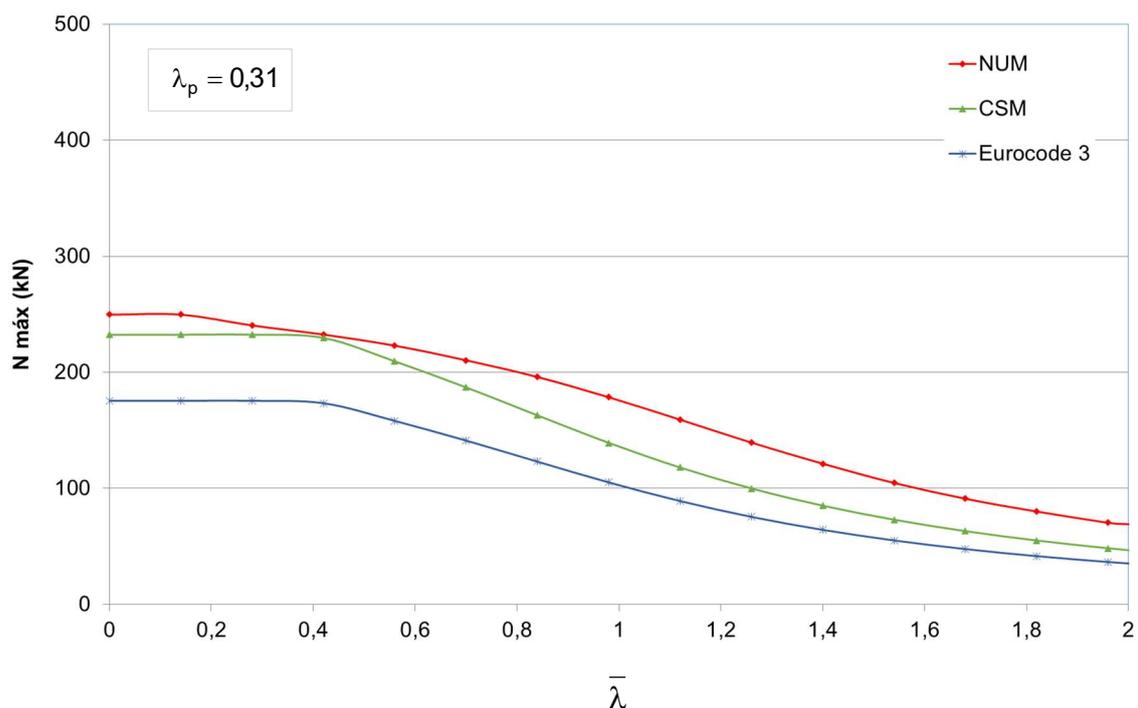


Figura 70 – Curvas de flambagem – SHS 40x40x3

### 6.3.3 SHS 50x50x3

A seção SHS 50x50x3 apresenta uma esbelteza normalizada  $\bar{\lambda}_p = 0,39$ , e neste caso, começa-se a observar uma tendência de aproximação entre os resultados do CSM e do EC3 1-4, tendo o CSM apresentado valores de resistência à compressão 14,91% superiores em relação aos valores obtidos pelo EC3 1-4. A curva numérica é a que apresenta os maiores valores de carga máxima, mantendo um distanciamento praticamente constante das curvas do CSM e do EC3 1-4 para quase todo o intervalo de  $\bar{\lambda}$ .

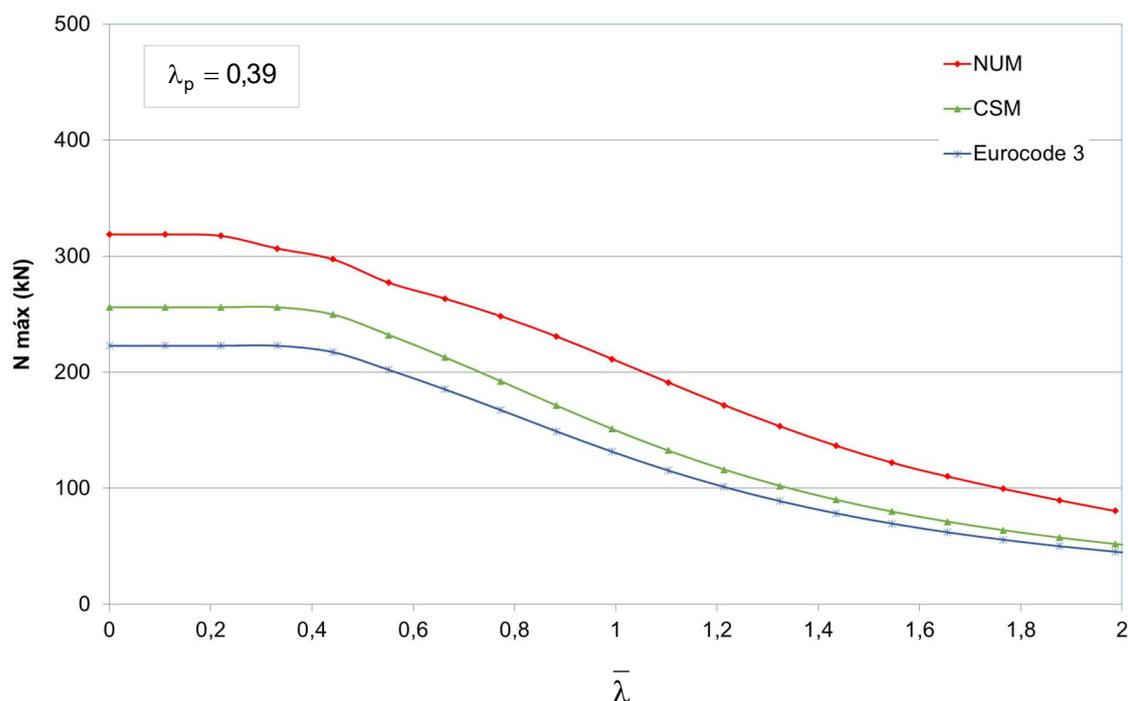


Figura 71 – Curvas de flambagem – SHS 50x50x3

#### 6.3.4 SHS 60x60x3

A seção SHS 60x60x3 apresenta uma esbelteza normalizada  $\bar{\lambda}_p = 0,46$ , um valor já mais próximo ao limite  $\bar{\lambda}_{cs} = 0,68$ , resultando em uma diminuição na diferença entre os valores de resistência à compressão do CSM e do EC3 1-4. Os resultados obtidos através do CSM apresentaram-se 6,62% maiores que aqueles obtidos pelo EC3 1-4. Observa-se também uma pequena tendência de diminuição da diferença entre as resistências do modelo numérico e do EC3 1-4, uma vez que para seções de menor esbelteza normalizada  $\bar{\lambda}_p$ , essa diferença apresentava-se maior.

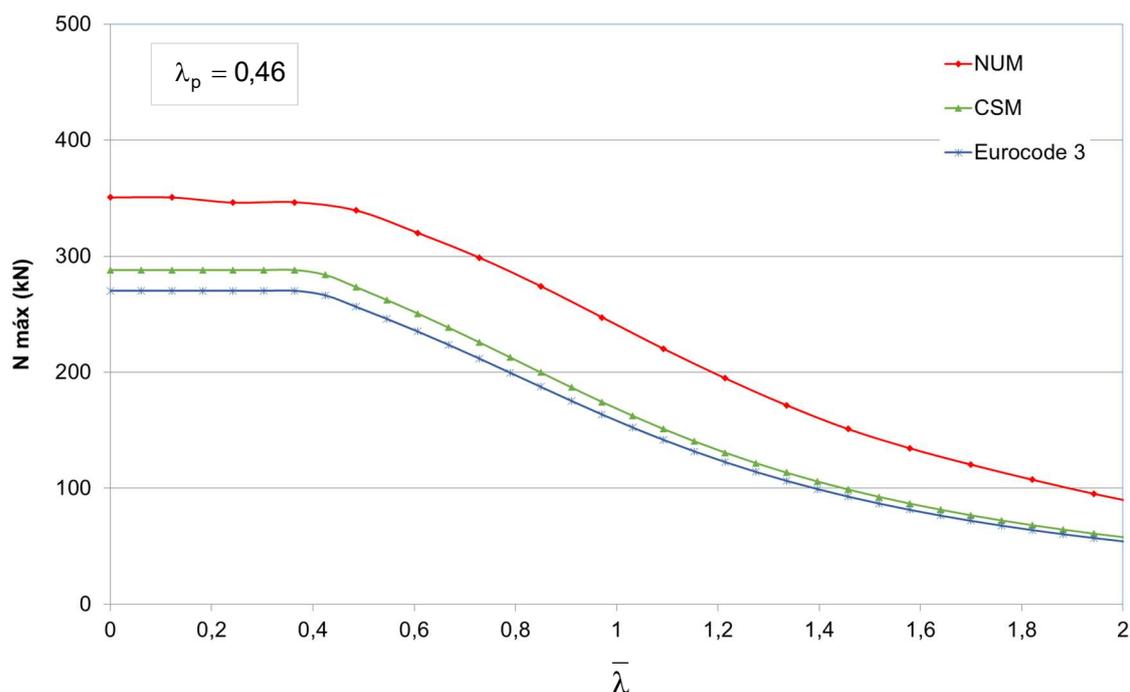


Figura 72 – Curvas de flambagem – SHS 60x60x3

### 6.3.5 SHS 70x70x3

Finalmente, a seção 70x70x3 apresenta uma esbelteza normalizada  $\bar{\lambda}_p = 0,54$ , a maior de todas as seções estudadas nesta análise paramétrica, e já significativamente próxima ao limite  $\bar{\lambda}_{cs} = 0,68$  estabelecido pelo CSM. Observa-se neste caso, que a diferença entre os valores de resistência à compressão do CSM e do EC3 é pouco relevante, tendo os resultados do CSM representando apenas um acréscimo de apenas 2,81% sobre a resistência obtida pelo EC3 1-4. Já as curvas de flambagem do modelo numérico e do EC3 1-4 confirmaram a tendência de aproximação de seus valores de resistência para seções mais esbeltas.

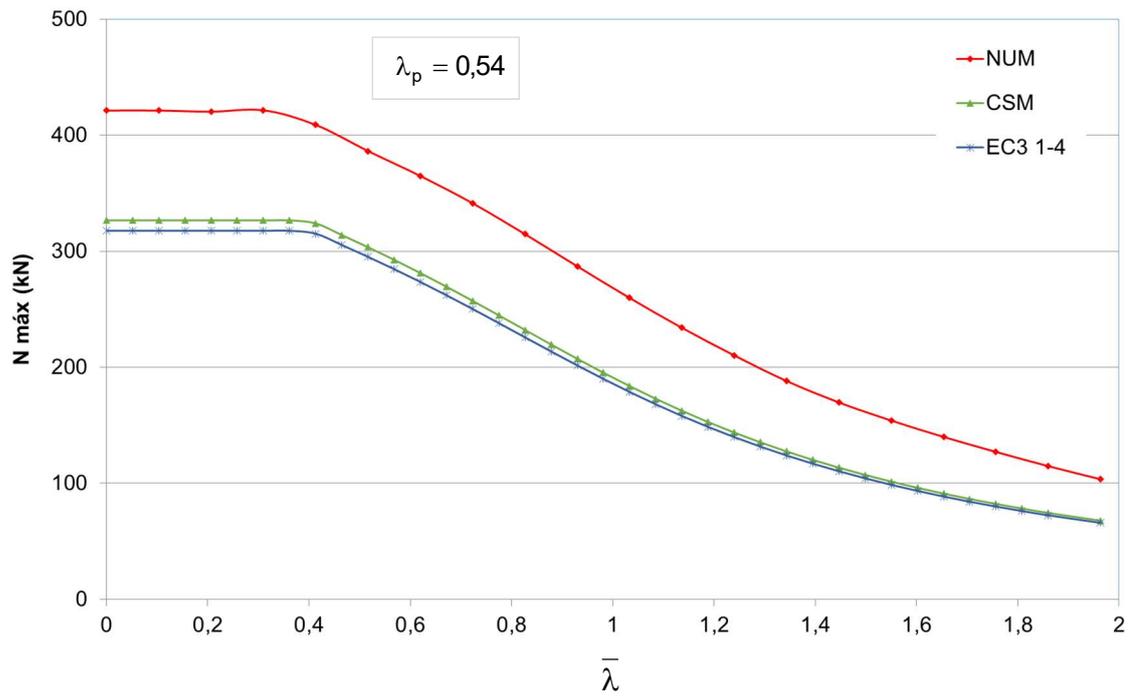


Figura 73 – Curvas de flambagem – SHS 70x70x3

## **7 CONSIDERAÇÕES FINAIS**

### **7.1 Introdução**

A utilização de elementos estruturais em aço inoxidável tem crescido em todo o mundo. Apesar de seu alto custo inicial, existem uma série de fatores que tornam a sua utilização mais vantajosa em relação a outros tipos de materiais, como sua durabilidade, bom comportamento em altas temperaturas, ductilidade e possibilidade de reutilização e reciclagem do material.

Esta dissertação desenvolveu um estudo voltado ao comportamento de colunas tubulares quadradas em aço inoxidável. Optou-se pelo aço inoxidável austenítico do tipo AISI 304 [4] por este ser o mais amplamente utilizado em projetos estruturais. Para isso, foram desenvolvidos modelo experimentais, numéricos e teóricos, contemplando a norma europeia Eurocode 3 Parte 1-4 [16] e o método da resistência contínua (CSM) [17].

Além da pesquisa bibliográfica, este trabalho contemplou uma análise experimental em que foram realizados sete ensaios experimentais em colunas tubulares de seção SHS 50x50x2 em aço inoxidável de diferentes comprimentos. A partir destes resultados, foi possível analisar o comportamento e resistência destas colunas, bem como a eficiência das normas de dimensionamento. Também foi desenvolvido um modelo numérico no programa de elementos finitos ANSYS 12 [18]. Este modelo foi calibrado a partir dos resultados experimentais e possibilitou o desenvolvimento de uma análise paramétrica, em que foram analisadas cinco diferentes seções tubulares quadradas, permitindo assim uma melhor compreensão do comportamento de colunas tubulares em aço inoxidável.

### **7.2 Conclusões**

Os ensaios experimentais desenvolvidos neste trabalho foram realizados em sete diferentes comprimentos. Deste modo, foi possível observar o comportamento de

colunas tubulares quadradas para valores de esbelteza normalizada variados. A condição de apoio adotado foi bi-rotulada (com exceção do ensaio EXP300), e para isso foram utilizadas placas com chanfros e rolos cilíndricos, de modo a simular esta condição. As deformações e deslocamentos horizontais das colunas foram medidos através de extensômetros de resistência elétrica e transdutores de deslocamento (LVDT).

Conforme previsto anteriormente, as colunas de 300 e 700 milímetros apresentaram falha por plastificação da seção seguida de flambagem local, enquanto as colunas de 1000, 1400 e 1800 milímetros apresentaram falha por flambagem global elásto-plástica. As curvas carga *versus* deslocamento vertical e carga *versus* deformação foram apresentadas, verificando-se a provável ocorrência de excentricidades no ponto de aplicação do carregamento de compressão axial da coluna do ensaio EXP1800.

O comportamento bi-rotulado das colunas ensaiadas foi confirmado através da apresentação de curvas altura *versus* deslocamento horizontal para diferentes níveis de carregamento. Verificou-se a ocorrência de  $k = 1$  nas colunas de 1000 e 1400 milímetros, enquanto nas colunas de 1800 milímetros o valor de  $k$  aproximou-se de 1, apesar das dificuldades impostas pelo elevado comprimento da coluna e o fato de a rótula não ser perfeita, apresentando certa resistência à rotação inicial.

O modelo numérico desenvolvido no presente trabalho procurou simular o comportamento das colunas ensaiadas experimentalmente. Para isso, foi elaborado no programa de elementos finitos Ansys 12 [18] com a utilização de elementos do tipo casca, SHELL181. As propriedades físicas do aço inoxidável austenítico AISI 304 [4] foram atreladas ao modelo numérico através de uma curva tensão-deformação extraída do ensaio EXP300. A calibração do modelo foi realizada através da comparação das curvas carga *versus* deslocamento vertical dos ensaios experimentais e curvas resultantes das análises não-lineares desenvolvidas no programa ANSYS 12. Os valores de imperfeição inicial variaram de acordo com o modo de flambagem da coluna, em que adotou-se, de maneira geral, uma imperfeição inicial global de  $L/1000$  para flambagem global, e uma imperfeição inicial local de  $t/10$  para plastificação da seção seguida de flambagem local.

A comparação de resultados experimentais, teóricos e numéricos permitiu a realização de algumas conclusões, apresentadas a seguir. A razão entre os valores da carga última experimental  $N_{EXP}$  e a carga última calculada pelo EC3 1-4 [16]  $N_{b,Rd}$

apresentou valores maiores que 1,0, em que as resistências experimentais apresentaram-se em média 76% maiores que os valores de resistência do EC3 1-4, confirmando o conservadorismo desta norma. A razão entre os valores da carga última experimental  $N_{EXP}$  e carga última calculada pelo CSM [17] também apresentou valores maiores que 1,0, porém com uma diferença média de 57% entre os dois valores. Já a razão entre a carga última experimental  $N_{EXP}$  e a carga última do modelo numérico  $N_{NUM}$  apresentaram valores iguais ou muito próximos a 1,0, evidenciando a semelhança de comportamento entre os modelos experimental e numérico. Por fim, a razão entre os valores de carga última calculada pelo CSM [17] e carga última calculada pelo EC3 1-4 [16] apresentou-se igual a 1,12, ou seja, um acréscimo de 12% na resistência do EC3 1-4.

Na etapa final do estudo desenvolvido nesta dissertação, foi realizada uma análise paramétrica em que buscou-se analisar o comportamento de 5 diferentes seções tubulares quadradas. As seções presentes nesta análise foram escolhidas com base em seus valores de esbeltez normalizada da seção  $\bar{\lambda}_p$ . Foram plotadas curvas de flambagem com valores de resistência do EC3 1-4 [16], CSM [17] e modelo numérico, chegando-se às seguintes conclusões: as seções cujos valores de esbeltez normalizada encontram-se próximos ao limite  $\bar{\lambda}_{CS} = 0,68$  estabelecido pelo CSM apresentam uma pequena diferença entre as resistências à compressão calculadas pelo EC3 1-4 e pelo CSM, enquanto as resistências do modelo numérico tendem a se aproximar das resistências do EC3 1-4, sempre superando ambos os métodos de dimensionamento. Já as seções cujos valores de esbeltez normalizada encontram-se mais afastados ao limite  $\bar{\lambda}_{CS} = 0,68$  tendem a apresentar uma maior diferença entre as resistências à compressão calculadas pelo EC3 1-4 e pelo CSM, o que torna a aplicação do CSM mais recomendada para estes casos. Observou-se ainda que para este mesmo grupo de seções, as resistências do modelo numérico tendem a se aproximar das resistências do CSM para colunas de esbeltez normalizada  $\bar{\lambda} = 0,68$  inferiores a 0,6, ainda superando os valores de ambos os métodos de dimensionamento.

### 7.3 Sugestões para Trabalhos Futuros

A partir das conclusões obtidas durante a realização deste trabalho, algumas sugestões para trabalhos futuros podem ser apresentadas, tais como:

- Realizar ensaios em colunas de aço inoxidável com a mesma seção utilizada neste trabalho, porém com comprimentos ainda não ensaiados, para que desta forma possa-se dar continuidade à investigação aqui iniciada;
- Realizar ensaios experimentais em colunas de outros tipos de seções tubulares, como quadradas com dimensões diferentes da utilizada neste trabalho, e também seções retangulares e circulares. Será interessante manter os mesmos valores de esbeltez já ensaiados, para que assim possa-se verificar a influência do formato da seção no valor final da resistência da coluna;
- Realizar ensaios semelhantes aos desenvolvidos neste trabalho, porém com outros tipos de aço inoxidável, de modo a analisar as diferenças de comportamentos destes materiais;
- Realizar ensaios em vigas e vigas-colunas em aço inoxidável, de modo a abranger diferentes tipos de estruturas e carregamentos;
- Avaliar a influências das excentricidades de carregamento nos resultados finais de ensaios à compressão de elementos tubulares, bem como desenvolver técnicas de minimização de sua ocorrência em ensaios experimentais de colunas esbeltas;
- Avaliar a influência de imperfeições iniciais na calibração de modelos numéricos de colunas tubulares, uma vez que seus valores influenciam diretamente nos valores de carga máxima obtidos através de análises não-lineares;
- Avaliar a influência da esbeltez normalizada da seção nos valores de resistência à compressão calculados através do método da resistência contínua (CSM) [17] em comparação com aqueles obtidos através do Eurocode 3 1-4 [16] e modelos numéricos.

## REFERÊNCIAS

- [1] Gardner, L. The use of stainless steel in structures, *Progress in Structural Engineering and Materials*, vol. 7, p. 45-55, 2005.
- [2] Baddoo, N. R. 100 years of stainless steel: A review of structural applications and the development of design rules. *The Structural Engineer*, vol. 91, p. 10-18, 2013.
- [3] Afshan, S. Structural Behaviour of Cold-Formed Stainless Steel Tubular Members, P.hD. thesis, Department of Civil and Environmental Engineering, Imperial College London, UK, 2013.
- [4] AISI. Specification for the design of cold-formed steel structural members. American Iron and Steel Institute, 1996.
- [5] Baroni, B. C. Comportamento Estrutural de Colunas Soldadas Constituídas de Aço Inoxidável, Projeto de graduação em Engenharia Civil, Faculdade de Engenharia, UERJ – Universidade do Estado do Rio de Janeiro, 2015.
- [6] EN 10088-1: Stainless steels - Part 1: List of stainless steels. Brussels: European Committee for Standardization, 2005.
- [7] Duarte, H. P. C. S. G. Análise de Ligações Tubulares Soldadas Tipo T entre Perfis SHS, Projeto de graduação em Engenharia Civil, Faculdade de Engenharia, UERJ – Universidade do Estado do Rio de Janeiro, 2015.
- [8] Stainless Steel World. Disponível em: <<http://www.stainless-steel-world.net>>. Acesso em 07 dez. 2016.
- [9] Portal Met@lica. Disponível em: <<http://wwwo.metlica.com.br>>. Acesso em 07 dez. 2016.

- [10] Gomes, T. M. D. Análise e dimensionamento de elementos estruturais de aço inoxidável, Dissertação de Mestrado, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade Nova de Lisboa, 2015.
- [11] International Stainless Steel Forum. Disponível em: <<http://www.worldstainless.org>>. Acesso em 07 dez. 2016.
- [12] Structurae. Disponível em: <<https://structurae.net>>. Acesso em 07 dez. de 2016.
- [13] J3 Tours Hong Kong. Disponível em: <<http://j3tourshongkong.com>>. Acesso em 07 dez. 2016.
- [14] British Sainless Steel Association. Disponível em: <<http://www.bssa.org.uk>>. Acesso em 07 dez. 2016.
- [15] Robert J 365. Disponível em <<https://robertj365.wordpress.com>>. Acesso em 07 dez. 2016.
- [16] EN 1993-1-4. Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-4: General rules - Supplementary rules for stainless steels. Brussels: European Committee for Standardization, 2006.
- [17] Afshan, S.; Gardner, L. a. The continuous strength method for structural stainless steel design, Thin-Walled Structures, vol. 68, p. 42-49, 2013.
- [18] Ansys 12.0 ®, ANSYS - Inc. Theory Reference, 2010.
- [19] Lima, N. S. Comportamento estrutural de ligações tubulares T e KT, Dissertação de Mestrado, Faculdade de Engenharia, UERJ – Universidade do Estado do Rio de Janeiro, 2012.

- [20] Steel From China. Disponível em: <<http://blog.steelfromchina.com>>. Acesso em 07 dez. 2016.
- [21] Araújo, A. H. M.; Requena, J. A. V.; Minchillo, D. G. V.; Thomaz, S. A. M. Projeto, fabricação e montagem de estruturas com perfis tubulares. I CICOM, IV Seminário Internacional do uso de estruturas metálicas na construção civil. São Paulo, 2001.
- [22] Ramberg, W.; Osgood, W. R. Description of stress–strain curves by three parameters, Technical Note No. 902, National Advisory Committee for Aeronautics, Washington, D.C., 1943.
- [23] Hill, H. N. Determination of stress–strain relations from the offset yield strength values, Technical Note No. 927, National Advisory Committee for Aeronautics. Washington, D.C. 1944.
- [24] Liu, Y.; Young, B. Buckling of stainless steel square hollow section compression members, *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 59, p. 165-177, 2003.
- [25] ASCE. Specification for the design of cold-formed stainless steel structural members. ANSI/ASCE-8-90. New York: American Society of Civil Engineers, 1991.
- [26] Aust/NZS. Cold-formed stainless steel structures. Australian/New Zealand Standard. Sydney, Australia: Standards Australia, 2001/ AS/NZS 4673:2001.
- [27] Zhou, F.; Chen, Y.; Young, B. Cold-formed high strength stainless steel cross-sections in compression considering interaction effects of constituent plate elements, *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 80, p. 32-41, 2013.
- [28] Hibbitt, Karlsson and Sorensen, Inc. ABAQUS standard user's manual, vols. 1–3, version 6.8. USA; 2008.

- [29] Shu, G.; Zheng, B.; Shen, X. Experimental and Theoretical Study on the Behavior of Cold-formed Stainless Steel Stub Columns, *International Journal of Steel Structures*, vol. 13, p. 141-153, 2013.
- [30] Rasmussen, K. J. R.; Burns, T.; Bezkorovainy, P. Design of stiffened elements in cold-formed stainless steel sections, *Journal of Structural Engineering*, vol. 130, n. 11, p. 1764-1771, 2004.
- [31] Ashraf, M.; Gardner, L.; Nethercot, D. A. Structural stainless steel design: Resistance based on deformation capacity, *Journal of Structural Engineering*, vol. 134, n.3, p. 402-411, 2008.
- [32] Winter, G. Strength of thin steel compression flanges, *Transactions ASCE*, vol. 112, p. 527-554, 1947.
- [33] Gardner, L.; Nethercot, D. A. Experiments on stainless steel hollow sections – Part 1: Material and cross-sectional behavior, *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 60, p. 1291-1318, 2004.
- [34] Gardner, L.; Nethercot, D. A. Experiments on stainless steel hollow sections – Part 2: Member behavior of columns and beams, *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 60, p. 1319-1332, 2004.
- [35] Dabaon, M. A.; El-Boghdadi, M. H.; Hassanein, M. F. A comparative experimental study between stiffened and unstiffened stainless steel hollow tubular stub columns, *Thin-Walled Structures*, vol. 47, p. 73-81, 2009.
- [36] Zhao, O. *et al.* Experimental and Numerical Studies of Ferritic Stainless Steel Tubular Cross Sections under Combined Compression and Bending, *Journal of Structural Engineering*, vol. 142, n. 2, 2016.
- [37] Afshan, S.; Gardner, L. Experimental Study of Cold-Formed Ferritic Stainless Steel Hollow Sections, *Journal of Structural Engineering*, vol. 139, n. 5, p. 717-728, 2013.

- [38] Yuan, H. X. *et al.* Stub column tests on stainless steel built-up sections, *Thin-Walled Structures*, vol. 83, p. 103-114, 2014.
- [39] Schafer, B. W. Review: The direct strength method for cold-formed steel member design. *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 64, n. 7, p. 766-78, 2008.
- [40] Rasmussen, K. J. R.; Hancock, G. J. Design of cold-formed stainless steel tubular members I: Columns, *Journal of Structural Engineering*, vol. 119, n. 8, p. 2349-2367, 1993.
- [41] Young, B.; Hartono, W. Compression Tests of Stainless Steel Tubular Members, *Journal of Structural Engineering*, vol.128, n. 6, p. 754-761, 2002.
- [42] Rasmussen, K. J. R.; Rondal, J. Strength curves for metal columns, *Journal of Structural Engineering*, vol. 123, n. 6, p. 721-728, 1997.
- [43] Chan, T.; Zhao, X.; Young, B. Cross-section classification for cold-formed and built-up high strength carbon and stainless steel tubes under compression, *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 106, p. 289-295, 2015.
- [44] EN-1993-1-12. Eurocode 3: design of steel structures – Part 1-12: Additional rules for the extension of EN 1993 up to steel grades S 700. London: British Standards Institution; 2007.
- [45] Bock, M.; Gardner, L.; Real, E. Material and local buckling response of ferritic stainless steel sections, *Thin-Walled Structures*, vol. 89, p. 131-141, 2015.
- [46] Theofanous, M.; Gardner, L. Testing and numerical modelling of lean duplex stainless steel hollow section columns, *Engineering Structures*, vol. 31, p. 3047-3058, 2009.

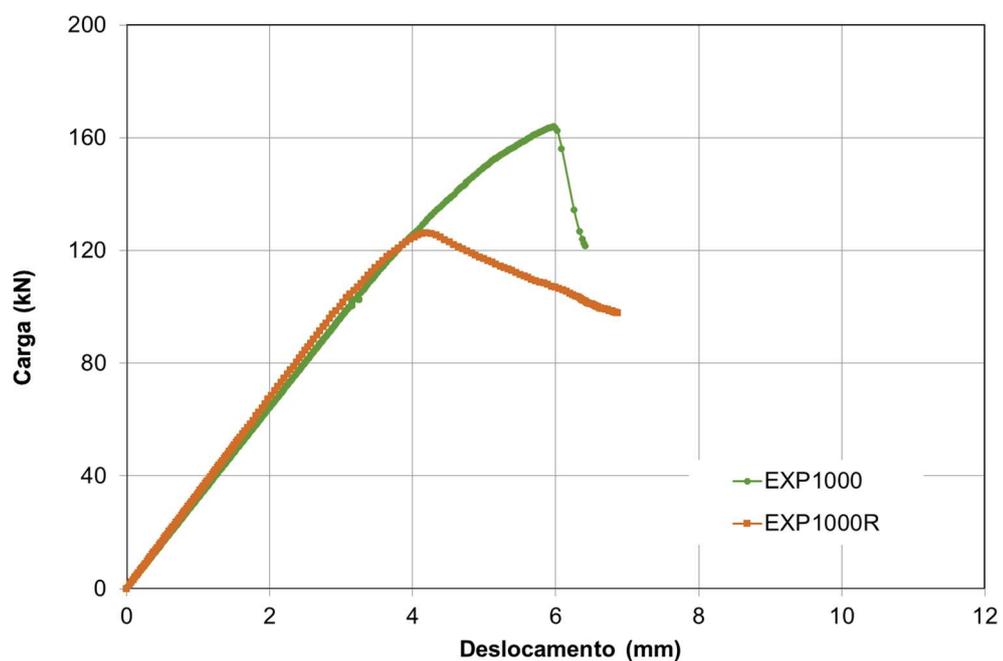
- [47] Bock, M.; Arrayago, I.; Real, E. Experiments on cold-formed ferritic stainless steel slender sections, *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 109, p. 13-23, 2015.
- [48] Gardner, L.; Theofanous, M. Discrete and continuous treatment of local buckling in stainless steel elements. *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 64, p. 1207–1216, 2008.
- [49] Ellobody, E.; Young, B. Structural performance of cold-formed high strength stainless steel columns, *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 61, p. 1631–1649, 2005.
- [50] Young, B.; Lui, W. Tests of cold-formed high strength stainless steel compression members, *Thin-Walled Structures*, vol. 44, p. 224–234, 2006.
- [51] Simões, R. A. D., *Manual de Dimensionamento de Estruturas Metálicas*. 2ª Edição. Coimbra, Portugal: Editor A. Lamas, cmm – Associação Portuguesa de Construção Metálica e Mista, 2007.
- [52] Reis, A.; Camotim, D. *Estabilidade Estrutural*, McGraw-Hill, Lisboa, 2001
- [53] EN 1993-1-1. Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings, CEN, European Committee for Standardisation, Brussels, 2003.
- [54] EN 1993-1-5. Eurocode 3 : Design of steel structures Part 1.5 : Plated structural elements, CEN, European Committee for Standardisation, Brussels, 2003.
- [55] Gardner, L. A new approach to structural stainless steel design. Ph.D. thesis, Department of Civil and Environmental Engineering, Imperial College London, UK, 2002.
- [56] Li, Z.; Schafer, B. W. Buckling analysis of cold-formed steel members with general boundary conditions using CUFSM: conventional and constrained finite

strip methods, The 20th international speciality conference on cold-formed steel structures, St. Louis, Missouri, USA, 2010.

- [57] Seif, S.; Schafer, B. W. Local buckling of structural steel shapes, *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 66, n. 10, p. 1232-1247, 2010.
- [58] Assis, W. S. Sistemas computacionais de apoio à monitoração de estrutura de engenharia civil. Dissertação de Doutorado, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2007.
- [59] Rosa, E. Curso análise experimental de tensões - Extensometria, Apostila, Universidade Federal de Santa Catarina – UFSC, 2009.
- [60] Gefran. Disponível em: <<http://www.gefran.com/pt/br/products/73-py2-apalpador-com-ponta-de-esfera>>. Acesso em 07 dez. 2016.
- [61] Silva, A. T. Modelagem numérica de elementos tracionados em aço inoxidável com parafusos defasados, Dissertação de Mestrado, Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro – UERJ, 2009.

## ANEXO A

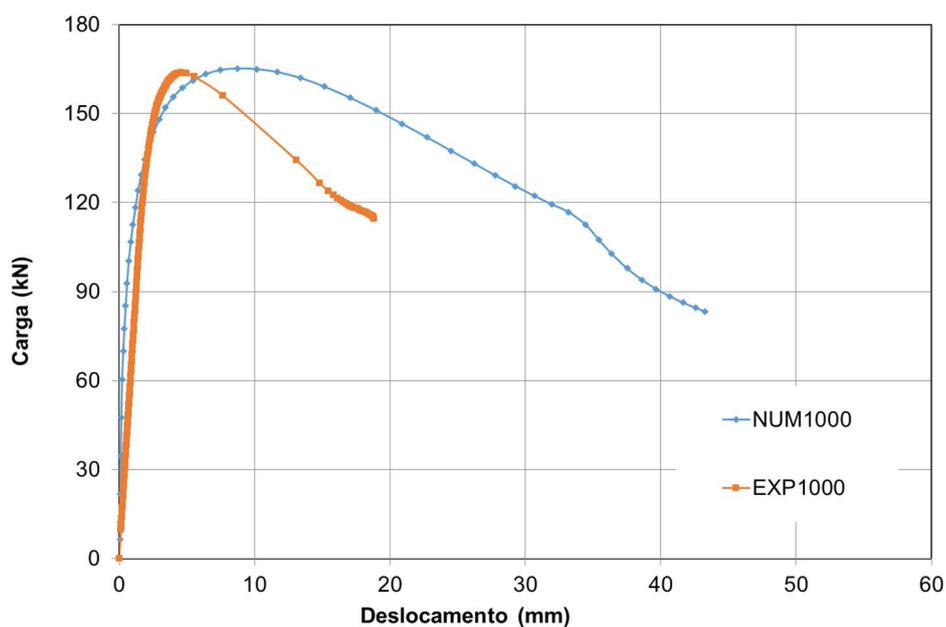
O gráfico abaixo apresenta as curvas carga *versus* deslocamento vertical dos ensaios EXP1000 e EXP1000R. A evidente diferença entre os valores de carga máxima das duas curvas é motivada pela ocorrência de excentricidades no carregamento da coluna do ensaio EXP1000R.



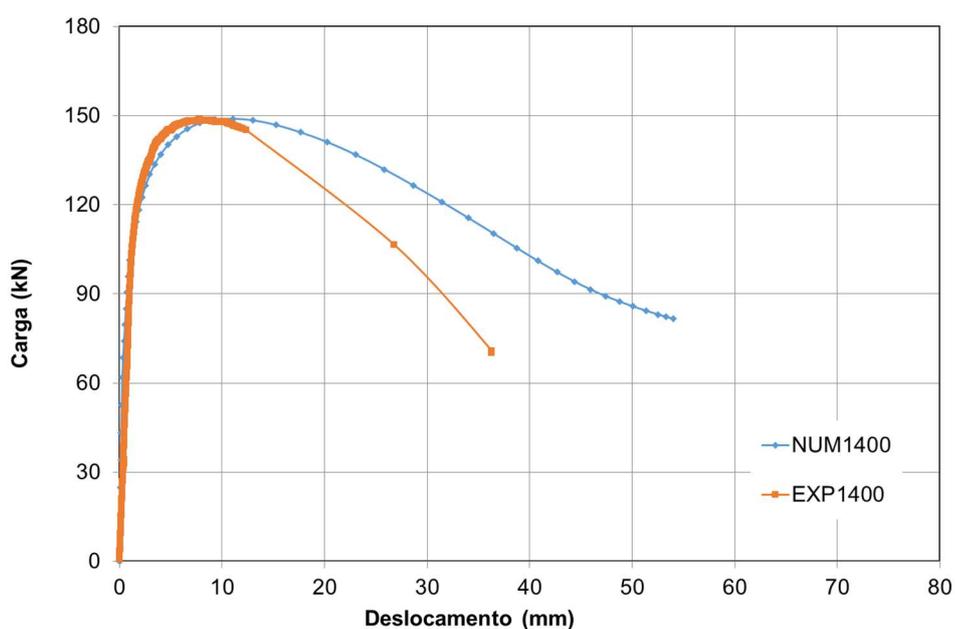
Curvas carga *versus* deslocamento vertical – EXP1000 e EXP1000R

## ANEXO B

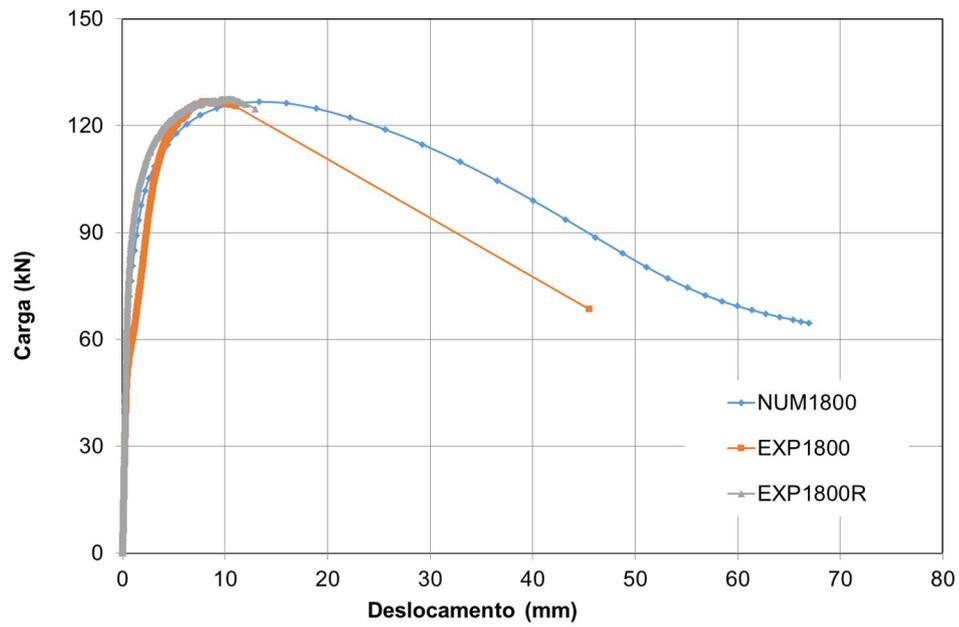
Os gráficos abaixo apresentam comparações entre as curvas carga versus deslocamento horizontal dos ensaios EXP1000, EXP1400 e EXP1000R e seus respectivos modelos numéricos.



Curvas carga *versus* deslocamento horizontal – NUM1000 e EXP1000



Curvas carga *versus* deslocamento horizontal – NUM1400 e EXP1400



Curvas carga versus deslocamento horizontal – NUM1800, EXP1800 e EXP1800R