



**Universidade do Estado do Rio de Janeiro**  
Centro de Tecnologia e Ciências  
Faculdade de Engenharia

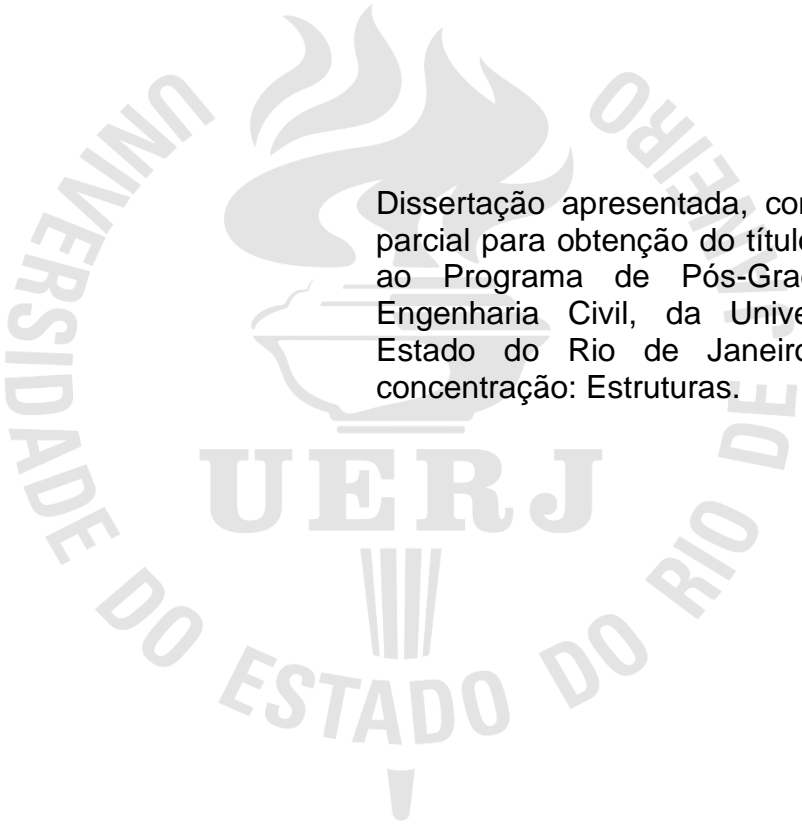
Gabriel de Souza Cerveira Pereira

**Análise numérica de colunas tubulares quadradas constituídas de  
aços inoxidáveis austenítico, ferrítico e duplex**

Rio de Janeiro  
2023

Gabriel de Souza Cerveira Pereira

**Análise numérica de colunas tubulares quadradas constituídas de aços  
inoxidáveis austenítico, ferrítico e duplex**



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. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima  
Prof. André Tenchini da Silva

Rio de Janeiro

2023

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

P436 Pereira, Gabriel de Souza Cerveira.  
Análise numérica de colunas tubulares quadradas constituídas de aços  
inoxidáveis austenítico, ferrítico e duplex / Gabriel de Souza Cerveira  
Pereira. – 2023.  
133 f.

Orientadores: Luciano Rodrigues Ornelas de Lima, André Tenchini da  
Silva.

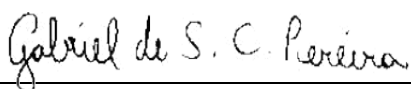
Dissertação (Mestrado) – Universidade do Estado do Rio de Janeiro,  
Faculdade de Engenharia.

1. Engenharia civil - Teses. 2. Aço tubular - Estruturas - Teses. 3.  
Colunas - Teses. 4. Aço inoxidável - Teses. 5. Análise numérica - Teses. I.  
Lima, Luciano Rodrigues Ornelas de. II. Silva, André Tenchini da. III.  
Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Faculdade de Engenharia. IV.  
Título.

CDU 624.014.27

Bibliotecária: Júlia Vieira – CRB7/6022

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



Assinatura

23/10/2023

Data

Gabriel de Souza Cerveira Pereira

**Análise numérica de colunas tubulares quadradas constituídas de aços  
inoxidáveis austenítico, ferrítico e duplex**

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: 24 de agosto de 2023.

Banca Examinadora:



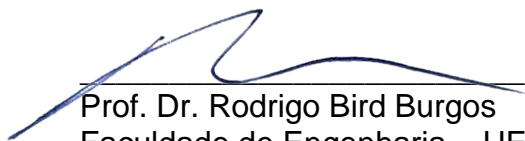
---

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



---

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



---

Prof. Dr. Rodrigo Bird Burgos  
Faculdade de Engenharia – UERJ

Documento assinado digitalmente  
**gov.br** CILMAR DONIZETI BASAGLIA  
Data: 28/08/2023 07:35:16-0300  
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

---

Prof. Dr. Cilmar Donizeti Baságli  
Universidade Estadual de Campinas - UNICAMP

Rio de Janeiro

2023

## DEDICATÓRIA

Pelo carinho, afeto, dedicação e cuidado que meus pais me deram durante toda a minha existência, dedico esta dissertação a eles. Com muita gratidão.

## **AGRADECIMENTOS**

Ao meu orientador, Prof. Dr. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima por estar sempre com boa vontade e disposto a ensinar, pelos conhecimentos transmitidos, pela dedicação de seu tempo, pelo exemplo de profissionalismo e pela confiança depositada em mim.

Ao meu orientador, Prof. Dr. André Tenchini da Silva por ter aceitado dar continuidade a esse trabalho em andamento, por estar sempre disponível para sanar dúvidas, por estar sempre contribuindo para a melhoria da dissertação e pela dedicação de seu tempo.

Em memória ao Prof. Dr. Pedro Vellasco que iniciou esse trabalho, mas infelizmente nos deixou. Sua perda deixou uma enorme lacuna no coração de familiares e amigos.

Ao Fernando Rocha Sarquis, aluno de doutorado do PGECIV, por ter colaborado no desenvolvimento do modelo numérico.

A todos os professores do PGECIV pelos conhecimentos transmitidos.

Aos meus pais por sempre me darem todo suporte necessário para que eu chegasse até aqui.

Ao meu irmão Matheus por sempre me incentivar a seguir meus sonhos.

A todos os meus amigos por me incentivarem a continuar meus estudos e dar o melhor de mim.

Ao PGECIV e a UERJ por darem todas as condições necessárias para o desenvolvimento dessa dissertação.

A todos aqueles, que embora não citados nominalmente, contribuíram direta e indiretamente para a execução deste trabalho.

O que sabemos é uma gota; o que não sabemos é um oceano.

*Isaac Newton*

## RESUMO

PEREIRA, Gabriel de Souza Cerveira. *Análise numérica de colunas tubulares quadradas constituídas de aços inoxidáveis austenítico, ferrítico e duplex*. 2023.. 133 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2023.

Estruturas tubulares são largamente utilizadas na Europa, Sudeste Asiático, América do Norte e Austrália. Elas possuem uma alta eficiência estrutural, sendo bastante resistentes à esforços axiais, de torção e efeitos combinados. Estruturas tubulares são leves e possuem menor área de seção transversal em relação a seções abertas, proporcionando menores custos de proteção contra o fogo e manutenção da estrutura. O dimensionamento de estruturas tubulares em aço inoxidável, de acordo com as normas vigentes, baseia-se em analogias assumidas com o comportamento de estruturas de aço carbono, mesmo o aço inoxidável apresentando comportamento bastante distinto. Em detalhe, a curva tensão *versus* deformação do aço inoxidável não possui um patamar de escoamento bem definido, e ainda, é possível observar um comportamento não linear iniciando-se em baixos valores de tensão. Além de não levar em consideração o comportamento não linear do aço inoxidável para o dimensionamento de estruturas tubulares, a norma europeia EN1993-1-4 utiliza a mesma curva de flambagem no dimensionamento de estruturas tubulares para os três tipos de aços inoxidáveis considerados nesta dissertação: austenítico, ferrítico e duplex. Esta dissertação objetiva estudar o comportamento estrutural de colunas constituídas de aços inoxidáveis austenítico, ferrítico e duplex submetidas à compressão axial, avaliando a curva de flambagem do EN1993-1-4, o dimensionamento pelo Método da Resistência Contínua (CSM) e pelo SCI-P413 e os limites de esbeltez da classe 3 para elementos comprimidos existentes na literatura. O estudo foi feito por meio de uma análise paramétrica com a utilização de um modelo numérico de análise não linear desenvolvido no programa ANSYS 22 e validado com base nos resultados experimentais presentes na literatura. O dimensionamento pelo EN1993-1-4 apresentou resultados conservadores, havendo diferença acerca do comportamento do aço inoxidável austenítico em relação dos outros tipos pois apresentou resistência para colunas com índice de esbeltez intermediária abaixo da curva de dimensionamento. O dimensionamento pelo CSM apresentou também resultados conservadores, porém melhores que o EN1993-1-4, principalmente para colunas curtas. O dimensionamento pelo SCI-P413 apresentou resultados mais seguros para o aço inoxidável austenítico, porém mais conservadores para os aços inoxidáveis ferrítico e duplex. Com base nos resultados, foi proposto um método de dimensionamento modificado baseado no dimensionamento do EN1993-1-4 para melhorar o dimensionamento de colunas, levando em consideração alteração nas curvas de dimensionamento, ficando mais próximas das curvas propostas pelo SCI-P413. Também foi concluído que o limite de esbeltez da classe 3 para elementos comprimidos proposto na literatura é mais adequado que o do EN1993-1-4.

Palavras-chave: Aço Inoxidável. Coluna Tubular. Análise Numérica. Compressão axial. Método da Resistência Contínua (CSM).



## ABSTRACT

PEREIRA, Gabriel de Souza Cerveira. *Numerical analysis of austenitic, ferritic and duplex stainless steels SHS columns*. 2023. 133 f. Dissertation (Master in Civil Engineering) – Faculty of Engineering, State University of Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2023.

Hollow structural sections are widely used in Europe, Southeast Asia, North America, and Australia. They have high structural efficiency and present high strength when subjected to axial forces, torsion, and combined effects. Hollow sections are lightweight and have a smaller cross-sectional area than open sections, providing cost savings in fire protection, and maintenance. According to current standards, the design of stainless steel hollow structural sections is based on assumptions and analogies with the behavior of carbon steel structures, even though stainless steel exhibits significantly different behavior. Unlike carbon steel, the stress-strain curve of stainless steel does not have a well-defined yield plateau, and a nonlinear behavior can be observed even at very low-stress levels. In addition to not considering the nonlinear behavior of stainless steel for the design of hollow structures, the EN1993-1-4 uses the same buckling curve for the design of hollow structures for all three types of stainless steel studied in this dissertation: austenitic, ferritic, and duplex. This dissertation aims to study the structural behavior of austenitic, ferritic, and duplex stainless steel columns subjected to axial compression, evaluating the buckling curve according to EN1993-1-4, the Continuous Strength Method (CSM), and the SCI-P413, as well as the slenderness limits of Class 3 for compressed elements existing in the literature. The study was conducted through a parametric analysis using a nonlinear numerical model developed in the ANSYS 22 software, validated on experimental results available in the literature. Designing according to EN1993-1-4 yielded results higher than the numerical ones, with differences observed in the behavior of austenitic stainless steel compared to other types. The austenitic stainless steel columns with intermediate slenderness ratios exhibited resistances below the design curve according to EN1993-1-4. The CSM design results were also higher than the numerical values but were more accurate than EN1993-1-4, especially for stub columns. Design based on the SCI-P413 provided safer results for austenitic stainless steel but was more conservative for ferritic and duplex stainless steel. Based on the findings, a modified design method was proposed, building upon the EN1993-1-4 approach to improve column design. This method considers changes in the buckling curves, which become closer to the buckling curves proposed by SCI-. Additionally, it was concluded that the slenderness limits of Class 3 proposed in the literature for compressed elements are more suitable than those outlined in EN1993-1-4.

Keywords: Stainless Steel. Hollow Section Colum. Numerical Analysis. Axial Compression. Continuous Strength Method (CSM).

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Curva tensão <i>versus</i> deformação dos aços inoxidáveis austenítico, duplex, ferrítico e o aço carbono S355 [5] .....	22
Figura 2 – Curva tensão <i>versus</i> deformação dos aços inoxidáveis austenítico, duplex, ferrítico e aço carbono S355 (trecho de deformação 0-0,75%) [5].....	22
Figura 3 – Definição da tensão de escoamento (ponto 2) [5].....	23
Figura 4 – Estádio Governador Plácido Castelo, Fortaleza [6].....	24
Figura 5 – Galeria de Arte de Alberta, em Edmonto, no Canadá [6].....	24
Figura 6 – Ponte Helix, Singapura [9].....	25
Figura 7 – Tipos de instabilidades em colunas em compressão axial: (a) flambagem global por flexão, (b) flambagem global por torção e (c) flambagem global por flexo-torção [18] .....	30
Figura 8 – Comprimentos efetivos da coluna de acordo com suas condições de contorno [19] .....	31
Figura 9 – Flambagem local em colunas [20].....	32
Figura 10 – Possíveis áreas de influência dos cantos [23].....	34
Figura 11 – Tipos de imperfeições geométricas: (a) global; (b) local; (c) distorcional .....	36
Figura 12 –Comparação entre as curvas tensão versus deformação para o perfil SHS 50x50x2 [12].....	43
Figura 13 –Ensaio experimentais de colunas SHS em aço inoxidável submetidas à compressão [14].....	45
Figura 14 – Ensaio experimental de colunas SHS em aço inoxidável submetidas à compressão [15].....	47
Figura 15 – Preparação do ensaio experimental de coluna curta SHS em aço inoxidável submetida à compressão [13] .....	47
Figura 16 – Comportamento das seções em flexão [53] .....	51
Figura 17 – Avaliação do limite de classe 3 para elementos em compressão de colunas curtas [15].....	53
Figura 18 – Comparação entre resultados experimentais de colunas curtas e as prescrições do EN 1993 – 1-4 [55].....	58

Figura 19 – Curva tensão <i>versus</i> deformação de um material pelo modelo do método CSM. [54] .....	59
Figura 20 – Curva tensão <i>versus</i> deformação para o aço inoxidável tipo austenítico dos ensaios de Duarte [12] e Gardner <i>et al.</i> [16] .....	68
Figura 21 – Curva tensão <i>versus</i> deformação para o aço inoxidável tipo ferrítico dos ensaios de Bock <i>et al.</i> [13] e Arrayago [15].....	68
Figura 22 – Curva tensão <i>versus</i> deformação para o aço inoxidável tipo duplex dos ensaios de Theofanous e Gardner [14].....	68
Figura 23 – Modelo da seção transversal com os cantos arredondados .....	71
Figura 24 – Visão global do modelo numérico .....	72
Figura 25 – Detalhe das condições de contorno do topo da coluna do modelo numérico para colunas curtas à esquerda, longas no centro e na metade da altura das colunas à direita .....	73
Figura 26 – Curva tensão <i>versus</i> deformação para o aço inoxidável tipo duplex dos ensaios de Theofanous e Gardner [14].....	73
Figura 27 – Trecho inicial da curva tensão <i>versus</i> deformação para o aço inoxidável tipo duplex dos ensaios de Theofanous e Gardner [14].....	74
Figura 28 – Análise do primeiro modo de flambagem no modelo numérico do ANSYS 22 [17] .....	75
Figura 29 – Carga <i>versus</i> deslocamento vertical .....	80
Figura 30 – Carga <i>versus</i> deslocamento vertical .....	81
Figura 31 – Carga <i>versus</i> deslocamento horizontal .....	83
Figura 32 – Carga <i>versus</i> deslocamento horizontal .....	84
Figura 33 – Configuração deformada da coluna D60x3-240- [14] dos ensaios de Theofanous e Gardner [14] .....	85
Figura 34 – Deslocamentos verticais da coluna F60x2-180- [13] com uma imperfeição $t/10$ dos ensaios de Bock <i>et al.</i> [13].....	86
Figura 35 – Deslocamentos UZ da coluna D80x4-326- [14] com uma imperfeição $t/100$ dos ensaios de Theofanous e Gardner [14] .....	86
Figura 36 – Deslocamentos UZ da coluna A80x3-2850- [16] com uma imperfeição $L/1000$ no momento em que se atingiu a carga de pico (ensaios de Gardner <i>et al.</i> [16]) .....	87
Figura 37 – Configuração deformada da coluna A80x3-1150- [16] com uma imperfeição $L/1000$ e $t/100$ dos ensaios de Gardner <i>et al.</i> [16].....	88

Figura 38– Curvas tensão <i>versus</i> deformação que foram utilizadas no estudo paramétrico .....	94
Figura 39– Resistências normalizada das colunas de acordo com o EN1993-1-4 [4] e com o SCI-P413 [5].....	103
Figura 40– Comparação das resistências normalizadas das colunas de acordo com o EN1993-1-4 [4] desenvolvido por Arrayago [15].....	104
Figura 41– Relação entre as cargas obtidas pelo modelo numérico e pelo EN1993-1-4 [4] .....	105
Figura 42 – Relação entre as cargas obtidas pelo modelo numérico e pelo CSM [10] .....	105
Figura 43 – Relação entre as cargas obtidas pelo modelo numérico e pelo SCI-P413 [5] .....	105
Figura 44 – Avaliação do limite de esbeltez da classe 3 para elementos de colunas curtas submetidos à compressão axial de acordo com o EN1993-1-4 [4] e com os limites limites de Zhou <i>et al.</i> [11]. .....	106
Figura 45– Relação entre as cargas obtidas pelo modelo numérico e dimensionadas pelo EN proposto.....	109
Figura 46– Resistência normalizada da coluna de acordo com o proposto para o aço inoxidável austenítico comparada a dos modelos numéricos .....	110

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Valores de $f_y$ e $f_u$ para grupos de aços inoxidáveis [5] .....	40
Tabela 2 – Limites máximos de $c/t$ para elementos comprimidos de acordo com o EN1993-1-4 [4] .....	52
Tabela 3 – Resumo dos limites de classificação de classes para elementos comprimidos de acordo com o EN1993-1-4 [4] e anterior à sua revisão de 2015 .....	52
Tabela 4 – Valores de $\alpha$ e $\lambda_0$ para flambagem à flexão de perfis em aço inoxidável de acordo com o EN1993-1-4 [4] .....	55
Tabela 5 – Valores de $\alpha$ e $\lambda_0$ de acordo com SCI-P413 [5] .....	56
Tabela 6 – Coeficientes dos materiais do modelo CSM [10] .....	59
Tabela 7 – Propriedades das seções de colunas longas estudadas .....	65
Tabela 8 – Propriedades das seções de colunas curtas estudadas .....	66
Tabela 9 – Caracterização dos aços inoxidáveis das colunas estudadas .....	67
Tabela 10 – Resultados experimentais dos ensaios de compressão axial das colunas curtas .....	69
Tabela 11 – Resultados experimentais dos ensaios de compressão axial das colunas longas .....	70
Tabela 12 – Comparação dos resultados experimentais e obtidos na análise numérica para uma imperfeição de $t/10$ e $t/100$ .....	79
Tabela 13 – Comparação dos resultados experimentais e numéricos .....	82
Tabela 14 – Comparação dos resultados experimentais, normativos e numéricos para uma imperfeição de $t/100$ .....	89
Tabela 15 – Comparação dos resultados experimentais, teóricos e numéricos .....	90
Tabela 16 – Propriedades das seções estudadas na análise paramétrica – aço inoxidável austenítico .....	93
Tabela 17 – Propriedades das seções estudadas na análise paramétrica – aço inoxidável ferrítico .....	93
Tabela 18 – Propriedades das seções estudadas na análise paramétrica – aço inoxidável duplex .....	94
Tabela 19 – Resultados dos modelos paramétricos das colunas longas e comparação com o EN1993-1-4 [4], CSM [10] e SCI-P413 [5] .....	96

Tabela 20 – Resultados dos modelos paramétricos das colunas longas e comparação com o EN1993-1-4 [4], CSM [10] e SCI-P413 [5] (continuação) .....	100
Tabela 21 – Razões entre as cargas obtidas pelo modelo numérico e dimensionadas pelo EN1993-1-4 [4] .....	101
Tabela 22 – Razões entre as cargas obtidas pelo modelo numérico e dimensionadas pelo CSM [10].....	101
Tabela 23 – Razões entre as cargas obtidas modelo numérico e dimensionadas pelo SCI-P413 [5].....	101
Tabela 24 – Resumo das modificações proposta no dimensionamento pelo EN1993-1-4 [4].....	108
Tabela 25 – Valores obtidos das relações entre as cargas obtidas pelo modelo numérico e pelo EN proposto, EN1993-1-4 [4] e CSM [10].....	109
Tabela 26 – Valores obtidos das relações entre as cargas obtidas pelo modelo numérico e dimensionadas pelo EN proposto .....	109
Tabela 27 – Parâmetros usados para o cálculo do fator de resistência .....	111

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

CSM	Continuous Strength Method
EUROCODE	European Committee for Standardisation
SCI	The Steel Construction Institute
SHS	Square Hollow Section
UERJ	Universidade do Estado do Rio de Janeiro

## LISTA DE SÍMBOLOS

### Alfabeto Romano

$A$	área da seção transversal
$A_{\text{eff}}$	área efetiva
$b$	largura da placa
$\bar{b}$	largura efetiva da seção
$C_1$	coeficiente do material relacionado ao tipo de aço segundo o CSM
$C_2$	coeficiente do material relacionado ao tipo de aço segundo o CSM
$C_3$	coeficiente do material relacionado ao tipo de aço segundo o CSM
$C_4$	coeficiente do material relacionado ao tipo de aço segundo o CSM
$C_5$	coeficiente do material que relaciona $f_y$ e $f_u$ segundo o CSM
$C_6$	coeficiente do material que relaciona $f_y$ e $f_u$ segundo o CSM
$d_u$	deslocamento horizontal no meio da coluna
$e_{0\text{csm}}$	excentricidade inicial pelo CSM
$e_o$	excentricidade inicial
$e_{0,\text{el},\text{en}}$	excentricidade inicial pelo EN1993-1-4
$E$	módulo de elasticidade inicial
$E_{\text{sh}}$	módulo elástico após o escoamento, segundo o método da resistência contínua
$E_y$	módulo de elasticidade de escoamento
$f_y$	tensão de escoamento
$f_u$	tensão última do material
$F_m$	valor médio do fator fabricação
$I$	momento de inércia
$k$	coeficiente de comprimento efetivo de flambagem
$k_\sigma$	coeficiente de flambagem local
$L$	comprimento da coluna
$L_{\text{ef}}$	comprimento efetivo da coluna
$n$	coeficiente que relaciona a tensão de escoamento $f_y$ com a tensão a 0,01%



$m$	coeficiente que relaciona $f_y$ e $f_u$
$M_{\text{csm,Rk}}$	resistência ao momento fletor sem minoração segundo o CSM
$M_{\text{el}}$	momento resistente elástico da seção
$M_m$	valor médio do fator material
$M_{\text{pl}}$	Momento resistente de plastificação da seção
$N_{\text{b,rd}}$	valor de cálculo da resistência à compressão pelo EN1993-1-4
$N_{\text{cr}}$	carga crítica de flambagem elástica (de Euler)
$N_{\text{b,csm,rd}}$	valor de cálculo da resistência à compressão pelo CSM
$N_{\text{bcsm,rk}}$	valor de cálculo da resistência à compressão pelo CSM, sem minoração da carga
$N_{\text{exp}}$	carga máxima experimental
$N_{\text{num}}$	carga máxima obtida pelo modelo numérico
$N_{\text{pl}}$	carga de plastificação da seção
$N_u$	carga máxima da seção
$P_m$	valor médio do fator profissional
$R_{\text{p } 0,01}$	tensão a 0,01%
$R_{\text{p } 0,05}$	tensão a 0,05%
$r_i$	raio interno da seção transversal tubular
$r_o$	raio externo da seção transversal tubular
$t$	espessura da seção transversal
$V_f$	coeficiente de variação do fator fabricação
$V_m$	coeficiente de variação do fator material
$V_p$	coeficiente de variação dos resultados numéricos
$V_q$	coeficiente de variação dos efeitos de carga
$V_r$	coeficiente de variação da resistência
$W_{\text{el}}$	módulo de resistência elástico da seção
$W_{\text{pl}}$	módulo de resistência plástico da seção

### **Alfabeto grego**

$\alpha$	fator de imperfeição global dado pelo EN1993-1-4
$\alpha_{\text{csm}}$	fator de imperfeição global dado pelo CSM
$\beta$	índice de confiabilidade do elemento

$\gamma_{M0}$	coeficiente de segurança definido pelo EN1993-1-4
$\gamma_{M1}$	coeficiente de segurança definido pelo EN1993-1-4
$\gamma_{M2}$	coeficiente de segurança definido pelo EN1993-1-4
$\Delta_u$	deslocamento vertical da coluna
$\varepsilon$	coeficiente adimensional que traduz a razão entre o módulo de elasticidade e a tensão de escoamento do material
$\varepsilon_{csm}$	capacidade de deformação da seção
$\varepsilon_{0,2}$	deformação a 0,2%
$\varepsilon_f$	deformação final
$\varepsilon_u$	deformação última
$\varepsilon_y$	deformação correspondente a $f_y$ ou tensão de escoamento equivalente
$\bar{\lambda}$	índice de esbeltez normalizado da coluna
$\bar{\lambda}_{csm}$	índice de esbeltez normalizado da seção transversal segundo o método da resistência contínua
$\bar{\lambda}_p$	índice de esbeltez normalizado transversal da seção
$\bar{\lambda}_0$	índice de esbeltez normalizado limite definido pelo EN1993-1-4
$\rho$	coeficiente de redução da largura
$\sigma_{cr,loc}$	tensão crítica de flambagem local
$\sigma_{csm}$	tensão de cálculo da resistência à compressão pelo CSM, sem minoração da carga
$\sigma_{0,2}$	tensão a 0,2%
$\nu$	coeficiente de Poisson
$\phi$	coeficiente de esbeltez adimensional do EN1993-1-4
$\phi_c$	fator de resistência
$\phi_{csm}$	coeficiente de esbeltez adimensional pelo CSM
$\chi$	fator de redução de resistência à compressão calculado pela norma EN1993-1-4
$\chi_{csm}$	fator de redução de resistência à compressão calculado pelo CSM

## SUMÁRIO

<b>INTRODUÇÃO</b> .....	<b>20</b>
<b>1 COMPORTAMENTO DE COLUNAS TUBULARES EM AÇO SUBMETIDAS À COMPRESSÃO AXIAL</b> .....	<b>29</b>
<b>1.1 Considerações iniciais</b> .....	<b>29</b>
<b>1.2 Instabilidade de colunas em compressão</b> .....	<b>29</b>
1.2.1 Flambagem global .....	29
1.2.2 Flambagem local .....	31
<b>1.3 Características das colunas</b> .....	<b>33</b>
1.3.1 Propriedades mecânicas nas regiões dos cantos da seção transversal .....	33
1.3.2 Tensões residuais .....	34
1.3.3 Imperfeições geométricas .....	35
<b>1.4 Geometria de seções tubulares quadradas</b> .....	<b>36</b>
<b>1.5 Propriedades dos aços inoxidáveis</b> .....	<b>37</b>
1.5.1 Contextualização histórica e principais características do aço inoxidável .....	37
1.5.2 Requisitos de desempenho e especificações.....	39
1.5.3 Descrição da curva tensão <i>versus</i> deformação.....	40
<b>1.6 Estudos acerca de colunas tubulares em aço inoxidável</b> .....	<b>43</b>
<b>2 DIMENSIONAMENTO DE COLUNAS TUBULARES EM AÇO INOXIDÁVEL SUBMETIDAS À COMPRESSÃO AXIAL</b> .....	<b>50</b>
<b>2.1 Considerações iniciais</b> .....	<b>50</b>
<b>2.2 Prescrições normativas do EN1993-1-4 [4]</b> .....	<b>50</b>
2.2.1 Classificação das seções .....	50
2.2.2 Propriedades efetivas das seções.....	53
2.2.3 Resistência à compressão de colunas de aço .....	54
2.2.4 Modificações propostas pelo SCI-P413 [5].....	55
<b>2.3 Método da Resistência Contínua [10]</b> .....	<b>56</b>
2.3.1 CSM [10] para seções com $\lambda_p \leq 0,68$ .....	57
2.3.2 CSM [10] para seções com $\lambda_p > 0,68$ .....	62
<b>2.4 Considerações sobre os critérios de dimensionamento</b> .....	<b>62</b>
<b>3 DESENVOLVIMENTO DO MODELO NUMÉRICO</b> .....	<b>64</b>
<b>3.1 Considerações iniciais</b> .....	<b>64</b>

<b>3.2 Trabalhos experimentais</b> .....	<b>64</b>
3.2.1 Considerações iniciais.....	64
3.2.2 Propriedades das colunas .....	64
3.2.3 Caracterização do material.....	66
3.2.4 Resultados experimentais .....	69
<b>3.3 Descrição do modelo numérico</b> .....	<b>70</b>
3.3.1 Geometria do modelo .....	70
3.3.2 Condições de contorno e discretização da malha .....	71
3.3.3 Caracterização do material.....	73
3.3.4 Análise não linear .....	74
3.3.5 Imperfeições locais, globais e equivalentes .....	76
<b>4 VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO E COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS COM AS NORMAS</b> .....	<b>78</b>
<b>4.1 Introdução</b> .....	<b>78</b>
<b>4.2 Comparação das curvas carga <i>versus</i> deslocamento</b> .....	<b>78</b>
4.2.1 Colunas Curtas.....	78
4.2.1.1 Curvas carga <i>versus</i> deslocamento vertical .....	80
4.2.2 Colunas longas.....	82
4.2.2.1 Curvas carga <i>versus</i> deslocamento horizontal.....	83
<b>4.3 Análise do modo de falha</b> .....	<b>84</b>
<b>4.4 Comparação dos resultados com as normas e métodos de dimensionamento</b> .....	<b>88</b>
4.4.1 Colunas curtas .....	88
4.4.2 Colunas longas.....	90
<b>4.5 Considerações finais sobre a calibração</b> .....	<b>91</b>
<b>5 ANÁLISE PARAMÉTRICA</b> .....	<b>92</b>
<b>5.1 Introdução</b> .....	<b>92</b>
<b>5.2 Propriedades das colunas estudadas na análise paramétrica</b> .....	<b>92</b>
<b>5.3 Análise dos resultados obtidos na análise paramétrica</b> .....	<b>94</b>
<b>6 PROPOSTA DE DIMENSIONAMENTO BASEADO NO EN1993-1-4 [4]</b> .....	<b>107</b>
<b>6.1 Introdução</b> .....	<b>107</b>
<b>6.2 Proposta de dimensionamento</b> .....	<b>107</b>
<b>6.3 Estudo de confiabilidade</b> .....	<b>110</b>
<b>7 CONCLUSÕES</b> .....	<b>113</b>

<b>7.1 Considerações finais .....</b>	<b>113</b>
<b>7.2 Principais contribuições deste trabalho .....</b>	<b>114</b>
<b>7.3 Trabalhos futuros .....</b>	<b>116</b>
<b>REFERÊNCIAS.....</b>	<b>117</b>
<b>APÊNDICE A .....</b>	<b>122</b>
<b>APÊNDICE B .....</b>	<b>130</b>

## INTRODUÇÃO

Historicamente, um dos grandes desafios na difusão do uso do aço inoxidável é seu maior custo inicial considerando sua fabricação e execução, porém com a ampla divulgação de suas vantagens, ele vem sendo cada vez mais utilizado. Assim, nos últimos anos, observa-se um aumento na utilização do aço inoxidável na construção civil. Um dos exemplos da vantagem do uso de aço inoxidável é sua elevada resistência à corrosão, o que faz com que seja um dos materiais mais duráveis na construção civil na atualidade [1]. O custo inicial de fabricação e execução, utilizando um determinado material em uma estrutura, não pode ser analisado de forma isolada para definir a sua aplicação. Por exemplo, o maior custo inicial do aço inoxidável pode ser compensado por seu baixo custo de manutenção no longo prazo. Desta forma, uma análise mais ampla dos custos dos materiais em estruturas, proporcionou um resultado onde a escolha pelo aço inoxidável resultou numa solução mais econômica em comparação com o aço carbono convencional [1], [2]. Vale também ressaltar que o aço inoxidável é um material reciclável e reutilizável [1], o que faz com que seja uma opção cada vez mais viável em um mundo em que se busca cada vez mais, a racionalização dos recursos e diminuição dos impactos ambientais. Em relação às diversas características do aço inoxidável, podem ser citadas as seguintes que mais se destacam [3]:

- alta resistência à corrosão;
- resistência mecânica adequada;
- material inerte;
- facilidade de conformação;
- resistência a altas temperaturas;
- resistência a temperaturas criogênicas (abaixo de 0 °C);
- acabamentos superficiais e formas variadas;
- forte apelo visual (modernidade, leveza e prestígio);
- relação custo/benefício favorável;
- baixo custo de manutenção;
- material reciclável.

O aço inoxidável é uma liga composta por no mínimo 10,5% de cromo em sua composição química. Mesmo tendo quantidade variada de outros elementos em sua composição como: carbono, silício e o manganês; é a quantidade de cromo que é o fator determinante para classificação do material como aço inoxidável. Além do cromo, outros elementos podem influenciar as propriedades mecânicas e capacidade de resistir à corrosão. O níquel e o molibdênio, por exemplo, melhoram a resistência à corrosão. São essas diferentes combinações de elementos e suas quantidades que fazem com que exista uma variação muito grande nas propriedades do aço inoxidável com diferentes graus de resistência à corrosão e mecânica.

Os principais e mais usados tipos de aços inoxidáveis na construção civil são o austenítico, o ferrítico, o duplex, os martensíticos e o de endurecimento por precipitação. O aço inoxidável austenítico é o mais utilizado na construção civil, possui um alto teor de cromo, pouco níquel, possui alta resistência à corrosão e é bastante maleável. O aço ferrítico possui mais cromo em sua composição, porém muito menos níquel, possui um custo inferior ao austenítico, mas em comparação é menos resistente à corrosão dependendo do tipo de ambiente. O aço inoxidável duplex é uma combinação dos aços inoxidáveis austenítico e ferrítico, possuindo então características, intermediárias, como por exemplo, possuir um custo menor que o austenítico.

O aço inoxidável possui comportamento diferente em relação ao aço carbono e mesmo assim, as principais normas de dimensionamento como o EN1993-1-4 [4] tratam o dimensionamento de estruturas constituídas desses materiais de forma análoga, o que tem motivado pesquisadores do mundo inteiro a estudar critérios de dimensionamento mais precisos. Uma das principais diferenças entre esses dois comportamentos são suas curvas tensão *versus* deformação. O aço carbono possui comportamento linear-elástico bem definido até a tensão de escoamento, e, em seguida, um patamar antes do endurecimento. No caso da curva do aço inoxidável, ela é caracterizada por uma forma não linear desde níveis baixos de tensão, não possui um patamar de escoamento bem definido e ainda, há ganho de resistência durante seu encruamento.

A Figura 1 apresenta as curvas tensão *versus* deformação do aço carbono e dos principais aços inoxidáveis. A Figura 2 mostra a parte inicial (de 0 até 0,75%) das curvas apresentadas na Figura 1 evidenciando a não linearidade presente nos aços inoxidáveis.

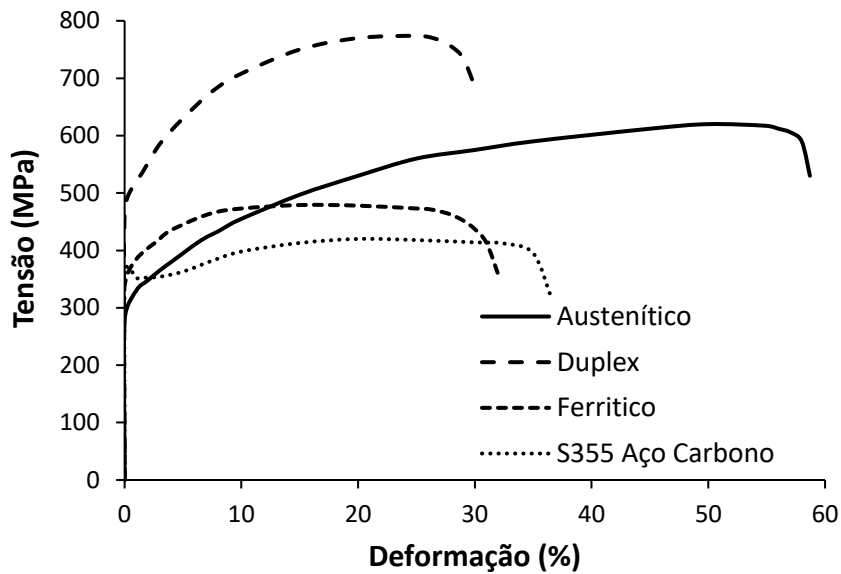


Figura 1 – Curva tensão *versus* deformação dos aços inoxidáveis austenítico, duplex, ferrítico e o aço carbono S355 [5]

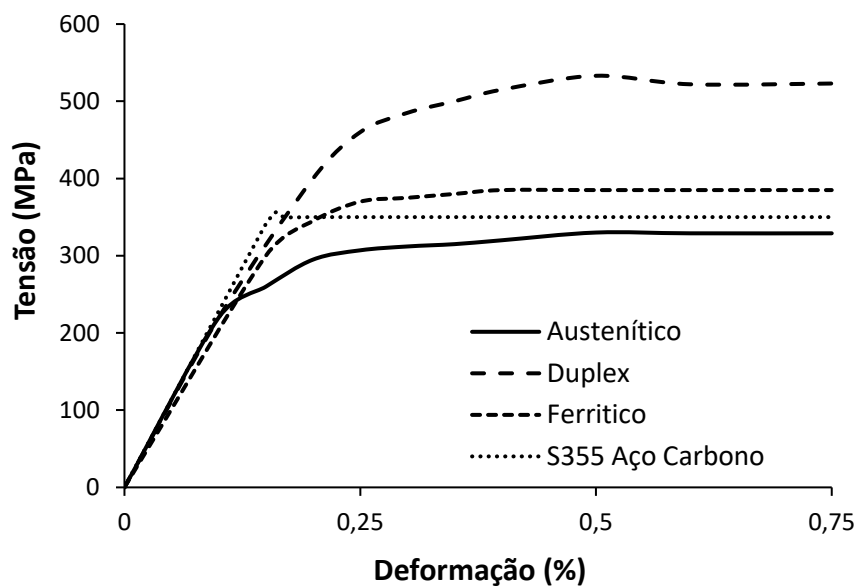


Figura 2 – Curva tensão *versus* deformação dos aços inoxidáveis austenítico, duplex, ferrítico e aço carbono S355 (trecho de deformação 0-0,75%) [5]

Por convenção, para qualquer material sem tensão de escoamento bem definida, como por exemplo o aço inoxidável, a tensão a 0,2% da deformação é adotada como um ponto “equivalente” de tensão de escoamento. Assim, a tensão de escoamento é determinada pela interseção da curva tensão *versus* deformação com uma reta paralela ao trecho inicial elástico que define a tensão a 0,2%. Portanto, este



valor corresponde a tensão de escoamento equivalente e é utilizada no dimensionamento de estruturas nos códigos atuais. A Figura 3 ilustra o procedimento para a obtenção da tensão de escoamento equivalente do aço inoxidável.

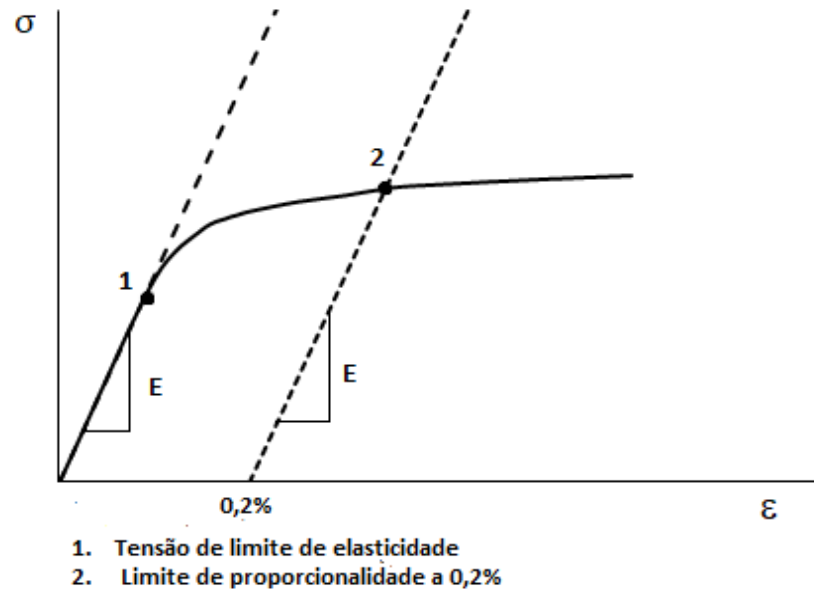


Figura 3 – Definição da tensão de escoamento (ponto 2) [5]

É possível citar alguns exemplos da aplicação de aços inoxidáveis em estruturas. Por exemplo, a Figura 4 mostra o estádio Governador Plácido Castelo, mais conhecido como Castelão, estádio de futebol localizado em Fortaleza. Ele foi inicialmente inaugurado em 1973, mas passou por uma reforma de dois anos para a Copa do Mundo de 2014. Durante sua reforma, foram gastas 80 toneladas de aço inoxidável em sua fachada que foi totalmente modificada. O tipo de aço utilizado na reforma foi o aço inoxidável ferrítico com molibdênio grau 444 [6].

A Figura 5 mostra a Galeria de Arte de Alberta, em Edmonton no Canadá. Os painéis foram pré-montados antes da aplicação do acabamento personalizado em aço inoxidável. As fitas de aço inoxidável passam por dentro e por fora do prédio, formam as paredes das escadas e se enrolam formando o teto da entrada [6].



Figura 4 – Estádio Governador Plácido Castelo, Fortaleza [6]



Figura 5 – Galeria de Arte de Alberta, em Edmonton, no Canadá [6]

Os perfis tubulares surgiram por volta dos anos 60, quando projetistas, arquitetos e construtores buscavam desenvolver tecnologias construtivas que possuísem, ao mesmo tempo, boa aparência e resistência aos mais variados tipos de solicitações.

Os perfis tubulares geralmente apresentam três tipos de geometrias principais, sendo: a circular (CHS Circular Hollow Section), a retangular (RHS – Rectangular Hollow Section) e a quadrada (SHS – Square Hollow Section). Recentemente, tem sido fabricado uma outra forma seção: elíptica (EHS – Elliptical Hollow Section).

Os perfis tubulares possuem uma alta eficiência estrutural, sendo bastante resistentes a esforços axiais, torção e efeitos combinados. Estruturas tubulares são leves e possuem menor área de seção transversal em relação a seções abertas, menores custos de proteção contra o fogo e manutenção da estrutura. Além disso,

seu uso proporciona grandes vãos livres, reduzindo o número de pilares e gerando economia nos custos de gerenciamento da construção. Por ter sua forma de construção baseada em montagem industrial, há uma redução dos prazos, diminuição dos desperdícios de obra e orçamentos mais precisos [7], [8]. Esteticamente, destacam-se seu aspecto visual e arquitetônico moderno. Todas essas vantagens fazem com que os perfis tubulares sejam largamente utilizados na Europa, Sudeste Asiático, América do Norte e Austrália.

A Figura 6 mostra a ponte Helix em Singapura feita com perfis tubulares em aço inoxidável e carbono. Nessa ponte de 280 metros foram utilizadas aproximadamente 650 toneladas de aço inoxidável duplex e 1000 toneladas de aço carbono e seu design foi inspirado na geométrica helicoidal do DNA [9].



Figura 6 – Ponte Helix, Singapura [9]

Nesta dissertação, colunas tubulares SHS em aços inoxidáveis austenítico, ferrítico e duplex submetidas à compressão serão estudadas por meio de um modelo numérico calibrado com resultados experimentais disponíveis na literatura visando a avaliação do dimensionamento pelas prescrições do EN1993-1-4 [4], do CSM [10] e do SCI-P413 [5], proposição de melhorias nas equações de dimensionamento existentes e avaliação dos limites de esbeltez da classe 3 do EN1993-1-4 [4] em comparação com os propostos por Zhou *et al.* [11].

## Motivação

Com o uso cada vez mais frequente do aço inoxidável na construção civil é muito importante entender o seu comportamento, pois esse entendimento permite que as estruturas sejam dimensionadas de maneira mais eficiente, econômica e sustentável, aproveitando melhor o desempenho das mesmas.

Apesar de existirem vários estudos demonstrando os benefícios do encruamento do aço inoxidável, grande parte das normas vigentes baseiam seus critérios de dimensionamento em analogias com o aço carbono que possui comportamento distinto do aço inoxidável. Assim, as prescrições normativas tendem a não aproveitar toda a capacidade estrutural do elemento, tendo em vista que, enquanto o aço carbono comporta-se de maneira linear-elástica, o aço inoxidável possui um comportamento não linear. Desta maneira, é imprescindível que haja uma atualização nos critérios de dimensionamento de estruturas usando aço inoxidável como elemento estrutural.

Dentro deste cenário, este estudo foi motivado visando colaborar para uma melhor compreensão do dimensionamento e comportamento de colunas tubulares SHS em aços inoxidáveis austenítico, ferrítico e duplex submetidas à compressão axial.

## Objetivos e metodologia

O principal objetivo desta dissertação é estudar o dimensionamento de colunas quadradas em aços inoxidáveis submetidas à compressão. O estudo abrangeu os três tipos de aços inoxidáveis mais usados na construção civil (austenítico, ferrítico e duplex) e teve como pontos de partida os estudos de Duarte [12], Bock *et al.* [13], Theofanous e Gardner [14], Arrayago [15] e Gardner *et al.* [16]. Estes estudos usaram ensaios experimentais que foram utilizados para o desenvolvimento de um modelo numérico de análise não linear baseado no método dos elementos finitos no programa computacional ANSYS 22 [17].

O modelo numérico calibrado com resultados experimentais foi usado para realizar uma análise paramétrica com o objetivo de ampliar a base de dados e comparar com as recomendações do EN1993-1-4 [4], CSM [10] e SCI-P413 [5]. O estudo paramétrico também foi usado para avaliação do limite de esbeltez da classe 3 pelas prescrições do EN1993-1-4 [4] e os limites propostos por Zhou *et al.* [11].

## **Estrutura da dissertação**

A presente dissertação está dividida em sete capítulos. No primeiro capítulo, são apresentados os critérios de caracterização da curva tensão *versus* deformação dos aços inoxidáveis, fundamentações teóricas envolvidas no estudo de colunas quadradas em aço inoxidável submetidas à compressão.

No capítulo dois, são apresentadas as prescrições de dimensionamento do EN1993-1-4 [4] e do CSM [10].

No capítulo três, é apresentado o desenvolvimento do modelo numérico com base na caracterização das curvas dos materiais utilizados, condições de contorno, imperfeições adotadas e tamanho de malha e tipo de análise não linear utilizada.

No capítulo quatro, são apresentadas as curvas carga *versus* deslocamento vertical e horizontal e os modos de falha para uma comparação entre os resultados obtidos na análise numérica e experimentais disponíveis na literatura. Os resultados obtidos na análise numérica são comparados com os obtidos pelo dimensionamento do EN1993-1-4 [4] e o CSM [10].

No capítulo cinco, é apresentada uma análise paramétrica em que são avaliadas a resistência à compressão de colunas de seções tubulares em aços inoxidáveis austenítico, duplex e férrico. Os resultados são comparados com os resultados teóricos calculados pelos métodos de dimensionamento do EN1993-1-4 [4], o CSM [10] e o SCI-P413 [5]. Os resultados também são utilizados para avaliação do limite de esbeltez da classe 3.

No capítulo seis, é apresentada uma proposta de dimensionamento baseada na metodologia do EN1993-1-4 [4] válida para colunas tubulares quadradas em aço inoxidável com alto índice de esbeltez normalizado ( $\bar{\lambda}$ ).

O capítulo sete apresenta as principais conclusões obtidas na presente dissertação, as contribuições deste trabalho e sugestões para pesquisas futuras.

# 1 COMPORTAMENTO DE COLUNAS TUBULARES EM AÇO SUBMETIDAS À COMPRESSÃO AXIAL

## 1.1 Considerações iniciais

Este capítulo apresenta os principais conceitos para o entendimento do comportamento de uma coluna tubular submetida à compressão axial e alguns estudos de colunas de aço inoxidável. Em detalhes, são apresentadas algumas características como a geometria de seções tubulares quadradas, fenômenos de flambagem e principais propriedades dos aços inoxidáveis.

## 1.2 Instabilidade de colunas em compressão

Elementos comprimidos muitas vezes estão sujeitos a um fenômeno de instabilidade chamado de flambagem. A nível de elemento, a flambagem global em uma coluna consiste em uma repentina deformação que acontece como um todo. Quando a flambagem ocorre nos elementos de placa que compõem a seção transversal da coluna, é chamada de flambagem local.

### 1.2.1 Flambagem global

A flambagem global em uma coluna é um fenômeno de instabilidade em que há falha do elemento estrutural como um todo. Este fenômeno pode ser classificado como elástico onde as tensões não alcançam o limite de proporcionalidade (tensão de escoamento) ou inelástico quando este limite é atingido. Em ambos os casos, há uma redução da capacidade estrutural do elemento. A flambagem global pode ocorrer por flexão, torção ou flexo-torção. A flambagem por flexão tende a ocorrer em seções fechadas devido à sua elevada rigidez, e a flambagem por torção ou flexo-torção são mais comuns em seções abertas. A Figura 7 apresenta os diferentes tipos de flambagem global em colunas.

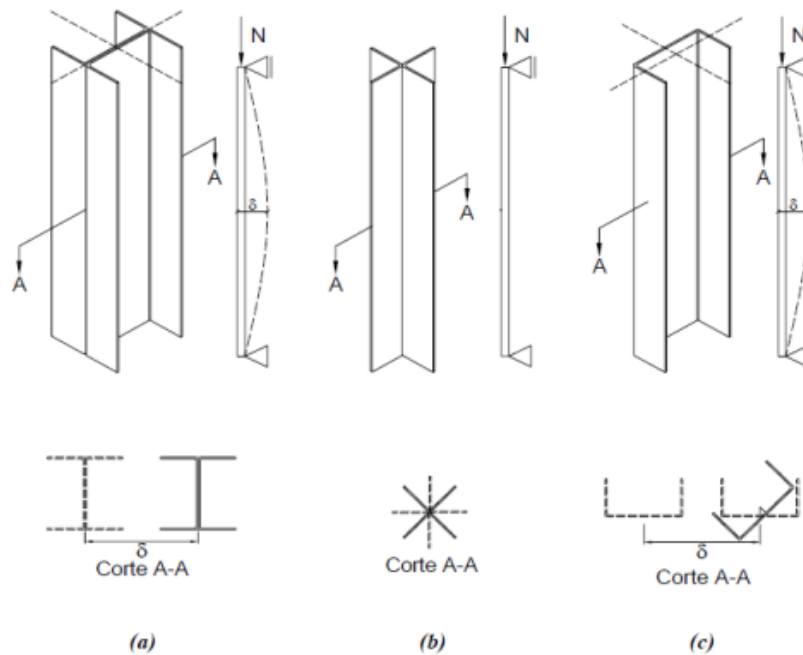


Figura 7 – Tipos de instabilidades em colunas em compressão axial: (a) flambagem global por flexão, (b) flambagem global por torção e (c) flambagem global por flexo-torção [18]

A flambagem por flexão ocorre geralmente em elementos longos sujeitos à compressão axial. A flambagem por flexão é caracterizada pelo deslocamento transversal do eixo da barra. Conforme há o aumento do comprimento da coluna, também haverá uma perda da capacidade de carga da mesma. A Figura 8 mostra o fenômeno de flambagem global por flexão e o valor do comprimento efetivo teórico de acordo com os tipos de restrições da coluna.

Para colunas sem imperfeições geométricas iniciais e perfeitamente retilíneas, o fenômeno de flambagem global só ocorre para uma determinada carga crítica elástica e desde que o limite de escoamento da coluna não tenha sido atingido. Essa carga é chamada de carga crítica de Euler e é expressa pela Equação (1).

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{(kL)^2} = \frac{\pi^2 EI}{(L_{ef})^2} \quad (1)$$

onde,

$N_{cr}$  é a carga crítica de flambagem;



$E$  é o módulo de elasticidade longitudinal do material da coluna;

$I$  é o momento de inércia da seção transversal em relação ao eixo principal em que está sendo analisada a flambagem;

$k$  é a constante que depende das condições de contorno de restrições da coluna;

$L$  é o comprimento da coluna;

$L_{ef}$  é o comprimento efetivo da coluna sendo que  $L_{ef} = kL$ .

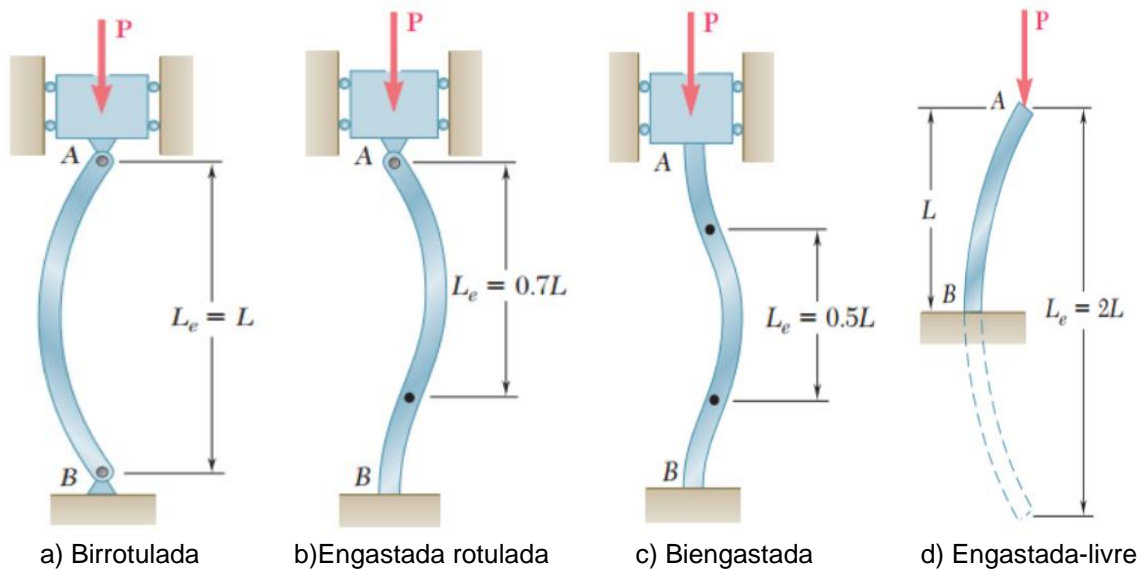


Figura 8 – Comprimentos efetivos da coluna de acordo com suas condições de contorno [19]

### 1.2.2 Flambagem local

Com o avanço do uso de materiais cada vez mais resistentes, o uso de seções transversais com espessuras cada vez menores tornou-se mais frequente. Este tipo é mais suscetível ao fenômeno de flambagem local pelo aumento do índice de esbeltez da seção transversal. Este é um evento caracterizado pelo aparecimento de deslocamentos transversais à chapa. Assim, as placas que formam a coluna submetida à compressão axial também estão sujeitas ao fenômeno de flambagem local. A Figura 9 apresenta duas imagens de colunas que foram obtidas em modelagem numérica e ensaio experimental. Pode ser observado o fenômeno de flambagem local com deslocamento para fora do plano das suas faces.

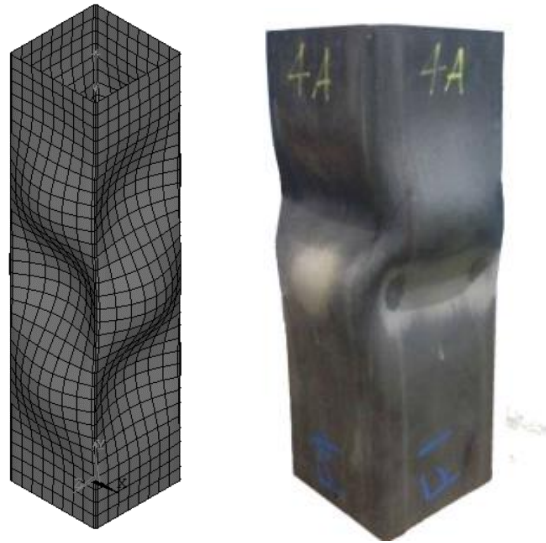


Figura 9 – Flambagem local em colunas [20]

A flambagem local é mais propícia a ocorrer em seções esbeltas (com razão  $c/t$  elevadas, sendo  $t$  a espessura e  $c$  a largura efetiva da seção) e colunas curtas (uma vez que colunas longas estão mais suscetíveis a falhar por flambagem global). A tensão crítica de flambagem local,  $\sigma_{cr,loc}$ , é expressa pela Equação (2) que mostra que quanto maior a esbeltez da seção transversal, menor é a tensão crítica de flambagem local.

$$\sigma_{cr,loc} = \frac{k_{\sigma} \pi^2 E t^2}{12 (1 - \nu^2) \bar{b}^2} \quad (2)$$

onde,

$k_{\sigma}$  é o coeficiente de flambagem local que depende das condições de contorno da placa. Para o caso de placas submetidas à compressão axial com distribuição uniforme de tensões,  $k_{\sigma} = 4$

$E$  é o módulo de elasticidade longitudinal do material

$t$  é a espessura da placa

$\nu$  é o coeficiente de Poisson do material, sendo igual a 0,3 para o aço inoxidável

$\bar{b}$  é a largura efetiva da placa

O índice de esbeltez normalizado da seção do elemento também é um importante parâmetro ao se analisar a flambagem local, ou seja, quanto maior o valor do índice, mais suscetível à flambagem local está o elemento. De acordo com o EN1993-1-4 [4], esse índice pode ser calculado ainda de acordo com a Equação (3).

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}}{28,4 \varepsilon \sqrt{k_\sigma} t} \quad (3)$$

onde,

$\bar{\lambda}_p$  é o índice de esbeltez da seção

$\bar{b}$  é a largura efetiva da seção

$t$  é a espessura da seção transversal

$k_\sigma$  é o coeficiente de flambagem local que depende das condições de contorno da placa

$\varepsilon$  é o coeficiente do material que é expresso pela Equação (4)

$$\varepsilon = \left[ \frac{235}{f_y} \frac{E}{210000} \right]^{0,5} \quad (4)$$

### 1.3 Características das colunas

#### 1.3.1 Propriedades mecânicas nas regiões dos cantos da seção transversal

O processo de resfriamento durante o processo de produção das seções transversais do aço faz com que ocorra um endurecimento dos cantos da seção devido às grandes deformações plásticas que ocorrem na região. Sendo assim, elas tendem a apresentar propriedades mais resistentes atingindo tensões últimas,  $f_u$ , e tensão de escoamento,  $f_y$ , maiores e serem menos dúcteis do que as partes retas. Nos aços inoxidáveis, essa característica tende a ser mais acentuada devido às características da sua curva tensão *versus* deformação do material. Por isso, durante a modelagem numérica, esses efeitos nos cantos podem ser considerados.

Estudos também têm demonstrado que o aumento da resistência dos cantos não se limita à parte curva da seção e que sua área de influência alcança a parte reta da seção transversal. Karren [21] estudando seções transversais em aço carbono, concluiu que essa área estender-se-ia por um valor aproximadamente igual a espessura,  $t$ , da seção transversal. Abdel-Rahman e Sivakumaran [22] observaram que esse aumento seria estendido até uma distância de  $0,5\pi r_i$ , sendo  $r_i$  o raio interno da parte curva da seção transversal. Ashraf *et. al.* [23], estudando perfis em aço inoxidável, chegou à conclusão de que a área de influência seria de  $t$  a  $2t$  além da parte curva da seção. Sendo assim, a área de influência dos cantos não encontra um consenso fixo na literatura, sendo ainda objeto de estudos em que tem sido considerado além da parte curva da seção como um intervalo coerente a ser utilizado. A Figura 10 apresenta diferentes casos, mostrando possíveis áreas de influência dos cantos a serem consideradas, sendo que, na Figura 10 (a) a área de influência limita-se à parte curva da seção transversal. Na Figura 10 (b), a área de influência dos cantos vai até  $t$  além da parte curva da seção transversal, e, na Figura 10 (c), ela vai até  $2t$ .

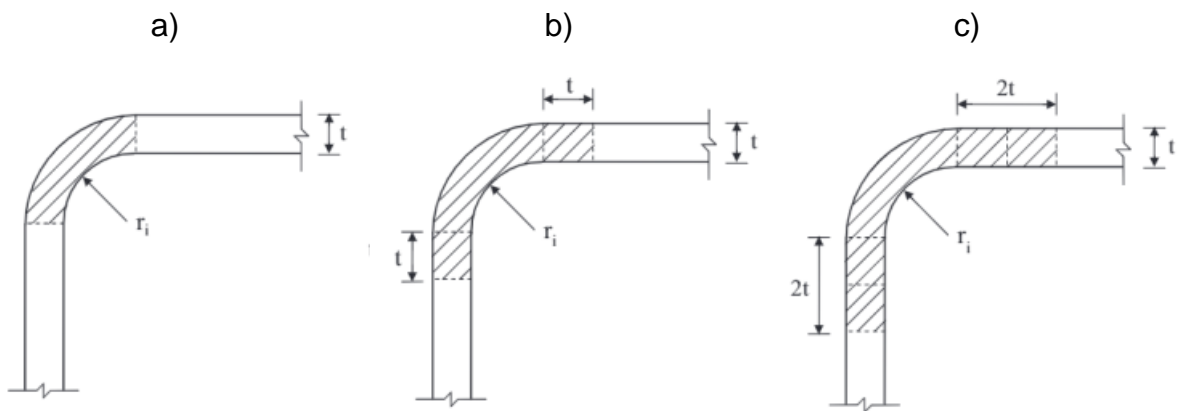


Figura 10 – Possíveis áreas de influência dos cantos [23]

### 1.3.2 Tensões residuais

As tensões residuais são aquelas existentes nas seções antes da aplicação do carregamento e são decorrentes, por exemplo, do processo de fabricação de elementos estruturais metálicos conformados a frio. De forma geral, é importante incorporar as tensões residuais nos modelos numéricos pois podem ter influência no valor da resistência final, além de serem praticamente impossíveis de serem evitadas.

Em contrapartida, alguns estudos [24], [25] mostram que tensões residuais de membrana tem uma influência pequena no comportamento estrutural de seções de aços inoxidáveis conformados a frio. Em 2008, Jandera *et al.* [26] realizaram um estudo do efeito de tensões residuais em seções tubulares quadradas de aço inoxidável formadas a frio. Em seu estudo, avaliaram colunas curtas e longas e chegaram à conclusão de que as tensões residuais de flexão não deveriam ser introduzidas em modelos numéricos de colunas tubulares em aços inoxidáveis pois já estariam inerentemente presentes na curva tensão *versus* deformação do material. Em adição, o trabalho de Cruise e Gardner [27] também corrobora com esta conclusão.

### 1.3.3 Imperfeições geométricas

Colunas perfeitas são aquelas em que não há nenhuma torção, desvio de eixo ou ondulações ao longo de seu eixo. Colunas reais não são perfeitas, pois sempre haverá imperfeições iniciais decorrentes do processo de fabricação, armazenamento e manuseio dos perfis. De acordo com Almeida Neto [28], no âmbito das análises numéricas, a configuração das imperfeições geométricas iniciais adotadas, e correspondentes amplitudes, podem afetar, também, de forma significativa, o resultado da capacidade de carga máxima obtida numericamente. Por isso, é bastante importante que as imperfeições sejam incorporadas nos modelos numéricos.

Desvios de eixo por exemplo, fazem com que o carregamento inicial aplicado de forma centrada, não seja mais centralizado ao longo da seção, provocando efeitos de segunda ordem que provocam uma redução da capacidade resistente da coluna, sendo ainda, menor àquela obtida pela análise de flambagem linear.

Em geral, as imperfeições geométricas podem ser locais, globais ou distorcionais. As imperfeições locais podem ocorrer em qualquer parte do elemento e ocorrem perpendicular às suas superfícies. Em colunas curtas tubulares submetidas à compressão axial é comum que se considere uma perturbação inicial no formato do primeiro modo de flambagem local. Os valores adotados geralmente para calibração do modelo são da ordem de  $t/10$  a  $t/100$  [14]. Em adição, há ainda o uso da equação modificada de Dawson e Walker [29] proposta por Gardner e Nethercot [24]. Segundo Theofanous e Gardner [14], o uso de imperfeição inicial de  $t/100$  ou pela equação de

Dawson e Walker [29] apresentam resultados melhores em relação ao uso de uma imperfeição de  $t/10$ , que subestima a resistência da coluna à compressão.

As imperfeições globais ocorrem ao longo do elemento e podem ocorrer em qualquer direção. A Figura 11 mostra exemplos de representações das imperfeições geométricas dos tipos global, local e distorcional [30], ressaltando-se que nesta dissertação para seções tubulares, somente imperfeições locais e globais serão consideradas.

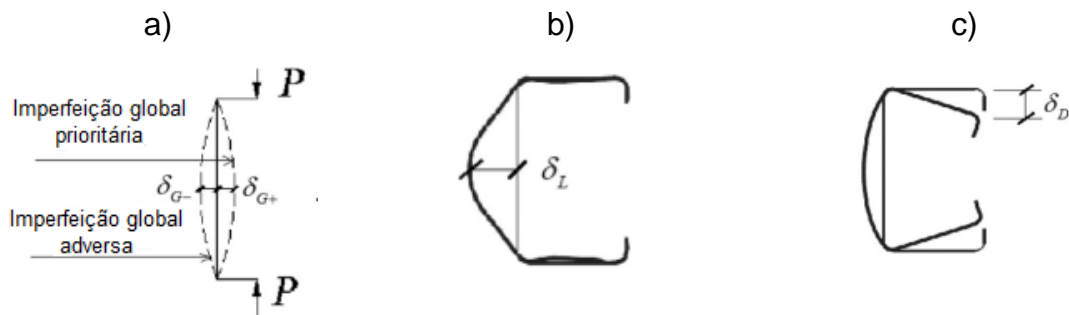


Figura 11 – Tipos de imperfeições geométricas: (a) global; (b) local; (c) distorcional

#### 1.4 Geometria de seções tubulares quadradas

O EN10210-1-2 [31] apresenta as tolerâncias, as dimensões e as propriedades geométricas da seção transversal de seções tubulares tratadas à quente e o EN10219-1-2 [32] apresenta os mesmos tópicos, porém de seções tubulares conformadas a frio. Assim, essas normas apresentam as expressões usadas para cálculo, por exemplo, da área da seção transversal, momento de inércia, módulo elástico, módulo plástico e apresenta limites de tolerância de fabricação da seção transversal.

Seções tubulares quadradas possuem os cantos arredondados, e assim, possuem um raio de curvatura. Nos casos em que não se têm as dimensões reais do raio da seção ou no caso de estudos paramétricos em que se necessita caracterizar o raio da seção, é muito importante que sejam usados valores adequados. O EN10210-1-2 [31], apresenta então, em seu anexo A, a Equação(5) e a Equação (6) que definem os raios interno ( $r_i$ ) e externo ( $r_o$ ), respectivamente. Estas duas equações são aplicadas para seções transversais tratadas à quente.

$$r_i = t \quad (5)$$

$$r_o = 1,5t \quad (6)$$

Para os casos de perfis conformados a frio, o EN10219-1-2 [32] apresenta então, em seu anexo B, as Equações (7) a (12) que caracterizam os raios interno e externo, porém para seções transversais obtidas por conformação a frio.

$$r_i = t \text{ para } t \leq 6 \text{ mm} \quad (7)$$

$$r_i = 1,5 t \text{ para } 6 \text{ mm} > t \geq 10 \text{ mm} \quad (8)$$

$$r_i = 2t \text{ para } t > 10 \text{ mm} \quad (9)$$

$$r_o = 2t \text{ para } t \leq 6 \text{ mm} \quad (10)$$

$$r_i = 2,5t \text{ para } 6 \text{ mm} > t \geq 10 \text{ mm} \quad (11)$$

$$r_o = 3t \text{ para } 6 \text{ mm} > t \geq 10 \text{ mm} \quad (12)$$

## 1.5 Propriedades dos aços inoxidáveis

### 1.5.1 Contextualização histórica e principais características do aço inoxidável

O aço inoxidável foi desenvolvido por Harry Brearley em Sheffield na Inglaterra, em 1913, enquanto procurava uma liga resistente para cano de armas. A indústria manufatureira de aço inoxidável teve início na década de 1930. Em 1930, o aço inoxidável duplex foi produzido pela primeira vez na Avesta Ironworks, (Suíça). Anos depois, começou a ser utilizado na indústria de alimentos e de processamento químico. Na década de 1950 passou a ser utilizado em casa nas torneiras por

exemplo. Mas, foi a partir da década de 1960 que seu uso cresceu consideravelmente porque começou a ser utilizado em veículos, elementos de geração de energia e na indústria da construção civil. Atualmente, vem sendo largamente utilizado na Europa, Sudeste Asiático, América do Norte e Austrália [33], [34].

O aço inoxidável possui elevada resistência ao enferrujamento e à corrosão sendo essa uma de suas principais vantagens em relação ao aço carbono. Essa elevada resistência ocorre porque diferentemente dos outros tipos de metais, durante o processo de oxidação, há a formação de uma película protetora devido à reação entre o cromo e o oxigênio, uma vez que o aço inoxidável possui um teor mínimo de 10,5% de cromo em sua composição química. Essa camada repara se rapidamente ao ser danificada, protegendo o aço inoxidável da corrosão. Por conta disso, ele ainda possui uma alta durabilidade, baixo custo de manutenção e é um material inerte.

O aço inoxidável pode ser classificado em cinco grupos principais: austenítico, ferrítico, duplex, martensíticos e de endurecimento por precipitação. O aço inoxidável austenítico é o tipo mais usado na construção civil e tem geralmente entre 17 e 18% de cromo e até 11% de níquel em sua composição. Este possui alta ductilidade e resistência à corrosão, é facilmente soldável e conformado a frio, não podendo ser tratado à quente. Em comparação com o aço carbono, o aço inoxidável austenítico possui tenacidade significativamente melhor em uma ampla faixa de temperaturas [5].

O aço inoxidável ferrítico apresenta entre 10,5% e 18% de cromo em sua composição e são, em geral, menos dúcteis e com menor soldabilidade que o aço austenítico. Possuem um custo mais baixo que o austenítico para a mesma classe de resistência à corrosão. Os tratamentos e trabalhabilidade são iguais ao do aço carbono S355, podendo ser endurecidos a frio, mas não podem ser tratados a quente [5].

O aço inoxidável duplex (austenítico-ferrítico) possui microestrutura entre o aço inoxidável austenítico e o ferrítico. Sua composição é entre 20 a 26% de cromo, 1 a 8% de níquel, 0,05 a 5% de molibdênio e 0,05 a 3% de nitrogênio. Possui uma resistência de aproximadamente duas vezes a dos aços inoxidáveis austeníticos em condições recozidas. Em comparação com o aço inoxidável austenítico, embora possuam boa ductilidade, são menos deformáveis devido à sua alta resistência [5].

Com o uso cada vez mais frequente do aço inoxidável na construção civil é muito importante que haja uma adequada caracterização do material. Como mencionado anteriormente, as atuais normas internacionais usam analogias com o



aço carbono para o dimensionamento de estruturas em aço inoxidável, resultando em dimensionamentos antieconômicos por conta da diferença de comportamento dos materiais. Então, a adequada caracterização do aço inoxidável e o uso de critérios de dimensionamento que não negligenciam as suas propriedades efetivas são temas bastantes pesquisados.

Um dos grandes desafios para uma adequada caracterização da capacidade dos membros estruturais é que o aço inoxidável possui um comportamento não linear, sem um patamar de escoamento bem definido, e conseqüentemente, dificulta a descrição do material por meio de uma equação matemática precisa. Esse comportamento é diferente do aço carbono que possui comportamento linear-elástico bem definido com um menor aumento das tensões relativo ao trecho de endurecimento.

### 1.5.2 Requisitos de desempenho e especificações

A EN 10088-1 [35] é a norma europeia que trata sobre os requisitos de desempenho e especificações dos aços inoxidáveis, uniformizando e padronizando o aço inoxidável de acordo com sua designação. De acordo com a norma, os grupos de aços inoxidáveis possuem designação 1. 4X YY em que:

- 1 é a indicação do aço;
- 4X é a indicação do grupo de aço inoxidável;
- YY é a identificação individual do tipo de aço.

Os grupos de aços inoxidáveis indicados na norma são:

- 1.40XX Aço inoxidável com Ni < 2,5% sem Mo, Nb e Ti;
- 1.41XX Aço inoxidável com Ni < 2,5% e Mo mas sem Nb e Ti;
- 1.43XX Aço inoxidável com Ni ≥ 2,5% mas sem Mo, Nb e Ti;
- 1.44XX Aço inoxidável com Ni ≥ 2,5%, e Mo mas sem Nb e Ti;
- 1.45XX Aço inoxidável com adições especiais;

A EN 10088-1 [35], além de padronizar as composições químicas dos grupos de aços, também especifica as características mecânicas importantes como a tensão de escoamento,  $f_y$ , e a tensão última,  $f_u$ . A Tabela 1 baseada nas normas EN 10888-

2 [36] e 10888-3 [37], apresenta valores nominais de  $f_y$  e  $f_u$  para grupos de aços inoxidáveis comuns.

Tabela 1 – Valores de  $f_y$  e  $f_u$  para grupos de aços inoxidáveis [5]

	Classe	Tipologia do produto							
		Chapas enformadas a frio		Chapas laminadas a quente		Placas laminadas a quente		Barras, varões e secções	
		Espessura nominal $t$							
		$t \leq 8$ mm		$t \leq 13,5$ mm		$t \leq 75$ mm		$t$ or $\phi \leq 250$ mm	
	$f_y$	$f_u$	$f_y$	$f_u$	$f_y$	$f_u$	$f_y$	$f_u$	
Austeníticos	1.4301	230	540	210	520	210	520	190	500
	1.4307	220	520	200	520	200	500	175	500
	1.4318	350	650	330	650	330	630	-	-
	1.4401	240	530	220	530	220	520	200	500
	1.4404	240	530	220	530	220	520	200	500
	1.4541	220	520	200	520	200	500	190	500
1.4571	240	540	220	540	220	520	200	500	
Duplex	1.4062	530 <sup>1</sup>	700 <sup>1</sup>	480 <sup>2</sup>	680 <sup>2</sup>	450	650	380 <sup>3</sup>	650 <sup>3</sup>
	1.4162	530 <sup>1</sup>	700 <sup>1</sup>	480 <sup>2</sup>	680 <sup>2</sup>	450	650	450 <sup>3</sup>	650 <sup>3</sup>
	1.4362	450	650	400	650	400	630	400 <sup>3</sup>	600 <sup>3</sup>
	1.4462	500	700	460	700	460	640	450 <sup>3</sup>	650 <sup>3</sup>
	1.4482	500 <sup>1</sup>	700 <sup>1</sup>	480 <sup>2</sup>	660 <sup>2</sup>	450	650	400 <sup>3</sup>	650 <sup>3</sup>
	1.4662	550 <sup>1</sup>	750 <sup>1</sup>	550 <sup>4</sup>	750 <sup>4</sup>	480	680	450 <sup>3</sup>	650 <sup>3</sup>
Ferríticos	1.4003	280	450	280	450	250 <sup>5</sup>	450 <sup>5</sup>	260 <sup>6</sup>	450 <sup>6</sup>
	1.4016	260	450	240	450	240 <sup>5</sup>	430 <sup>5</sup>	240 <sup>6</sup>	400 <sup>6</sup>
	1.4509	230	430	-	-	-	-	200 <sup>7</sup>	420 <sup>3</sup>
	1.4521	300	420	280	400	280 <sup>8</sup>	420 <sup>8</sup>	-	-
	1.4621	230 <sup>5</sup>	400 <sup>9</sup>	230 <sup>8</sup>	400 <sup>8</sup>	-	-	240 <sup>7</sup>	420 <sup>7</sup>

Os valores nominais de  $f_y$  e  $f_u$  dados nesta tabela podem ser utilizados no dimensionamento que não tenha em conta a anisotropia ou efeitos do endurecimento do aço. Para aços ferríticos, a EN 10088-4 fornece valores para  $f_y$  na direção transversal e longitudinal. Esta tabela fornece os valores longitudinal que são normalmente inferiores aos valores na direção transversal em cerca de 20 N/mm<sup>2</sup>.

1.4621, 1.4482, 1.4062 e 1.4662 estão abrangidos na EN 10088-2 e -3.  
Barras em aço 1.4509 são apenas abrangidos na EN 10088-3.

<sup>1</sup>  $t \leq 6,4$  mm                      <sup>4</sup>  $t \leq 13$  mm                      <sup>7</sup>  $t$  ou  $\phi \leq 50$  mm  
<sup>2</sup>  $t \leq 10$  mm                      <sup>5</sup>  $t \leq 25$  mm                      <sup>8</sup>  $t \leq 12$  mm  
<sup>3</sup>  $t$  or  $\phi \leq 160$  mm              <sup>6</sup>  $t$  ou  $\phi \leq 100$  mm              <sup>9</sup>  $t \leq 6$  mm

### 1.5.3 Descrição da curva tensão *versus* deformação

O anexo C do EN1993-1-4 [4] apresenta formulações para a caracterização da curva tensão *versus* deformação dos aços inoxidáveis. De acordo com essas formulações, a curva tensão *versus* deformação depende dos seguintes parâmetros listados a seguir:

- $f_y$  é a tensão de escoamento do material que corresponde à tensão a 0,2%;
- $R_{p0,01}$  é a tensão a 0,01%;

- $n$  é o coeficiente que relaciona a tensão de escoamento  $f_y$  com a tensão a 0,01% ( $R_{p\ 0,01}$ ), obtida pela Equação (13)

$$n = \frac{\ln 20}{\ln(f_y/R_{p\ 0,01})} \quad (13)$$

- $m$  é o coeficiente que relaciona  $f_y$  e  $f_u$  de acordo com a Equação (14):

$$m = 1 + 3,5 \frac{f_y}{f_u} \quad (14)$$

- $E$  é o módulo de elasticidade inicial do material
- $E_y$ , é o módulo de elasticidade de escoamento, obtido pela Equação (15)

$$E_y = \frac{E}{1 + 0,002 n \left(\frac{E}{f_y}\right)} \quad (15)$$

- $f_u$  é a tensão última
- $\varepsilon_u$  é a deformação última correspondente a última tensão  $f_u$ . Na ausência de dados experimentais pode ser obtida pela Equação (16).

$$\varepsilon_u = 1 - \frac{f_y}{f_u} \quad (16)$$

A Equação (17) e a Equação (18) são usadas para a obtenção da curva tensão *versus* deformação teórica do material. Elas são muito importantes, principalmente para projetos e análises quando não é possível caracterizar o material de forma experimental:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + 0,002 \left(\frac{\sigma}{f_y}\right)^n \quad \text{válida para } \sigma \leq f_y \quad (17)$$

$$\varepsilon = 0,002 + \frac{f_y}{E} + \frac{\sigma - f_y}{E_y} + \varepsilon_u \left(\frac{\sigma - f_y}{f_u - f_y}\right)^m \quad \text{válida para } f_y \leq \sigma \leq f_u \quad (18)$$

De acordo com o SCI-P413 [5], são esperadas as modificações listadas a seguir nas próximas atualizações do EN1993-1-4 [4] para as equações do anexo C de caracterização da curva tensão *versus* deformação do material:

- o coeficiente  $n$  passa a ser calculado em função da tensão a 0,05% ( $R_{p0,05}$ ), em vez da tensão ( $R_{p0,01}$ ), conforme a Equação (19):

$$n = \frac{\ln 4}{\ln(f_y/R_{p0,05})} \quad (19)$$

- a deformação última,  $\varepsilon_u$ , para o aço ferrítico passa a ser considerada igual a 40% da tensão última do aço austenítico e duplex conforme a Equação (20) apresenta a nova equação para a obtenção de  $\varepsilon_u$  do aço ferrítico:

$$\varepsilon_u = 0,6 * \left(1 - \frac{f_y}{f_u}\right), \text{ para aço ferrítico} \quad (20)$$

- o coeficiente  $m$  passa a ser calculado pela Equação (21) em virtude de uma modificação da razão  $\frac{f_y}{f_u}$ :

$$m = 1 + 2,8 \frac{f_y}{f_u} \quad (21)$$

- a tensão última,  $f_u$ , pode ser estimada pela Equação (22) e pela Equação (23). De acordo com o EN1993-1-4 [4], o valor de  $f_u$  só pode ser obtido experimentalmente.

$$\frac{f_y}{f_u} = 0,2 + 185 \frac{f_y}{E}, \text{ para aços inoxidáveis austenítico e duplex} \quad (22)$$

$$\frac{f_y}{f_u} = 0,46 + 145 \frac{f_y}{E}, \text{ para aços inoxidáveis ferríticos} \quad (23)$$

A Figura 12 mostra uma comparação entre as curvas tensão *versus* deformação obtidas por ensaios experimentais nos estudos de Duarte [12] do perfil

SHS 50x50x2, com as calculadas pelo anexo C do EN1993-1-4 [4] e com as calculadas com as alterações propostas pelo SCI-P413 [5].

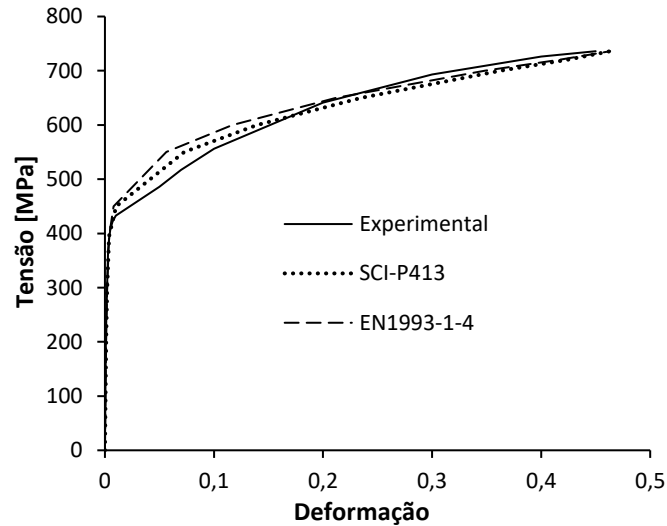


Figura 12 –Comparação entre as curvas tensão versus deformação para o perfil SHS 50x50x2 [12]

## 1.6 Estudos acerca de colunas tubulares em aço inoxidável

Liu e Young *et. al.* [38] estudaram colunas curtas e longas de perfis tubulares SHS 70x70x2 e SHS 70x70x5 em aço inoxidável austenítico AISI 304 [39] formados a frio submetidas à compressão axial onde as colunas eram bi-engastadas. Neste estudo, os resultados experimentais foram comparados com as normas ASCE [40], Aust/NZS4673 [41] e EN1993-1-4 [4]. Em termos de conclusões, foi observado que as formulações preconizadas pelas normas subestimam a resistência real da coluna.

Gardner e Nethercot [42] estudaram colunas de perfis tubulares SHS, RHS e CHS em aço inoxidável formados a frio submetidas à compressão axial. As colunas eram birotuladas e os resultados deste estudo serviram como base de dados para o desenvolvimento e calibração de modelos numéricos tendo em vista a pouca disponibilidade de resultados de ensaios em estruturas de aço inoxidável na época. Comparando os resultados experimentais com o EN1993-1-4 [4], Gardner e Nethercot [42] chegaram à conclusão de que a capacidade de carga proposta pelo código europeu foi inferior ao observado nos ensaios experimentais. Desta forma, o método

de dimensionamento do EN1993-1-4 [4] apresentou resultados conservadores e que os resultados obtidos nos ensaios experimentais poderiam contribuir no aprimoramento dos métodos de dimensionamento existentes.

Gardner *et al.* [16] estudaram o comportamento de colunas tubulares SHS e RHS em aço inoxidável austenítico de alta resistência submetidas à compressão. Em seu estudo, foi realizada uma análise paramétrica por meio de modelagem numérica onde os resultados foram comparados com a resistência obtida com o uso das prescrições do EN1993-1-4 [4]. Comparando os resultados das colunas em aço inoxidável austenítico de alta resistência, o valor da razão entre a resistência obtida pelo modelo numérico com os prescritos pelo EN1993-1-4 [4], na média, foi similar aos obtidos com o aço inoxidável padrão. Assim, chegou-se à conclusão de que seria seguro estender a aplicação do EN1993-1-4 [4] para aços inoxidáveis de alta resistência, não limitando o seu uso apenas ao aço inoxidável convencional.

Gardner e Theofanous [43] propuseram novos limites de esbeltez para elementos em aço inoxidável para todas as classes e para todas as condições de carregamento. A nova proposta foi validada por meio de métodos estatísticos em que foram reunidos os principais resultados experimentais. Os novos limites mostraram ser mais harmoniosos com o limite de esbeltez equivalente do aço carbono e permite uma melhor exploração do material.

Theofanous e Gardner [14] estudaram o comportamento de colunas tubulares quadradas e retangulares em aço inoxidável lean duplex submetidas à compressão. A Figura 13 apresenta a preparação para o ensaio à compressão de uma coluna curta (a) e o resultado do ensaio de uma coluna longa, cujo modo de falha foi a flambagem global (b). Em seus estudos, os ensaios experimentais foram complementados com uma análise paramétrica com a utilização de um modelo baseado no método dos elementos finitos. Os resultados mostraram que o limite de esbeltez de seções classe 3 e a largura efetiva da seção de acordo com o dimensionamento pelo EN1993-1-4 [4] são seguros, porém conservadores. Ainda de acordo com o estudo, a curva de flambagem para seções tubulares em aço inoxidável lean duplex com o dimensionamento pelo EN1993-1-4 [4] foi considerada adequada. O estudo ainda mostrou que o uso do aço inoxidável lean duplex possui desempenho estrutural e custos melhores que o aço inoxidável austenítico.

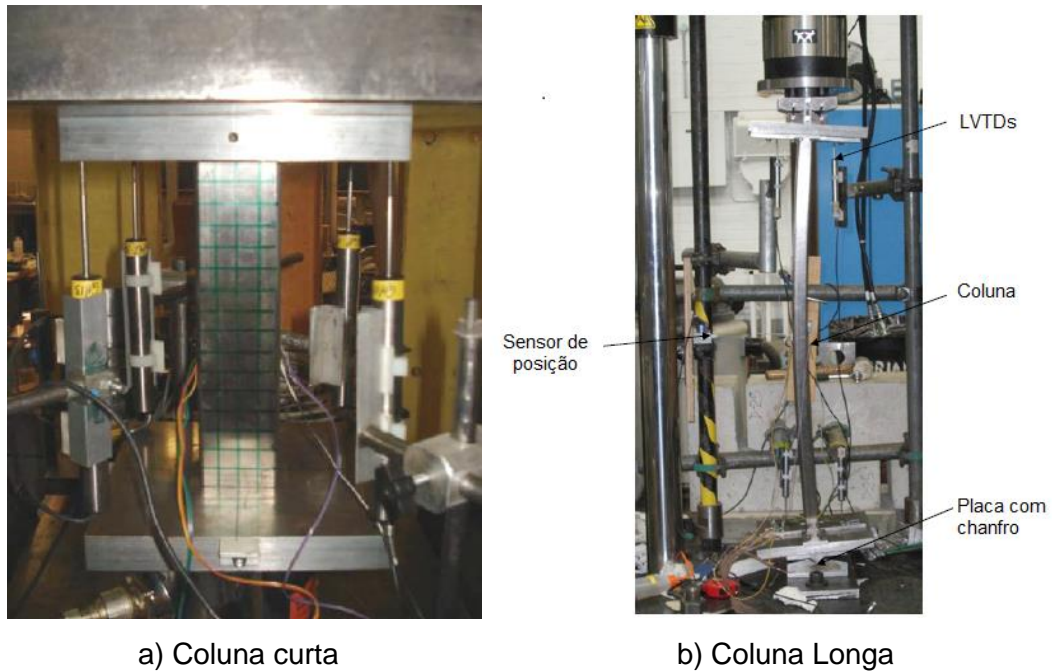


Figura 13 –Ensaio experimentais de colunas SHS em aço inoxidável submetidas à compressão [14]

Zhou *et al.* [11] realizaram uma análise paramétrica de perfis tubulares SHS e RHS em aço inoxidável austenítico e duplex com extremidades engastadas. Foi proposto um novo limite de esbeltez de colunas para seções classe 3 e novas equações de dimensionamento que levam em consideração toda a seção transversal do perfil. O limite de esbeltez proposto é representado pela Equação (24) e Equação (25) em que  $h$  é a altura da seção transversal,  $t$  a espessura da seção e  $\alpha$  a relação  $\frac{h}{b}$  (sendo  $b$  a largura). Para seções quadradas,  $h/b = 1$ , portanto, o limite de esbeltez da classe 3 proposto para seções quadradas é 39.

$$\alpha = \frac{h}{b} \quad (24)$$

$$\frac{h}{t\epsilon} = \begin{cases} 30,5 + 10,2\alpha - 1,7\alpha^2 & 1 \leq \alpha \leq 3 \\ 45,8 & \alpha > 3 \end{cases} \quad (25)$$

Gardner [44] desenvolveu um modelo de dimensionamento de estruturas tubulares baseado na não linearidade do aço inoxidável sendo mais adequado em

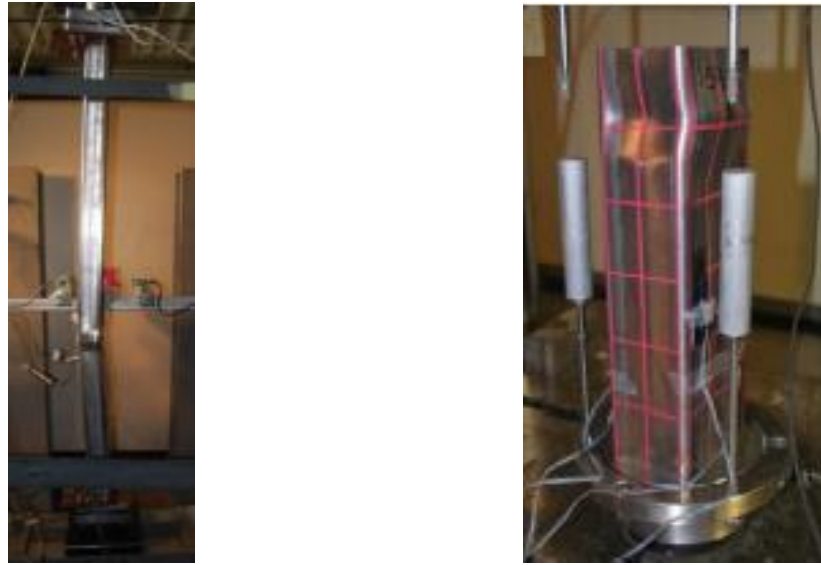
relação as normas internacionais de dimensionamento. Posteriormente, este método foi chamado de Método da Resistência Contínua (CSM) e mostrou ser também adequado para o aço carbono. Com o passar dos anos, o método foi sendo modificado para diversos tipos de seções, materiais e condições de carregamento [45] [46] [47], [48].

Yuan *et al.* [49] estudaram 28 colunas curtas de perfis tubulares SHS, RHS e perfil I em aço inoxidável tipo austenítico (1.4301) e duplex (1.4462). As colunas foram submetidas à compressão axial pura e foi realizado um estudo comparativo entre os resultados dos ensaios experimentais e as resistências obtidas pelo método de dimensionamento do EN1993-1-4 [4] e do CSM [10]. Nesse trabalho, foi concluído que o dimensionamento pelo EN 1993-1-4 [4] apresentava resultados conservadores em comparação aos experimentais e que o CSM [10] apresentava resultados mais próximos aos experimentais.

Arrayago [15] estudou colunas SHS e RHS em aço inoxidável ferrítico submetidas à compressão por meio de ensaios experimentais. A Figura 14 apresenta o ensaio de uma coluna que apresentou interação entre os modos de falhas local e global (a) e uma coluna curta que falhou por plastificação da seção (b). Posteriormente, Arrayago [15] realizou uma análise paramétrica por meio de modelo numérico desenvolvido no programa ABAQUS [50]. Em suas conclusões sugeriu melhorias das equações de dimensionamento do CSM [10], válida para colunas curtas, além disso, chegou à conclusão de que o limite da classe 3 proposto por Gardner e Theofanous [43] para elementos comprimidos é mais adequado que o do EN1993-1-4 [4] que se mostrou conservador.

Bock *et al.* [13] ensaiaram oito colunas curtas dos tipos SHS e RHS em aço ferrítico submetidas à compressão axial. A Figura 15 apresenta a preparação para o ensaio de compressão onde o objetivo era avaliar se a esbeltez limite e a largura efetiva de acordo com o EN1993-1-4 [4] para seções em aço inoxidável ferrítico estava apropriado. Também avaliou os modelos de dimensionamento propostos por Gardner e Theofanous [43] e por Zhou *et al.* [11]. Em suas conclusões, o limite de esbeltez de seções classe 3 para o aço inoxidável ferrítico de acordo com o EN1993-1-4 [4] mostrou ser adequado. No entanto, o limite proposto por Theofanous e Gardner [43] apresentou resultados melhores, sendo assim, mais recomendado. O limite de Zhou *et al.* [11] apresentou melhores resultados para seções do tipo SHS.





a) Interação entre os modos de falha local e global      b) Falha por flambagem local

Figura 14 – Ensaio experimental de colunas SHS em aço inoxidável submetidas à compressão [15]

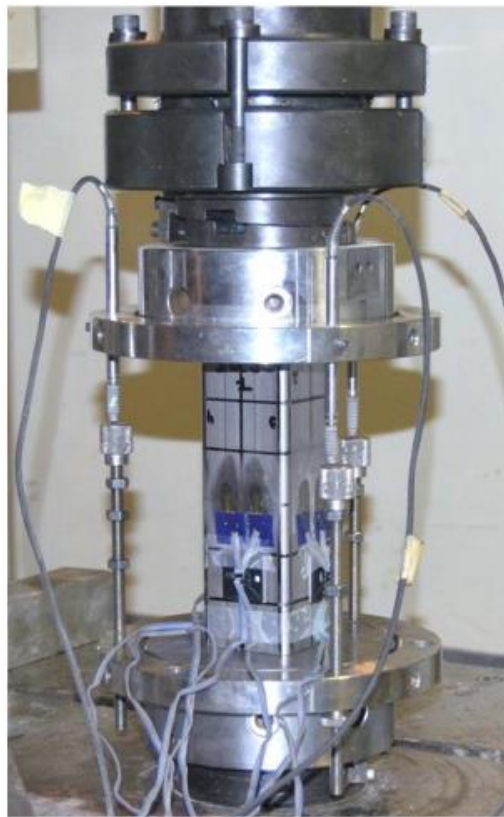


Figura 15 – Preparação do ensaio experimental de coluna curta SHS em aço inoxidável submetida à compressão [13]

Ahmed *et al.* [51] propuseram novas equações de dimensionamento para seções transversais esbeltas pelo CSM [10]. Zhao *et al.* [52] também propuseram novas equações para seções transversais esbeltas pelo CSM [10]. Estudos mais recentes feitos por Arrayago *et al.* [10] estenderam o CSM [10] para seções transversais esbeltas. Em seus estudos, para seções transversais esbeltas, as razões médias entre o dimensionamento pelo CSM [10] e os resultados experimentais foram 0,83; 0,82 e 0,84 para os aços inoxidáveis austenítico, ferrítico e duplex, respectivamente. Para as colunas longas com seção transversal não esbelta, as correlações médias entre o dimensionamento pelo CSM [10] e os resultados numéricos foram 0,90; 0,85 e 0,90 para os aços inoxidáveis austenítico, ferrítico e duplex, respectivamente.

Duarte [12] estudou o comportamento de colunas tubulares quadradas em aço austenítico submetidas à compressão. Os ensaios foram realizados de modo que os apoios das colunas estivessem na condição birotulada. Duarte [12] chegou à conclusão de que os resultados experimentais apresentaram um aumento de cerca de 76% em comparação com o EN1993-1-4 [4] mostrando um nível elevado de conservadorismo. Também concluiu que houve uma diferença média de 57% entre os valores experimentais e os calculados pelo CSM [10].

Assim, esses estudos acerca de colunas tubulares em aço inoxidável mostram a importância de estudar e implementar melhorias no dimensionamento de colunas tubulares em aço inoxidável submetidos à compressão axial pelos critérios do EN1993-1-4 [4]. De fato, esta norma fornece valores de capacidade de carga abaixo da resistência das colunas em aço inoxidável obtidas em ensaios experimentais. Entre essas melhorias está a adoção de critérios de dimensionamento que levem em consideração a não linearidade da curva tensão *versus* deformação do aço inoxidável usando por exemplo, o CSM [10]. O CSM [10] vem sendo constantemente aprimorado para diversos tipos de seções, materiais e condições de carregamento, no entanto, uma das suas principais limitações era a sua utilização no dimensionamento de seções transversais esbeltas. Essa limitação foi superada em 2021, por estudos de Arrayago *et al.* [10] que estenderam o CSM [10] para seções transversais esbeltas. Ainda assim, o método ainda pode ser melhorado principalmente para as colunas longas, uma vez que os resultados da razão média entre o dimensionamento pelo

CSM [10] e resultados experimentais variaram entre 0,82 e 0,91 dependendo do tipo de aço inoxidável da coluna e se a seção transversal é ou não esbelta.

## **2 DIMENSIONAMENTO DE COLUNAS TUBULARES EM AÇO INOXIDÁVEL SUBMETIDAS À COMPRESSÃO AXIAL**

### **2.1 Considerações iniciais**

Este capítulo tem como principal objetivo descrever o procedimento de dimensionamento de colunas tubulares em aços inoxidáveis conforme estabelecido pela norma europeia EN1993-1-4 [4]. Além disso, apresenta -se também, uma análise detalhada da nova metodologia de cálculo baseada no CSM [10] com as equações modificadas por Arrayago *et al.* [10]. Adicionalmente, são descritas as modificações de dimensionamento sugeridas pelo SCI-P413 [5] e por outros pesquisadores.

### **2.2 Prescrições normativas do EN1993-1-4 [4]**

#### **2.2.1 Classificação das seções**

O EN1993-1-4 [4] classifica as seções de forma a identificar o quanto que a resistência e a capacidade de rotação da seção transversal são limitadas pela sua resistência a flambagem local. Seções esbeltas podem não atingir a tensão de escoamento (substituída pela tensão a 0,2% no caso dos aços inoxidáveis) devido à redução de sua resistência por conta da flambagem local. Em seções mais compactas, a plastificação da seção passa a controlar o dimensionamento. Assim, levando em consideração a forma como a seção comporta-se a flambagem local e de acordo com sua capacidade de rotação, a norma europeia classifica as seções em quatro classes.

A classe 1 é aquela cuja seção é capaz de formar uma rótula plástica sem sofrer redução da resistência. A classe 2 é aquela cuja seção chega a desenvolver momento plástico, mas com capacidade limitada de rotação devido à flambagem local. A classe 3 corresponde à seção onde a tensão de compressão da parte mais solicitada alcança a tensão de escoamento, mas é incapaz de alcançar o momento plástico devido à flambagem local. Neste caso, a distribuição de tensão ocorre de forma linear elástica.

A classe 4 é aquela cuja seção sofre flambagem local antes que seja atingida a tensão de escoamento (substituída pela tensão a 0,2% no caso do aço inoxidável).

A Figura 16 ilustra o comportamento das classes 1 a 4 em flexão, sendo,  $M_{el}$  o momento elástico da seção,  $M_{pl}$  o momento plástico da seção e  $\phi_s$  a capacidade de rotação da seção.

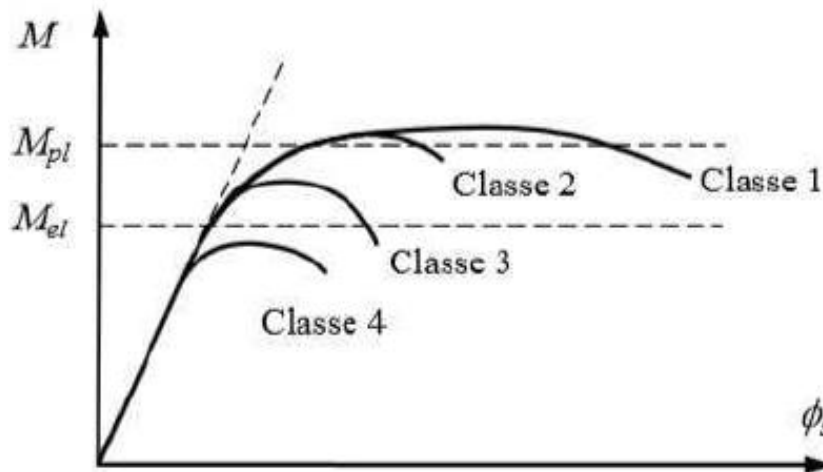


Figura 16 – Comportamento das seções em flexão [53]

A classificação das seções transversais em classes depende da comparação da relação entre comprimento,  $c$ , da seção e de sua espessura,  $t$  ( $c/t$ ). De acordo com o EN1993-1-4 [4], essa relação é comparada com  $\varepsilon$ , obtido pela Equação (4) que depende do módulo de elasticidade,  $E$ , e da tensão de escoamento,  $f_y$ . Essa comparação ocorre de acordo com a Tabela 2 do EN1993-1-4 [4] e depende do tipo de esforço atuante na seção.

Os limites da classificação da seção em classes de acordo com os critérios do EN1993-1-4 [4], que leva em consideração a esbeltez da seção e as características dos materiais apresentavam resultados conservadores para o aço inoxidável antes de sua revisão em 2015. Estudos como o de Gardner e Theofanous [43] serviram de base para a alteração dos limites de esbeltez  $c/\varepsilon t$  do EN1993-1-4 [4] em 2015, conforme apresentado na Tabela 3. Esses limites, expressos por  $c/\varepsilon t$ , são importantes para o dimensionamento pela metodologia de classes de seções do EN1993-1-4 [4] que leva em consideração o efeito de flambagem local

Tabela 2 – Limites máximos de  $c/t$  para elementos comprimidos de acordo com o EN1993-1-4 [4]

Elementos internos submetidos à compressão				
Classe	Sujeitos à flexão	Sujeitos à compressão	Sujeitos à flexo-compressão	
Distribuição de tensões (compressão positiva)				
1	$c/t \leq 72\varepsilon$	$c/t \leq 33\varepsilon$	se $\alpha > 0,5$ : $c/t \leq \frac{396\varepsilon}{13\alpha - 1}$ se $\alpha \leq 0,5$ : $c/t \leq \frac{36\varepsilon}{\alpha}$	
2	$c/t \leq 76\varepsilon$	$c/t \leq 35\varepsilon$	se $\alpha > 0,5$ : $c/t \leq \frac{420\varepsilon}{13\alpha - 1}$ se $\alpha \leq 0,5$ : $c/t \leq \frac{38\varepsilon}{\alpha}$	
Distribuição de tensões (compressão positiva)				
3	$c/t \leq 90\varepsilon$	$c/t \leq 37\varepsilon$	$c/t \leq 18,5\varepsilon\sqrt{k_\sigma}$ para $k_\sigma$ ver EN 1993-1-5	
$\varepsilon = \left[ \frac{235}{f_y} \frac{E}{210\,000} \right]^{0,5}$	Grau	1.4301	1.4401	1.4462
	$f_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	210	220	460
	$\varepsilon$	1,03	1,01	0,698
Nota: Para seções tubulares, $c$ pode ser adotado conservadoramente como $(h-2t)$ ou $(b-2t)$				

Tabela 3 – Resumo dos limites de classificação de classes para elementos comprimidos de acordo com o EN1993-1-4 [4] e anterior à sua revisão de 2015

	Classificação	Limite
Classe 1	EN1993-1-4 (anterior a revisão de 2015)	25,7 $\varepsilon$
	EN1993-1-4 (após a revisão de 2015)	33 $\varepsilon$
Classe 2	EN1993-1-4 (anterior a revisão de 2015)	26,7 $\varepsilon$
	EN1993-1-4 (após a revisão de 2015)	35 $\varepsilon$
Classe 3	EN1993-1-4 (anterior a revisão de 2015)	30,7 $\varepsilon$
	EN1993-1-4 (após a revisão de 2015)	37 $\varepsilon$

A Figura 17 apresenta a avaliação dos limites de classe 3 para elementos comprimidos realizado nos estudos de Arrayago [15] em que foram compilados dados de seus resultados experimentais e numéricos, sendo todos com colunas SHS e RHS. Analisando o gráfico, todas as colunas com índice de esbeltez entre o limite  $c/\epsilon t$  da classe 3 ( $30,7\epsilon$ ) de acordo com o EN1993-1-4 [4] antes de sua alteração em 2015 e o limite  $c/\epsilon t$  da classe 3 ( $37\epsilon$ ) depois de sua alteração, tiveram razão  $N_{num}/\sigma_{0,2}$  maior que um, o que mostra que ainda não havia sido iniciada a perda de resistência por conta do efeito de flambagem local, mostrando assim que a nova tabela de limite de esbeltez segundo o EN1993-1-4 [4] era mais adequada que a anterior. A Figura 17 mostra o conservadorismo do limite da classe 3 pelo EN1993-1-4 [4] antes de sua alteração e a coerência

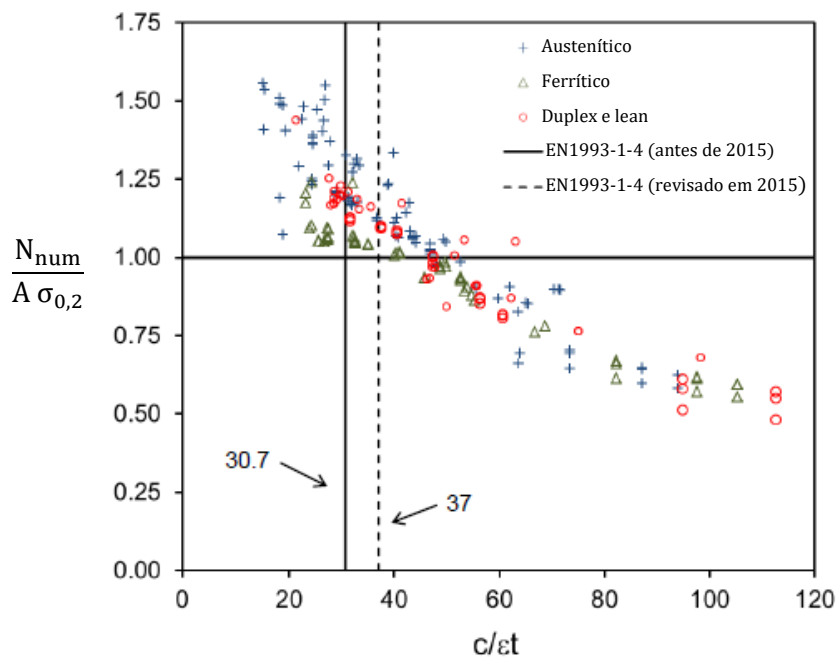


Figura 17 – Avaliação do limite de classe 3 para elementos em compressão de colunas curtas [15]

### 2.2.2 Propriedades efetivas das seções

Em seções classe 4, há uma perda da resistência devido ao fenômeno de flambagem local. Para essas seções, seu limite de plastificação não pode ser calculado multiplicando sua área pela sua tensão limite. Por essa razão, o EN1993-1-4 [4] adota o conceito de largura efetiva para incorporação do efeito de flambagem

local que acontece nessas seções. Assim, as larguras nominais são substituídas por larguras efetivas. São obtidas as propriedades efetivas da seção que devem ser usadas nas fórmulas de dimensionamento existentes.

O cálculo da largura efetiva depende diretamente do coeficiente de redução da largura,  $\rho$ , que por sua vez depende de  $\bar{\lambda}_p$ , que é o índice de esbeltez normalizado transversal da seção. Para elementos de aços inoxidáveis comprimidos, o fator de redução,  $\rho$ , pode ser calculado pela Equação (26) e a área efetiva da seção pela Equação (27) em que  $A$  é a área bruta da seção e  $A_{eff}$  a área efetiva.

$$\rho = \frac{0,772}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,079}{\bar{\lambda}_p^2}, \text{ com } \rho \leq 1 \quad (26)$$

$$A_{eff} = A \rho \quad (27)$$

### 2.2.3 Resistência à compressão de colunas de aço

De acordo com o EN1993-1-4 [4], os estados limites de flambagem e plastificação de colunas de aço submetidas à compressão axial são dimensionadas de acordo com a Equação (28) até a Equação (31). As equações levam em consideração, o fator de imperfeição global ( $\alpha$ ) e esbeltez-limite ( $\bar{\lambda}_0$ ) tabelados conforme apresentados na Tabela 4, além do coeficiente auxiliar,  $\phi$ , o índice de esbeltez normalizado,  $\bar{\lambda}$ , e um fator de redução de resistência,  $\chi$ .

$$\chi = \frac{1}{\phi + (\phi^2 - \bar{\lambda}^2)^{0,5}} \leq 1 \quad (28)$$

$$\phi = 0,5 (1 + \alpha (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2) \quad (29)$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{Af_y}{N_{cr}}} \text{ para seções classe 1,2 e 3} \quad (30)$$



$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A_{eff}f_y}{N_{cr}}} \text{ para seção classe 4} \quad (31)$$

Tabela 4 – Valores de  $\alpha$  e  $\bar{\lambda}_0$  para flambagem à flexão de perfis em aço inoxidável de acordo com o EN1993-1-4 [4]

Flambagem	Tipo de elemento	$\alpha$	$\bar{\lambda}_0$
Flexão	Seções abertas conformadas a frio	0,49	0,4
Flexão	Seções tubulares (com soldadura ou sem costura)	0,49	0,4
Flexão	Seções abertas soldadas (eixo de maior inércia)	0,49	0,2
Flexão	Seções abertas soldadas (eixo de menor inércia)	0,76	0,2

Em seguida, o cálculo da resistência final,  $N_{b,rd}$ , é realizado usando a Equação (32) para seções classe 1, 2 e 3, enquanto para a classe 4, usa-se a Equação (33). Além disso, o coeficiente de segurança,  $\gamma_{M1}$ , é 1,1 para os aços inoxidáveis conforme o EN1993-1-4 [4].

$$N_{b,rd} = \frac{\chi A f_y}{\gamma_{M1}} \quad (32)$$

$$N_{b,rd} = \frac{\chi A_{eff} f_y}{\gamma_{M1}} \quad (33)$$

#### 2.2.4 Modificações propostas pelo SCI-P413 [5]

O dimensionamento pelo SCI-P413 possui a mesma metodologia de dimensionamento do EN1993-1-4 [4], a diferença entre eles está nos valores dos coeficientes  $\alpha$  e  $\bar{\lambda}_0$  das equações. Ainda, de acordo com o dimensionamento pelo SCI-P413, é esperado que na próxima revisão do EN1993-1-4 [4], haja modificações na Tabela 4. Esta tabela seria atualizada levando-se em conta os valores reportados na Tabela 5 baseados em resultados experimentais que demonstraram diferenças no comportamento entre seções conformadas a frio em aços inoxidáveis austenítico e

duplex quando comparado com o ferrítico. Essa diferença depende do tipo de elemento. Além disso, valores adotados na norma para  $\alpha$  e  $\bar{\lambda}_0$  são otimistas para alguns tipos de perfis como os perfis tubulares conformados a frio [5]. Assim, o uso desses valores pode resultar em dimensionamentos subestimados.

Tabela 5 – Valores de  $\alpha$  e  $\bar{\lambda}_0$  de acordo com SCI-P413 [5]

Modo de Flambagem	Tipo de elemento	Eixo de curvatura	Austenítico e duplex		Ferrítico	
			$\alpha$	$\bar{\lambda}_0$	$\alpha$	$\bar{\lambda}_0$
Por Flexão	Cantoneiras e secções U conformadas a frio	Qualquer	0,76	0,2	0,76	0,2
Por Flexão	Secções ómega conformadas a frio	Qualquer	0,49	0,2	0,49	0,2
Por Flexão	Secções conformadas a frio RHS	Qualquer	0,49	0,3	0,49	0,2
Por Flexão	Secções conformadas a frio CHS/EHS	Qualquer	0,49	0,2	0,49	0,2
Por Flexão	Laminados a quente RHS	Qualquer	0,49	0,2	0,49	0,2
Por Flexão	Laminados a quente CHS/EHS	Qualquer	0,49	0,2	0,34	0,2
Por Flexão	Secções abertas soldadas ou laminadas a quente	Maior Inércia	0,49	0,2	0,49	0,2
		Menor Inércia	0,76	0,2	0,76	0,2

### 2.3 Método da Resistência Contínua [10]

O CSM [10] é um método baseado na deformação que não leva em consideração a classificação das seções em classes e sim, como uma função do índice de esbeltez local da seção,  $\bar{\lambda}_p$ . O índice de esbeltez da seção é um parâmetro calculado em função da tensão crítica de flambagem local. De acordo com o CSM [10], o índice de esbeltez local da seção é apresentado pela Equação (34).

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,loc}}} \quad (34)$$

onde,

$\bar{\lambda}_p$  é o índice de esbeltez da seção

$f_y$  é a tensão de escoamento do material

$\sigma_{cr,loc}$  é a tensão crítica de flambagem calculada pela expressa pela Equação (2).

Alternativamente,  $\bar{\lambda}_p$  pode ser calculado pela Equação (3)

A vantagem da utilização deste método em relação aos métodos tradicionais de dimensionamento, como o EN1993-1-4 [4], é que ele aproveita melhor o ganho de resistência provocado pelo encruamento do material após a tensão de escoamento equivalente. Conforme explicado anteriormente, o aço inoxidável apresenta um ganho de resistência considerável após a sua tensão de escoamento equivalente quando comparado ao aço carbono [54]. O método foi inicialmente desenvolvido para seções com índice de esbeltez até 0,68 ( $\bar{\lambda}_p \leq 0,68$ ) e depois estendido para seções com  $\bar{\lambda}_p > 0,68$ .

### 2.3.1 CSM [10] para seções com $\bar{\lambda}_p \leq 0,68$

O dimensionamento de colunas de seções não esbeltas (baixo índice de esbeltez normalizado da seção transversal) e curtas de aços inoxidáveis submetidas à compressão pelo EN1993-1-4 [4] apresenta resultados conservadores quando comparados com os resultados de ensaios experimentais. Esta observação é atribuída, principalmente, ao fato de a norma limitar a resistência da seção à tensão de escoamento equivalente, quando na verdade, há um ganho de resistência após a tensão de escoamento equivalente. Gardner e Theofanous [43] chegaram a esta conclusão através de resultados obtidos ensaios experimentais. Posteriormente, Afshan e Gardner [55] reuniram e analisaram 81 ensaios experimentais de colunas constituídas de aços inoxidáveis que podem ser observados na Figura 18. Analisando os resultados, é evidente o conservadorismo em termos de resistência à compressão calculada pelo EN1993-1-4 [4] quando comparada aos resultados experimentais para colunas curtas com seção transversal não esbelta, ou seja, com  $\bar{\lambda}_p \leq 0,68$ .

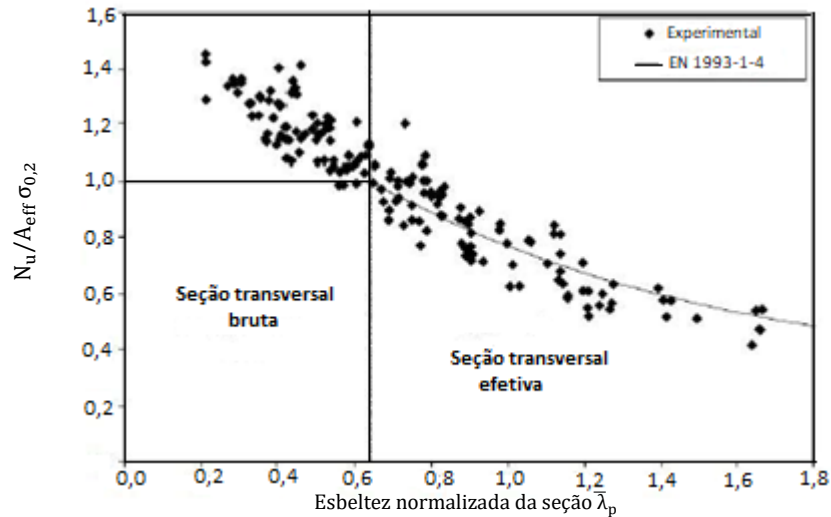


Figura 18 – Comparação entre resultados experimentais de colunas curtas e as prescrições do EN 1993 – 1-4 [55]

Para aplicação do CSM [10] é preciso conhecer a máxima deformação,  $\varepsilon_{csm}$ , que a seção pode alcançar antes de falhar por flambagem local e ela é obtida por meio da curva base. A curva base foi obtida por regressão linear de uma variedade de resultados de ensaios de compressão e flexão para diversos tipos de materiais metálicos como o aço carbono, austenítico, duplex, ferrítico, aço de alta resistência e alumínio.

Afshan e Gardner [55] propuseram inicialmente, a Equação (35) que relaciona a razão de deformação ( $\frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y}$ ) com o índice de esbeltez da seção transversal.

$$\frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} = \frac{0,25}{\bar{\lambda}_p^{3,6}} \leq \text{menor valor entre } (15, \frac{C_1 \varepsilon_u}{\varepsilon_y}), \text{ sendo } \bar{\lambda}_p \leq 0,68 \quad (35)$$

onde,

$\varepsilon_{csm}$  é a máxima deformação alcançada no instante da ocorrência de flambagem local da seção

$\varepsilon_y$  é a deformação correspondente a tensão de escoamento  $f_y$  do material

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

$C_1$  coeficiente do material que varia conforme apresentado na Tabela 6

Uma das principais características do método é a adoção de um modelo elástico, de endurecimento linear do material possibilitando que as tensões de

dimensionamento sejam maiores que a tensão de escoamento. Este modelo está representado na Figura 19. Neste modelo, cada tipo de material possui quatro coeficientes ( $C_1, C_2, C_3, C_4$ ). A Tabela 6 apresenta o valor do coeficiente de acordo com o tipo de material. O coeficiente  $C_1$  é usado para assegurar que a resistência do material não seja superdimensionada, sendo usado na Equação (35). O coeficiente  $C_2$  é usado na Equação (36) na definição da inclinação da reta de endurecimento do material,  $E_{sh}$ . Os coeficientes  $C_3$  e  $C_4$  são usados na Equação (37) para definição da deformação última,  $\epsilon_u$ , correspondente a tensão última do material,  $f_u$ .

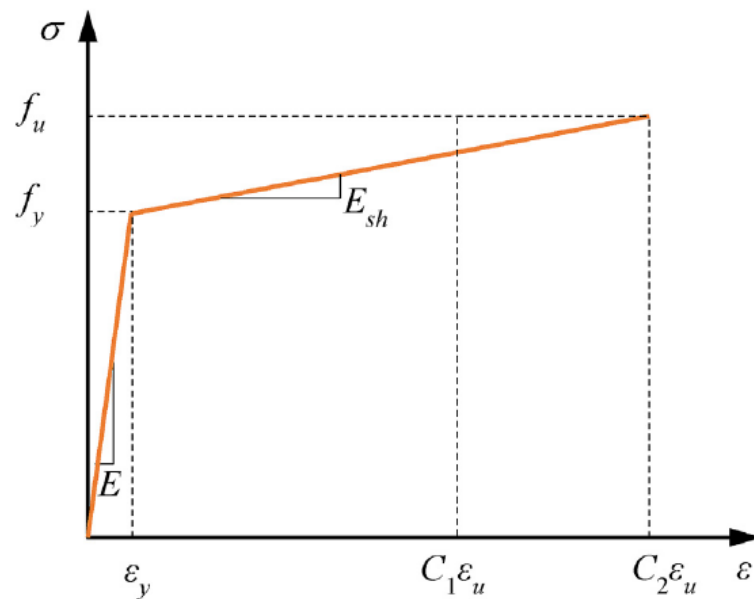


Figura 19 – Curva tensão *versus* deformação de um material pelo modelo do método CSM. [54]

Tabela 6 – Coeficientes dos materiais do modelo CSM [10]

Tipo de material metálico	$C_1$	$C_2$	$C_3$	$C_4$
Aço inoxidável austenítico	0,10	0,16	1,00	0,00
Aço inoxidável duplex	0,10	0,16	1,00	0,00
Aço inoxidável ferrítico	0,40	0,45	0,60	0,00
Aço carbono conformado a frio	0,40	0,45	0,60	0,00
Aço de alta resistência	0,40	0,45	0,60	0,00
Alumínio	0,50	0,50	0,13	0,06

$$E_{sh} = \frac{f_u - f_y}{C_2 \epsilon_u - \epsilon_y} \quad (36)$$

$$\varepsilon_u = C_3 \left( 1 - \frac{f_y}{f_u} \right) + C_4. \quad (37)$$

Para calcular a resistência a compressão,  $N_{c,csm,Rk}$ , de seções não esbeltas pelo método CSM [10], a Equação (38) e a Equação (39) são utilizadas. É importante observar que a deformação de dimensionamento é maior ou igual a deformação de escoamento ( $\frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} \geq 1$ ).

$$\sigma_{CSM} = f_y + E_{sh} (\varepsilon_{csm} - \varepsilon_y), \text{ com } \frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} \geq 1 \quad (38)$$

$$N_{c,csm,Rk} = A\sigma_{CSM} \quad (39)$$

Para calcular a resistência a flexão,  $M_{c,csm,Rk}$ , de seções não esbeltas pelo método do CSM [10], a Equação (40) é utilizada:

$$M_{c,csm,Rk} = M_{pl} * \left[ 1 + \frac{E_{sh}}{E} \frac{W_{el}}{W_{pl}} \left( \frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} - 1 \right) - \left( 1 - \frac{W_{el}}{W_{pl}} \right) \left( \frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} \right)^{-\alpha} \right] \quad (40)$$

com  $\bar{\lambda}_p \geq 0,68$

sendo,

$W_{el}$  o módulo de resistência elástico da seção

$W_{pl}$  o módulo de resistência plástico da seção

$M_{pl}$  o momento de plastificação da seção

$\alpha$  o fator de imperfeição do EN1993-1-4 [4].

Em seguida, o fator de imperfeição do CSM [10],  $\alpha_{csm}$ , é calculado pela Equação (41).

$$\alpha_{csm} = \alpha_{EN} \frac{e_{0,csm}}{e_{0,el,EN}} \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{c,CSM}} \frac{N_{c,csm,Rk} M_{el}}{M_{c,csm,Rk} N_{pl}}} \quad (41)$$

$$\frac{e_{0,csm}}{e_{0,el,EN}} = C_5 - C_6 \bar{\lambda}_p, \quad (42)$$

sendo,

$\alpha_{EN}$  o fator de imperfeição do EN1993-1-4 [4]

$N_{pl}$  a carga de plastificação da seção

$M_{el}$  o momento elástico da seção e  $\frac{e_{0,csm}}{e_{0,el,em}}$  calculado pela Equação (42) em função dos coeficientes  $C_5$  e  $C_6$  calculados pela Equação (43) e Equação (44), respectivamente.

$$C_5 = 1 + 0,86C_6 \quad (43)$$

$$C_6 = 1,2 \left( \frac{f_u}{f_y} \right) \quad (44)$$

Por fim, o fator de redução,  $\chi$ , é calculado e as resistências à compressão da coluna  $N_{b,csm,Rk}$  e  $N_{b,csm,RD}$  são calculadas de maneira similar ao EN1993-1-4 [4] mas com o uso dos parâmetros associados ao CSM [10] com a formulação da Equação (45) até a Equação (50).

$$\bar{\lambda}_{csm} = \sqrt{\frac{N_{c,csm,rk}}{N_{cr}}} \quad (45)$$

$$\phi_{csm} = 0,5 \left( 1 + \alpha_{csm} (\bar{\lambda}_{csm} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}_{csm}^2 \right) \quad (46)$$

$$\chi_{csm} = \frac{1}{\phi_{csm} + \left( \phi_{csm}^2 - \bar{\lambda}_{csm}^2 \right)^{0,5}} \leq 1 \quad (47)$$

$$N_{b,csm,rk} = \chi_{csm} A f_y \text{ para seções classe 1,2 e 3} \quad (48)$$

$$N_{b,csm,rk} = \chi_{csm} A_{eff} f_y \text{ para seções classe 4} \quad (49)$$

$$N_{b,csm,rd} = \frac{N_{b,csm,rk}}{\gamma_{M1}} \quad (50)$$

### 2.3.2 CSM [10] para seções com $\bar{\lambda}_p > 0,68$

Para as seções com  $\bar{\lambda}_p > 0,68$ , formulação da Equação (51) até a Equação (53) deve ser utilizada em substituição as outras equações. É importante destacar que seções tubulares submetidas à compressão axial com  $\bar{\lambda}_p > 0,68$  são seções classe IV. em uma seção birotulada com distribuição uniforme de tensões, nesses casos, o limite para a classe IV é  $\bar{\lambda}_p > 0,651$ .

$$\frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} = \left( 1 - \frac{0,222}{\bar{\lambda}_p^{1,050}} \right) \frac{1}{\bar{\lambda}_p^{1,050}} \text{ sendo } \bar{\lambda}_p > 0,68 \quad (51)$$

$$M_{c,csm,Rk} = M_{el} * \left( \frac{\varepsilon_{csm}}{\varepsilon_y} \right), \text{ com } \bar{\lambda}_p > 0,68 \quad (52)$$

$$\sigma_{csm} = E \varepsilon_{csm}, \text{ com } \bar{\lambda}_p > 0,68 \quad (53)$$

## 2.4 Considerações sobre os critérios de dimensionamento

O dimensionamento de colunas tubulares em aço inoxidável pelos critérios do EN1993-1-4 [4] leva em consideração a classe da seção transversal, não faz distinção entre os diferentes tipos de perfis tubulares e nem entre os tipos de aço inoxidável, suas equações também não levam em consideração a não linearidade da curva tensão *versus* deformação do material. Todos esses parâmetros são importantes para uma melhor caracterização da estrutura e é um dos motivos para que na próxima revisão do EN1993-1-4 [4], de acordo com o SCI-P413 [5], seja considerado tanto a diferença de comportamento dos tipos de aço inoxidável quanto as diferentes formas da seção transversal dos perfis tubulares.

O CSM [10] considera em sua metodologia de dimensionamento, a não linearidade do material, a diferença de comportamento entre os aços inoxidáveis e o



índice de esbeltez normalizado da seção transversal  $\bar{\lambda}_p$ . Sendo assim, o CSM [10], diferentemente do EN1993-1-4 [4] leva em consideração todas essas diferenças de caracterização do elemento estrutural o que faz com que venha apresentando melhores resultados em comparação ao EN1993-1-4 [4].

## 3 DESENVOLVIMENTO DO MODELO NUMÉRICO

### 3.1 Considerações iniciais

Neste capítulo apresenta-se a descrição do modelo numérico de seção tubular do tipo SHS desenvolvido neste trabalho. Para calibrar o modelo, são usados os resultados experimentais apresentados por Duarte [12], Arrayago [15], Theofanous e Gardner [14], Gardner *et al.* [16] e Bock [13] *et al.* São apresentadas as características dos materiais utilizados e colunas ensaiadas, bem como, as propriedades geométricas e condições de contorno para reproduzir de forma consistente os resultados dos ensaios experimentais.

### 3.2 Trabalhos experimentais

#### 3.2.1 Considerações iniciais

Duarte [12], Arrayago [15], Theofanous e Gardner [14], Gardner *et al.* [16] e Bock [13] *et al.* estudaram o comportamento de colunas tubulares quadradas em aço inoxidável submetidas à compressão axial. Os ensaios foram realizados de modo que os apoios da coluna estivessem na condição birotulada para colunas longas e não permitindo a rotação em colunas curtas representando, assim, um engastamento. Cada um desses estudos foi realizado com um tipo de aço inoxidável diferente sendo: o aço inoxidável austenítico utilizado nos ensaios de Duarte [12] e Gardner *et al.* [16]; o aço inoxidável duplex nos ensaios de Theofanous e Gardner [14]; e o aço inoxidável ferrítico nos ensaios de Arrayago [15] e Bock *et al.* [13].

#### 3.2.2 Propriedades das colunas

Duarte [12] ensaiou sete colunas SHS em aço inoxidável austenítico com seção transversal de 50x2 mm e Gardner *et al.* [16] estudaram colunas SHS em aço austenítico com seções transversais de 80x3 mm e 100x3 mm. Bock *et al.* [13] ensaiou

colunas curtas SHS em aço inoxidável ferrítico com seção transversal de 60x2 mm. No trabalho de Arrayago [15], foram ensaiadas colunas SHS em aço inoxidável ferrítico com seção transversal de 60x3mm. Theofanous e Gardner [14] ensaiaram colunas SHS em aço inoxidável duplex com seção transversal de 60x3 mm e 80x4 mm.

As propriedades das seções estudadas foram agrupadas na Tabela 7 e na Tabela 8, para colunas longas e curtas, respectivamente. A nomenclatura dos perfis da foi feita no formato A80x3-1850- [X] de tal forma que a primeira letra indica o tipo de aço (A para austenítico, F para ferrítico e D para duplex); dimensão b (mm) da largura da seção transversal (que por ser quadrada é igual a altura h da seção transversal); espessura t (mm) da seção transversal; o comprimento L (mm) da coluna; e por último, X a referência do autor do estudo. Assim, o perfil A80x3-1850- [12], por exemplo, possui as seguintes características decorrentes de sua nomenclatura:

- A caracteriza um perfil em aço inoxidável do tipo austenítico
- 80 representa uma seção transversal de 80 mm x 80 mm
- 3 é a espessura da seção transversal em mm
- 1850 é o comprimento da coluna
- [13] refere-se aos ensaios de Duarte [13]

Tabela 7 – Propriedades das seções de colunas longas estudadas

Perfil	Tipo de aço inoxidável	b (mm)	h (mm)	t (mm)	L (mm)	$\bar{\lambda}$	$\bar{\lambda}_p$	Classe
A80x3-1850- [16]	Austenítico	80	80	3	1850	0,96	0,68	4
A80x3-2850- [16]	Austenítico	80	80	3	1850	1,48	0,68	4
A100x 3-2250- [16]	Austenítico	100	100	3	2250	0,81	0,81	4
A100-3-3550- [16]	Austenítico	100	100	3	3550	1,28	0,81	4
F60x3-1500- [15]	Ferrítico	60	60	3	1500	1,11	0,48	1
F80x4 -1500- [15]	Ferrítico	80	80	4	1500	0,90	0,52	1
D60x3-800- [14]	Duplex	60	60	3	800	0,65	0,56	1
D60x3-1200- [14]	Duplex	60	60	3	1200	0,98	0,56	1
D60x3-1600- [14]	Duplex	60	60	3	1600	1,31	0,56	1
D60x3-2000- [14]	Duplex	60	60	3	2000	1,63	0,56	1
D80x4-1200- [14]	Duplex	80	80	4	1200	0,71	0,55	1
D80x4-2000- [14]	Duplex	80	80	4	2000	1,19	0,55	1

Tabela 8 – Propriedades das seções de colunas curtas estudadas

Perfil	Tipo de aço inoxidável	b (mm)	h (mm)	t (mm)	L (mm)	$\bar{\lambda}$	$\bar{\lambda}_p$	Classe
A50x2-300- [12]	Austenítico	50	50	2	1850	0,21	0,52	1
A50x2-700- [12]	Austenítico	50	50	2	1850	0,49	0,52	1
A80x3-400- [16]	Austenítico	80	80	3	2250	0,21	0,68	4
A80x3-1150- [16]	Austenítico	80	80	3	3550	0,60	0,68	4
A100x3-400- [16]	Austenítico	100	100	3	1500	0,14	0,81	4
A100x3-1450- [16]	Austenítico	100	100	3	1500	0,52	0,81	4
F60x2-180- [13]	Ferrítico	60	60	2	800	0,11	0,74	4
F60x3-180- [15]	Ferrítico	60	60	3	1200	0,12	0,48	1
F80x4-250- [15]	Ferrítico	80	80	4	1600	0,14	0,52	1
D60x3-240- [14]	Duplex	60	60	3	2000	0,19	0,55	1
D80x4-326- [14]	Duplex	80	80	4	1200	0,19	0,55	1

As seções estudadas considerando colunas curtas e longas abrangem um índice de esbeltez normalizado da coluna,  $\bar{\lambda}$ , de 0,11 até 1,63. O intervalo estudado abrange os principais pontos necessários para que se obtenha a curva de flambagem de uma seção, sendo assim um bom intervalo para calibração do modelo numérico.

### 3.2.3 Caracterização do material

A Tabela 9 mostra as propriedades dos materiais nos ensaios de tração dos materiais que foram utilizados nos ensaios experimentais realizados pelos autores anteriormente citados. Nesta tabela, a sigla F caracteriza as propriedades referentes à parte plana/reta da seção transversal e a sigla C refere-se às propriedades dos cantos da seção transversal (ver Figura 10).

Em relação à nomenclatura anterior, foi retirado o número correspondente ao comprimento da coluna. No caso de perfis em que foram ensaiados dois corpos de provas, foram utilizadas as siglas F1, F2, C1 e C2 para diferenciá-los. Nos ensaios de Duarte [12], apenas as propriedades referentes à parte plana/reta da seção transversal foram mensuradas. Nos ensaios de Gardner *et al.* [16], apenas o perfil A80x3 [16] teve o ensaio de tração realizado para a parte reta da seção e para os cantos. E ainda, nos ensaios de Gardner *et al.* [16], as propriedades foram obtidas em duas faces diferentes, sendo elas orientadas em eixos diferentes, por isso foram utilizadas as siglas F4 e F5 para diferenciá-las, embora os ensaios sejam referentes

à mesma seção transversal. Há algumas informações que não estão na tabela porque nem todos os trabalhos apresentaram todas essas informações.

Tabela 9 – Caracterização dos aços inoxidáveis das colunas estudadas

Perfil	Parte da seção	E (MPa)	R <sub>p 0,01</sub> (MPa)	R <sub>p 0,05</sub> (MPa)	$\sigma_{0,2}$ (MPa)	f <sub>u</sub> (MPa)	$\epsilon_u$ (%)	$\epsilon_f$ (%)	n	m
A50x2- [12]	F	211000	-	-	395,0	736,0	-	45,0	-	-
A80x3- [16]	F4	190000	-	-	571,0	864,0	-	-	-	-
A80x3- [16]	F5	185000	-	-	469,0	805,0	-	-	-	-
A100x3- [16]	F4	195000	-	-	530,0	830,0	-	-	-	-
A100x3- [16]	F5	195000	-	-	432,0	782,0	-	-	-	-
F80x4- [15]	F	173992	-	465,0	521,0	559,0	8,2	21,7	12,4	2,3
F80x4- [15]	C	170049	-	441,0	577,0	645,0	1,1	7,9	5,0	5,4
F60x3- [15]	F	186896	-	433,0	485,0	505,0	6,8	20,9	12,2	2,6
F60x3- [15]	C	178049	-	459,0	555,0	587,0	1,0	10,1	7,9	5,2
F60x2- [13]	F1	173000	331,0	396,0	437,0	484,0	10,8	-	-	-
F60x2- [13]	F2	161000	324,0	382,0	425,0	473,0	11,4	-	-	-
F60x2- [13]	C1	172000	361,0	475,0	552,0	571,0	8,0	-	-	-
F60x2- [13]	C2	163000	360,0	468,0	544,0	564,0	9,0	-	-	-
D60x3- [14]	F	209800	-	-	755,0	839,0	-	44,0	6,0	4,3
D60x3- [14]	C	212400	-	-	885,0	1026,0	-	22,0	6,3	4,0
D80x4- [14]	F	199900	-	-	679,0	773,0	-	42,0	6,5	4,2
D80x4- [14]	C	210000	-	-	731,0	959,0	-	24,0	5,6	3,7

Na Tabela 9 foram apresentadas as informações que auxiliam na obtenção da curva tensão *versus* deformação dos perfis investigados pois alguns trabalhos não disponibilizaram dados suficiente para a definição de todo o trecho. Nesses casos, as curvas foram obtidas com a utilização da Equação (17) e a Equação (18) do EN1993-1-4 [4]. As curvas de caracterização do material referentes aos perfis dos ensaios de Theofanous e Gardner [14], Gardner *et al.* [9] e o perfil F60x3- [15] utilizaram esta abordagem. As curvas tensão *versus* deformação dos perfis estão apresentadas da a Figura 22, que correspondem aos aços inoxidáveis austenítico, ferrítico e duplex respectivamente.

No desenvolvimento do modelo numérico, foram usadas as características do material referentes à parte reta da seção transversal para a caracterização da curva tensão *versus* deformação, uma vez que não houve uma diferença significativa de resultados quando comparados com os casos onde foram utilizadas propriedades do material das zonas dos cantos. Assim, não houve modificação da curva tensão *versus* deformação nas zonas dos cantos da seção transversal.

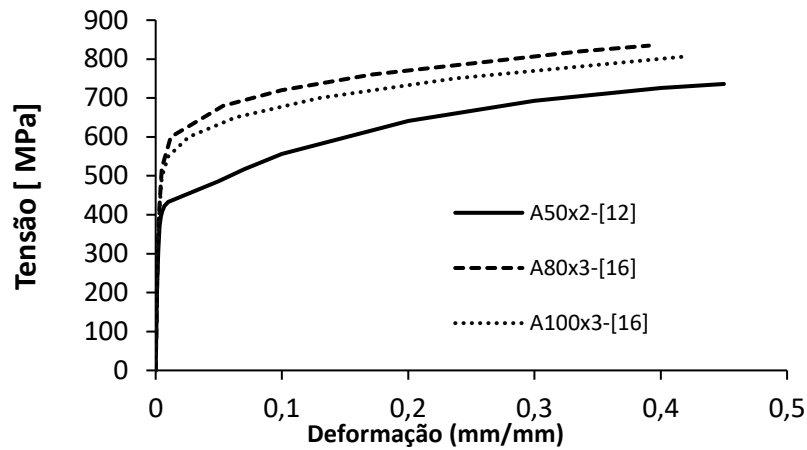


Figura 20 – Curva tensão *versus* deformação para o aço inoxidável tipo austenítico dos ensaios de Duarte [12] e Gardner *et al.* [16]

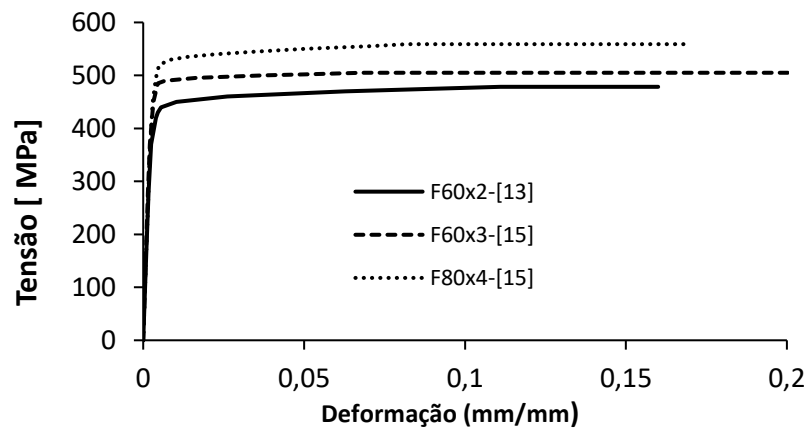


Figura 21 – Curva tensão *versus* deformação para o aço inoxidável tipo ferrítico dos ensaios de Bock *et al.* [13] e Arrayago [15]

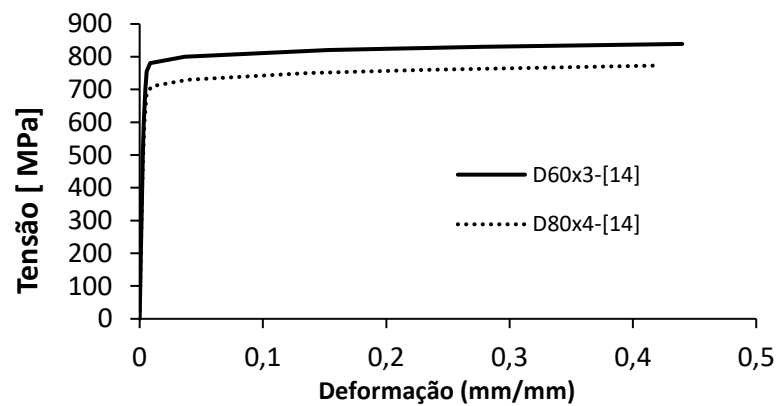


Figura 22 – Curva tensão *versus* deformação para o aço inoxidável tipo duplex dos ensaios de Theofanous e Gardner [14]

### 3.2.4 Resultados experimentais

Os resultados dos ensaios experimentais usados na calibração do modelo numérico desenvolvido nesta dissertação estão agrupados na Tabela 10 e na Tabela 11 para colunas curtas e longas, respectivamente. Para as colunas curtas, o modo de falha foi de plastificação da seção, enquanto, para colunas longas, foi flambagem global. Nos testes onde foram ensaiados dois protótipos para o mesmo perfil, foi apresentada a média entre os resultados. A Tabela 10 apresenta ainda os deslocamentos verticais,  $\delta_u$ , correspondentes a carga máxima quando disponibilizados pelos autores dos trabalhos. A Tabela 11 também apresenta os deslocamentos horizontais,  $d_u$  na metade do comprimento da coluna correspondentes a carga máxima quando disponibilizados pelos autores dos trabalhos. É importante ressaltar que os ensaios de Theofanous e Gardner [14] e Arrayago [15], apesar de objetivar o estudo de carregamento concêntrico representados pela sigla CC, tiveram excentricidades iniciais medidas ( $e_0$ ) nas colunas longas. O momento fletor final,  $M_u$ , é resultado dos efeitos de primeira ordem da excentricidade inicial somados com os efeitos de segunda ordem de deflexão lateral da coluna com o aumento do carregamento.

Tabela 10 – Resultados experimentais dos ensaios de compressão axial das colunas curtas

Perfil	$N_{u,exp}$ (kN)	$\delta_u$ (mm)	Modo de falha
A50x2-300- [12]	195,9	2,11	P <sup>1</sup>
A50x2-700- [12]	197,25	4,26	P <sup>1</sup>
A80x3-400- [16]	598,0	-	P <sup>1</sup>
A80x3-1150- [16]	407,0	-	FG <sup>2</sup>
A100x3-400- [16]	609,0	-	P <sup>1</sup>
A100x3-1450- [16]	560,0	-	FG <sup>2</sup>
F60x2-180- [13]	211,8	1,02	P <sup>1</sup>
F60x3-180- [15]	654,9	2,80	P <sup>1</sup>
F80x4-250- [15]	342,7	2,35	P <sup>1</sup>
D60x3-240- [14]	614,5	3,89	P <sup>1</sup>
D80x4-326- [14]	919,0	4,00	P <sup>1</sup>

Legenda: P – Plastificação da seção FG – Flambagem global

Tabela 11 – Resultados experimentais dos ensaios de compressão axial das colunas longas

Ensaio	$N_{u,exp}$ (kN)	$M_u$ (kNm)	$d_u$ (mm)	$\theta_u$ (rad)	$e_0$ (mm)	Modo de falha
A80x3-1850- [16]	267,0	-	-	-	-	FG <sup>2</sup>
A80x3-2850- [16]	150,0	-	-	-	-	FG <sup>2</sup>
A100x 3-2250- [16]	406,0	-	-	-	-	FG <sup>2</sup>
A100-3-3550- [16]	220,0	-	-	-	-	FG <sup>2</sup>
F60x3-1500- [15]	173,1	2,0	5,5	0,044	1,4	FG <sup>2</sup>
F80x4 -1500- [15]	447,5	2,7	9,9	0,028	0,6	FG <sup>2</sup>
D60x3-800- [14]	445,9	-	5,9	-	0,23	FG <sup>2</sup>
D60x3-1200- [14]	326,9	-	10,4	-	0,26	FG <sup>2</sup>
D60x3-1600- [14]	231,7	-	15,4	-	0,32	FG <sup>2</sup>
D60x3-2000- [14]	162,3	-	19,5	-	0,31	FG <sup>2</sup>
D80x4-1200- [14]	672,5	-	4,7	-	0,10	FG <sup>2</sup>
D80x4-2000- [14]	361,9	-	20,0	-	0,41	FG <sup>2</sup>

Legenda: <sup>1</sup>P – Plastificação da seção <sup>2</sup>FG – Flambagem global

### 3.3 Descrição do modelo numérico

O modelo numérico foi desenvolvido no programa ANSYS 22 [17] de forma a simular o comportamento das colunas quadradas de aço inoxidável submetidas à compressão axial.

#### 3.3.1 Geometria do modelo

O modelo foi desenvolvido com cantos arredondados adotando um raio médio de 1,5 vezes o valor da espessura da coluna. O raio de curvatura médio corresponde a média entre o raio interno e o raio externo com dimensões conforme o EN10210-1-2 [31]. A Figura 23 apresenta o modelo da seção transversal com cantos arredondados. No modelo numérico, foram usadas as características dos materiais referentes à parte reta da seção transversal para a caracterização da curva tensão *versus* deformação, uma vez que, como mencionado anteriormente, não houve uma diferença significativa nos resultados ao se considerar as propriedades dos cantos. Para exemplificar, a coluna curta D60x3-240- [14] teve como carga máxima numérica 530,27kN considerando-se propriedades uniformes para a seção e uma imperfeição inicial de  $t/100$ , enquanto ao considerarmos as propriedades dos cantos, o resultado



numérico foi de 533,33 kN que representa uma diferença de apenas 0,5% e para a coluna longa D60x3-2000- [14] com imperfeição inicial de  $L/1000$  foi obtida no modelo numérico, a carga máxima de 161,97 kN considerando apenas as características do material da parte reta da seção e 163,22 kN considerando as propriedades dos cantos. Assim, no modelo numérico não houve modificação da curva tensão versus deformação nas zonas dos cantos da seção transversal.

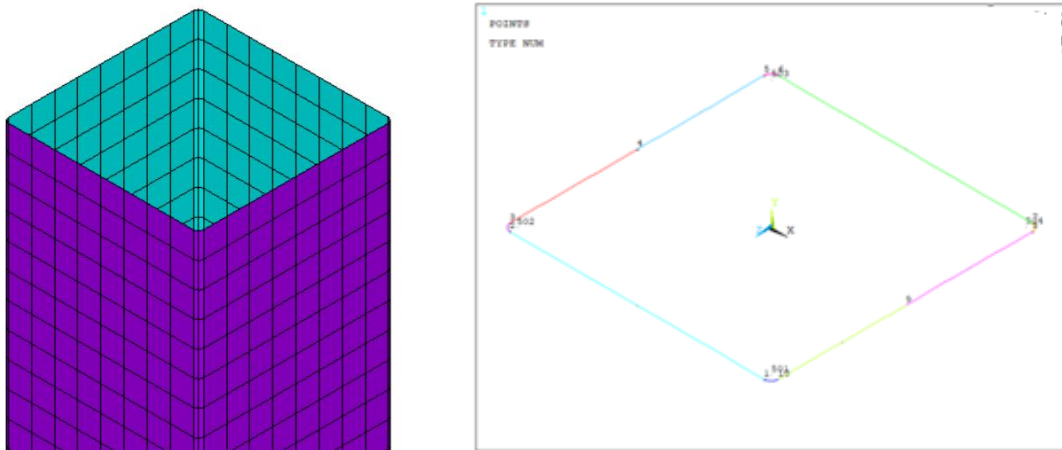


Figura 23 – Modelo da seção transversal com os cantos arredondados

### 3.3.2 Condições de contorno e discretização da malha

Para a modelagem numérica desenvolvida no ANSYS 22 [17], foi utilizado o elemento de casca SHELL 181. Este elemento possui quatro nós e seis graus de liberdade por nó, sendo eles, as três translações e três rotações nos eixos x,y e z. O elemento também considera os esforços de flexão, cisalhamento e membrana.

O sistema de coordenadas foi estabelecido de tal maneira que os elementos de placa da coluna encontram-se em planos paralelos aos planos formados pelos eixos x e z para evitar problemas relativos aos planos e a altura da coluna varia na direção do eixo y.

Apesar do programa poder criar automaticamente a malha, foi realizado um estudo de convergência do modelo numérico e foi então escolhida uma malha com 10 mm de divisão em virtude do tempo de processamento do modelo, da proximidade dos resultados numéricos com os resultados experimentais e o fato de que a diminuição da malha praticamente não alterou mais os resultados obtidos com o

modelo numérico. Esta divisão forneceu resultados satisfatórios para este tipo de análise, evitando erros e irregularidades que poderiam surgir ao criar automaticamente a malha, proporcionando elementos com refino e proporções adequadas. Na parte dos cantos arredondados, utilizou-se uma malha de 2 mm para que fossem evitados erros de geometria.

Para a aplicação das condições de contorno, foram introduzidas diretamente nos nós superiores e inferiores da coluna, restrições de deslocamentos em relação aos eixos x e z para as colunas longas (cujo modo de falha é a flambagem global por flexão) garantindo o comportamento de simplesmente apoiado. Para as colunas curtas (cujo modo de falha é plastificação da seção), foram criadas as mesmas restrições de deslocamento das colunas longas e foram acrescentadas também, restrições de rotação em relação aos eixos x e z, para que as colunas comportassem-se conforme as condições de contorno dos ensaios experimentais.

Os nós do meio da coluna foram restringidos tanto para colunas curtas quanto para colunas longas de forma a impedir o deslocamento na direção do eixo. Assim, garantiu-se que as deformações e esforços nas colunas fossem simétricos em relação a metade da altura dos mesmos. Nas colunas em que não foram gerados nós exatamente no meio da coluna, foram restringidos os deslocamentos em relação a y em um intervalo de 5 mm abaixo e acima do meio da coluna. A Figura 24 e a Figura 25 apresentam a visão geral e as condições de contornos adotados nos modelos numéricos.

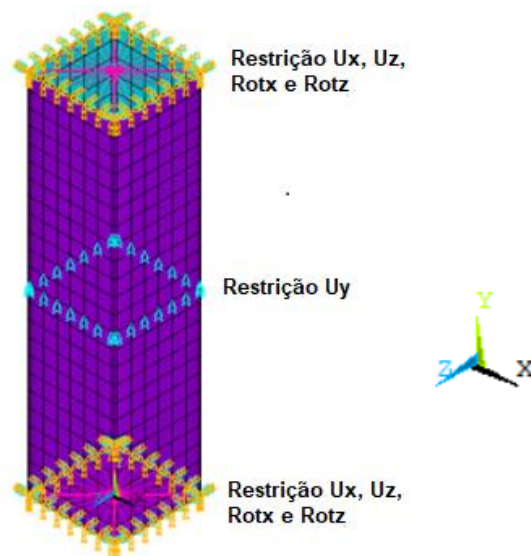


Figura 24 – Visão global do modelo numérico

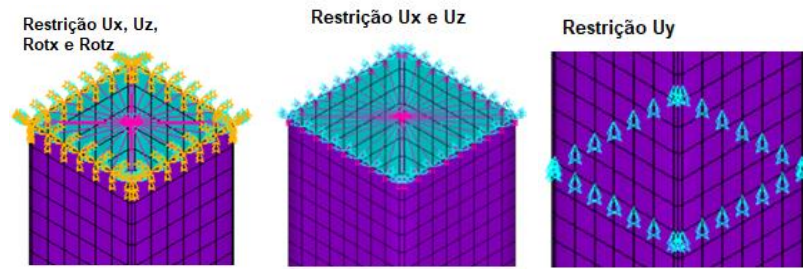


Figura 25 – Detalhe das condições de contorno do topo da coluna do modelo numérico para colunas curtas à esquerda, longas no centro e na metade da altura das colunas à direita

### 3.3.3 Caracterização do material

As características dos materiais adotados no desenvolvimento do modelo numérico foram caracterizadas pelas curvas tensão *versus* deformação, do módulo de elasticidade e do coeficiente de Poisson. O coeficiente de Poisson adotado foi o mesmo para todos os tipos de aços e igual a 0,3. Os módulos de elasticidade e as curvas tensão *versus* deformação foram adotadas para cada perfil de cada artigo ou dissertação, com base nas descrições do item 3.2.3 desta dissertação. Para exemplificar, a Figura 26 e a Figura 27 apresentam as curvas tensão *versus* deformação do perfil D60x3- [14] em aço inoxidável duplex dos ensaios de Theofanous e Gardner [14] assim como os pontos utilizados para caracterizá-las. O número total de pontos utilizados para caracterizar a curva tensão *versus* deformação do material variou de 10 a 14 pontos dependendo da curva e foram selecionados de forma a abranger os principais pontos necessários para sua caracterização.

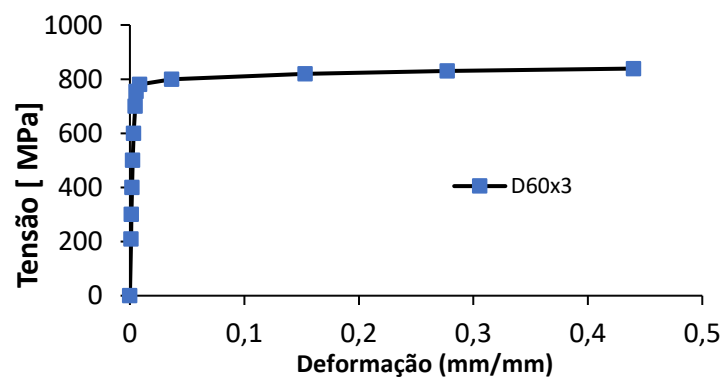


Figura 26 – Curva tensão *versus* deformação para o aço inoxidável tipo duplex dos ensaios de Theofanous e Gardner [14]

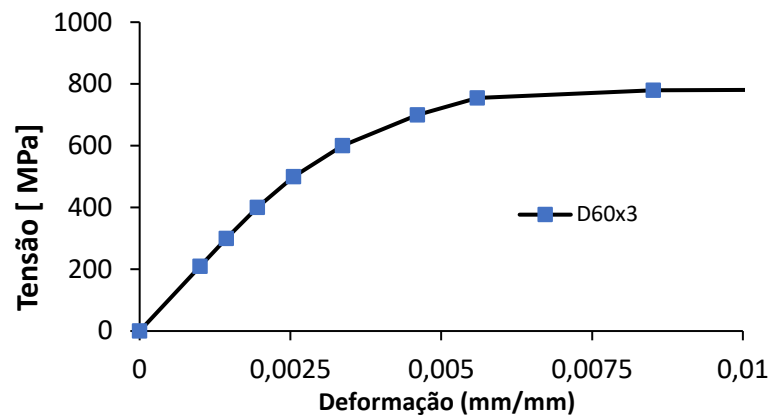


Figura 27 – Trecho inicial da curva tensão *versus* deformação para o aço inoxidável tipo duplex dos ensaios de Theofanous e Gardner [14]

### 3.3.4 Análise não linear

Na análise linear não há diferenças no comportamento da estrutura com o aumento da sua deformação e deslocamentos, havendo uma relação linear entre força e deslocamento. Essa relação só é válida para deformações e deslocamentos infinitesimais (linearidade geométrica) e linearidade física. Porém, muitas vezes em condições reais, a análise não linear é mais apropriada, uma vez que elementos estruturais possuem imperfeições geométricas iniciais e os materiais podem se comportar de maneira não linear.

Na análise não linear, há uma perda da proporcionalidade entre esforços e deslocamento da estrutura com o aumento das deformações e incrementos do carregamento. Esta perda pode ser devido à não linearidade física, geométrica ou das condições de contorno. No caso do modelo numérico desenvolvido nesta dissertação, foram consideradas as não linearidades físicas e geométricas, pois não há mudanças das condições de contorno.

A não linearidade física foi introduzida pela curva tensão *versus* deformação do material, uma vez que ele só apresenta comportamento linear elástico para tensões muito baixas, aparecendo, portanto, deformações plásticas ou elasticidade não linear. Em aços inoxidáveis, a curva tensão *versus* deformação é caracterizada por uma curva não linear, mais arredondada, não possuindo um patamar de escoamento bem definido, o que faz com que haja perda de proporcionalidade entre tensão e deformação à medida que se aumenta a deformação e o carregamento.

A não linearidade geométrica está relacionada com a perda da linearidade entre as deformações e os esforços, assim, com o aumento dos deslocamentos, há a necessidade da reformulação das equações iniciais de equilíbrio porque as alterações de geometria da estrutura são tais que não podem ser mais desprezadas. Portanto, a não linearidade geométrica também foi considerada no modelo numérico desenvolvido.

A análise não linear do modelo foi efetuada em duas fases: análise dos modos de flambagem e a análise não linear completa com a inclusão das imperfeições geométricas iniciais.

Definidas a geometria do modelo, as condições de contorno, a discretização da malha e a caracterização do material, foi realizada uma análise de flambagem elástica do modelo numérico da coluna submetida à compressão axial. A análise de flambagem foi realizada por meio da aplicação de uma carga unitária axial em um elemento de massa no centro do topo e no centro da base da coluna, sendo essa carga redistribuída ao longo da seção. O resultado da análise decorre da resolução de equações algébricas homogêneas de equilíbrio por meio de uma análise de autovalores e autovetores em que o autovalor mais baixo correspondente à carga crítica de flambagem e seu autovetor associado corresponde ao primeiro modo de flambagem. O primeiro modo de flambagem da coluna, depende então das suas condições de contorno, podendo ser local ou global. A Figura 28 apresenta as deformadas resultantes para o primeiro modo de flambagem obtido na análise de autovalor-autovetor para uma coluna curta (a) e uma coluna longa (b).

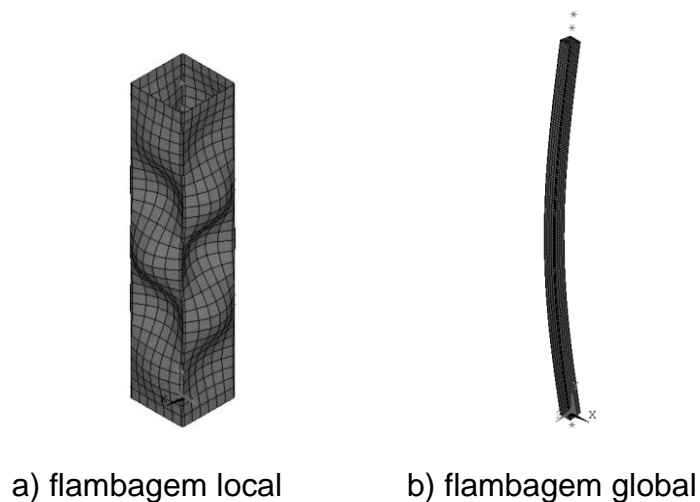


Figura 28 – Análise do primeiro modo de flambagem no modelo numérico do ANSYS 22 [17]

Com os resultados obtidos na análise elástica de flambagem foram introduzidas imperfeições geométricas iniciais considerando a deformada do primeiro modo de flambagem da coluna. A necessidade de introdução desses deslocamentos é devido à necessidade que o modelo numérico apresente imperfeições que representem de maneira mais fidedigna uma coluna real, incluindo essas imperfeições na análise não linear.

Aplicadas as imperfeições geométricas iniciais, uma análise não linear pelo método do comprimento do arco é realizada, com aplicação de incrementos de carga nos elementos de massa no centro do topo e no centro da base da coluna sendo essas cargas redistribuídas ao longo da seção. Os incrementos de carga foram feitos por meio de incrementos sendo usados como referência limite, a carga crítica de flambagem calculada na análise de flambagem ou o deslocamento vertical de 10 mm da coluna. A curva carga *versus* deslocamento foi então obtida, com obtenção do deslocamento  $y$  no centro do topo da coluna de acordo com a carga correspondente. Esse deslocamento teve que ser multiplicado por dois porque também há o mesmo deslocamento na base da coluna. Para colunas longas, cuja falha foi caracterizada pela flambagem global por flexão, ainda foram obtidas as curvas carga *versus* deslocamento horizontal no meio do vão com o objetivo de aprimorar a calibração do modelo numérico.

### 3.3.5 Imperfeições locais, globais e equivalentes

O valor da amplitude das imperfeições geométricas iniciais adotadas variou de acordo com o modo de flambagem das colunas. Colunas curtas são mais influenciadas geralmente por imperfeições locais, e para essas colunas, foram adotados amplitudes de imperfeição inicial de  $t/10$  e  $t/100$  para calibração, conforme adotado em outros modelos similares como o de Theofanous e Gardner [14]. Colunas longas são mais influenciadas geralmente por imperfeições globais, e para essas colunas, adotou-se amplitudes de imperfeição geométrica inicial de  $L/1000$  que vão de encontro a valores usados por Lopes et al. [56], Greiner e Kettler [57] e Jandera e Syamsuddin [58] para a calibração de modelos numéricos em que  $L$  é o comprimento nominal da coluna.

É importante ressaltar que não foram introduzidas tensões residuais de maneira direta no modelo, mas sim, foi adotada uma única imperfeição global equivalente para

representar as imperfeições locais, globais e tensões residuais em colunas longas. De fato, segundo Jandera *et al.* [26] e Cruise e Gardner [27], as tensões residuais de flexão não deveriam ser introduzidas em modelos numéricos de colunas tubulares em aços inoxidáveis pois já estariam inerentemente presentes na curva tensão *versus* deformação do material.

## **4 VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO E COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS COM AS NORMAS**

### **4.1 Introdução**

Neste capítulo, os resultados obtidos na análise numérica são comparados com os experimentais dos ensaios de Duarte [12], Arrayago [15], Theofanous e Gardner [14], Gardner *et al.* [9] e Bock *et al.* [13] em termos das curvas carga *versus* deslocamento vertical do modelo numérico. Para colunas longas também são comparadas as curvas carga *versus* deslocamento horizontal. Além disso, há uma validação considerando as deformadas encontradas em ambas as análises. Além disso, resultados obtidos na análise numérica e experimentais de Duarte [12], Arrayago [15], Theofanous e Gardner [14], Gardner *et al.* [9] e Bock *et al.* [13] são comparados com as prescrições do EN1993-1-4 [4] e do CSM [10], já considerando as modificações de Arrayago *et al.* [10].

### **4.2 Comparação das curvas carga *versus* deslocamento**

#### **4.2.1 Colunas Curtas**

A seguir apresenta-se uma síntese comparativa dos resultados obtidos na análise numérica com os resultados experimentais para colunas curtas cujo modo de falha foi caracterizado pela flambagem local. Foram apresentados os resultados da carga máxima para os modelos experimentais e numéricos, e assim como, suas razões, considerando imperfeições no modelo numérico de  $t/10$  e  $t/100$ . Esses resultados podem ser encontrados na Tabela 12.

Vale ressaltar que o modo de falha no ensaio experimental das colunas A80x3-1150- [16] e A100x3-1450- [16] foi flambagem global, mas no modelo numérico foi plastificação da seção. Essas colunas foram desconsideradas para análise dos resultados, pois os resultados da análise numérica foram obtidos com o uso de



imperfeições locais e a padronização dos resultados levou em consideração o resultado do modelo numérico. Em detalhes, essas colunas estão destacadas em negrito na Tabela 12.

Tabela 12 – Comparação dos resultados experimentais e obtidos na análise numérica para uma imperfeição de  $t/10$  e  $t/100$

Perfil	$N_{u,exp}$ (kN)	$N_{u,num,t/10}$ (kN)	$N_{u,num,t/100}$ (kN)	$N_{u,exp}/N_{u,num} - t/10$	$N_{u,exp}/N_{u,num} - t/100$
A50x2-300- [12]	195,9	150,11	163,36	1,306	1,200
A50x2-700- [12]	198,6	150,07	163,66	1,324	1,214
A80x3-400- [16]	598,0	438,54	504,92	1,364	1,184
<b>A80x3-1150- [16]</b>	<b>407,0</b>	<b>434,64</b>	<b>497,25</b>	<b>0,936</b>	<b>0,819</b>
A100x3-400- [16]	609,0	460,24	533,21	1,323	1,142
<b>A100x3-1450- [16]</b>	<b>560,0</b>	<b>464,86</b>	<b>538,23</b>	<b>1,205</b>	<b>1,040</b>
F60x2-180- [13]	211,8	178,11	197,31	1,189	1,074
F60x3-180- [15]	344,0	322,38	334,62	1,067	1,028
F80x4-250- [15]	654,9	622,46	645,93	1,052	1,014
D60x3-240- [14]	614,5	503,23	530,27	1,221	1,159
D80x4-326- [14]	919,0	824,4	862,72	1,115	1,065
			média	1,218	1,119
			desvio padrão	0,119	0,076
			coeficiente de variação	0,098	0,068

Analisando os resultados apresentados na Tabela 12 pode-se observar que a média da razão entre a carga máxima experimental,  $N_{u,exp}$ , e as cargas do modelo numéricos são maiores do que 1, sendo 1,119 e 1,218, a razão média entre os resultados experimentais e numéricos para uma imperfeição de  $t/100$  e de  $t/10$ , respectivamente. Os resultados obtidos na análise numérica utilizando uma imperfeição geométrica inicial de  $t/100$  aproximaram-se mais dos resultados experimentais do que o uso de uma imperfeição geométrica inicial de  $t/10$ , exceto para o perfil austenítico A80x3-1150- [16], por isso, no estudo paramétrico que será apresentado no próximo capítulo, foi utilizado  $t/100$  como imperfeição geométrica inicial. Em outros modelos similares, os resultados da razão entre a análise numérica e o estudo experimental foram em média 0,96 [14] ; 0,99 [15] e 1,00 [14].

#### 4.2.1.1 Curvas carga versus deslocamento vertical

A Figura 29 e a Figura 30 apresentam as curvas carga *versus* deslocamento vertical dos ensaios experimentais e as obtidas nas análises numéricas de acordo com a variação das imperfeições e do comprimento da coluna para as colunas curtas.

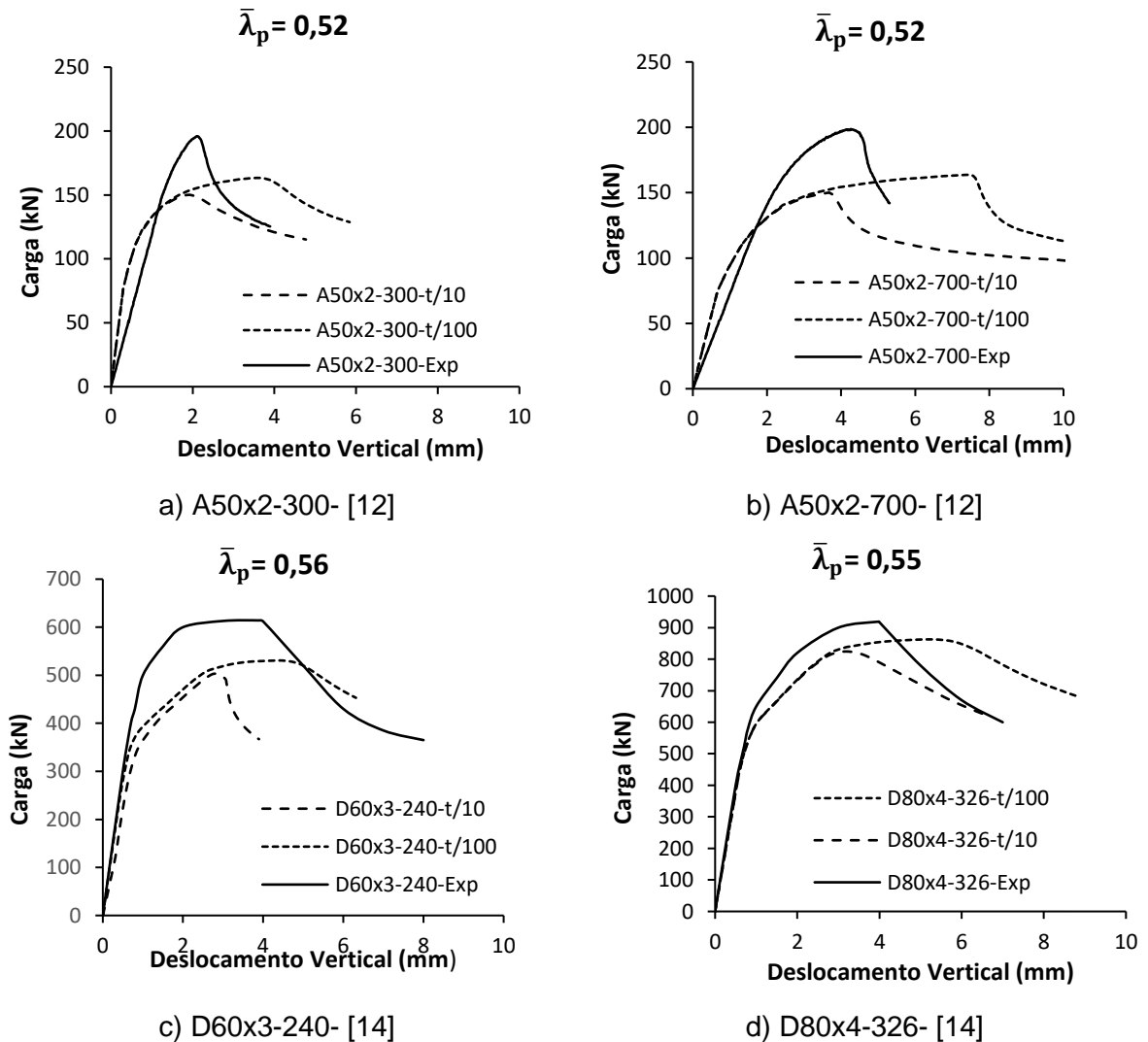


Figura 29 – Carga versus deslocamento vertical

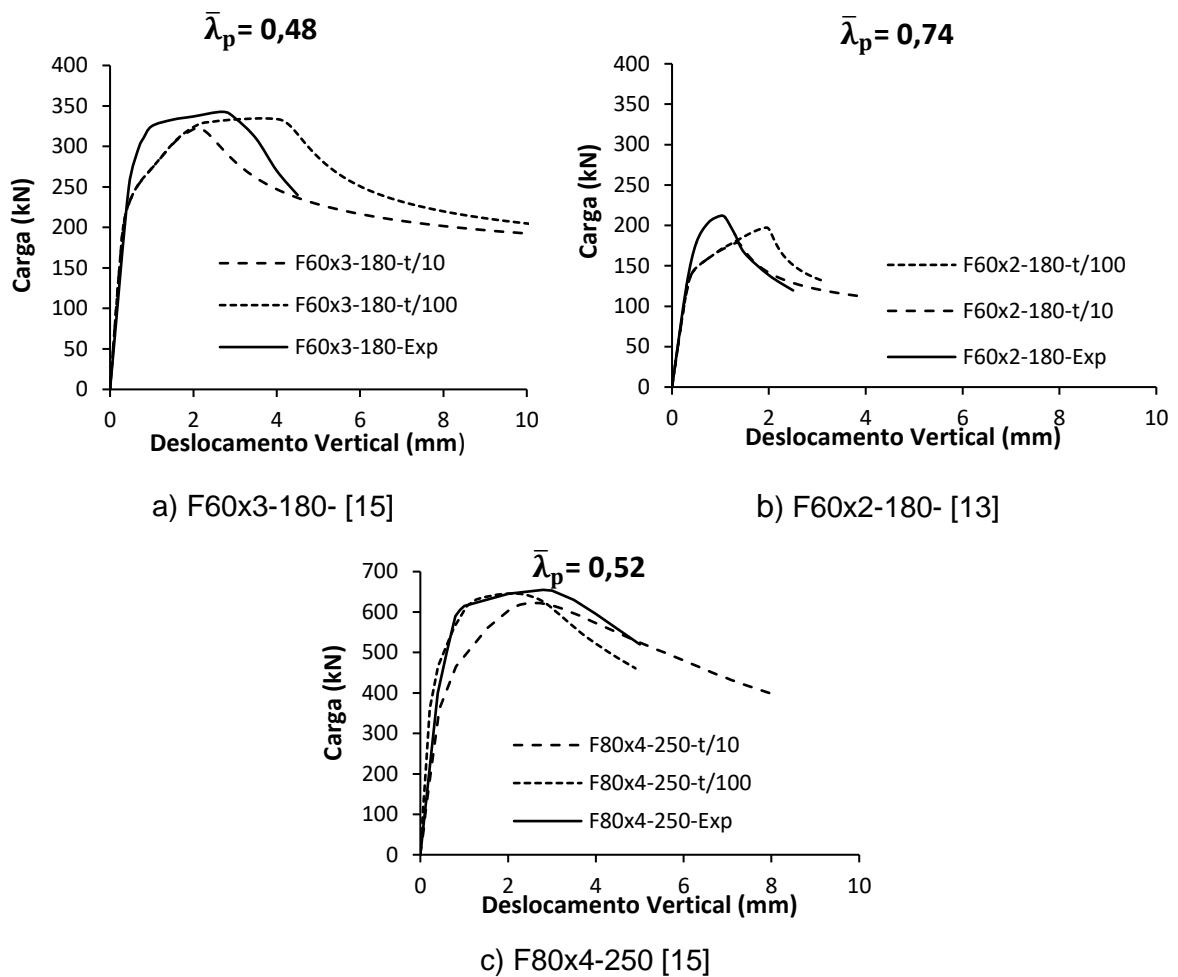


Figura 30 – Carga versus deslocamento vertical

Comparando as curvas carga *versus* deslocamento experimentais com as obtidas na análise numérica, observou-se que, de forma geral, o formato da curva da análise numérica para uma imperfeição geométrica inicial de  $t/100$  foi mais próximo do comportamento da curva experimental da coluna do que para uma imperfeição inicial de  $t/10$ . O deslocamento vertical correspondente ao pico do carregamento foi quase sempre maior para os resultados da análise numérica com uma imperfeição inicial de  $t/100$  do que os do estudo experimental. Em termos de carga máxima, os resultados da análise numérica obtidos para uma imperfeição inicial de  $t/100$  apresentaram resultados melhores do que o uso de uma imperfeição inicial de  $t/10$  e nas curvas carga *versus* deslocamento experimentais, todas as cargas máximas foram maiores quando comparadas às cargas máximas das curvas obtidas no modelo numérico.

#### 4.2.2 Colunas longas

A seguir apresenta-se uma síntese comparativa dos resultados obtidos na análise numérica com os resultados experimentais para colunas longas cujo modo de falha no ensaio experimental foi caracterizado pela flambagem global à flexão. Esses resultados são mostrados na Tabela 13.

Tabela 13 – Comparação dos resultados experimentais e numéricos

Perfil	$N_{u,exp}$ (kN)	$N_{u,num}$ (kN)	$N_{u,exp}/N_{u,num}$ (kN)
A80x3-1850- [16]	271,0	283,48	0,956
A80x3-2850- [16]	150,0	160,05	0,937
A100x 3-2250- [16]	406,0	348,52	1,165
A100-3-3550- [16]	220,0	212,83	1,034
F60x3-1500- [15]	173,1	176,43	0,981
F80x4 -1500- [15]	447,5	435,18	1,028
D60x3-800- [14]	445,9	414,44	1,076
D60x3-1200- [14]	326,9	312,08	1,047
D60x3-1600- [14]	231,7	227,27	1,019
D60x3-2000- [14]	162,3	161,97	1,002
D80x4-1200- [14]	672,5	632,6	1,063
D80x4-2000- [14]	361,9	417,83	0,866
		média	1,093
		desvio padrão	0,076
		coeficiente de variação	0,069

Analisando os resultados apresentados na Tabela 13, observa-se que a média da razão entre a carga máxima experimental  $N_{u,exp}$  e os resultados numéricos são maiores do que 1, ou seja, as cargas últimas experimentais foram, na média, maiores do que as observadas no modelo numérico. Uma boa correlação pode ser observada entre os ensaios experimentais e os modelos numéricos ficando próximo a uma razão de 1,093. Em outros modelos similares, os resultados da razão entre a análise numérica e o estudo experimental foram em média 1,03 [14], 0,97 [14] e 1,00 [15].

#### 4.2.2.1 Curvas carga versus deslocamento horizontal

A Figura 31 e a Figura 32 apresentam a comparação das curvas carga *versus* deslocamento horizontal, de acordo com a variação das imperfeições e do comprimento da coluna para as colunas longas.

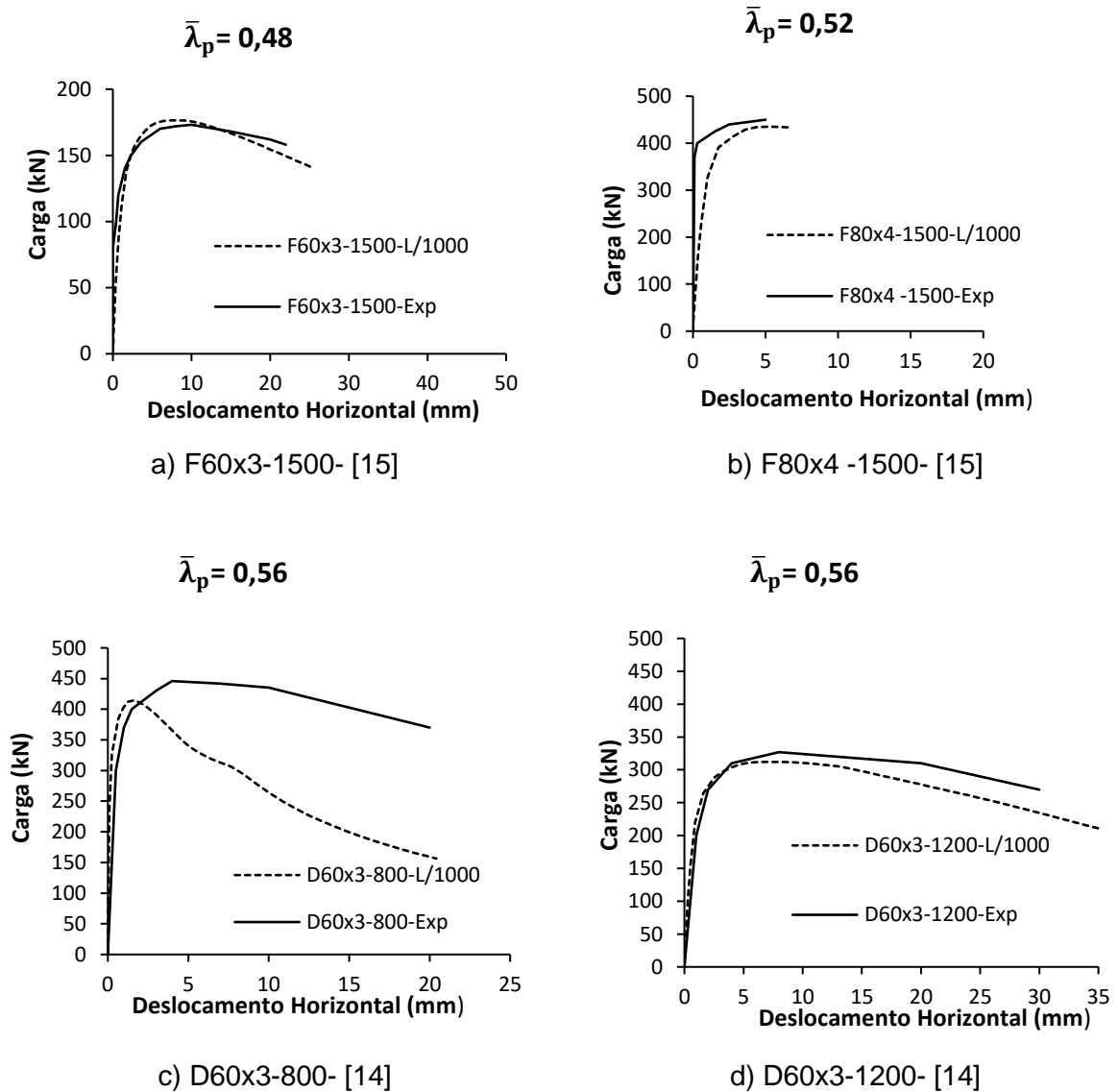


Figura 31 – Carga *versus* deslocamento horizontal

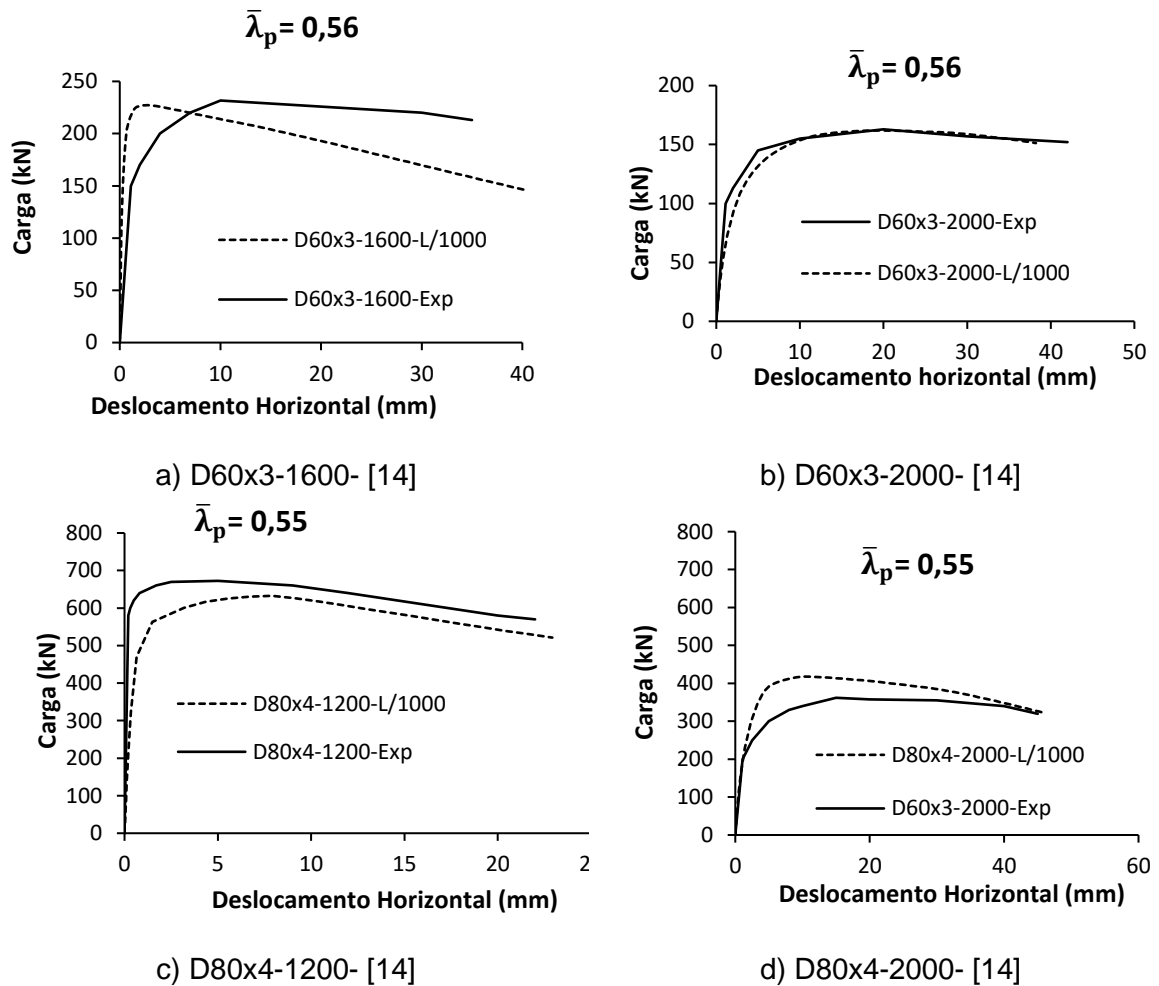


Figura 32 – Carga versus deslocamento horizontal

Comparando as curvas cargas *versus* deslocamento horizontal dos estudos experimentais com os obtidos na análise numérica, observou-se que, de forma geral, o formato da curva da análise numérica para uma imperfeição geométrica inicial de L/1000 foi bem próximo do experimental.

### 4.3 Análise do modo de falha

As configurações das deformadas do modelo numérico apresentaram o comportamento esperado e tiveram modo de falha similar a ensaios experimentais. Nas colunas curtas, ocorreu plastificação da seção seguido de flambagem local. Nas colunas longas, o estado limite último foi de flambagem global por flexão. A seguir são

apresentadas algumas deformadas dos modelos numéricos em comparação com os resultados experimentais.

A Figura 33(a) mostra a comparação entre os resultados experimentais e numéricos da coluna D60x3-240- [14] em aço inoxidável duplex dos ensaios de Theofanous e Gardner [14] para uma imperfeição de  $t/10$ . Já a Figura 33 (b) apresenta a comparação entre os resultados experimentais e numéricos da coluna D60x3-240- [14] em aço inoxidável duplex dos ensaios de Theofanous e Gardner [14] para uma imperfeição de  $t/100$ . A deformada para uma imperfeição de  $t/100$  no modelo numérico aproximou-se mais do resultado experimental do que a deformada para uma imperfeição de  $t/10$ .

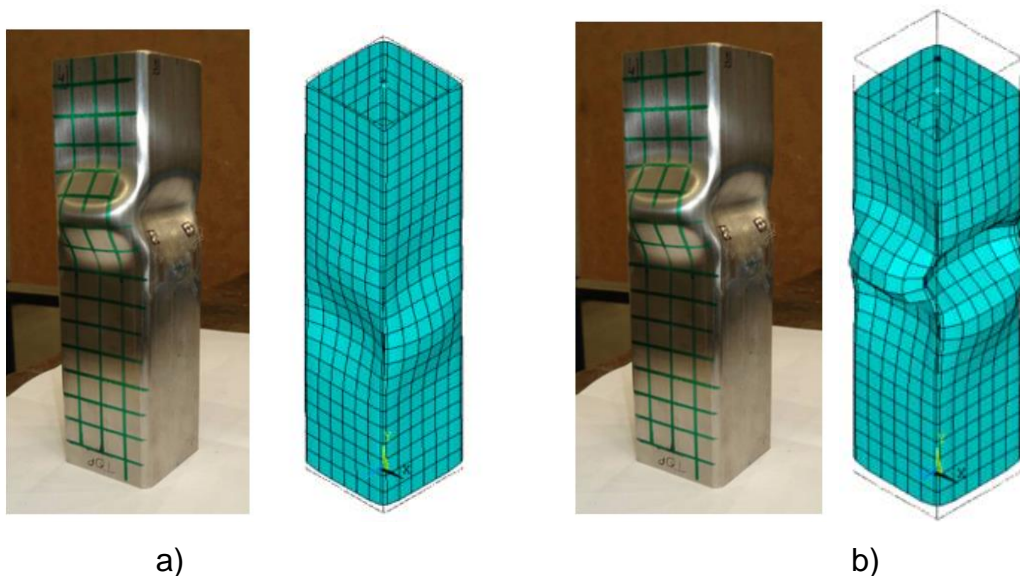


Figura 33 – Configuração deformada da coluna D60x3-240- [14] dos ensaios de Theofanous e Gardner [14]

A Figura 34 mostra a comparação entre os resultados experimentais e numéricos da coluna F60x2-180- [13] em aço inoxidável ferrítico dos ensaios de Bock *et al.* [13] para uma imperfeição de  $t/10$ . A Figura 34 apresenta os deslocamentos verticais da coluna. Como esperado, os deslocamentos no topo e na base da coluna são iguais e o deslocamento ao longo da coluna é simétrico em relação à metade do comprimento da coluna mostrando que o modelo numérico comportou-se conforme esperado.

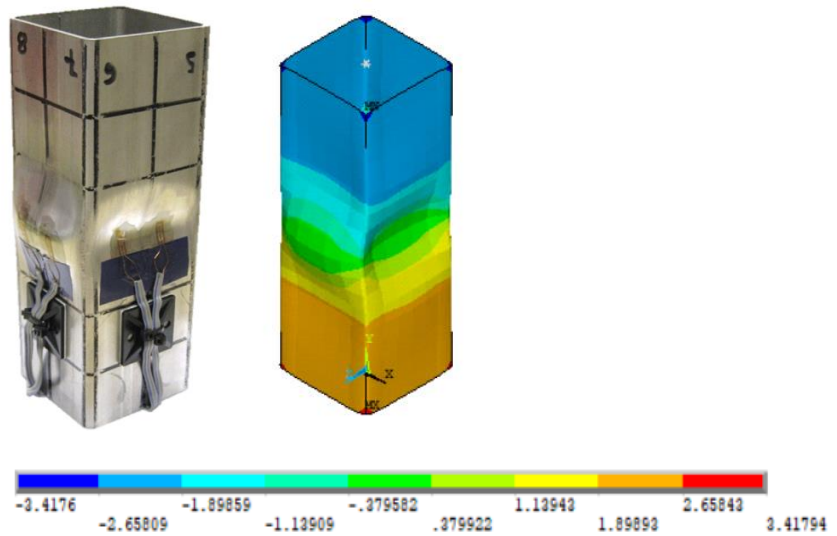


Figura 34 – Deslocamentos verticais da coluna F60x2-180- [13] com uma imperfeição  $t/10$  dos ensaios de Bock *et al.* [13]

A Figura 35 mostra a comparação entre os resultados experimentais e numéricos da coluna D80x4-326- [14] em aço inoxidável duplex dos ensaios de Theofanous e Gardner [14] para uma imperfeição de  $t/100$ . A Figura 35 apresenta os deslocamentos horizontais UZ da coluna, mostrando os pontos de maiores deslocamentos.

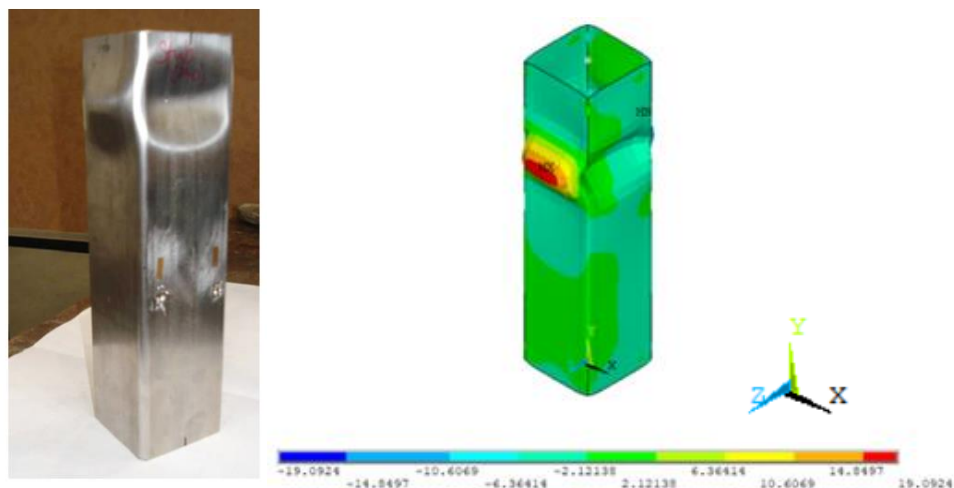


Figura 35 – Deslocamentos UZ da coluna D80x4-326- [14] com uma imperfeição  $t/100$  dos ensaios de Theofanous e Gardner [14]

A Figura 36 mostra o deslocamento horizontal UZ do modelo numérico da coluna A80x3-2850- [16] em aço austenítico dos ensaios de Gardner *et al.* [16] no final



da análise não linear. Conforme esperado, o deslocamento horizontal máximo ocorre na metade da altura da coluna e os deslocamentos são simétricos em relação ao meio da coluna.

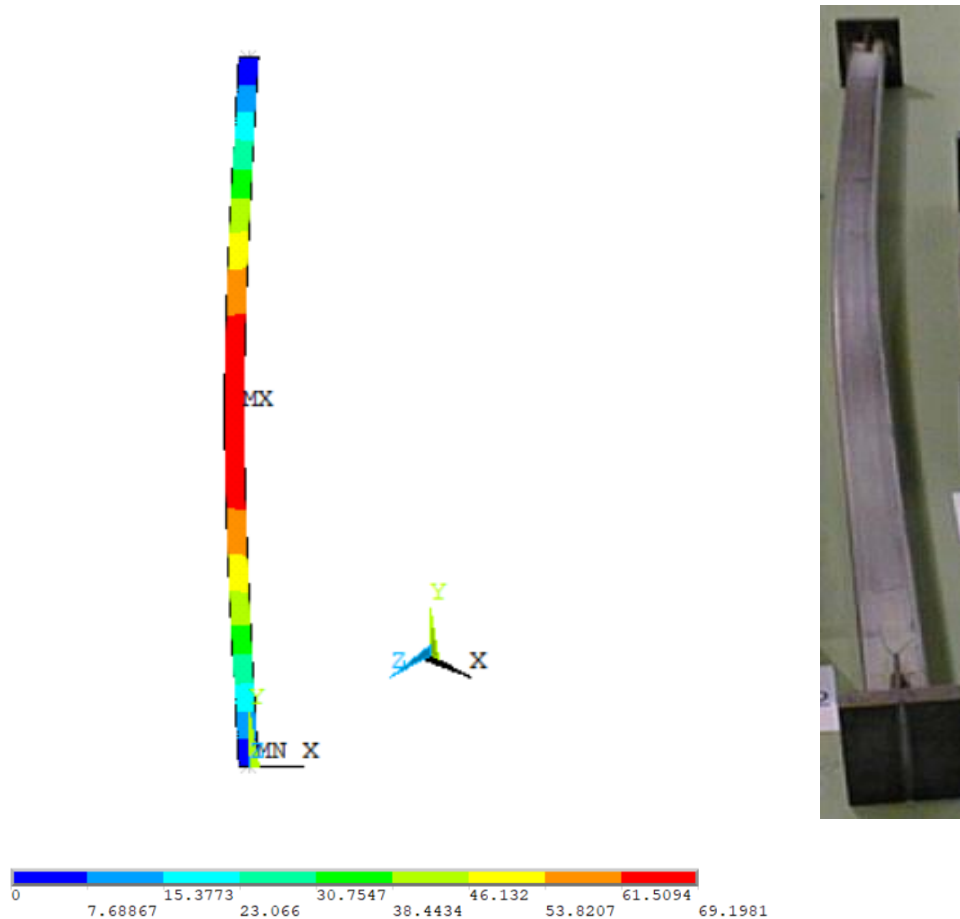


Figura 36 – Deslocamentos UZ da coluna A80x3-2850- [16] com uma imperfeição L/1000 no momento em que se atingiu a carga de pico (ensaios de Gardner *et al.* [16])

A Figura 37 mostra a comparação entre as deformadas dos resultados numéricos da coluna A80x3-1150- [16] em aço austenítico dos ensaios de Gardner *et al.* [16] para uma imperfeição geométrica inicial de L/1000 (a) e t/100 (b), respectivamente. Para essa coluna, o modo de falha no ensaio experimental foi flambagem global enquanto que no modelo numérico foi plastificação da seção seguida de flambagem local.

a) Imperfeição inicial de  $L/1000$ b) Imperfeição inicial de  $t/100$ 

Figura 37 – Configuração deformada da coluna A80x3-1150- [16] com uma imperfeição  $L/1000$  e  $t/100$  dos ensaios de Gardner *et al.* [16]

#### 4.4 Comparação dos resultados com as normas e métodos de dimensionamento

##### 4.4.1 Colunas curtas

A seguir apresenta-se uma síntese dos resultados da análise numérica obtidos para colunas curtas cujo modo de falha no ensaio experimental foi flambagem local ou plastificação da seção em comparação com os resultados calculados pelas prescrições do EN1993-1-4 [4] e pelo CSM [10]. É importante ressaltar que os valores calculados pelas formulações do EN1993-1-4 [4] e do CSM [10] não foram reduzidos por nenhum coeficiente de segurança. Além disso, o modo de falha no ensaio experimental das colunas A80x3-1150- [16] e A100x3-1450- [16] foi flambagem global, mas no modelo numérico, foi plastificação da seção seguida de flambagem local. Estas colunas foram desconsideradas para análise dos resultados, pois os resultados da análise numérica foram obtidos com o uso de imperfeições locais e a padronização dos resultados levou em consideração, a imperfeição utilizada, assim como o modo de falha da coluna.

As propriedades das colunas estudadas encontram-se na Tabela 8. A Tabela 14 apresenta os resultados em termos de carga máxima para os resultados dos estudos experimentais, resultados da análise numérica para uma imperfeição inicial de  $t/100$  e os calculados pelas prescrições do EN1993-1-4 [4], ou seja,  $N_{b,rd}$ , e pelo

CSM [10], isto é,  $N_{b,csm,Rd}$ . A Tabela 14 apresenta também uma comparação dos resultados dos estudos experimentais e calculados pelo EN1993-1-4 [4] e pelo CSM [10].

É importante ressaltar, que entre as seções estudadas, quatro são classe 4, ou seja, foi necessário o cálculo de suas propriedades efetivas para o dimensionamento pelo EN1993-1-4 [4] e pelo CSM [10].

Analisando os resultados apresentados na Tabela 14, observa-se que a razão média entre a carga máxima experimental e as cargas calculadas pelo EN1993-1-4 [4] e pelo CSM [10] são maiores do que 1. Consequentemente, as cargas últimas experimentais foram maiores do que as outras duas, sendo a razão média entre os resultados experimentais e calculada pelo EN1993-1-4 [4] de 1,242 e a razão média entre os resultados experimentais e os calculados pelo pelo CSM [10] de 1,109.

Tabela 14 – Comparação dos resultados experimentais, normativos e numéricos para uma imperfeição de  $t/100$

Perfil	$N_{u,exp}$ (kN)	$N_{u,num,t/100}$ (kN)	$N_{b,rd}$ (kN)	$N_{b,csm,Rd}$ (kN)	$N_{u,exp}/$ $N_{b,rd}$	$N_{u,exp}/$ $N_{b,csm,Rd}$	$N_{b,csm,Rd}$ $/N_{b,rd}$	$N_{u,num}/$ $N_{b,rd}$	$N_{u,num}/$ $N_{b,csm,Rd}$
A50x2-300- [12]	195,9	163,36	147,61	152,80	1,33	1,28	1,04	1,11	1,07
A50x2-700- [12]	198,6	163,66	138,16	143,49	1,44	1,38	1,04	1,18	1,14
A80x3-400- [16]	598,0	504,92	450,03	467,38	1,33	1,28	1,04	1,12	1,08
<b>A80x3-1150- [16]</b>	<b>407,0</b>	<b>497,25</b>	<b>388,48</b>	<b>422,23</b>	<b>1,05</b>	<b>0,96</b>	<b>1,09</b>	<b>1,28</b>	<b>1,18</b>
A100x3-400- [16]	609,0	533,21	452,88	491,67	1,34	1,24	1,09	1,18	1,08
<b>A100x3-1450- [16]</b>	<b>560,0</b>	<b>538,23</b>	<b>415,10</b>	<b>460,62</b>	<b>1,35</b>	<b>1,22</b>	<b>1,11</b>	<b>1,30</b>	<b>1,17</b>
F60x2-180- [13]	211,8	197,31	174,19	185,35	1,22	1,14	1,06	1,13	1,06
F60x3-180- [15]	344,0	334,62	320,50	326,02	1,07	1,06	1,02	1,04	1,03
F80x4-250- [15]	654,9	645,93	612,07	620,04	1,07	1,06	1,01	1,06	1,04
D60x3-240- [14]	614,5	530,27	498,92	513,66	1,23	1,20	1,03	1,06	1,03
D80x4-326- [14]	919,0	862,72	797,69	824,00	1,15	1,12	1,03	1,08	1,05
				Média	1,242	1,195	1,039	1,109	1,066
				Desvio padrão	0,128	0,112	0,023	0,053	0,036
				Coefficiente de variação	0,103	0,094	0,022	0,048	0,034

A razão média dos resultados da análise numérica comparada com as prescrições do EN1993-1-4 [4], é 1,109, enquanto a razão média entre os resultados da análise numérica comparada com as prescrições do CSM [10] é 1,066. Assim, em média, tanto os resultados experimentais quanto os da análise numérica foram

maiores que as prescrições do EN1993-1-4 [4] e do CSM [10], sendo ambos seguros e o CSM [10] melhor.

#### 4.4.2 Colunas longas

A seguir, apresenta-se uma síntese comparativa dos resultados obtidos para colunas longas cujo modo de ruptura no ensaio experimental foi flambagem global à flexão em comparação com os resultados da análise numérica obtidos, com os calculados pelas prescrições do EN1993-1-4 [4] e com os calculados pelo CSM [10]. É importante ressaltar que os valores calculados do EN1993-1-4 [4] e do CSM [10] não foram minorados por nenhum coeficiente de segurança. As propriedades das colunas estudadas encontram-se na Tabela 10. Foram apresentados os resultados da carga máxima para os modelos experimentais, teóricos e numéricos e as razões em termos de valores da carga máxima experimentais, numéricas e calculadas pelo EN1993-1-4 [4] e pelo CSM. [10]. E esses resultados se encontram na Tabela 15 .

Tabela 15 – Comparação dos resultados experimentais, teóricos e numéricos

Perfil	$N_{u,exp}$ (kN)	$N_{u,num}$ (kN)	$N_{b,Rd}$ (kN)	$N_{b,CSM,Rd}$ (kN)	$N_{u,exp}/N_{b,Rd}$	$N_{u,exp}/N_{b,CSM,Rd}$	$N_{b,CSM,Rd}/N_{b,Rd}$	$N_{u,num}/N_{b,Rd}$	$N_{u,num}/N_{b,CSM,Rd}$
A80x3-1850- [16]	271,0	283,48	265,64	302,62	1,02	0,90	1,14	1,07	0,94
A80x3-2850- [16]	150,0	160,05	142,89	158,18	1,05	0,95	1,11	1,12	1,01
A100x 3-2250- [16]	406,0	348,52	319,88	371,21	1,27	1,09	1,16	1,09	0,94
A100-3-3550- [16]	220,0	212,83	182,79	206,98	1,20	1,06	1,13	1,16	1,03
F60x3-1500- [15]	173,1	176,43	155,67	159,31	1,11	1,09	1,02	1,13	1,11
F80x4 -1500- [15]	447,5	435,18	385,98	400,86	1,16	1,12	1,04	1,13	1,09
D60x3-800- [14]	445,9	414,44	408,29	425,91	1,09	1,05	1,04	1,02	0,97
D60x3-1200- [14]	326,9	312,08	284,65	298,11	1,15	1,10	1,05	1,10	1,05
D60x3-1600- [14]	231,7	227,27	190,57	198,05	1,22	1,17	1,04	1,19	1,15
D60x3-2000- [14]	162,3	161,97	132,42	136,68	1,23	1,19	1,03	1,22	1,19
D80x4-1200- [14]	672,5	632,6	616,00	645,76	1,09	1,04	1,05	1,03	0,98
D80x4-2000- [14]	361,9	417,83	350,74	366,03	1,03	0,99	1,04	1,19	1,14
Média					1,135	1,061	1,071	1,121	1,049
desvio padrão					0,082	0,085	0,049	0,065	0,085
coeficiente de variação					0,072	0,080	0,046	0,058	0,081

Analisando os resultados apresentados na Tabela 15 pode-se observar que a média da razão entre a carga máxima experimental  $N_{u,exp}$  e as cargas numéricas,  $N_{b,Rd}$  calculadas pelo EN1993-1-4 [4] e  $N_{b,CSM,Rd}$  pelo CSM [10] são maiores do que 1 ou

seja, na média, as cargas máximas experimentais foram, sendo a razão média dos resultados experimentais e a resistência  $N_{b,Rd}$  calculada pelo EN1993-1-4 [4] de 1,135 e de 1,061 para a razão média dos resultados experimentais e  $N_{b,CSM,Rd}$  calculada pelo CSM [10]

A razão dos resultados das cargas numéricas comparadas com as prescrições do EN1993-1-4 [4]  $N_{u,num}/N_{b,rd}$ , foi de 1,121 enquanto a razão entre os resultados da análise numérica comparado com as prescrições do CSM [10]  $N_{u,num}/N_{b,CSM,Rd}$  foi de 1,049. Assim, em média tanto os resultados experimentais quanto os da análise numérica foram maiores que as prescrições do EN1993-1-4 [4] e do CSM [10], sendo ambos seguros e mais uma vez os resultados obtidos pela formulação do CSM [10] mais coerente.

#### **4.5 Considerações finais sobre a calibração**

A calibração do modelo numérico apresentou resultados consistentes e coerentes com as deformações e estados limites esperados. Este mesmo comportamento foi observado nos três tipos de aços inoxidáveis, para diferentes tipos de classes e para os diversos valores de índice de esbeltez normalizado da coluna para que se obtenha a curva de flambagem das mesmas.

Para a análise não linear, foi usada uma imperfeição de  $L/1000$  para colunas que falham por flambagem global por flexão e de  $t/100$  para colunas que falham por plastificação da seção seguida de flambagem local. A escolha dessas imperfeições baseou-se na calibração do modelo numérico que apresentou melhores resultados para essas imperfeições.

## 5 ANÁLISE PARAMÉTRICA

### 5.1 Introdução

Neste capítulo apresenta-se uma análise paramétrica realizada utilizando o modelo numérico desenvolvido na dissertação. O objetivo é ampliar a base de dados de estudo para investigar as formulações presentes no EN1993-1-4 [4] e propostas também pelo CSM [10] e pelo SCI-P413 [5]. Além disso, uma avaliação do limite de esbeltez  $c/\epsilon t$  da classe 3 de acordo com os critérios do EN1993-1-4 [4] em comparação com os limites propostos por Zhou *et al.* [11] são também analisados.

Neste sentido, são apresentadas as características dos materiais do estudo paramétrico e as propriedades físicas das seções estudadas. A comparação dos resultados dos modelos numéricos com os métodos de dimensionamento é direcionada à resistência normalizada em função do índice de esbeltez normalizado da coluna. No caso da avaliação do limite de esbeltez, a avaliação será realizada pela resistência normalizada com base na tensão de escoamento equivalente.

### 5.2 Propriedades das colunas estudadas na análise paramétrica

Concluída a calibração do modelo, foi feita uma análise paramétrica e as propriedades das seções estudadas estão apresentadas da Tabela 16 a Tabela 18. Ao todo, foram analisados 269 modelos e as dimensões das seções foram escolhidas de tal forma que abrangessem tanto seções transversais esbeltas, seções com  $\bar{\lambda}_p > 0,68$ , quanto seções mais robustas, com as classes das seções variando de 1 a 4 de acordo com os critérios do EN1993-1-4 [4]. O comprimento das colunas variou a fim de abranger um intervalo de índice de esbeltez normalizado com valores entre 0 e 2,5 de forma a caracterizar a curva de flambagem das colunas. Este intervalo corresponde a uma variação maior que o da validação do modelo numérico por não existirem, na literatura, tantos ensaios experimentais com índice de esbeltez normalizado maior que os utilizados na validação do modelo numérico. As propriedades dos materiais foram

selecionadas de acordo com a caracterização do aço inoxidável dos trabalhos de Duarte [12], Arrayago [15], Theofanous e Gardner [14], conforme mostrado na Figura 38. As seções para cada tipo de aço inoxidável foram diferentes porque o índice de esbeltez normalizado da seção transversal  $\bar{\lambda}_p$  depende da resistência do material, conforme Equação (34).

Tabela 16 – Propriedades das seções estudadas na análise paramétrica – aço inoxidável austenítico

Perfil	Tipo de aço inoxidável	b(mm)	h(mm)	t(mm)	L(mm)	$\bar{\lambda}_p$	Classe
A40x3	Austenítico	40	40	3	[150, 300, 450, ..., 2250]	0,26	1
A50x3	Austenítico	50	50	3	[200, 300, 400, 600, 800, ..., 2800]	0,33	1
A60x3	Austenítico	60	60	3	[250, 500, 750, ..., 3250]	0,41	1
A70x3	Austenítico	70	70	3	[300, 600, 900, ..., 3900]	0,49	1
A80x3	Austenítico	80	80	3	[350, 700, 1050, ..., 4900]	0,56	1
A90x3	Austenítico	90	90	3	[400, 800, 1200, ..., 5200]	0,64	3
A100x3	Austenítico	100	100	3	[450, 950, 1450, ..., 6450]	0,71	4
A110x3	Austenítico	110	110	3	[500, 1050, 1600, ..., 7100]	0,79	4

Tabela 17 – Propriedades das seções estudadas na análise paramétrica – aço inoxidável ferrítico

Perfil	Tipo de aço inoxidável	b(mm)	h(mm)	t(mm)	L(mm)	$\bar{\lambda}_p$	Classe
F40x3	Ferrítico	40	40	3	[150, 250, 350, ..., 1650]	0,33	1
F50x3	Ferrítico	50	50	3	[150, 300, 450, ..., 2100]	0,42	1
F60x3	Ferrítico	60	60	3	[200, 400, 600, ..., 2600]	0,52	1
F70x3	Ferrítico	70	70	3	[250, 500, 750, ..., 3250]	0,61	2
F80x3	Ferrítico	80	80	3	[300, 600, 900, ..., 3900]	0,71	4
F90x3	Ferrítico	90	90	3	[350, 700, 1050, ..., 4550]	0,81	4

Tabela 18 – Propriedades das seções estudadas na análise paramétrica – aço inoxidável duplex

Perfil	Tipo de aço inoxidável	b(mm)	h(mm)	t(mm)	L(mm)	$\bar{\lambda}_p$	Classe
D40x3	Duplex	40	40	3	[150, 250, 350, ..., 1550]	0,35	1
D50x3	Duplex	50	50	3	[200, 350, 500, ..., 2000]	0,45	1
D60x3	Duplex	60	60	3	[200, 400, 600, ..., 2600]	0,55	1
D70x3	Duplex	70	70	3	[250, 500, 750, ..., 3000]	0,65	4
D80x3	Duplex	80	80	3	[300, 600, 900, ..., 3600]	0,76	4
D90x3	Duplex	90	90	3	[350, 700, 1050, ..., 4550]	0,86	4

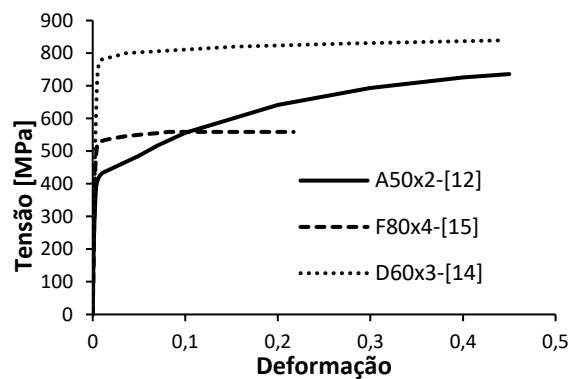


Figura 38– Curvas tensão *versus* deformação que foram utilizadas no estudo paramétrico

### 5.3 Análise dos resultados obtidos na análise paramétrica

Os resultados de resistência à compressão obtidos com os 269 modelos paramétricos gerados foram comparados com os resultados obtidos pelo método de dimensionamento do EN1993-1-4 [4], CSM [10] e o SCI-P413 [5] estão apresentados da Tabela 19 a Tabela 23.

Os resultados do modelo numérico foram divididos de acordo com o modo de falha da seção. Assim, a Tabela 19 apresenta os resultados para as colunas longas que são as que tiveram como modo de falha, os resultados para flambagem global e a Tabela 20 apresenta as colunas longas que são as que tiveram como modo de falha no modelo numérico plastificação da seção.



Da Tabela 21 a Tabela 23 apresentam por tipo de aço, o máximo, o mínimo, a média, o desvio padrão e o coeficiente de variação da relação entre as resistências obtidas pelo modelo numérico e pelo dimensionamento pelo EN1993-1-4 [4], CSM [10] e SCI-P413 [5] respectivamente. As curvas carga *versus* deslocamento vertical e as curvas de comparação entre o dimensionamento pelo EN1993-1-4 [4] com os obtidos pelo modelo numérico estão apresentados no Apêndice A e Apêndice B, respectivamente.

A verificação do modo de falha da seção não se limitou à utilização do primeiro modo de flambagem da análise de flambagem. Para algumas colunas que tinham como primeiro modo de flambagem a plastificação da seção, mas que era esperado falha por flambagem global de acordo com as curvas de dimensionamento do EN1993-1-4 [4] e do CSM [10], foi realizada uma segunda análise. Nesta análise, foi aplicada uma imperfeição de  $L/1000$  no modelo numérico e foi utilizado na análise não linear o primeiro modo de flambagem em que à flambagem global ocorria na análise de flambagem. Assim, a análise não linear, para esses casos, foi realizada com o primeiro modo de flambagem (plastificação da seção) da análise de flambagem e com o primeiro modo de flambagem em que ocorria flambagem global, sendo considerado o menor dos dois resultados como modo de falha da coluna. A escolha do modo de falha como o menor resultado obtido entre os dois analisados foi feita dessa forma porque em condições reais, a menor resistência obtida tende a ser o limite de resistência da coluna e, conseqüentemente, o modo de falha esperado da mesma.

Exemplificando o caso descrito, a coluna D70x3-750, teve flambagem local como primeiro modo de flambagem no modelo numérico, no entanto, como o índice de esbeltez normalizado  $\bar{\lambda}_0$  dessa coluna é 0,52 que é maior do que o 0,4 do EN1993-1-4 [4], era esperado que na análise não linear o modo de falha da coluna fosse flambagem global. Assim, na análise não linear, caso fosse usado o primeiro modo de flambagem (local) como imperfeição inicial, seria obtida uma carga máxima numérica de 557,39 kN. No entanto, como nesse caso, era esperado a ocorrência de flambagem global como modo de falha, foi usado o primeiro modo de flambagem global da coluna como forma da imperfeição inicial fornecendo uma a carga máxima obtida de 491,94 kN. Exemplificando ainda, o modo de falha no ensaio experimental das colunas A80x3-1150- [16] e A100x3-1450- [16] foi flambagem global, enquanto no modelo numérico foi plastificação da seção, com utilização do primeiro modo de flambagem como imperfeição inicial.

Tabela 19 – Resultados dos modelos paramétricos das colunas longas e comparação com o EN1993-1-4 [4], CSM [10] e SCI-P413 [5]

Perfil	$N_{num}$ (kN)	$\bar{\lambda}$	$N_{b,rd}$ (kN)	$\bar{\lambda}_{csm}$	$N_{b,csm,Rd}$ (kN)	$N_{sci}$ (kN)	$N_{num}/N_{b,rd}$	$N_{num}/N_{b,csm,Rd}$	$N_{num}/N_{sci}$
A40x3-450	157,98	0,44	162,70	0,50	202,07	153,79	0,97	0,78	1,03
A40x3-600	140,63	0,58	147,50	0,67	173,94	139,41	0,95	0,81	1,01
A40x3-750	124,76	0,73	130,53	0,83	145,66	123,65	0,96	0,86	1,01
A40x3-900	108,29	0,87	112,56	1,00	119,86	107,23	0,96	0,90	1,01
A40x3-1050	95,61	1,02	95,31	1,17	98,27	91,49	1,00	0,97	1,05
A40x3-1200	82,92	1,16	80,16	1,33	81,05	77,53	1,03	1,02	1,07
A40x3-1350	73,53	1,31	67,56	1,50	67,54	65,75	1,09	1,09	1,12
A40x3-1500	64,49	1,45	57,32	1,67	56,94	56,06	1,13	1,13	1,15
A40x3-1650	57,33	1,60	49,05	1,83	48,55	48,16	1,17	1,18	1,19
A40x3-1800	50,04	1,74	42,35	2,00	41,83	41,70	1,18	1,20	1,20
A40x3-1950	44,33	1,89	36,88	2,17	36,39	36,40	1,20	1,22	1,22
A40x3-2100	39,53	2,03	32,37	2,33	31,93	32,01	1,22	1,24	1,23
A40x3-2250	34,79	2,18	28,63	2,50	28,23	28,35	1,22	1,23	1,23
A50x3-600	196,02	0,45	207,19	0,51	250,30	195,83	0,95	0,78	1,00
A50x3-800	175,56	0,60	186,72	0,68	216,01	176,49	0,94	0,81	0,99
A50x3-1000	152,34	0,75	163,85	0,85	180,87	155,33	0,93	0,84	0,98
A50x3-1200	133,00	0,90	139,97	1,02	148,50	133,54	0,95	0,90	1,00
A50x3-1400	115,48	1,05	117,55	1,18	121,40	113,05	0,98	0,95	1,02
A50x3-1600	101,08	1,20	98,28	1,35	99,86	95,22	1,03	1,01	1,06
A50x3-1800	88,81	1,35	82,48	1,52	83,02	80,41	1,08	1,07	1,10
A50x3-2000	78,57	1,50	69,78	1,69	69,85	68,35	1,13	1,12	1,15
A50x3-2200	69,02	1,65	59,59	1,86	59,46	58,58	1,16	1,16	1,18
A50x3-2400	60,44	1,80	51,37	2,03	51,16	50,64	1,18	1,18	1,19
A50x3-2600	53,05	1,95	44,69	2,20	44,45	44,15	1,19	1,19	1,20
A50x3-2800	46,75	2,10	39,20	2,37	38,96	38,79	1,19	1,20	1,21
A60x3-750	238,13	0,46	251,65	0,49	275,80	237,84	0,95	0,86	1,00
A60x3-1000	210,53	0,61	225,87	0,65	243,80	213,52	0,93	0,86	0,99
A60x3-1250	183,28	0,77	197,10	0,81	208,83	186,95	0,93	0,88	0,98
A60x3-1500	158,25	0,92	167,36	0,97	174,25	159,83	0,95	0,91	0,99
A60x3-1750	137,77	1,07	139,85	1,14	143,73	134,65	0,99	0,96	1,02
A60x3-2000	119,16	1,23	116,49	1,30	118,73	113,00	1,02	1,00	1,05
A60x3-2250	104,96	1,38	97,53	1,46	98,88	95,17	1,08	1,06	1,10
A60x3-2500	92,18	1,54	82,37	1,62	83,23	80,75	1,12	1,11	1,14
A60x3-2750	79,65	1,69	70,26	1,78	70,84	69,12	1,13	1,12	1,15
A60x3-3000	69,34	1,84	60,52	1,95	60,93	59,69	1,15	1,14	1,16
A60x3-3250	60,69	2,00	52,61	2,11	52,91	52,00	1,15	1,15	1,17
A70x3-1200	245,45	0,62	264,98	0,64	278,49	250,52	0,93	0,88	0,98
A70x3-1500	211,39	0,78	230,30	0,80	241,79	218,53	0,92	0,87	0,97
A70x3-1800	183,03	0,93	194,73	0,96	203,58	186,10	0,94	0,90	0,98
A70x3-2100	158,33	1,09	162,16	1,12	168,62	156,27	0,98	0,94	1,01
A70x3-2400	137,41	1,25	134,76	1,28	139,43	130,82	1,02	0,99	1,05
A70x3-2700	120,85	1,40	112,64	1,44	116,07	109,99	1,07	1,04	1,10
A70x3-3000	105,91	1,56	95,03	1,60	97,61	93,21	1,11	1,09	1,14
A70x3-3300	92,28	1,71	80,99	1,76	82,98	79,71	1,14	1,11	1,16
A70x3-3600	80,35	1,87	69,73	1,92	71,29	68,80	1,15	1,13	1,17
A70x3-3900	70,23	2,02	60,59	2,08	61,84	59,90	1,16	1,14	1,17
A70x3-900	277,33	0,47	296,08	0,48	310,51	279,83	0,94	0,89	0,99
A80x3-1050	320,81	0,47	340,50	0,48	349,96	321,80	0,94	0,92	1,00
A80x3-1400	280,44	0,63	304,07	0,64	317,52	287,49	0,92	0,88	0,98
A80x3-1750	243,54	0,79	263,49	0,80	278,59	250,09	0,92	0,87	0,97
A80x3-2100	208,07	0,94	222,10	0,96	236,07	212,37	0,94	0,88	0,98
A80x3-2450	180,62	1,10	184,50	1,11	195,90	177,90	0,98	0,92	1,02
A80x3-2800	155,67	1,26	153,05	1,27	161,87	148,67	1,02	0,96	1,05
A80x3-3150	137,33	1,42	127,78	1,43	134,54	124,84	1,07	1,02	1,10
A80x3-3500	117,97	1,57	107,72	1,59	112,94	105,70	1,10	1,04	1,12

Tabela 19 – Resultados dos modelos paramétricos das colunas longas e comparação com o EN1993-1-4 [4], CSM [10] e SCI-P413 [5] (continuação)

A80x3-3850	102,85	1,73	91,76	1,75	95,85	90,34	1,12	1,07	1,14
A80x3-4200	88,59	1,89	78,96	1,91	82,22	77,94	1,12	1,08	1,14
A80x3-4550	77,65	2,05	68,59	2,07	71,23	67,84	1,13	1,09	1,14
A80x3-4900	68,18	2,20	60,10	2,23	62,26	59,53	1,13	1,10	1,15
A90x3-1200	358,64	0,48	384,91	0,48	392,15	363,76	0,93	0,91	0,99
A90x3-1600	315,39	0,63	343,14	0,64	359,70	324,45	0,92	0,88	0,97
A90x3-2000	290,86	0,79	296,65	0,80	318,79	281,64	0,98	0,91	0,96
A90x3-2400	233,03	0,95	249,47	0,96	271,69	238,64	0,93	0,86	0,98
A90x3-2800	201,31	1,11	206,84	1,11	225,64	199,54	0,97	0,89	1,01
A90x3-3200	174,09	1,27	171,36	1,27	186,13	166,53	1,02	0,94	1,05
A90x3-3600	152,95	1,43	142,95	1,43	154,33	139,71	1,07	0,99	1,09
A90x3-4000	133,29	1,59	120,43	1,59	129,26	118,21	1,11	1,03	1,13
A90x3-4400	115,68	1,75	102,55	1,75	109,48	100,99	1,13	1,06	1,15
A90x3-4800	100,51	1,90	88,22	1,91	93,74	87,09	1,14	1,07	1,15
A90x3-5200	87,69	2,06	76,62	2,07	81,08	75,79	1,14	1,08	1,16
A100x3-1450	392,03	0,50	393,87	0,51	420,34	372,21	1,00	0,93	1,05
A100x3-1950	333,27	0,67	346,30	0,68	382,14	327,60	0,96	0,87	1,02
A100x3-2450	282,51	0,84	293,72	0,86	331,77	279,37	0,96	0,85	1,01
A100x3-2950	238,45	1,01	242,16	1,03	274,76	232,35	0,98	0,87	1,03
A100x3-3450	202,60	1,18	197,59	1,21	222,42	191,25	1,03	0,91	1,06
A100x3-3950	173,19	1,35	161,80	1,38	180,13	157,73	1,07	0,96	1,10
A100x3-4450	149,70	1,52	133,86	1,56	147,48	131,18	1,12	1,02	1,14
A100x3-4950	127,76	1,69	112,10	1,73	122,41	110,28	1,14	1,04	1,16
A100x3-5450	107,87	1,86	95,02	1,91	102,98	93,75	1,14	1,05	1,15
A100x3-5950	93,90	2,03	81,45	2,09	87,73	80,54	1,15	1,07	1,17
A100x3-6450	80,35	2,20	70,54	2,26	75,57	69,87	1,14	1,06	1,15
A110x3-1600	429,56	0,47	405,40	0,49	440,64	383,13	1,06	0,97	1,12
A110x3-2150	368,10	0,64	360,26	0,66	404,01	340,66	1,02	0,91	1,08
A110x3-2700	310,89	0,80	309,96	0,83	355,44	294,35	1,00	0,87	1,06
A110x3-3250	263,55	0,96	259,13	1,00	298,47	248,03	1,02	0,88	1,06
A110x3-3800	223,50	1,13	213,67	1,17	243,93	206,28	1,05	0,92	1,08
A110x3-4350	193,21	1,29	176,21	1,34	198,64	171,37	1,10	0,97	1,13
A110x3-4900	165,44	1,45	146,46	1,51	163,14	143,25	1,13	1,01	1,15
A110x3-5450	141,65	1,62	123,04	1,68	135,66	120,85	1,15	1,04	1,17
A110x3-6000	120,73	1,78	104,53	1,85	114,28	103,00	1,15	1,06	1,17
A110x3-6550	104,15	1,94	89,76	2,01	97,43	88,66	1,16	1,07	1,17
A110x3-7100	90,04	2,10	77,83	2,18	83,98	77,02	1,16	1,07	1,17
D40x3-350	280,58	0,46	276,11	0,47	293,67	260,97	1,02	0,96	1,08
D40x3-450	259,48	0,59	252,42	0,61	266,62	238,57	1,03	0,97	1,09
D40x3-550	237,28	0,72	226,23	0,74	236,82	214,25	1,05	1,00	1,11
D40x3-650	214,41	0,85	198,52	0,88	205,81	188,91	1,08	1,04	1,13
D40x3-750	192,85	0,98	171,41	1,02	176,18	164,20	1,13	1,09	1,17
D40x3-850	173,25	1,11	146,85	1,15	149,96	141,65	1,18	1,16	1,22
D40x3-950	155,27	1,24	125,75	1,29	127,82	122,05	1,23	1,21	1,27
D40x3-1050	136,63	1,37	108,12	1,42	109,54	105,47	1,26	1,25	1,30
D40x3-1150	120,15	1,50	93,54	1,56	94,56	91,62	1,28	1,27	1,31
D40x3-1250	105,19	1,63	81,51	1,69	82,26	80,08	1,29	1,28	1,31
D40x3-1350	92,06	1,76	71,53	1,83	72,10	70,46	1,29	1,28	1,31
D40x3-1450	81,52	1,89	63,21	1,96	63,66	62,39	1,29	1,28	1,31
D40x3-1550	72,32	2,02	56,22	2,10	56,58	55,59	1,29	1,28	1,30
D50x3-500	345,88	0,51	343,71	0,52	366,01	324,80	1,01	0,95	1,06
D50x3-650	313,39	0,66	306,55	0,68	324,85	289,95	1,02	0,96	1,08
D50x3-800	277,06	0,81	265,70	0,84	279,34	252,42	1,04	0,99	1,10
D50x3-950	246,96	0,96	224,74	1,00	234,18	215,09	1,10	1,05	1,15
D50x3-1100	216,02	1,11	187,80	1,15	194,20	181,20	1,15	1,11	1,19
D50x3-1250	191,37	1,27	156,86	1,31	161,27	152,40	1,22	1,19	1,26
D50x3-1400	163,59	1,42	131,82	1,47	134,97	128,79	1,24	1,21	1,27

Tabela 19 – Resultados dos modelos paramétricos das colunas longas e comparação com o EN1993-1-4 [4], CSM [10] e SCI-P413 [5] (continuação)

D50x3-1550	141,54	1,57	111,78	1,63	114,10	109,68	1,27	1,24	1,29
D50x3-1700	120,21	1,72	95,72	1,78	97,48	94,22	1,26	1,23	1,28
D50x3-1850	104,87	1,87	82,74	1,94	84,11	81,65	1,27	1,25	1,28
D50x3-2000	89,82	2,02	72,16	2,10	73,25	71,34	1,24	1,23	1,26
D60x3-800	377,19	0,66	373,39	0,67	390,21	353,20	1,01	0,97	1,07
D60x3-1000	330,62	0,83	318,86	0,84	334,84	303,14	1,04	0,99	1,09
D60x3-1200	288,71	0,99	264,91	1,01	278,05	253,95	1,09	1,04	1,14
D60x3-1400	250,92	1,16	217,62	1,18	227,59	210,42	1,15	1,10	1,19
D60x3-1600	216,00	1,32	179,17	1,34	186,58	174,48	1,21	1,16	1,24
D60x3-1800	182,02	1,49	148,84	1,51	154,40	145,73	1,22	1,18	1,25
D60x3-2000	154,27	1,65	125,05	1,68	129,29	122,93	1,23	1,19	1,26
D60x3-2200	129,67	1,82	106,27	1,85	109,57	104,78	1,22	1,18	1,24
D60x3-2400	111,02	1,98	91,29	2,02	93,90	90,22	1,22	1,18	1,23
D60x3-2600	96,70	2,15	79,20	2,19	81,30	78,40	1,22	1,19	1,23
D60x3-600	421,94	0,50	422,74	0,50	437,83	399,50	1,00	0,96	1,06
D70x3-1000	431,36	0,70	425,67	0,70	446,05	402,94	1,01	0,97	1,07
D70x3-1250	375,79	0,87	357,38	0,88	380,43	340,47	1,05	0,99	1,10
D70x3-1500	323,10	1,05	292,34	1,05	312,61	281,08	1,11	1,03	1,15
D70x3-1750	280,59	1,22	237,50	1,23	253,30	230,32	1,18	1,11	1,22
D70x3-2000	235,05	1,40	194,12	1,40	206,03	189,53	1,21	1,14	1,24
D70x3-2250	197,71	1,57	160,50	1,58	169,50	157,48	1,23	1,17	1,26
D70x3-2500	164,39	1,74	134,42	1,75	141,31	132,37	1,22	1,16	1,24
D70x3-2750	140,05	1,92	113,97	1,93	119,35	112,54	1,23	1,17	1,24
D70x3-3000	118,95	2,09	97,74	2,10	102,02	96,71	1,22	1,17	1,23
D70x3-750	491,94	0,52	488,41	0,53	500,34	461,54	1,01	0,98	1,07
D80x3-1200	485,30	0,68	441,12	0,71	484,34	417,43	1,10	1,00	1,16
D80x3-1500	416,85	0,85	372,94	0,88	413,47	354,98	1,12	1,01	1,17
D80x3-1800	357,99	1,02	306,96	1,06	339,35	294,78	1,17	1,05	1,21
D80x3-2100	305,30	1,20	250,47	1,23	274,43	242,61	1,22	1,11	1,26
D80x3-2400	252,94	1,37	205,30	1,41	222,80	200,23	1,23	1,14	1,26
D80x3-2700	208,63	1,54	170,05	1,59	183,02	166,71	1,23	1,14	1,25
D80x3-3000	174,69	1,71	142,59	1,76	152,41	140,32	1,23	1,15	1,24
D80x3-3300	148,10	1,88	121,01	1,94	128,60	119,42	1,22	1,15	1,24
D80x3-3600	124,82	2,05	103,84	2,12	109,84	102,70	1,20	1,14	1,22
D80x3-900	554,00	0,51	503,33	0,53	541,85	475,64	1,10	1,02	1,16
D90x3-1050	621,18	0,50	516,26	0,52	568,69	487,87	1,20	1,09	1,27
D90x3-1400	539,25	0,67	455,29	0,70	511,08	430,70	1,18	1,06	1,25
D90x3-1750	463,11	0,83	388,01	0,87	439,05	368,98	1,19	1,05	1,26
D90x3-2100	394,22	1,00	321,75	1,05	362,11	308,56	1,23	1,09	1,28
D90x3-2450	334,23	1,17	263,94	1,22	293,59	255,31	1,27	1,14	1,31
D90x3-2800	274,30	1,33	217,10	1,39	238,65	211,49	1,26	1,15	1,30
D90x3-3150	227,42	1,50	180,25	1,57	196,14	176,53	1,26	1,16	1,29
D90x3-3500	188,33	1,66	151,37	1,74	163,36	148,84	1,24	1,15	1,27
D90x3-3850	159,54	1,83	128,60	1,92	137,85	126,82	1,24	1,16	1,26
D90x3-4200	135,43	2,00	110,45	2,09	117,73	109,17	1,23	1,15	1,24
D90x3-4550	117,36	2,16	95,80	2,27	101,64	94,86	1,23	1,15	1,24
F40x3-350	210,21	0,43	215,52	0,44	227,47	193,36	0,98	0,92	1,09
F40x3-450	200,80	0,55	198,87	0,57	209,07	178,42	1,01	0,96	1,13
F40x3-550	189,21	0,67	180,53	0,70	188,72	162,40	1,05	1,00	1,17
F40x3-650	175,66	0,80	160,81	0,82	166,96	145,66	1,09	1,05	1,21
F40x3-750	161,95	0,92	140,88	0,95	145,26	128,95	1,15	1,11	1,26
F40x3-850	148,46	1,04	122,16	1,07	125,20	113,17	1,22	1,19	1,31
F40x3-950	132,68	1,16	105,55	1,20	107,69	98,93	1,26	1,23	1,34
F40x3-1050	117,76	1,29	91,34	1,33	92,88	86,49	1,29	1,27	1,36
F40x3-1150	103,71	1,41	79,40	1,45	80,54	75,82	1,31	1,29	1,37
F40x3-1250	90,83	1,53	69,43	1,58	70,29	66,75	1,31	1,29	1,36
F40x3-1350	79,69	1,65	61,09	1,71	61,76	59,06	1,30	1,29	1,35

Tabela 19 – Resultados dos modelos paramétricos das colunas longas e comparação com o EN1993-1-4 [4], CSM [10] e SCI-P413 [5] (continuação)

F40x3-1450	71,20	1,78	54,10	1,83	54,63	52,54	1,32	1,30	1,36
F40x3-1550	62,47	1,90	48,19	1,96	48,62	46,97	1,30	1,28	1,33
F40x3-1650	56,50	2,02	43,18	2,09	43,53	42,21	1,31	1,30	1,34
F50x3-600	251,47	0,57	252,11	0,58	260,69	226,23	1,00	0,96	1,11
F50x3-750	234,50	0,71	224,12	0,73	231,73	201,96	1,05	1,01	1,16
F60x3-800	298,65	0,62	296,21	0,63	303,97	266,04	1,01	0,98	1,12
F50x3-900	212,64	0,86	194,29	0,87	200,48	176,80	1,09	1,06	1,20
F50x3-1050	194,09	1,00	165,30	1,02	170,02	152,48	1,17	1,14	1,27
F50x3-1200	170,41	1,14	139,53	1,16	143,04	130,50	1,22	1,19	1,31
F50x3-1350	149,20	1,28	117,89	1,31	120,50	111,60	1,27	1,24	1,34
F50x3-1500	126,60	1,43	100,20	1,45	102,17	95,77	1,26	1,24	1,32
F50x3-1650	110,00	1,57	85,84	1,60	87,37	82,68	1,28	1,26	1,33
F50x3-1800	94,07	1,71	74,18	1,74	75,38	71,87	1,27	1,25	1,31
F50x3-1950	82,52	1,85	64,64	1,89	65,61	62,93	1,28	1,26	1,31
F50x3-2100	71,58	2,00	56,78	2,03	57,56	55,48	1,26	1,24	1,29
F50x3-450	268,11	0,43	277,18	0,44	286,20	248,68	0,97	0,94	1,08
F60x3-1000	271,26	0,78	257,65	0,78	266,48	233,04	1,05	1,02	1,16
F60x3-1200	243,86	0,93	218,04	0,94	226,33	199,82	1,12	1,08	1,22
F60x3-1400	214,98	1,09	181,69	1,09	188,56	169,08	1,18	1,14	1,27
F60x3-1600	184,61	1,24	151,05	1,25	156,43	142,54	1,22	1,18	1,30
F60x3-1800	157,09	1,40	126,30	1,41	130,45	120,51	1,24	1,20	1,30
F60x3-2000	131,95	1,55	106,58	1,56	109,80	102,57	1,24	1,20	1,29
F60x3-2200	112,41	1,71	90,85	1,72	93,39	88,02	1,24	1,20	1,28
F60x3-2400	95,93	1,86	78,22	1,88	80,25	76,17	1,23	1,20	1,26
F60x3-2600	82,95	2,02	67,97	2,03	69,62	66,45	1,22	1,19	1,25
F60x3-600	320,08	0,47	330,79	0,47	336,13	296,72	0,97	0,95	1,08
F70x3-1000	343,84	0,66	339,98	0,66	351,26	305,65	1,01	0,98	1,12
F70x3-1250	311,52	0,82	291,00	0,82	305,27	264,07	1,07	1,02	1,18
F70x3-1500	276,51	0,98	242,31	0,99	255,97	223,23	1,14	1,08	1,24
F70x3-1750	241,15	1,15	199,39	1,15	210,64	186,64	1,21	1,14	1,29
F70x3-2000	201,64	1,31	164,34	1,32	173,09	155,92	1,23	1,16	1,29
F70x3-2250	169,87	1,48	136,63	1,48	143,35	130,98	1,24	1,19	1,30
F70x3-2500	141,89	1,64	114,84	1,64	120,05	110,97	1,24	1,18	1,28
F70x3-2750	121,09	1,81	97,63	1,81	101,72	94,90	1,24	1,19	1,28
F70x3-3000	102,92	1,97	83,89	1,97	87,15	81,92	1,23	1,18	1,26
F70x3-3250	89,48	2,13	72,79	2,14	75,43	71,33	1,23	1,19	1,25
F70x3-750	374,18	0,49	384,23	0,49	389,54	344,65	0,97	0,96	1,09
F80x3-1200	389,29	0,66	364,46	0,67	393,68	327,69	1,07	0,99	1,19
F80x3-1500	348,53	0,82	311,68	0,84	341,13	282,89	1,12	1,02	1,23
F80x3-1800	307,76	0,99	259,31	1,01	284,28	238,96	1,19	1,08	1,29
F80x3-2100	259,52	1,15	213,24	1,18	232,42	199,66	1,22	1,12	1,30
F80x3-2400	218,21	1,32	175,68	1,35	189,99	166,73	1,24	1,15	1,31
F80x3-2700	181,43	1,48	146,01	1,52	156,73	140,01	1,24	1,16	1,30
F80x3-3000	151,84	1,65	122,71	1,69	130,88	118,59	1,24	1,16	1,28
F80x3-3300	126,65	1,81	104,30	1,86	110,65	101,40	1,21	1,14	1,25
F80x3-3600	109,70	1,98	89,61	2,02	94,64	87,52	1,22	1,16	1,25
F80x3-3900	93,27	2,14	77,75	2,19	81,79	76,20	1,20	1,14	1,22
F80x3-900	425,24	0,49	412,18	0,51	436,23	369,72	1,03	0,97	1,15
F90x3-1050	478,69	0,48	423,04	0,50	459,55	379,47	1,13	1,04	1,26
F90x3-1400	435,48	0,64	376,16	0,67	416,44	338,03	1,16	1,05	1,29
F90x3-1750	389,19	0,80	324,07	0,84	362,65	293,68	1,20	1,07	1,33
F90x3-2100	338,92	0,96	271,57	1,00	303,46	249,66	1,25	1,12	1,36
F90x3-2450	286,90	1,12	224,56	1,17	248,69	209,72	1,28	1,15	1,37
F90x3-2800	235,37	1,28	185,69	1,34	203,51	175,81	1,27	1,16	1,34
F90x3-3150	196,02	1,45	154,71	1,50	167,97	148,05	1,27	1,17	1,32
F90x3-3500	162,81	1,61	130,23	1,67	140,29	125,65	1,25	1,16	1,30
F90x3-3850	138,07	1,77	110,83	1,84	118,61	107,59	1,25	1,16	1,28

Tabela 19 Resultados dos modelos paramétricos das colunas longas e comparação com o EN1993-1-4 [4], CSM [10] e SCI-P413 [5] (continuação)

F90x3-4200	117,27	1,93	95,	2,01	101,44	92,96	1,23	1,16	1,26
F90x3-4550	101,64	2,09	82,	2,17	87,67	81,01	1,23	1,16	1,25

Tabela 20 – Resultados dos modelos paramétricos das colunas longas e comparação com o EN1993-1-4 [4], CSM [10] e SCI-P413 [5] (continuação)

Perfil	$N_{num}$ (kN)	$\bar{\lambda}$	$N_{b,rd}$ (kN)	$\bar{\lambda}_{CSM}$	$N_{b,CSM,Rd}$ (kN)	$N_{SCI}$ (kN)	$N_{num}/N_{b,rd}$	$N_{num}/N_{b,CSM,Rd}$	$N_{num}/N_{SCI}$
A40x3-150	242,6	0,15	166,23	0,17	218,27	166,23	1,46	1,11	1,46
A40x3-300	168,6	0,29	166,23	0,33	218,27	166,23	1,01	0,77	1,01
A50x3-200	258,9	0,15	213,63	0,17	270,91	213,63	1,21	0,96	1,21
A50x3-300	251,3	0,23	213,63	0,25	270,91	213,63	1,18	0,93	1,18
A50x3-400	256,2	0,30	213,63	0,34	270,91	213,56	1,20	0,95	1,20
A60x3-250	306,7	0,15	261,03	0,16	291,47	261,03	1,18	1,05	1,18
A60x3-500	302,7	0,31	261,03	0,32	291,47	260,04	1,16	1,04	1,16
A70x3-300	347,2	0,16	308,43	0,16	324,78	308,43	1,13	1,07	1,13
A70x3-600	346,5	0,31	308,43	0,32	324,78	306,51	1,12	1,07	1,13
A80x3-350	390,4	0,16	355,83	0,16	363,78	355,83	1,10	1,07	1,10
A80x3-700	389,4	0,31	355,83	0,32	363,78	352,98	1,09	1,07	1,10
A90x3-400	428,3	0,16	403,23	0,16	405,63	403,23	1,06	1,06	1,06
A90x3-800	424,1	0,32	403,23	0,32	405,63	399,44	1,05	1,05	1,06
A100x3-450	457,8	0,15	417,88	0,16	439,24	417,88	1,10	1,04	1,10
A100x3-950	458,3	0,32	417,88	0,33	439,24	412,31	1,10	1,04	1,11
A110x3-1050	485,9	0,31	424,16	0,32	456,92	421,61	1,15	1,06	1,15
A110x3-500	474,8	0,15	424,16	0,15	456,92	424,16	1,12	1,04	1,12
D40x3-150	328,5	0,20	285,74	0,20	307,32	285,74	1,15	1,07	1,15
D40x3-250	325,5	0,33	285,74	0,34	307,32	281,69	1,14	1,06	1,16
D50x3-200	401,6	0,20	367,22	0,21	394,96	367,22	1,09	1,02	1,09
D50x3-350	402,9	0,35	367,22	0,37	394,96	356,42	1,10	1,02	1,13
D60x3-200	481,7	0,17	448,70	0,17	463,50	448,70	1,07	1,04	1,07
D60x3-400	481,5	0,33	448,70	0,34	463,50	441,23	1,07	1,04	1,09
D70x3-250	560,4	0,17	527,97	0,18	532,56	527,97	1,06	1,05	1,06
D70x3-500	555,6	0,35	527,97	0,35	532,56	513,99	1,05	1,04	1,08
D80x3-300	624,0	0,17	540,01	0,18	576,10	540,01	1,16	1,08	1,16
D80x3-600	625,6	0,34	540,01	0,35	576,10	527,88	1,16	1,09	1,19
D90x3-350	673,6	0,17	549,14	0,17	601,69	549,14	1,23	1,12	1,23
D90x3-700	652,6	0,33	549,14	0,35	601,69	539,35	1,19	1,08	1,21
F40x3-150	248,4	0,18	219,25	0,19	233,27	219,25	1,13	1,07	1,13
F40x3-250	244,6	0,31	219,25	0,32	233,27	207,39	1,12	1,05	1,18
F50x3-150	304,2	0,14	281,77	0,15	291,98	281,77	1,08	1,04	1,08
F50x3-300	302,0	0,29	281,77	0,29	291,98	269,58	1,07	1,03	1,12
F60x3-200	361,9	0,16	344,29	0,16	348,83	344,29	1,05	1,04	1,05
F60x3-400	361,3	0,31	344,29	0,31	348,83	324,91	1,05	1,04	1,11
F70x3-250	419,6	0,16	406,81	0,16	408,25	406,81	1,03	1,03	1,03
F70x3-500	419,7	0,33	406,81	0,33	408,25	380,23	1,03	1,03	1,10
F80x3-300	474,9	0,16	436,81	0,17	458,59	436,81	1,09	1,04	1,09
F80x3-600	475,3	0,33	436,81	0,34	458,59	408,05	1,09	1,04	1,16
F90x3-350	520,8	0,16	444,82	0,17	481,37	444,82	1,17	1,08	1,17
F90x3-700	517,9	0,32	444,82	0,33	481,37	417,37	1,16	1,08	1,24

Tabela 21 – Razões entre as cargas obtidas pelo modelo numérico e dimensionadas pelo EN1993-1-4 [4]

Tipo de aço inoxidável	Resumo Geral	Austenítico	Ferrítico	Duplex
	$N_{num}/N_{b,Rd}$	$N_{num}/N_{b,Rd}$	$N_{num}/N_{b,Rd}$	$N_{num}/N_{b,R}$
Máximo	1,45	1,45	1,31	1,29
Mínimo	0,92	0,91	0,96	0,99
Média	1,128	1,067	1,171	1,168
Desvio Padrão	0,108	0,097	0,099	0,086
COV	0,095	0,091	0,084	0,074

Tabela 22 – Razões entre as cargas obtidas pelo modelo numérico e dimensionadas pelo CSM [10]

Tipo de aço inoxidável	Resumo Geral	Austenítico	Ferrítico	Duplex
	$N_{num}/N_{csm}$	$N_{num}/N_{csm}$	$N_{num}/N_{csm}$	$N_{num}/N_{csm}$
Máximo	1,30	1,23	1,30	1,28
Mínimo	0,77	0,77	0,92	0,94
Média	1,069	1,000	1,121	1,109
Desvio Padrão	0,116	0,110	0,099	0,091
COV	0,109	0,103	0,088	0,082

Tabela 23 – Razões entre as cargas obtidas modelo numérico e dimensionadas pelo SCI-P413 [5]

Tipo de aço inoxidável	Resumo Geral	Austenítico	Ferrítico	Duplex
	$N_{num}/N_{SCI}$	$N_{num}/N_{SCI}$	$N_{num}/N_{SCI}$	$N_{num}/N_{SCI}$
Máximo	1,45	1,45	1,37	1,31
Mínimo	0,96	0,96	1,03	1,06
Média	1,170	1,095	1,24	1,201
Desvio Padrão	0,105	0,083	0,089	0,078
COV	0,089	0,076	0,072	0,065

Analisando os resultados obtidos, foi possível chegar a algumas conclusões importantes:

- em modelos numéricos de colunas em aços inoxidáveis nem sempre o primeiro modo da análise de flambagem deve ser utilizado na análise não linear e que uma análise mais minuciosa deve ser feita em colunas com índice de

esbeltez normalizado que estão em transição do modo de falha local para o global;

- todas as colunas da análise paramétrica com  $\bar{\lambda} \leq 0,35$  e  $\bar{\lambda}_{\text{CSM}} \leq 0,36$  tiveram como modo de falha, a flambagem local, independentemente do tipo de aço inoxidável;
- todas as colunas da análise paramétrica com  $\bar{\lambda} \geq 0,42$  e  $\bar{\lambda}_{\text{CSM}} \geq 0,43$  tiveram como modo de falha a flambagem global, independentemente do tipo de aço inoxidável;
- a razão média dos resultados do estudo paramétrico em relação ao EN1993-1-4 [4] foi de 1,128 considerando os três tipos de aços inoxidáveis estudados e foram 1,061; 1,171;1,168 para os aços inoxidáveis austenítico, ferrítico e duplex, respectivamente. A razão média dos resultados do estudo paramétrico em relação ao CSM [10] foi de 1,069 considerando os três tipos de aço inoxidável estudados e foram 1,000; 1,121;1,109 para os aços inoxidáveis austenítico, ferrítico e duplex, respectivamente. Os resultados apresentados são compatíveis com a comparação feita no capítulo 5 entre os resultados experimentais e as normas, evidenciando uma majoração das duas metodologias de cálculo, sendo o dimensionamento pelo CSM [10] mais coerente e o EN1993-1-4 [4] mais conservador.

A Figura 39 ilustra a relação da resistência normalizada pela carga de plastificação ( $N_{u,num}/A_{\text{eff}}\sigma_{0,2}$ ) em função da esbeltez normalizada da coluna ( $\bar{\lambda}$ ) dos modelos numéricos em comparação à curva de dimensionamento normalizada do EN1993-1-4 [4] com fator de imperfeição  $\alpha = 0,49$  e  $\bar{\lambda}_0 = 0,4$  e do SCI-P413 [5] com fator de imperfeição  $\alpha = 0,49$  e  $\bar{\lambda}_0 = 0,2$  para o aço inoxidável ferrítico e  $\bar{\lambda}_0 = 0,3$  para os aços inoxidáveis austenítico e duplex. Analisando os resultados, é possível perceber o conservadorismo do dimensionamento de colunas quadradas em aço inoxidável submetidas à compressão pelas formulações do EN1993-1-4 [4] em comparação com os resultados obtidos na análise paramétrica.



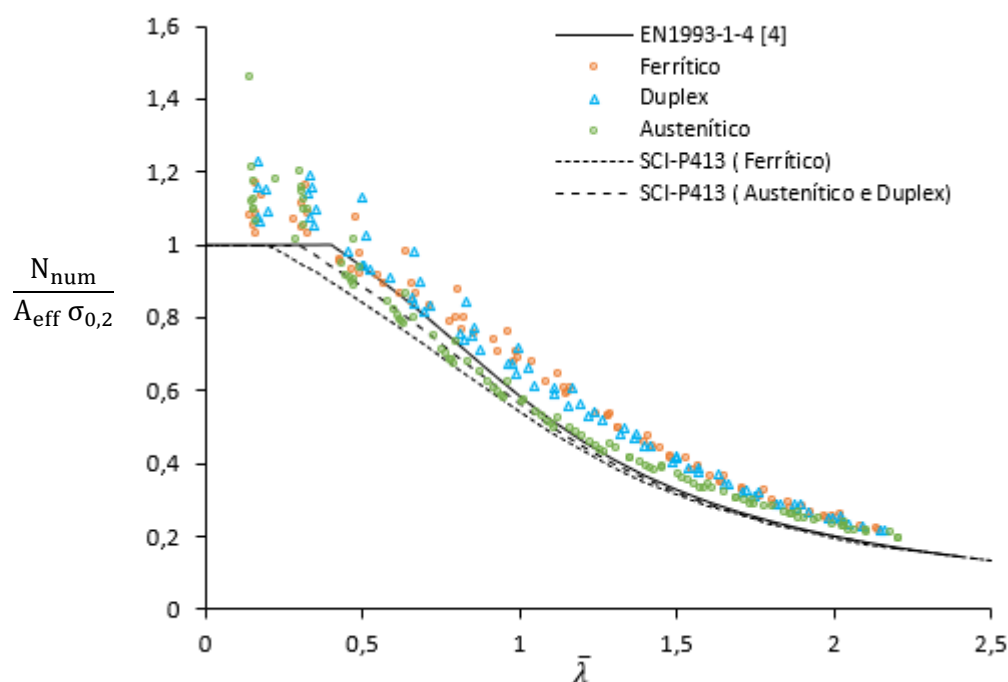


Figura 39– Resistências normalizada das colunas de acordo com o EN1993-1-4 [4] e com o SCI-P413 [5]

A dispersão dos resultados obtidos evidencia a dificuldade de expressar comportamentos distintos para três tipos de aços inoxidáveis por meio de uma única curva de dimensionamento. A dispersão dos resultados diminui à medida em que se aumenta o índice de esbeltez normalizado da coluna  $\bar{\lambda}$ , devido ao comportamento ir se aproximando de uma coluna “longa” (Equação de Euler). Assim, o conservadorismo do EN1993-1-4 [4] e a dispersão dos resultados são mais evidentes em colunas com índice de esbeltez normalizado baixos devido ao maior efeito do encruamento do aço inoxidável no comportamento da coluna. Estes resultados dispersos podem ser percebidos até mesmo para um mesmo tipo de aço inoxidável, conforme mostrado na Figura 40, que apresenta uma gama de resistências normalizadas obtidas por meio de resultados experimentais e numéricos para colunas quadradas em aços inoxidáveis austenítico, duplex e ferrítico submetidas à compressão axial compilados por Arrayago [15] em comparação com o dimensionamento pelo EN1993-1-4 [4]. Em colunas com índice de esbeltez normalizado da coluna intermediário ( $0,5 < \bar{\lambda} < 1$ ), é possível perceber alguns resultados abaixo da curva de dimensionamento, principalmente para colunas em aço inoxidável austenítico dimensionado pelo EN1993-1-4 [4], o que não ocorre no dimensionamento pelo SCI-P413 [5] que se

mostrou mais seguro para o aço inoxidável austenítico, porém mais conservador para os aços inoxidáveis ferrítico e duplex.

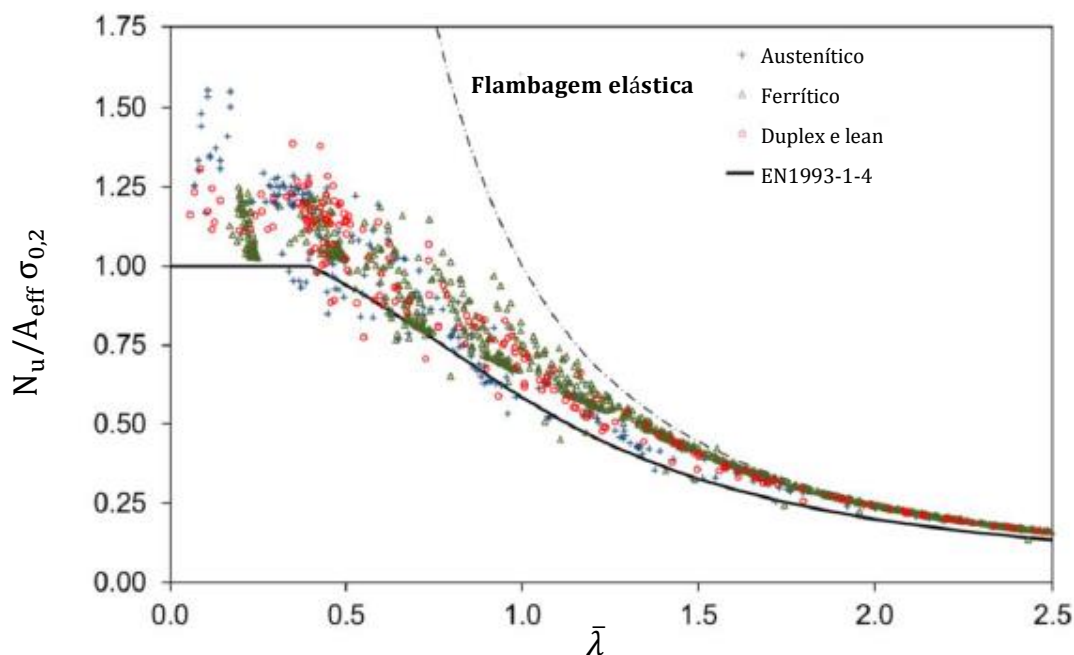


Figura 40– Comparação das resistências normalizadas das colunas de acordo com o EN1993-1-4 [4] desenvolvido por Arrayago [15]

Da Figura 41 a Figura 44 são apresentadas comparações gráficas das relações das cargas máximas obtidas pelo modelo numérico e as cargas previstas pelos métodos de dimensionamento do EN1993-1-4 [4] ( $N_{u,num}/N_{b,rd}$ ), do CSM [10] ( $N_{u,num}/N_{b,csm,rd}$ ) e do SCI-P413 [5] ( $N_{u,num}/N_{SCI}$ ), respectivamente. Nesta comparação é possível perceber que os resultados da análise paramétrica foram de maneira geral maiores que os calculados pelo EN1993-1-4 [4], pelo CSM [10] e pelo SCI-P413 [5] principalmente para os aços inoxidáveis ferrítico e duplex, sendo, que, conforme citado anteriormente, em colunas com valores do índice de esbelteza normalizado da coluna intermediário, é possível perceber alguns resultados abaixo da curva de dimensionamento, principalmente para o aço inoxidável austenítico tanto pelo dimensionamento pelo EN1993-1-4 [4] quanto pelo CSM [10], sendo que esses resultados aproximaram-se mais da curva de dimensionamento pelo SCI-P413 [5], porém com alguns pontos ainda abaixo dela. O dimensionamento de colunas curtas pelo CSM [10] apresentou melhores resultados que o dimensionamento pelo EN1993-1-4 [4] e pelo SCI-P413 [5].

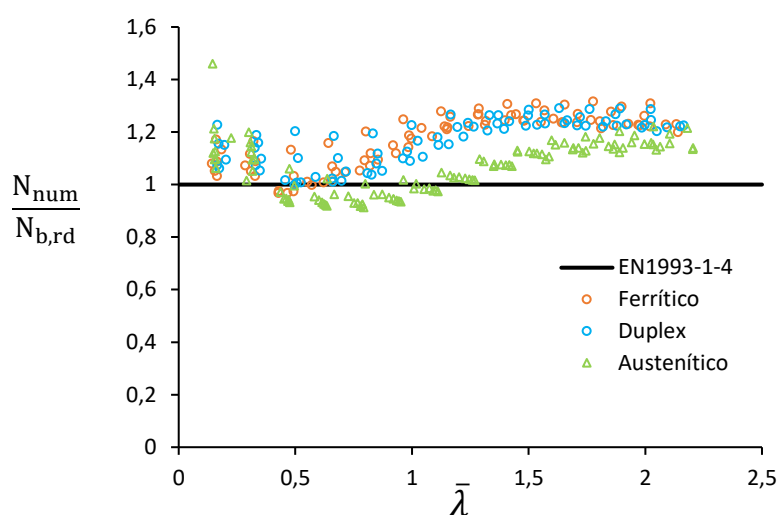


Figura 41– Relação entre as cargas obtidas pelo modelo numérico e pelo EN1993-1-4 [4]

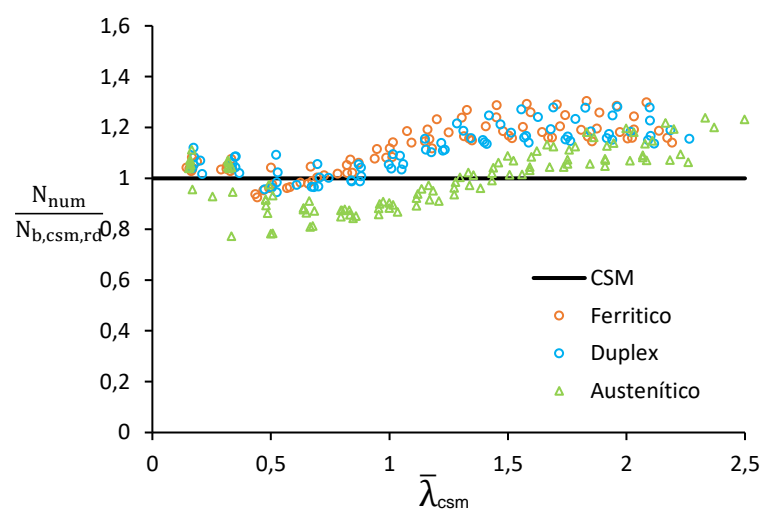


Figura 42 – Relação entre as cargas obtidas pelo modelo numérico e pelo CSM [10]

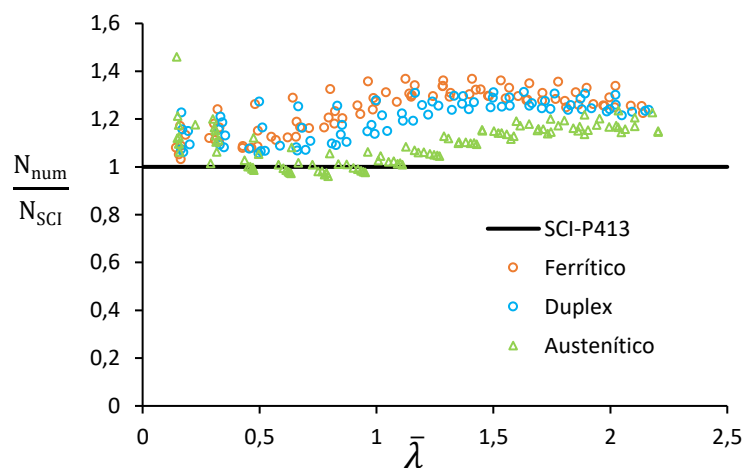


Figura 43 – Relação entre as cargas obtidas pelo modelo numérico e pelo SCI-P413 [5]

Os resultados obtidos no estudo paramétrico para as colunas quadradas em aços inoxidáveis curtas foram avaliados para o estudo do limite de esbeltez da classe 3 de seções submetidas à compressão axial de acordo com os critérios do EN1993-1-4 [4], os limites propostos por Zhou *et al.* [11]. Esta avaliação foi feita através do gráfico da Figura 44 que mostra a variação  $N_{num}/(A\sigma_{0,2})$  de acordo com a esbeltez da seção considerando as dimensões efetivas  $c/\epsilon t$ , sendo a avaliação abrangendo os aços inoxidáveis austenítico, ferrítico e duplex. Quando a razão,  $N_{num}/(A\sigma_{0,2}) < 1$ , significa que nem toda a área da seção transversal está resistindo aos esforços de compressão axial, ou seja, o limite de esbeltez para seção classe 3 já foi ultrapassado e a seção deveria ser classificada como classe 4.

Analisando o gráfico da Figura 44, todas as seções com esbeltez  $c/\epsilon t$  menor que 37 tiveram uma razão  $N_{num}/(A\sigma_{0,2})$  maior que um, o que mostra a adequabilidade do EN1993-1-4 [4]. As seções com esbeltez  $c/\epsilon t$  menor que 39 tiveram uma razão  $N_{num}/(A\sigma_{0,2})$  maior que um, comportando-se como esperado pois não atingiram o limite de esbeltez da classe 3 de acordo com o limite de Zhou *et al.* [11] que se mostrou adequado para seções SHS/RHS. O limite de esbeltez da classe 3 proposto por de Zhou *et al.* [11] apresentou resultados melhores que o limite do EN1993-1-4 [4], uma vez que aquele limite está mais próximo das colunas tubulares que apresentaram razões  $N_{num}/(A\sigma_{0,2})$  próximos de 1.

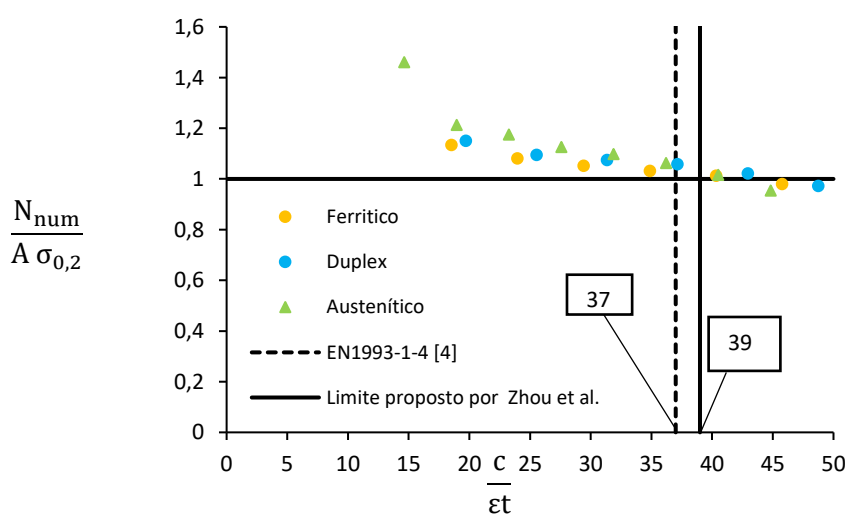


Figura 44 – Avaliação do limite de esbeltez da classe 3 para elementos de colunas curtas submetidos à compressão axial de acordo com o EN1993-1-4 [4] e com os limites limites de Zhou *et al.* [11].

## 6 PROPOSTA DE DIMENSIONAMENTO BASEADO NO EN1993-1-4 [4]

### 6.1 Introdução

Conforme mostrado no capítulo 5, os procedimentos de dimensionamento de estruturas tubulares quadradas em aço inoxidável austenítico pelo EN1993-1-4 [4] superestimaram a capacidade de resistência de colunas com esbeltez intermediária ( $0,5 < \bar{\lambda} < 1$ ). O dimensionamento pelo SCI-P413 [5], apesar de mais consistente que o EN1993-1-4 [4], também apresentou alguns pontos abaixo da curva de dimensionamento para colunas em aço inoxidável austenítico com esbeltez intermediária. Por isso, este capítulo apresenta uma proposta de aprimoramento do dimensionamento em que é utilizado as mesmas premissas de dimensionamento do EN1993-1-4 [4], mas alterando suas curvas de dimensionamento pela alteração da constante  $\bar{\lambda}_0$  que é o índice de esbeltez normalizado limite definido pelo EN1993-1-4 [4]. Essas alterações, são similares as alterações propostas pelo SCI-P413 [5], com a única diferença, que o aço inoxidável austenítico é agrupado na mesma curva de dimensionamento do aço inoxidável ferrítico em vez do aço inoxidável duplex. Esta proposta de dimensionamento leva em consideração que no estudo paramétrico, o comportamento do aço inoxidável austenítico foi mais similar ao aço inoxidável ferrítico que o duplex, e que as novas curvas propostas diminuem o número de pontos abaixo da curva de dimensionamento e diminuem a dispersão dos resultados em relação a uma única curva de dimensionamento do EN1993-1-4 [4], conforme mostrado no capítulo anterior.

### 6.2 Proposta de dimensionamento

Primeiramente, conforme explicitado no capítulo 5, e mostrado na Figura 39 há uma grande dificuldade de agrupar na mesma curva de dimensionamento, os aços inoxidáveis austenítico, ferrítico e duplex e por isso, optou-se por alterar o índice de esbeltez normalizado limite para os aços inoxidáveis austenítico, duplex e ferrítico. A

diminuição do índice de esbeltez normalizado limite faz com que a resistência final,  $N_{b,rd}$  diminua e, tendo como referência a proposta de dimensionamento do SCI-P413 [5] e o estudo paramétrico, chegou-se à seguinte proposta:

Tabela 24 – Resumo das modificações proposta no dimensionamento pelo EN1993-1-4 [4]

	Austenítico e Ferrítico	Duplex
	$\bar{\lambda}_0$	$\bar{\lambda}_0$
<b>EN1993-1-4</b>	0,4	0,4
<b>EN proposto</b>	0,2	0,3

Aplicando a metodologia de dimensionamento proposta com base no EN1993-1-4 [4], foi obtido o gráfico da Figura 45 que mostra as razões ( $N_{num}/N_{b,proposto}$ ) com resultados menos dispersos em comparação ao dimensionamento pelo EN1993-1-4 [4] e pelo SCI-P413 [5]. Na nova proposta de dimensionamento, nenhuma razão  $N_{num}/N_{b,proposto}$  foi menor que um, o que evidencia a maior consistência no dimensionamento proposto. A Tabela 25 apresenta o máximo, o mínimo, a média, o desvio padrão e o coeficiente de variação da relação entre o modelo numérico e o dimensionamento EN proposto em comparação com o EN1993-1-4 [4] e CSM [10]. A Tabela 25 apresenta máximo, o mínimo, a média, o desvio padrão e o coeficiente de variação da relação entre o modelo numérico e o dimensionamento EN proposto para cada tipo de aço inoxidável. Os resultados obtidos na análise paramétrica foram maiores em média 12,8% em relação ao dimensionamento pelo EN1993-1-4 [4] e 18,2% em relação ao dimensionamento pelo EN proposto. Ainda, o fato da média da razão entre a carga numérica e o dimensionamento pelo EN1993-1-4 [4] ser menor que a do EN proposto pode ser explicado pelo fato de que houve pontos abaixo da curva de dimensionamento pelo EN1993-1-4 [4], enquanto o EN proposto se mostrou mais seguro, principalmente para o aço inoxidável austenítico. A mesma explicação é válida para explicar por que a média da razão entre a carga numérica e o dimensionamento pelo CSM [10] foi menor que a razão  $N_{num}/N_{b, proposto}$ .

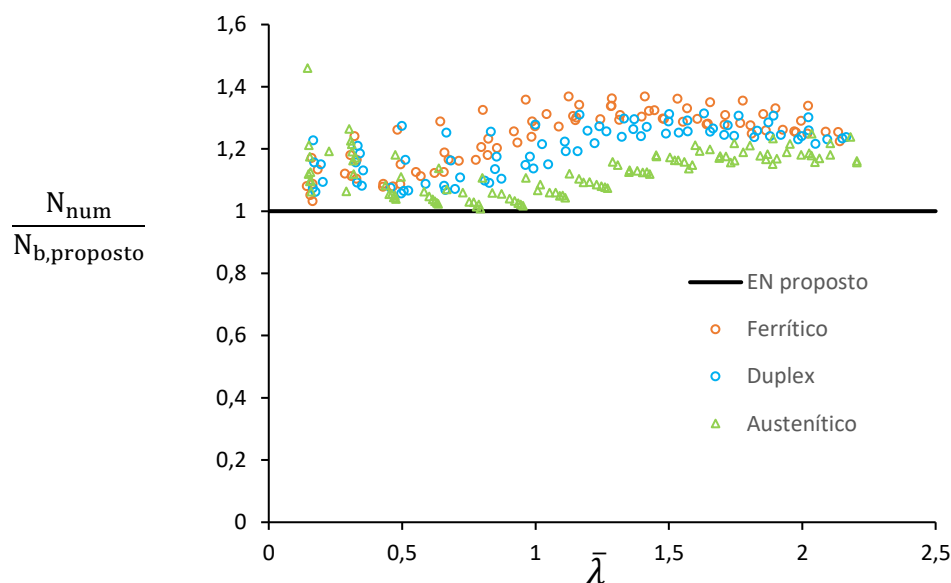


Figura 45– Relação entre as cargas obtidas pelo modelo numérico e dimensionadas pelo EN proposto

Tabela 25 – Valores obtidos das relações entre as cargas obtidas pelo modelo numérico e pelo EN proposto, EN1993-1-4 [4] e CSM [10]

	$N_{num}/N_{b,proposto}$	$N_{num}/N_{b,Rd}$	$N_{num}/N_{csm}$
Máximo	1,45	1,45	1,30
Mínimo	1,00	0,92	0,77
Média	1,182	1,128	1,069
Desvio Padrão	0,093	0,108	0,116
COV	0,078	0,095	0,109

Tabela 26 – Valores obtidos das relações entre as cargas obtidas pelo modelo numérico e dimensionadas pelo EN proposto

Tipo de aço inoxidável	Resumo Geral	Austenítico	Ferrítico	Duplex
	$N_{num}/\bar{N}_{b,proposto}$	$N_{num}/N_{b,proposto}$	$N_{num}/N_{b,proposto}$	$N_{num}/N_{b,proposto}$
Máximo	1,45	1,45	1,37	1,31
Mínimo	1,00	1,00	1,03	1,06
Média	1,182	1,126	1,24	1,201
Desvio Padrão	0,093	0,073	0,089	0,078
COV	0,078	0,064	0,072	0,065

A Figura 46 mostra a relação da resistência normalizada ( $N_{u,num}/A_{eff}\sigma_{0,2}$ ) em função da esbelteza normalizada da coluna ( $\bar{\lambda}$ ) dos modelos numéricos em comparação à curva de dimensionamento proposta para o aço inoxidável austenítico. A curva de dimensionamento proposta apresentou melhores resultados em comparação com a curva de dimensionamento do EN1993-1-4 [4], principalmente para colunas com índice de esbelteza normalizado ( $\bar{\lambda}$ ) entre 0,5 e 1.

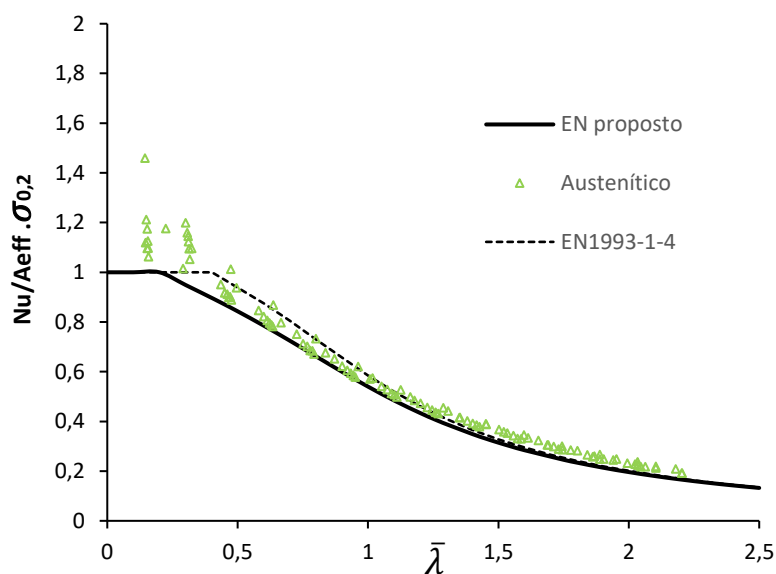


Figura 46– Resistência normalizada da coluna de acordo com o proposto para o aço inoxidável austenítico comparada a dos modelos numéricos

### 6.3 Estudo de confiabilidade

O nível de confiabilidade da proposta apresentada foi avaliado por meio de uma análise estatística em que foi calculado o fator de resistência  $\phi$  de acordo com o recomendado pela norma norte americana AISC Steel Design Guide [59]. De acordo com a norma, o fator de resistência  $\phi$  é calculado pela Equação (54).

$$\phi_c = \frac{1,481M_m F_m P_m}{\exp\left(\beta \sqrt{V_r^2 + V_q^2}\right)} \quad (54)$$

onde,

$\phi_c$  é o fator de resistência



$M_m$  é o valor médio do fator material

$F_m$  é o valor médio do fator fabricação

$P_m$  é o valor médio do fator profissional

$\beta$  é o índice de confiabilidade do elemento analisado

$V_q$  é o coeficiente de variação dos efeitos de carga

$V_r$  é o coeficiente de variação da resistência, calculado pela Equação (55)

$$V_r = \sqrt{V_m^2 + V_f^2 + V_p^2} \quad (55)$$

sendo que,

$V_m$  é o coeficiente de variação do fator material

$V_f$  é o coeficiente de variação do fator fabricação

$V_p$  é o coeficiente de variação dos resultados numéricos

A Tabela 27 apresenta os parâmetros utilizados para o cálculo do fator de resistência. Os valores de  $\beta$ ,  $M_m$ ,  $V_m$ ,  $F_m$  e  $V_f$  foram os recomendados pelas tabelas B-1 e B-2 da norma AISC Steel Design Guide [59], o fator  $V_q$  da seção B.2.2 mesma norma. Os valores de  $P_m$  e  $V_p$  foram obtidos no estudo paramétrico dessa dissertação, ressaltando -se que o valor adotado foi considerando o fator de segurança  $\gamma_{M1}=1,1$ ; para o dimensionamento, valor que até então não vinha sendo considerado. É importante ressaltar que o estudo abrangeu apenas as colunas estudadas constituídas de aço inoxidável austenítico, uma vez que foi proposta alteração apenas para essa curva em relação ao SCI-P413 [5].

Tabela 27 – Parâmetros usados para o cálculo do fator de resistência

Parâmetro	Valor adotado
$M_m$	1,3
$F_m$	1,0
$P_m$	1,204
$\beta$	3,0
$V_m$	0,105
$V_f$	0,05
$V_p$	0,076
$V_r$	0,138
$V_q$	0,19

O fator de resistência  $\phi$  obtido com a utilização dos parâmetros da Tabela 27 é 1,14. O fator de resistência  $\phi$  obtido é maior que 0,9; valor recomendado para colunas tubulares retangulares constituídas por aço inoxidável austeníticos submetidas à compressão axial, conforme apresentado na Tabela B-2 do AISC Steel Design Guide 2 [59]. Assim, o método de dimensionamento proposto está de acordo com as recomendações de segurança estrutural recomendadas pela norma.

## 7 CONCLUSÕES

### 7.1 Considerações finais

Este trabalho buscou colaborar por meio de um estudo numérico para a melhor compreensão do comportamento estrutural de colunas de aço inoxidável submetidas à compressão axial e expansão da base de dados existentes, verificando os métodos de dimensionamentos existentes.

Inicialmente, foi feita uma revisão bibliográfica que apresentou os fenômenos de flambagem em colunas submetidas à compressão axial, estudos já realizados sobre colunas tubulares em aço inoxidável submetidas à compressão e os critérios de dimensionamento de colunas tubulares submetidas à compressão preconizados no EN1993-1-4 [4] e pelo CSM [10]. O modelo numérico proposto foi calibrado com os resultados experimentais de Duarte [12], Arrayago [15], Theofanous e Gardner [14], Gardner *et al.* [16] e Bock *et al.* [13], e, em seguida, foi feito um estudo paramétrico em que foi feito um estudo com 269 modelos. ‘

Os resultados obtidos no estudo paramétrico foram comparados com os critérios de dimensionamento preconizados pelo EN1993-1-4 [4], pelo CSM [10] e pelo SCI-P413 [5]. A comparação dos resultados da análise paramétrica com os teóricos obtidos pelos dois métodos mostrou que, de forma geral, os resultados dos modelos numéricos da análise paramétrica apresentaram valores maiores que o EN1993-1-4 [4] e o CSM [10], sendo o dimensionamento pelo SCI-P413 [5] mais seguro. Sendo que na média foi 1,128 maior que o EN1993-1-4 [4] e 1,069 maior que o CSM [10]. Estes resultados estão compatíveis com as comparações do resultado experimental de Duarte [12], Arrayago [15], Theofanous e Gardner [14], Gardner *et al.* [16] e Bock *et al.* [13] que também apresentaram de maneira geral resistências maiores que os dois métodos. Além disso, essas comparações tanto do modelo numérico quanto dos experimentais mostrou o conservadorismo do EN1993-1-4 [4], com exceção de colunas intermediárias em aço austenítico que apresentaram pontos abaixo da curva de dimensionamento. Essas comparações também mostraram uma maior assertividade do CSM [10], principalmente, para colunas curtas e que o

dimensionamento pelo SCI-P413 [5] é mais seguro para os aços inoxidáveis austenítico, porém mais conservador para os aços inoxidáveis ferrítico e duplex.

Ainda, a análise da dispersão da curva normalizada de dimensionamento do EN1993-1-4 [4] em comparação com os resultados obtidos na análise paramétrica evidenciou a dificuldade de dimensionar estruturas tubulares em três tipos de aços inoxidáveis diferentes com uma única curva de dimensionamento. Isso reforçou a necessidade de aprimorar as formulações de dimensionamento únicas para cada tipo de aço inoxidável.

A avaliação do limite da classe 3 para estruturas tubulares quadradas pelos critérios de dimensionamento do EN1993-1-4 [4] que se mostrou adequado e que os resultados obtidos pelo limite proposto por Zhou *et al.* [11] apresentou melhores resultados.

Por fim, foi apresentada uma nova proposta de dimensionamento para colunas tubulares quadradas em aço inoxidável baseado nos critérios do EN1993-1-4 [4] em que foi proposta alteração no índice de esbeltez normalizado limite de acordo com o tipo de aço inoxidável e apresentou melhores resultados, com uma maior segurança da curva de flambagem em relação aos resultados obtidos na análise paramétrica.

## 7.2 Principais contribuições deste trabalho

Esta dissertação teve para o meio acadêmico, as seguintes contribuições:

- este trabalho possui uma revisão bibliográfica organizada e detalhada de modo que é possível obter o entendimento sobre o fenômeno de flambagem em colunas submetidas à compressão e das metodologias de dimensionamento de colunas quadradas em aço inoxidável pelo EN1993-1-4 [4] e pelo CSM [10], apresenta outros estudos sobre o tema.
- apresenta informações acerca de diversos ensaios experimentais de colunas quadradas em aço inoxidável austenítico, duplex e ferrítico realizado por diversos pesquisadores de maneira clara, objetiva e resumida

- comparação de resultados experimentais com os preconizados pelo EN1993-1-4 [4] e CSM [10] em que foram observados resultados experimentais maiores que os obtidos pelos métodos de dimensionamento, com um melhor resultado para o método CSM [10] e a metodologia do EN1993-1-4 [4] apresentando resultados conservadores
- análise numérica do problema proposto, com todas as informações e procedimentos necessários para validação do modelo numérico como tipo de elemento, malha, condições de contorno, introdução das imperfeições geométricas iniciais, características do material
- corroborou que as tensões residuais de flexão não deveriam ser introduzidas em modelos numéricos de colunas tubulares em aços inoxidáveis pois já estariam inerentemente presentes na curva tensão versus deformação do material
- mostrou a importância de observar que em modelos numéricos nem sempre o primeiro modo da análise de flambagem deve ser utilizado na análise não linear e que uma análise mais minuciosa deve ser feita em colunas de esbeltez que estão em transição do modo de falha local para o global
- comparação entre curvas carga *versus* deslocamento de ensaios experimentais com as do modelo numérico
- apresentação detalhada dos resultados do estudo paramétrico incluindo as curvas carga *versus* deslocamento vertical, curvas de dimensionamento do EN1993-1-4 [4] e CSM [10] e aumento da base de dados existentes
- comparação dos resultados obtidos no estudo paramétrico com os preconizados pelo EN1993-1-4 [4], CSM [10] e SCI-P413 [5] em que foram observados o conservadorismo do EN1993-1-4 [4] e a dificuldade em agrupar em uma única curva de dimensionamento o aço inoxidável austenítico, ferrítico e duplex, reforçando a necessidade pela busca encontrar formulações únicas para cada um deles
- avaliação do limite de classes do EN1993-1-4 [4] o limite proposto por Zhou *et al.* [11] apresentou melhores resultados no estudo paramétrico

- apresentação de uma nova proposta de dimensionamento baseada nos critérios do EN1993-1-4 [4] válida para colunas tubulares quadradas em aço inoxidável submetidas à compressão

### **7.3 Trabalhos futuros**

A partir das conclusões obtidas durante a realização desse trabalho, a seguir são apresentadas algumas sugestões para trabalhos futuros:

- Realização de ensaios experimentais de compressão de colunas tubulares quadradas longas em aço inoxidável do tipo ferrítico
- Realização de ensaios experimentais de compressão de colunas tubulares quadradas curtas classe 4 em aço inoxidável.
- Extensão do estudo paramétrico para seções com outras geometrias e aços inoxidáveis austenítico, ferrítico, duplex, com outras propriedades dos materiais como o aço inoxidável Lean Duplex e Super Duplex.

## REFERÊNCIAS

- [1] GARDNER, L. The use of stainless steel in structures. **Progress in Structural Engineering and Materials**, v. 7, n. 2, p. 45–55, 2005.
- [2] SILVA, G. P. **Comportamento Estrutural de Torres de Transmissão em Aço Inoxidável**, Dissertação. Universidade do Estado do Rio de Janeiro, 2017.
- [3] Abinox, ABC do Aço Inox, Abinox, [Online]. Available: <https://www.abinox.org.br/site/aco-inox-abc-do-aco-inox.php>. [Acesso em 1 Fevereiro 2022].
- [4] EN. 1994-1-4. EUROCODE 3 PART 1-4: Design of steel Structures – Part. 1-4:General Rules – Supplementary rules for Stainless steels. Brussels: European Committee for Standardization (CEN);2006.
- [5] SCI-P413, Design Manual for Structural Stainless Steel, 4th Edition, Ascot, UK: The Steel Construction Institute.
- [6] I International Stainless Steel Forum, Built to Last - Stainless Steel as an Architectural Material
- [7] ARAÚJO, A. H. M. D. et al. Projeto de estruturas de edificações com perfis tubulares de aço, Belo Horizonte: Vallourec, 2016.
- [8] ARAÚJO, R. O. **Avaliação de colunas tubulares mistas - aço inoxidável, concreto e aço carbono**, Dissertação. Universidade do Estado do Rio de Janeiro, 2016.
- [9] Metal working World Magazine. A stainless steel bridge in Singapore, 1 Agosto 2023. [Online]. Available: <https://www.metalworkingworldmagazine.com/a-stainless-steel-bridge-in-singapore/>. [Acesso em 1 Agosto 2023].
- [10] ARRAYAGO, I. et al. The Continuous Strength Method for the design of stainless steel hollow section columns. **Thin-Walled Structures**, v. 154, n. May, p. 106825, 2020.
- [11] 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**, v. 80, p. 32–41, 2013.
- [12] DUARTE, H. P. C. S. G. **Avaliação de colunas tubulares quadradas em aço inoxidável**. Dissertação. Universidade do Estado do Rio de Janeiro, 2017.

- [13] BOCK, M.; ARRAYAGO, I.; REAL, E. Experiments on cold-formed ferritic stainless steel slender sections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 109, p. 13–23, 2015.
- [14] THEOFANOUS, M.; GARDNER, L. Testing and numerical modelling of lean duplex stainless steel hollow section columns. **Engineering Structures**, v. 31, n. 12, p. 3047–3058, 2009.
- [15] REAL, E.; BARCELONA, S. **New approach for efficient design of stainless steel RHS and SHS elements**. Tese. Universidade Politécnica de Catalunya, 2016
- [16] GARDNER, L.; TALJA, A.; BADDOO, N. R. Structural design of high-strength austenitic stainless steel. **Thin-Walled Structures**, v. 44, n. 5, p. 517–528, 2006.
- [17] ANSYS Inc. , Academic Research APDL, 2022 R1.
- [18] ALMEIDA, S. J. C. **Análise numérica de perfis de aço formados a frio**, Dissertação. Escola de Engenharia de São Carlos, 2007.
- [19] BEER, F. P.; RUSSEL, E.; JOHNSTON, Jr. *Mechanics of Materials*, New York: McGraw-Hill, 2012.
- [20] WANG, J. et al. Material properties and compressive local buckling response of high strength steel square and rectangular hollow sections. **Engineering Structures**, v. 130, p. 297–315, 2017..
- [21] KARREN, K. W. Corner proprieties of cod-formed steel shapes. **J Struct Eng ASCE**, vol. 93, nº STI, pp. 32-401, 1967.
- [22] ABDEL-RAHMAN, N.; SIVAKUMARAN K., Material proprieties models for analysis of cold-formed steel members. **J Struct Eng ASCE**, vol. 123, nº 9, pp. 1135-43, 1997.
- [23] ASHRAF, M.; GARDNER, L.; NETHERCOT, D. A. Finite element modelling of stuctural stainless cross-sections, **Thin-Walled Structures**, vol. 44, nº 10, pp. 1048-1062, 2006.
- [24] L, GARDNER.; NETHERCOT, D. Numerical modelling of stainless steel structural omponents — a consistent approach. **Journal of Structural Engineering**, vol. 130, nº 10, pp. 1586 - 601, 2004.



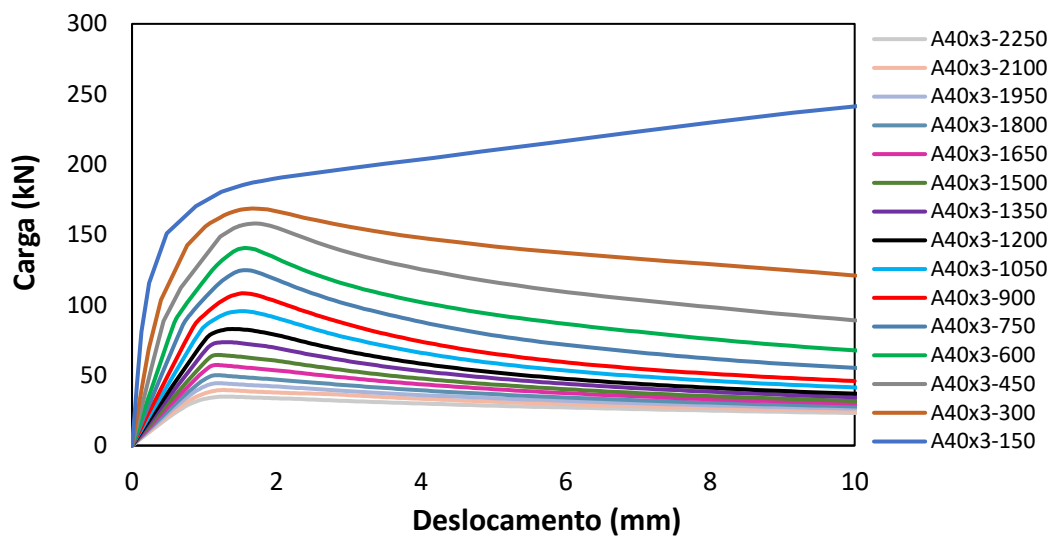
- [25] ELLOBODY, E.; YOUNG, B. Structural performance of cold-formed high strength. **Journal of Constructional Steel Research**, vol. 61, nº 12, p. 1631–49, 2005.
- [26] JANDERA, M.; GARDNER, L.; MACHACEK, J. Residual stresses in cold-rolled stainless steel hollow sections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 64, n. 11, p. 1255–1263, 2008
- [27] CRUISE, R. B.; GARDNER, L. Residual stress analysis of structural stainless steel sections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 64, n. 3, p. 352–366, 2008.
- [28] ALMEIDA, S. J. C.; NETO, J. M. Análise numérica de perfis de aço formados a frio comprimidos considerando imperfeições geométricas iniciais. *Cadernos de Engenharia de Estruturas*, São Carlos: Cadernos de Estruturas, 2009.
- [29] DAWSON, R. G. Post-buckling of geometrically imperfect plates," **J Struct Div**, pp. 75-94, 1972.
- [30] LI, Y.; LI, Y.; SONG, Y.; SHEN, Z .In-plane behavior of cold-formed thinwalled beam-columns with lipped channel section. **Thin-Walled Structures**, vol. 105, pp. 1-15, 2016.
- [31] Eurocode 10210 Part 1:2, Hot finished structural hollow sections of non - alloy and fine grain steels, 2006.
- [32] European Committee for Standardization (CEN), Eurocode 10219 Part 1:2 - Cold formed welded structural hollow sections of non - alloy and fine grain steels, 2006.
- [33] Indian stainlessSteel Development Association (ISSDA) , Stainless Steel in Architecture, Building and Construction.
- [34] International Stainless Steel Federation ( ISSF), The history of stainless steel.
- [35] European Organization for Standardization, Stainless steels - Part 1: List of stainless steels (CEN), 2005.
- [36] European Committee for Standardization (CEN), Stainless steels - Part 2: Technical delivery conditions for sheet/plate and strip of corrosion resisting steels for general purposes, 2005.
- [37] European Organisation for Standardisation (CEN), Stainless steels - Part 3: Technical delivery conditions for semifinished products, bars, rods, wire, sections and bright products, 2005.

- [38] LIU, Y.; YOUNG, B. Buckling of stainless steel square hollow section compression members. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 59, n. 2, p. 165–177, 2003.
- [39] American Iron and Steel Institut, AISI, Specifcation for the design of cold-formed steel structural members, 1996.
- [40] ASCE, Specification for the design of cold-formed stainless steel structural members, New York: American Society of Civil Engineers, 1991, pp. 8-90.
- [41] Aust/NZS, Cold-Formed stainless steel structures, Australian/New Zeland Standard, Sidney: Standards Australia, 2001.
- [42] GARDNER, L.; NETHERCOT, D. A. Experiments on stainless steel hollow sections Part 2: – Member behaviour of columns and beams. **Journal of Constructional**, v. 60, n. 9, p. 1319–1332, 2004.
- [43] GARDNER, L.; THEOFANOUS, M. Discrete and continuous treatment of local buckling in stainless steel elements. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 64, n. 11, p. 1207–1216, 2008.
- [44] GARDNER, L. **A new approach to stainless steel structural design**. PhD tese, Structures Section, Department of Civil and Environmental Engineering, Imperial College London, 2002
- [45] GARDNER, L.; ASHRAF, M. Structural design for non-linear metallic materials. **Engineering Structures**, vol. 28, pp. 926-934, 2006
- [46] ASHRAF, M.; GARDNER, L.; NETHERCOT, D. A. Structural Stainless Steel Design: Resistance Based on Deformation Capacity. **Journal of Structural Engineering**, v. 134, n. 3, p. 402–411, 2008.
- [47] ASHRAF, M.; GARDNER, L.; NETHERCOT, D. A. Resistance of stainless steel CHS columns based on cross-section deformation capacity. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 64, n. 9, p. 962–970, 2008.
- [48] SU, M-N.; Young. B.; Gardner, L. Continuous beams of aluminum alloy tubular cross sections. II: parametric study and design. **Journal of Structural Engineering**, vol. 141, 2014.
- [49] YUAN, H. X. et al. Stub column tests on stainless steel built-up sections. **ThinWalled Structures**, vol. 83, pp. 103-114, 2014.

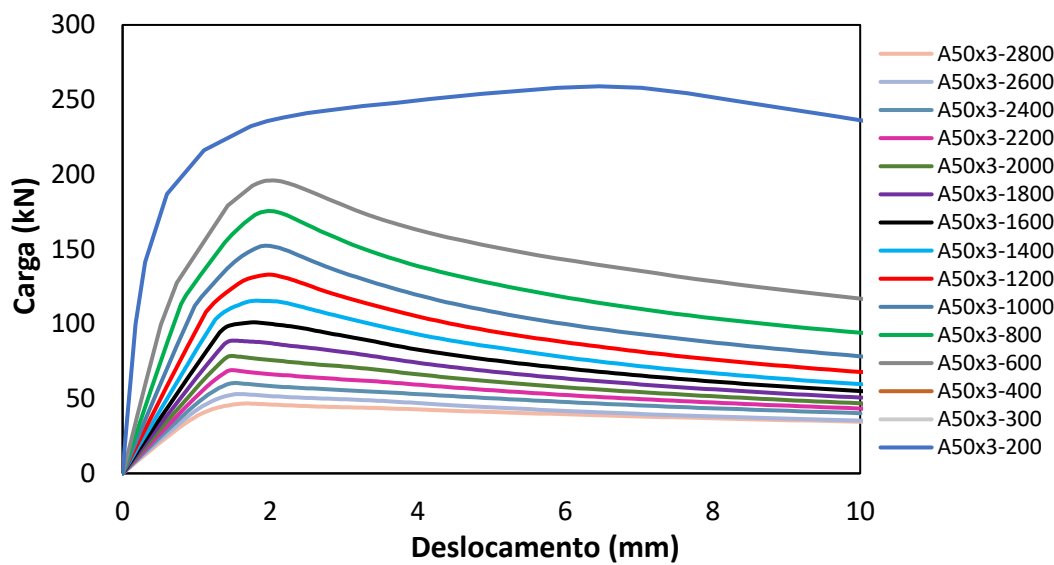
- [50] ABAQUS, Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc., Pawtucket, USA, ABAQUS/Standard user's manual volumes I-III, 2012.
- [51] AHMED, S.; ASHRAF, M.; ANWAR-US-SAADAT, M. The Continuous Strength Method for slender stainless steel cross-sections. **Thin-Walled Structures**, vol. 107, pp. 362-376, 2016.
- [52] ZHAO, O.; AFSHAN, S.; GARDNER, L. Structural response and continuous strength method design of slender stainless steel cross-sections. **Engineering Structures**, v. 140, p. 14–25, 2017.
- [53] SILVA, L. S. D.; GERVÁSIO, E. H. Manual de Dimensionamento de Estruturas Metálicas: Métodos Avançados, Coimbra: Coleção Construção Metálica e Mista, cmm Press, 2007.
- [54] GARDNER, L. Stability and design of stainless steel structures – Review and outlook, **Thin - Walled Structures**, pp. 208-2016, 2019.
- [55] AFSHAN, S.; GARDNER, L. The continuous strength method for structural stainless steel design, **Thin - Walled Structures**, pp. 42-49, 12 Fevereiro 2013.
- [56] LOPES, N. et al. Numerical modelling of the flexural buckling of axially loaded stainless steel members, Third International Conference on Steel and Composite Structures ICSCS07, Manchester, 2007.
- [57] GREINER, R.; KETTLER, M. Interaction of bending and axial compression of stainless steel members, **Journal of Constructional Steel Research**, vol. 64, pp. 1217-1224, 2008.
- [58] JANDERA, M.; SYAMSUDDIN, D. Interaction formula for stainless steel beam-columns, **7 European Conference on Steel and Composite Structures**, Napoli, 2014
- [59] Steel Design Guide. American Institute of Steel Construction, AISC, 2013

## APÊNDICE A

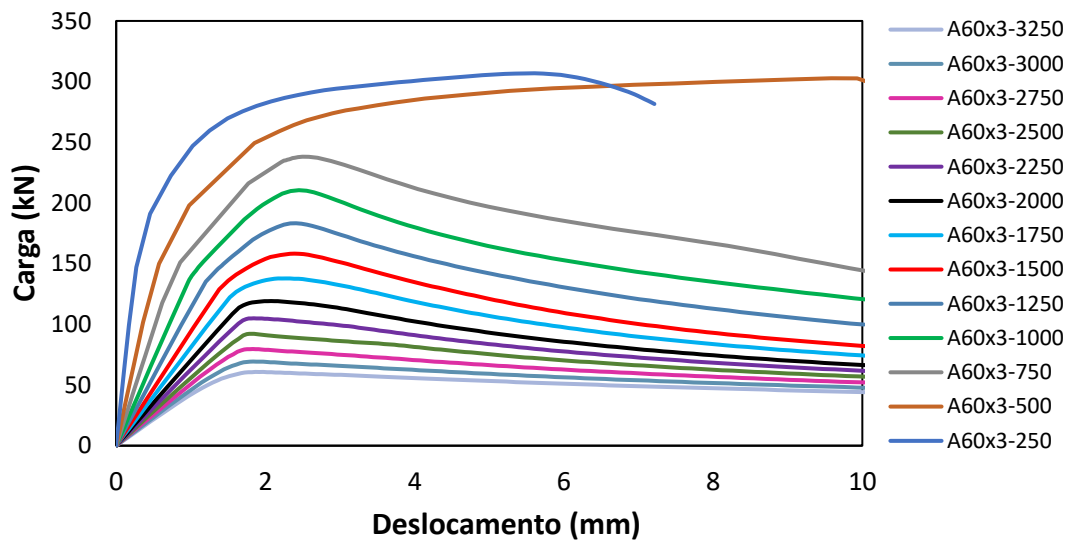
### 1. Austenítico



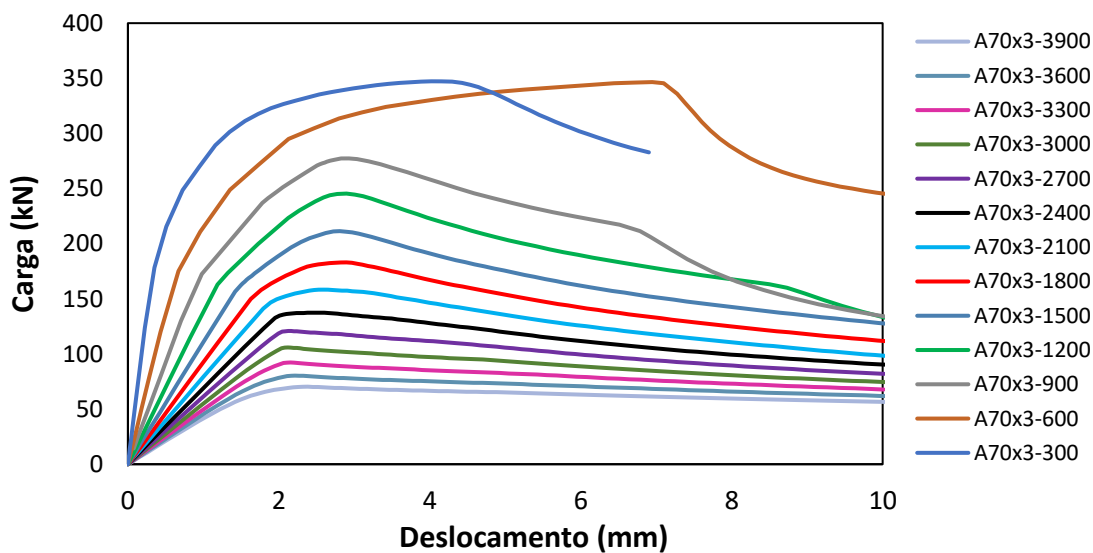
a)



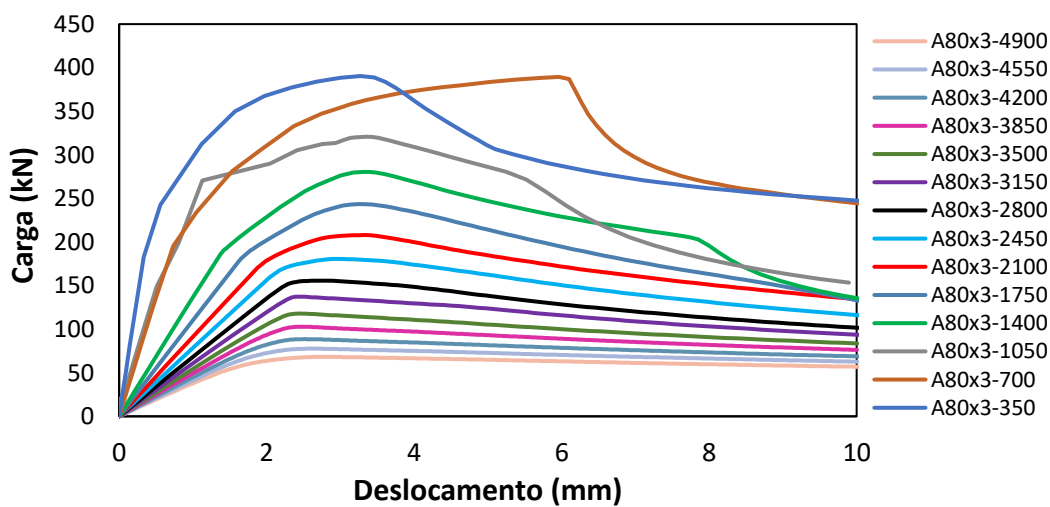
b)



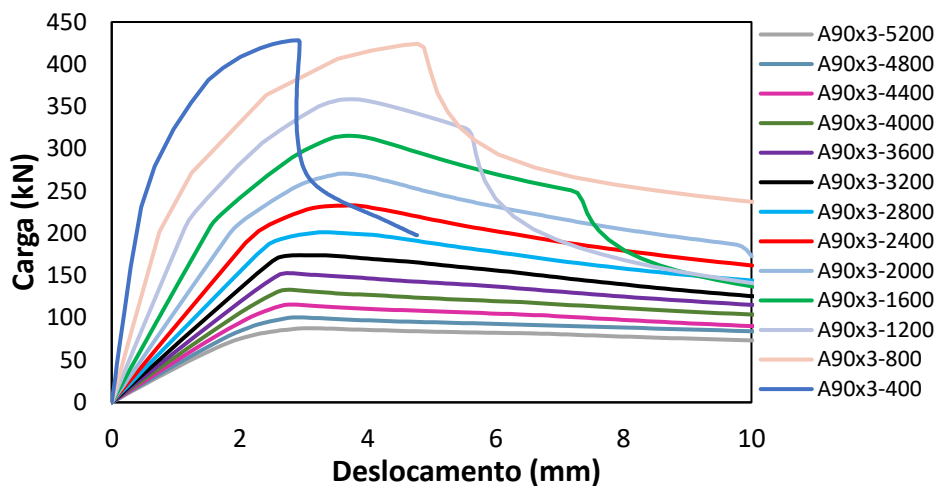
c)



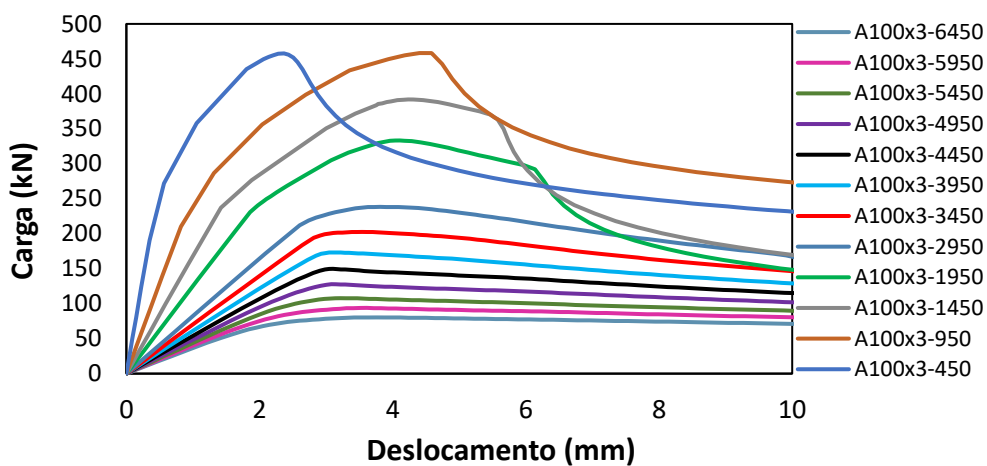
d)



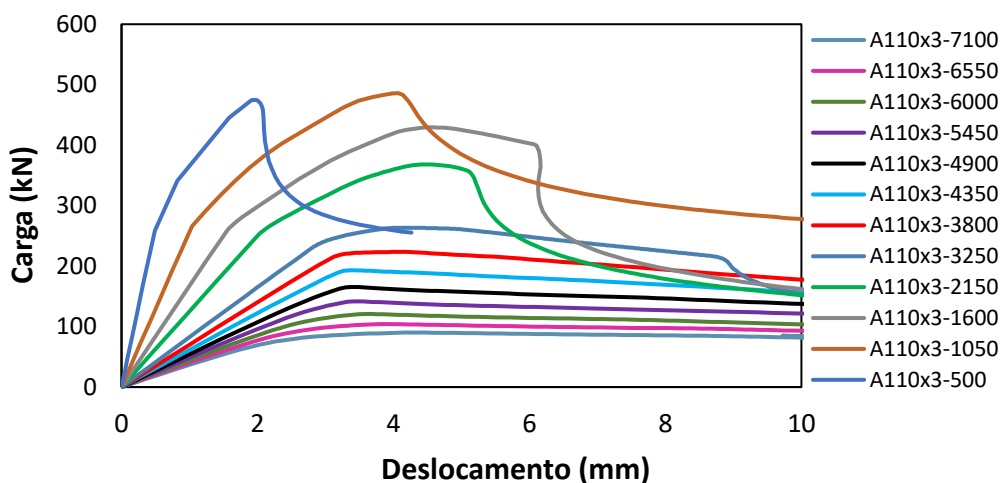
e)



f)



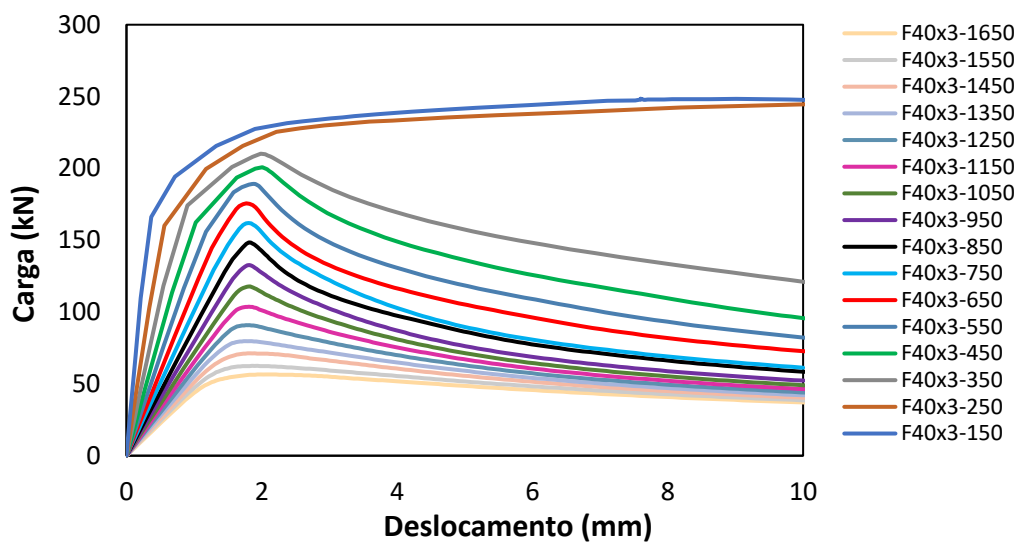
g)



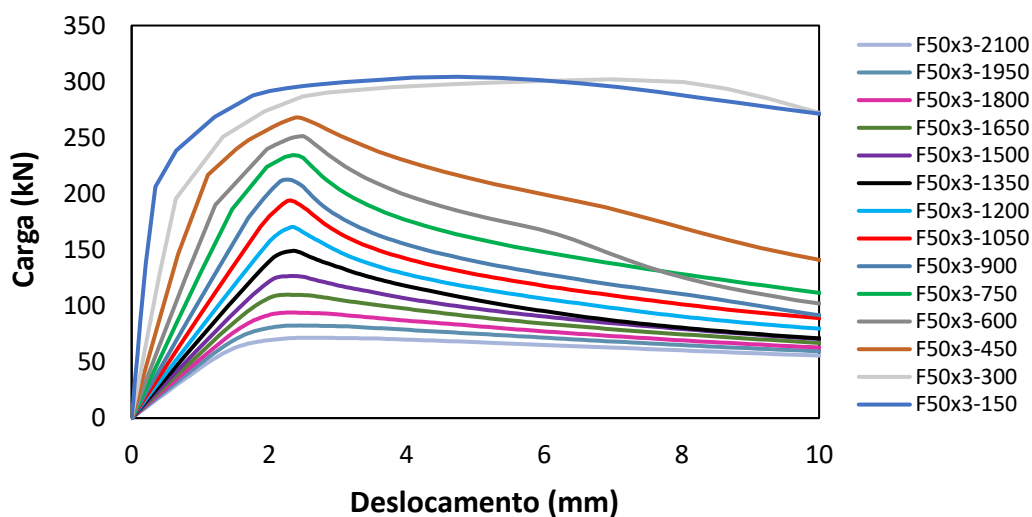
h)

Figura A. 1 – Curvas carga *versus* deslocamento vertical obtidas pelo modelo numérico: a) Perfil A40x3, b) Perfil A50x3, c) Perfil A60x3, d) Perfil A70x3, e) Perfil A80x3, f) Perfil A90x3, g) Perfil A100x3 e h) Perfil A110x3

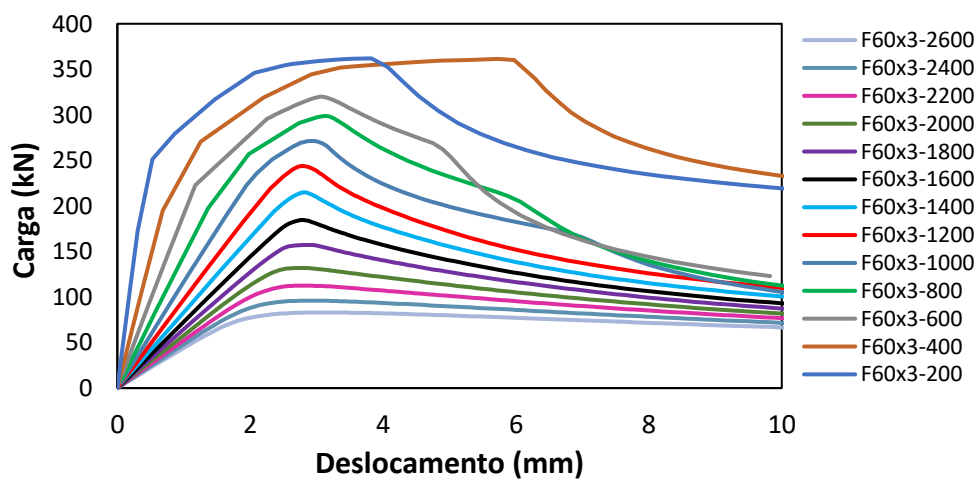
## 2. Ferrítico



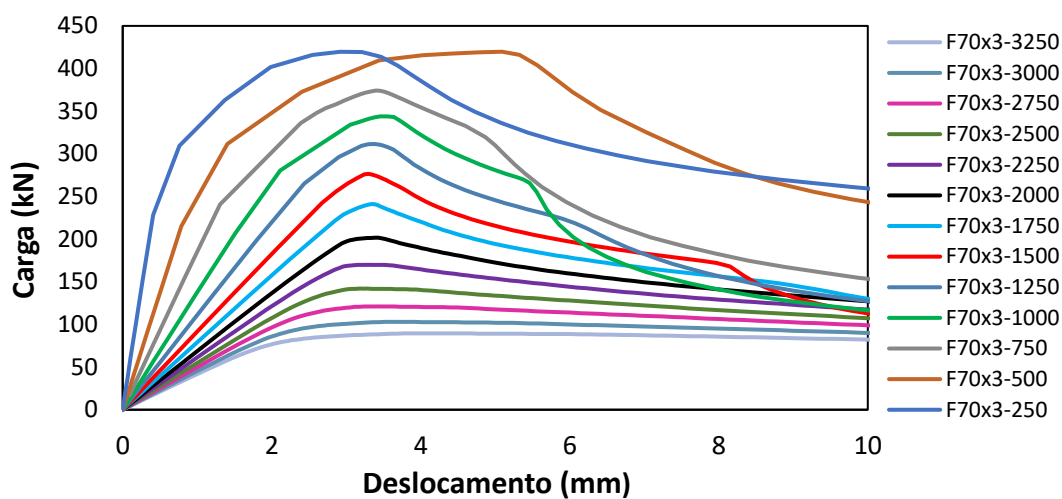
a)



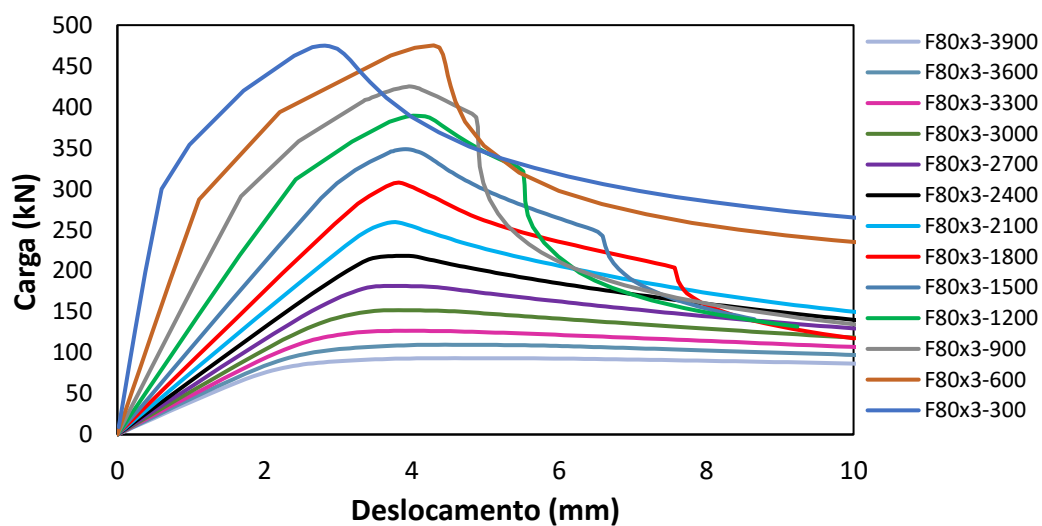
b)



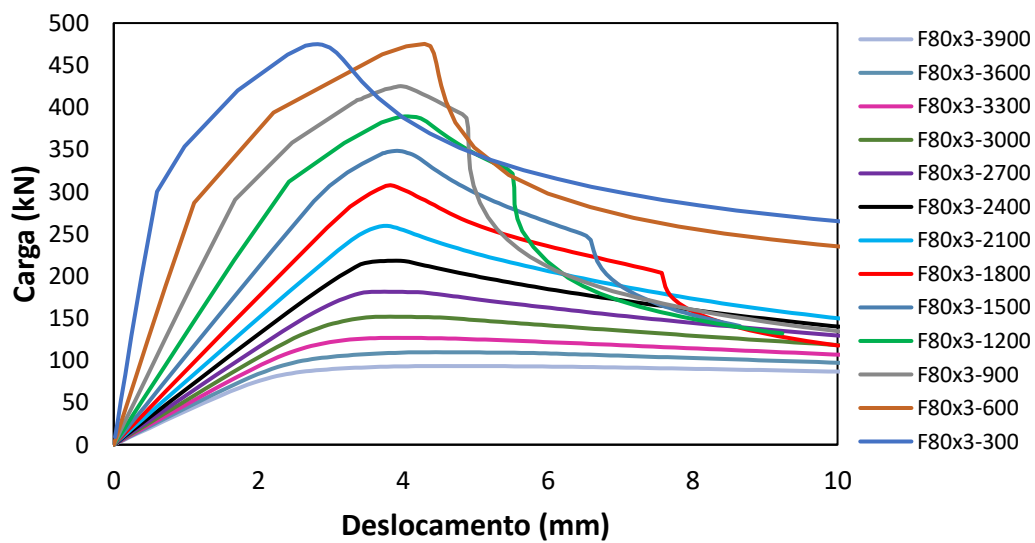
c)



d)

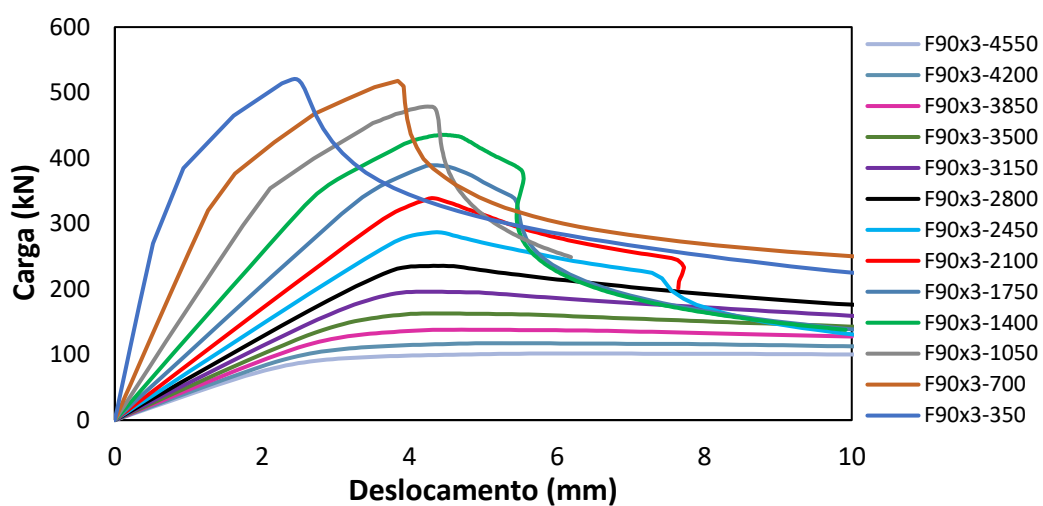


e)



f)

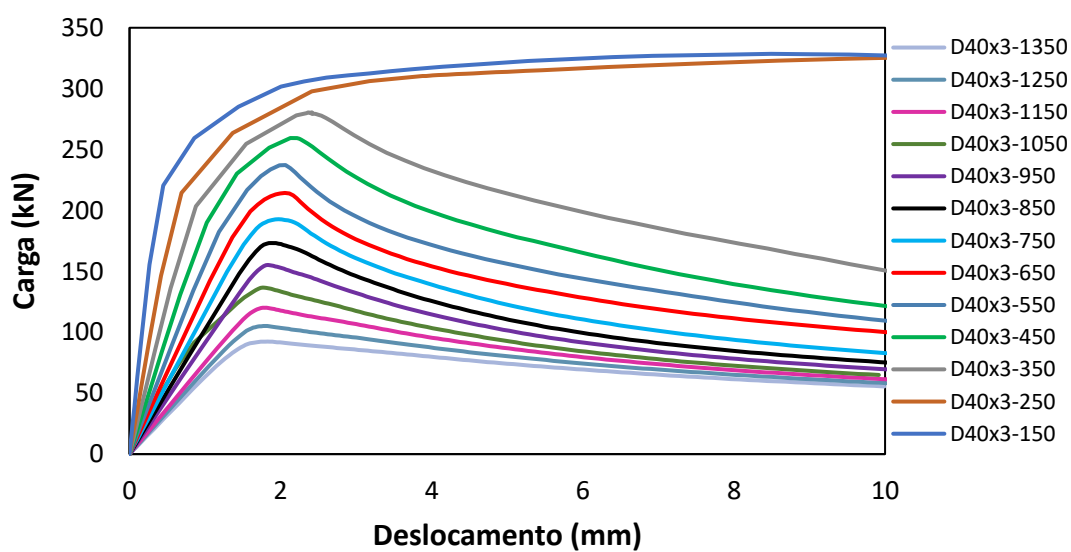




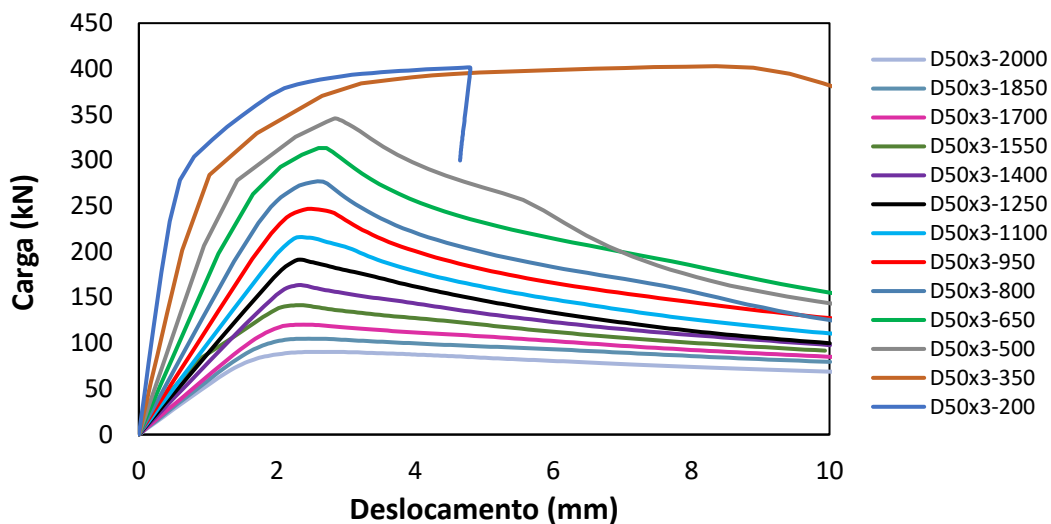
g)

Figura A. 2 – Curvas carga *versus* deslocamento vertical obtidas pelo modelo numérico: a) Perfil F40x3, b) Perfil F50x3, c) Perfil F60x3, d) Perfil F70x3, e) Perfil F80x3 e f) Perfil F90x3

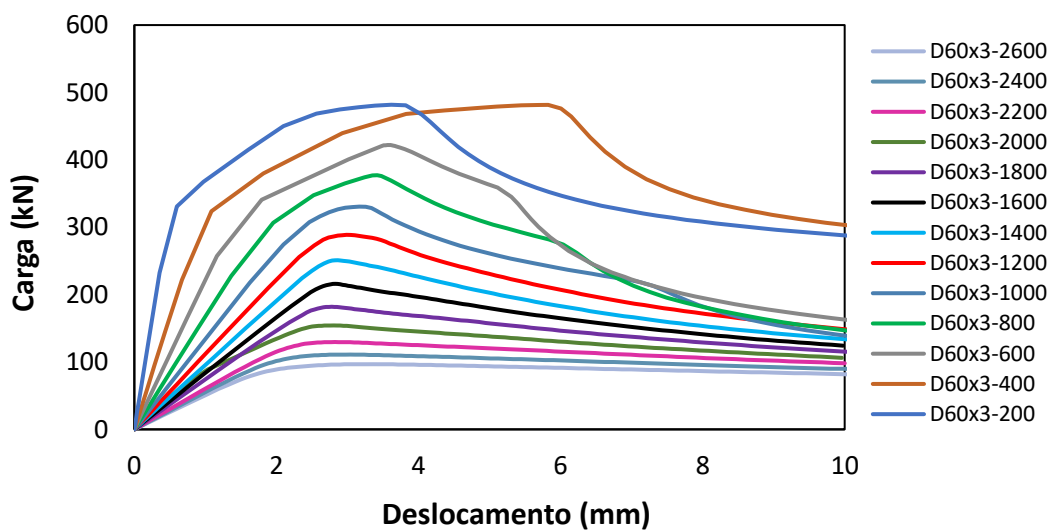
### 3. Duplex



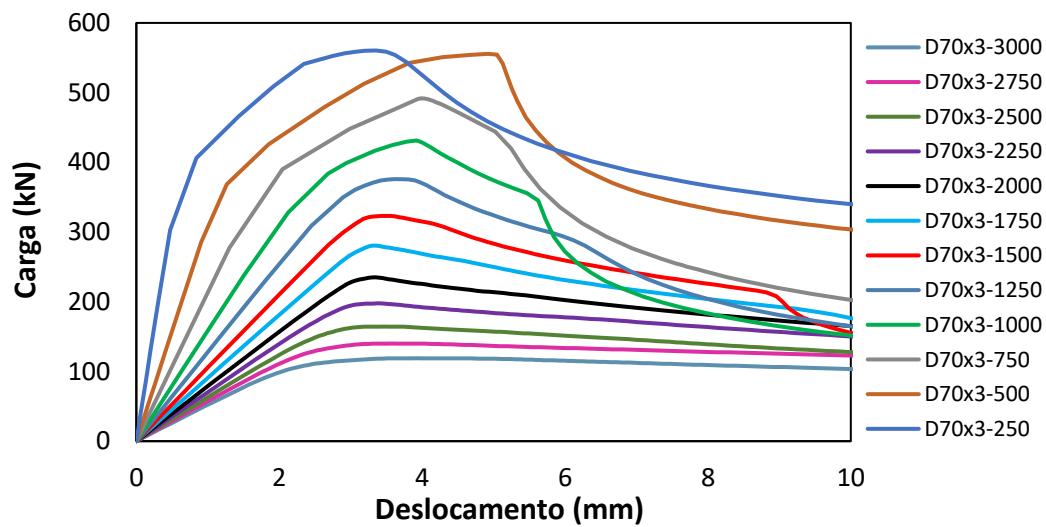
a)



b)



c)



d)

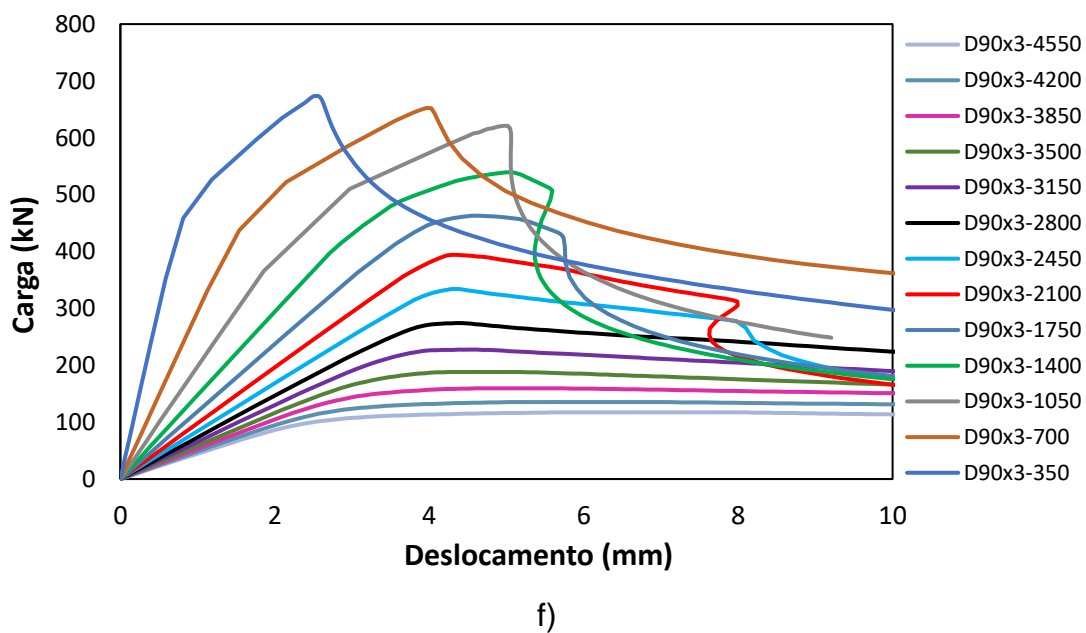
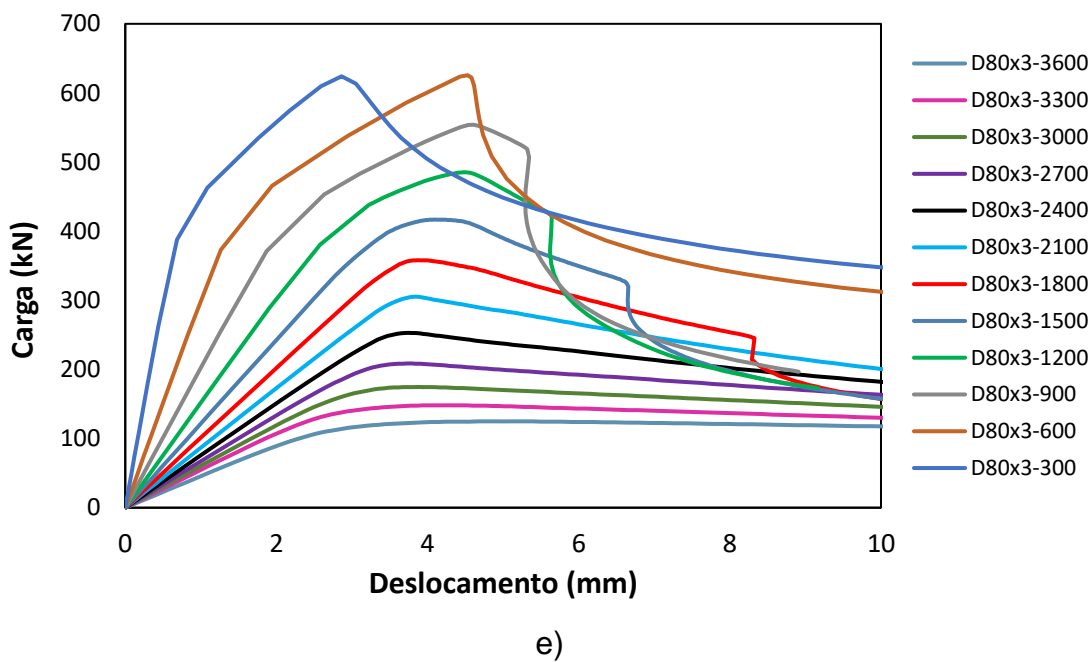
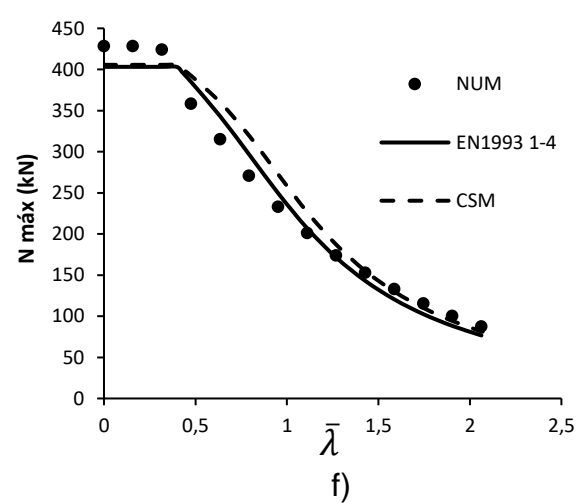
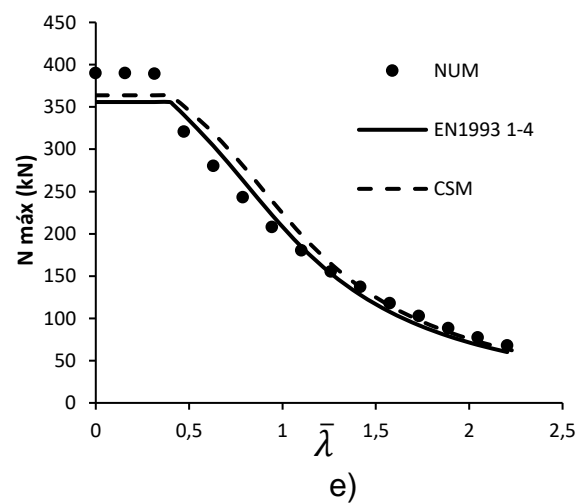
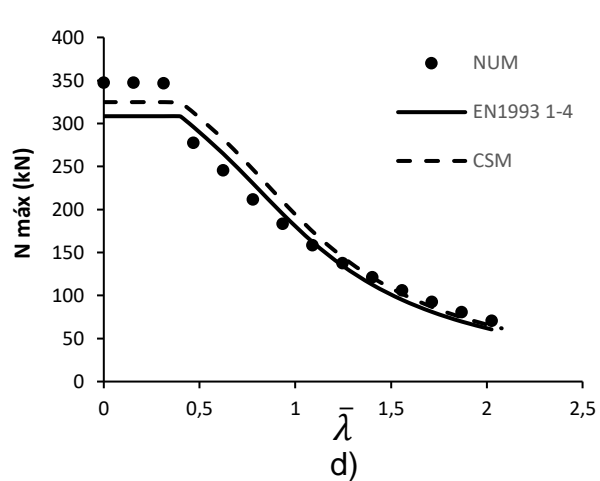
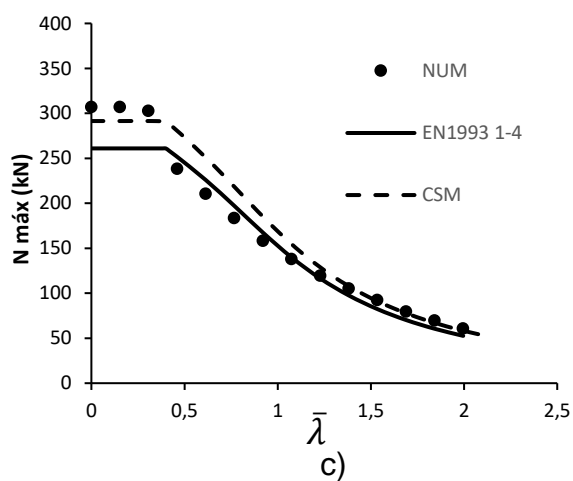
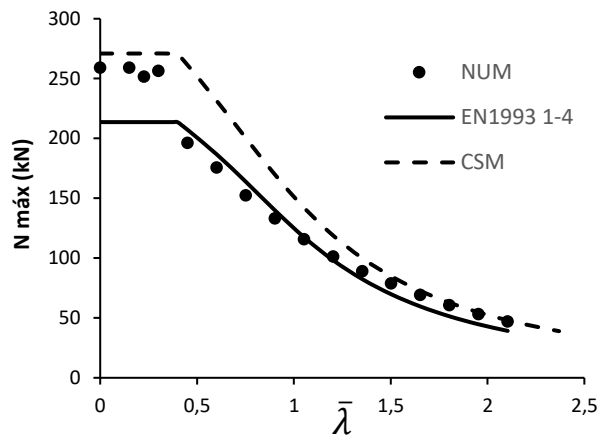
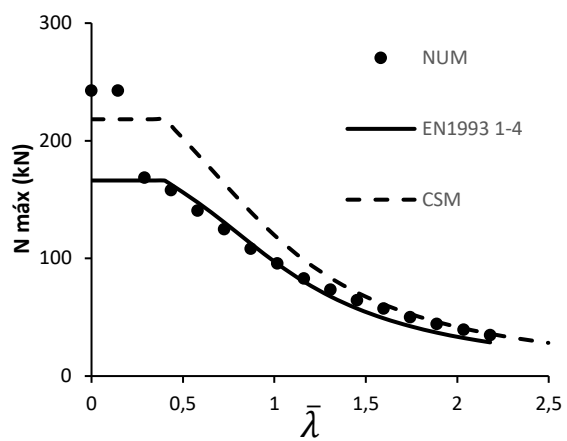
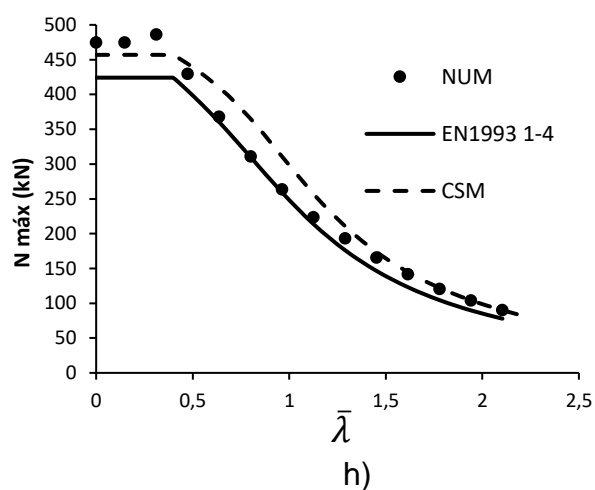
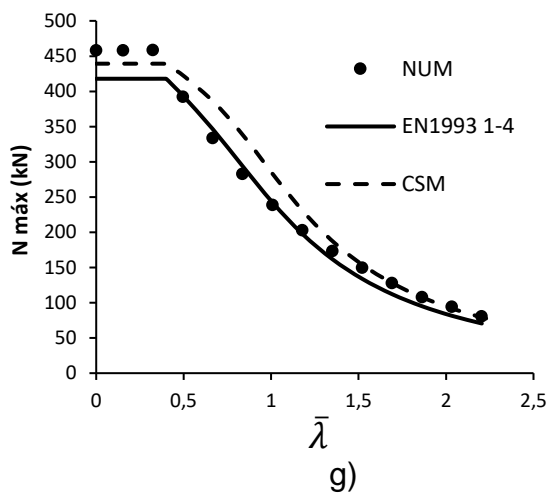


Figura A. 3 – Curvas carga versus deslocamento vertical obtidas pelo modelo numérico: a) Perfil D40x3, b) Perfil D50x3, c) Perfil D60x3, d) Perfil D70x3, e) Perfil D80x3 e f) Perfil D90x3

## APÊNDICE B

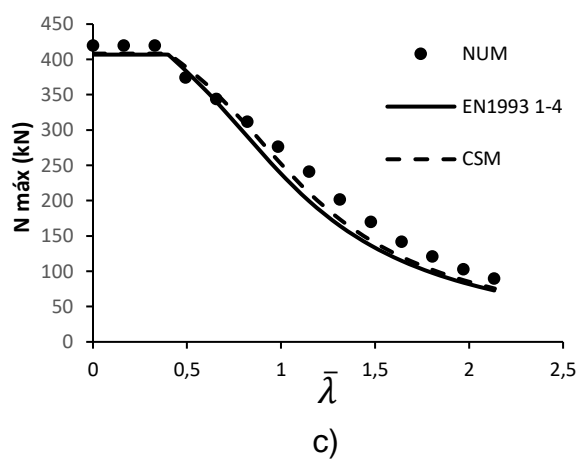
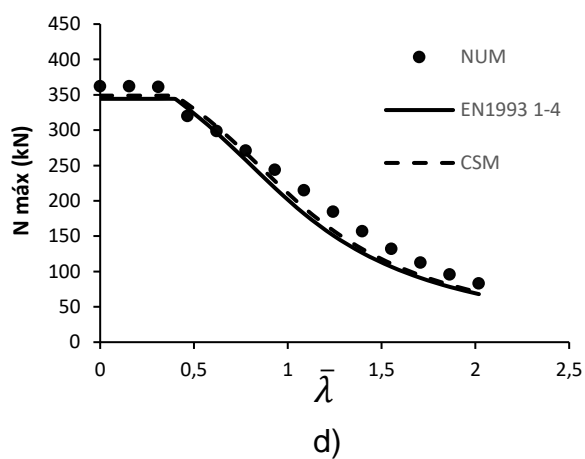
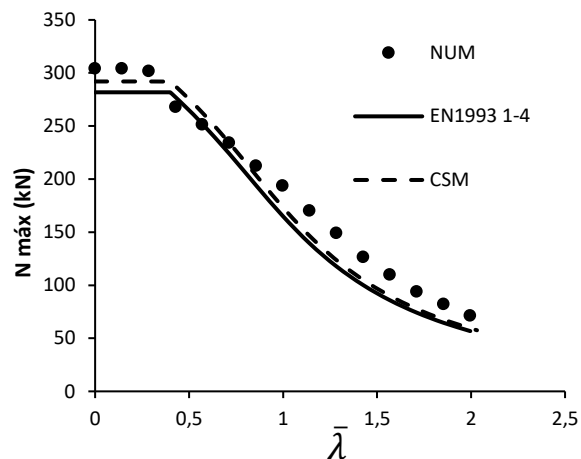
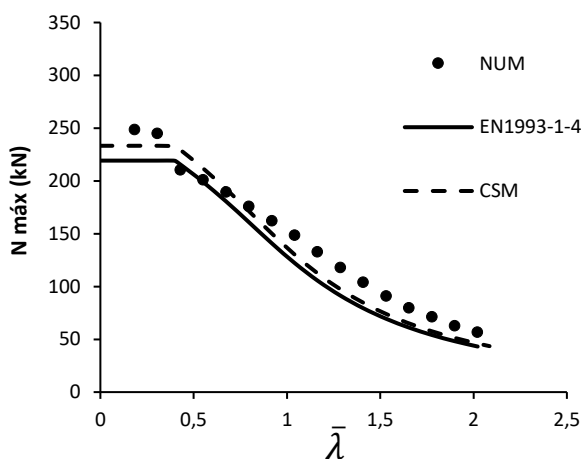
### 1. Austenítico

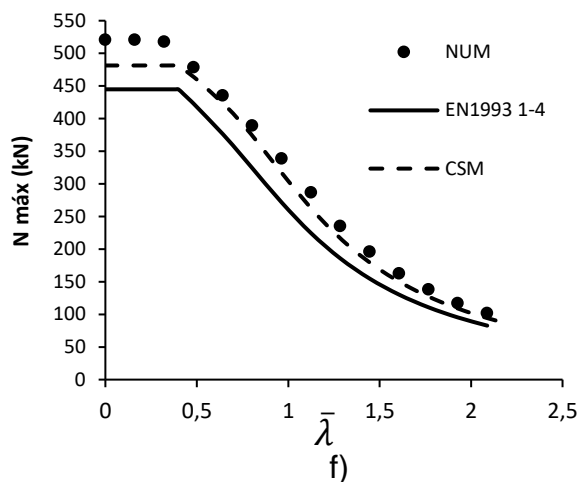
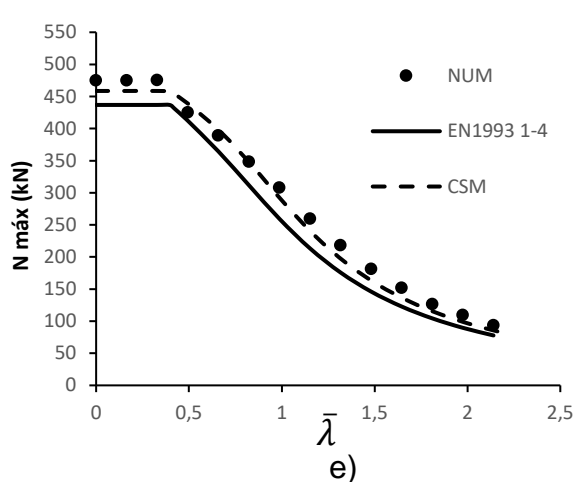




B. 1 – Comparação entre o modelo numérico, EN1993-1-4 [4] e CSM [11]: a) Perfil A40x3, b) Perfil A50x3, c) Perfil A60x3, d) Perfil A70x3, e) Perfil A80x3 ; f) Perfil A90x3; g) Perfil A100x3; h) Perfil A110x3

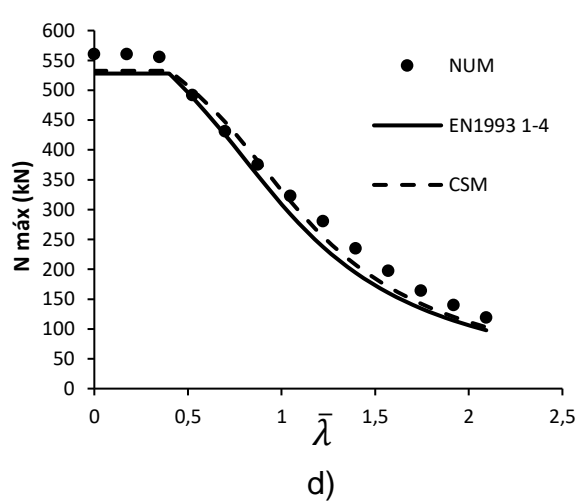
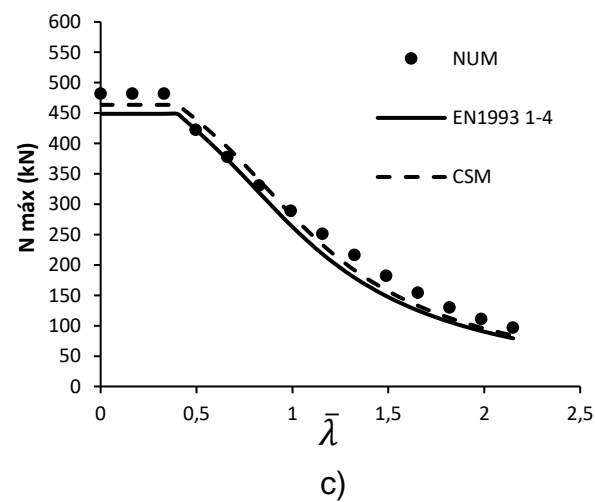
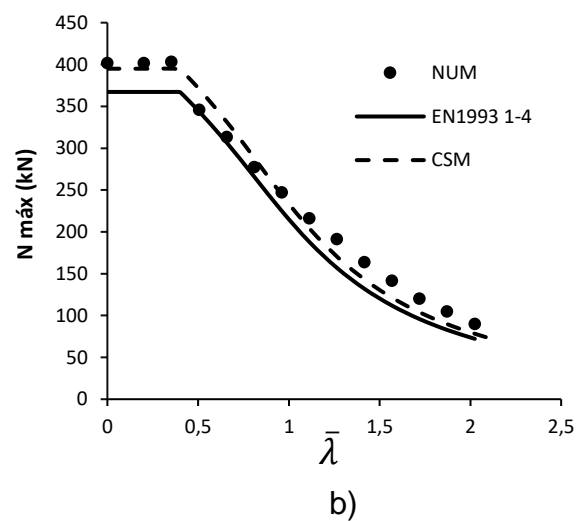
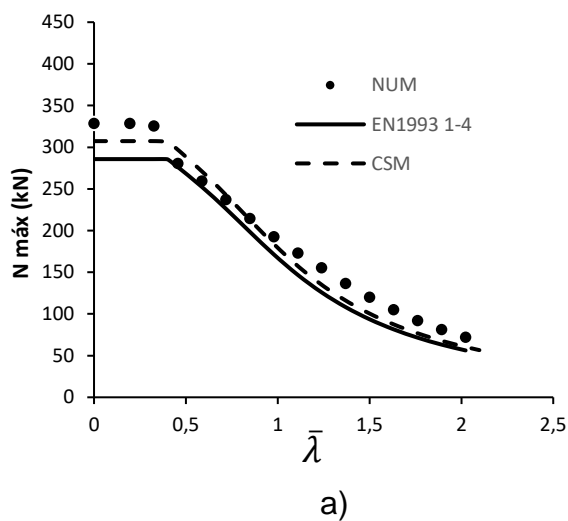
## 2. Ferrítico

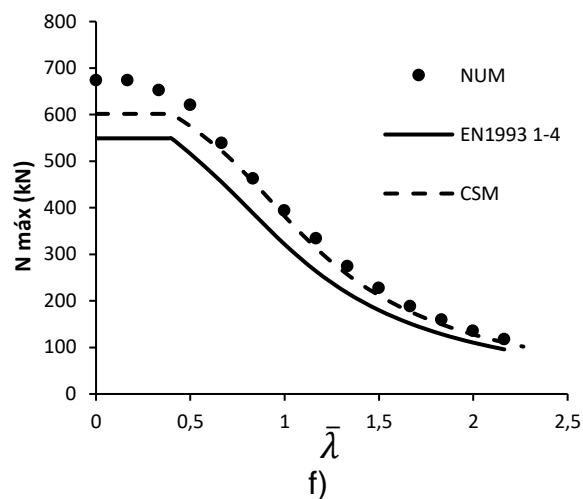
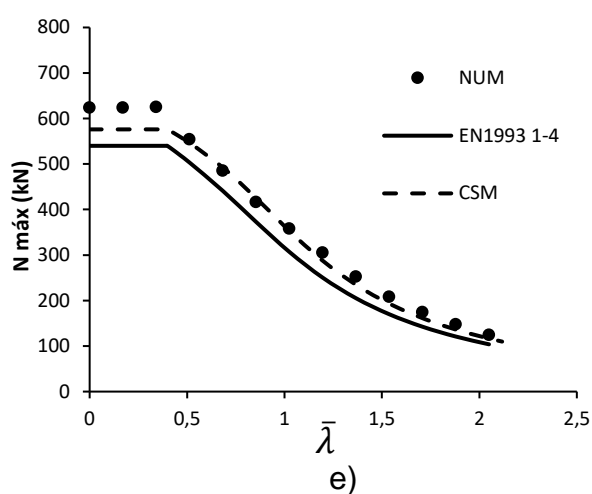




B. 2 – Comparação entre o modelo numérico, EN1993-1-4 [4] e CSM [11]: a) Perfil F40x3, b) Perfil F50x3, c) Perfil F60x3, d) Perfil F70x3, e) Perfil F80x3 e f) Perfil F90x3

### 3. Duplex





B. 3 – Comparação entre o modelo numérico, EN1993-1-4 [4] e CSM [11]: a) Perfil D40x3, b) Perfil D50x3, c) Perfil D60x3, d) Perfil D70x3, e) Perfil D80x3 e f) Perfil D90x3