



Universidade do Estado do Rio de Janeiro

Centro de Tecnologia e Ciências

Faculdade de Engenharia

Matheus Carvalheda Germano

**Avaliação de cantoneiras em aço inoxidável submetidas à
compressão axial**

Rio de Janeiro

2020

Matheus Carvalheda Germano

Avaliação de cantoneiras em aço inoxidável submetidas à compressão axial



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

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

Rio de Janeiro

2020

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

G373 Germano, Matheus Carvalheda.
Avaliação de cantoneiras em aço inoxidável submetidas à compressão axial / Matheus Carvalheda Germano. – 2020.
160f.

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

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

1. Engenharia civil - Teses. 2. Aço inoxidável - Teses. 3. Aço - Estruturas - Teses. 4. Resistência de materiais - Teses. 5. Flexão (Engenharia civil) - Teses. I. Silva, André Tenchini da. II. Lima, Luciano Rodrigues Ornelas de. III. Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Faculdade de Engenharia. IV. Título.

CDU 624.014.2

Bibliotecária: Júlia Vieira – CRB7/6022

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

Assinatura

Data

Matheus Carvalheda Germano

Avaliação de cantoneiras em aço inoxidável submetidas à compressão axial

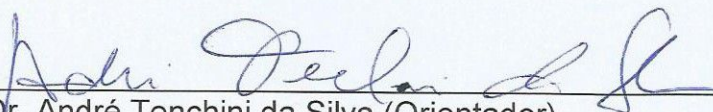
Dissertação apresentada, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre, ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, da Universidade do Estado do Rio de Janeiro. Área de concentração: Estruturas.

Aprovado em: 19 de fevereiro de 2020.

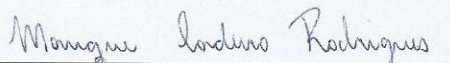
Banca Examinadora:



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



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



Prof.ª Dr.ª Monique Cordeiro Rodrigues
Faculdade de Engenharia – UERJ



Prof. Dr. Daniel Carlos Taissum Cardoso
Departamento de Engenharia Civil – PUC-RIO

Rio de Janeiro

2020

AGRADECIMENTOS

Aos meus orientadores, André Tenchini e Luciano Lima, pela atenção, paciência, conhecimentos transmitidos e, principalmente, pela preocupação e compreensão dedicada a mim ao longo da confecção deste trabalho. Apesar de passar por uma fase mais conturbada que atrapalhou nosso calendário inicial, fiquei muito feliz por poder continuar contando com a confiança e o apoio de vocês.

Aos professores Pedro Vellasco e Monique Cordeiro, que, apesar de não serem meus orientadores, sempre estiveram disponíveis e foram solícitos em todas as ocasiões em que precisei de ajuda ou de uma visão diferente sobre meu trabalho.

À minha mãe e eterna inspiração, Katia Carvalheda, pelo amor, carinho, atenção, cuidado e pela luta a que se submeteu durante anos para ver meus sonhos realizados. É um imenso prazer de poder compartilhar mais essa vitória com você.

À minha avó, Arlete Carvalheda, por todo o cuidado e paciência que me dedicou desde que nasci. Obrigado por acreditar em meus sonhos e por se manter forte mesmo diante de tantas adversidades. Você é um orgulho para mim.

Ao meu avô, Nilton Carvalheda, e à minha bisavó, Laura Carvalheda, que, apesar de não estarem presentes no plano físico, deixaram sua marca e seus ideais carimbados em meu caráter. Jamais poderei retribuir tamanho carinho e confiança.

Ao meu melhor amigo, William Ferreira, pelos conselhos, pela confiança e por todo o afeto que emana de você há tantos anos. Tenha certeza de que essa caminhada toda se tornou muito mais fácil tendo você por perto.

Aos meus amigos do PGECIV, em especial Ana Waldila, Augusto Cezar, Fernando Sarquis, Karina Mota, Keila Letícia e Tatiana Correia, pelo apoio e disponibilidade. Em meio a todo o caos que assolou nosso ambiente acadêmico, construímos uma relação verdadeira e saudável, que quero levar para toda a vida.

Aos meus amigos Josy Lee, Luane Marques, Rafael Falcão e Rayane Marques. Vocês foram essenciais nesses últimos momentos mais difíceis. Obrigado por não me deixarem desistir mesmo diante das adversidades. Sou muito grato por ter conhecido pessoas tão incríveis e por ter vivido momentos tão maravilhosos ao lado de cada um.

A CAPES, pelo apoio financeiro concedido por meio da bolsa de estudos.

Há verdadeiramente duas coisas diferentes: saber e crer que se sabe. A ciência consiste em saber; em crer que se sabe reside a ignorância.

Hipócrates

RESUMO

GERMANO, Matheus Carvalheda. *Avaliação de cantoneiras em aço inoxidável submetidas à compressão axial*. 2020. 160f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2020.

O aço inoxidável vem sendo cada vez mais aplicado na construção civil por conta de suas características de resistência mecânica, resistência à corrosão e durabilidade, além do seu grande apelo estético e sustentável. Contudo, as normas vigentes para esse material são obtidas por analogias com o comportamento do aço carbono, e não diferenciam as diversas modalidades de aço inoxidável existentes. Essa dissertação apresenta uma análise numérica de cantoneiras de abas iguais laminadas a quente submetidas à compressão axial, considerando os aços austenítico, duplex e ferrítico. Essa escolha foi feita porque as colunas com seção em cantoneira podem desenvolver flambagem por flexão na menor inércia ou flambagem por flexo-torção, fenômeno que mescla dois modos de flambagem puros (torção e flexão na maior inércia). Na análise numérica, foram consideradas curvas de caracterização obtidas experimentalmente em outros trabalhos, e a calibração foi feita por meio da introdução de imperfeições geométricas ao modelo, buscando obter valores condizentes com ensaios já realizados. Na sequência, o programa de análise foi expandido e considerou 31 seções comerciais. Ao comparar os resultados da análise numérica com as prescrições normativas, concluiu-se que os procedimentos vigentes, em geral, subestimavam as resistências de cantoneiras em aços austenítico e duplex, mas superestimavam a resistência das seções em aço ferrítico. Por essa razão, foram propostas alternativas de dimensionamento para cada tipo de aço inoxidável, considerando os dois modos de flambagem pertinentes. A proposta sugerida apresentou resultados muito próximos dos obtidos nos modelos numéricos e corrigiu alguns problemas que as formulações vigentes apresentavam, tanto para a flambagem por flexão quanto para a flambagem por flexo-torção.

Palavras-chave: Aço inoxidável; Análise numérica; Cantoneiras de abas iguais; Flambagem por flexão; Flambagem por flexo-torção; Resistência à compressão.

ABSTRACT

GERMANO, Matheus Carvalheda. *Evaluation of stainless steel angles subjected to axial compression*. 2020. 160f. Dissertation (MSc in Civil Engineering) - Faculty of Engineering, State University of Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2020.

The stainless steel has been increasingly used in civil construction due to its characteristics of strength, corrosion resistance and durability, as well as its aesthetic and sustainable appeal. However, the current standards for this material were obtained by analogies with the behaviour of carbon steel, and do not usually differentiate among the various types of stainless steel. This study presents an extensive numerical analysis of hot-rolled equal-leg angles subjected to axial compression, adopting austenitic, duplex and ferritic steels. This choice was made because the equal-leg angle columns can develop flexural minor-axis buckling or flexural-torsional buckling, a phenomenon that mixes two pure buckling modes (torsional and flexural major-axis). In the numerical analysis, characterization curves obtained experimentally in other studies were adopted, and the calibration was materialized by the introduction of imperfections to the model, seeking to obtain consistent values, based in tests already performed. Subsequently, the analysis program was expanded to include 31 commercial sections. By comparing the results of the numerical analysis to the normative prescriptions, it was concluded that the current procedures, in general, underestimate the strengths of austenitic and duplex steels but overestimate the strength of ferritic steel. Therefore, some changes were proposed for each type of stainless steel, considering the two buckling modes that could happen. This proposal achieved very accurate results, close to the ones obtained in the numerical analysis, and corrected some problems of the current standards, both for flexural buckling and flexural-torsional buckling.

Keywords: Stainless steel; Numerical analysis; Equal-leg angles; Flexural buckling; Flexural-torsional buckling; Compression resistance.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Gateway Arch, EUA [1]	24
Figura 2 - Estação de tratamento e dessalinização de águas de Thames, Inglaterra [1]	25
Figura 3 - Ponte Helix, Singapura [2]	26
Figura 4 - Chrysler Building, EUA [3]	26
Figura 5 - Aplicação mundial de aço inoxidável por setores no ano de 2017 [4]	27
Figura 6 - Produção mundial de aço inoxidável por regiões no ano de 2017 [4]	27
Figura 7 - Comparação de custos de torres de transmissão em aço carbono e em aço inoxidável austenítico [5]	28
Figura 8 - Seções compostas de duas cantoneiras [6]	29
Figura 9 - Eixos principais de inércia e pontos notáveis das cantoneiras	30
Figura 10 - Preço global médio dos aços carbono e austenítico [10]	36
Figura 11 - Tensão de escoamento a altas temperaturas [11]	37
Figura 12 - Módulo de elasticidade a altas temperaturas [11]	38
Figura 13 - Representação esquemática da austenita e ferrita [12], [13]	41
Figura 14 - Curvas tensão-deformação típicas para os aços inoxidáveis e para o aço carbono S355, considerando deformações de 0 a 0,75% [8]	42
Figura 15 - Curvas tensão-deformação típicas para os aços inoxidáveis e para o aço carbono S355, considerando todo o espectro de tensões e deformações [8]	43
Figura 16 - Curvas tensão-deformação de tração e compressão paralela às fibras [14]	44
Figura 17 - Tensão aos 0,2% [8]	45
Figura 18 - Representação das tensões padrão a 0,70E e 0,85E preconizadas pela proposta original de Ramberg e Osgood [16]	47
Figura 19 - Análise de precisão da curva de Ramberg e Osgood modificada por Hill	49
Figura 20 - Modelo típico da curva de caracterização do aço inoxidável [8]	51

Figura 21 - Configurações de deformação associadas aos modos de flambagem [19]	53
Figura 22 - Carga de flambagem-comprimento para cantoneiras de abas iguais [19]	54
Figura 23 - Coeficientes de participação para cantoneiras de abas iguais [19]	54
Figura 24 - Configurações deformadas das cantoneiras de abas iguais [19]	55
Figura 25 - Tensão crítica-comprimento para cantoneiras de abas iguais e desiguais [19]	55
Figura 26 - Coeficientes de participação para cantoneiras de abas desiguais [19]	56
Figura 27 - Tensão crítica-esbeltez para cantoneiras com $b/t = 7,5$ [21]	57
Figura 28 - Tensão crítica-esbeltez para cantoneiras com $b/t = 12,5$ [21]	58
Figura 29 - Tensão crítica-esbeltez para cantoneiras com $b/t = 17,5$ [21]	58
Figura 30 - Esquema das configurações indeformada e deformada das cantoneiras [26]	60
Figura 31 - Comparação entre resultados numéricos e experimentais e as prescrições do Eurocode [26]	61
Figura 32 - Flambagem por flexão em cantoneiras, em torno do eixo de menor inércia	64
Figura 33 - Comprimentos efetivos de flambagem ($L_e = kL$) [27]	65
Figura 34 - Flambagem por torção em cantoneiras	66
Figura 35 - Flambagem por flexo-torção em cantoneiras	69
Figura 36 - Flambagem de uma placa de comprimento infinito simplesmente apoiada [29]	70
Figura 37 - Condições de contorno da aba de uma cantoneira [29]	71
Figura 38 - Curvas momento-rotação típicas para as diferentes classes de seções [32]	72
Figura 39 - Curvas de flambagem do Eurocode 3, Parte 1.4 [15]	76
Figura 40 - Esquema dos ensaios de Sirqueira [25]	84
Figura 41 - Discretização das cantoneiras: (a) transversal, (b) longitudinal para a situação engaste-engaste e (c) longitudinal para a situação engaste-apoio [35]	86

Figura 42 - Curva de assinatura da cantoneira L 64 x 64 x 4,76 para condição de contorno engaste-engaste [35]	87
Figura 43 - Curva de assinatura da cantoneira L 64 x 64 x 4,76 para condição de contorno engaste-apoio [35]	87
Figura 44 - Gráfico de participação da cantoneira L 64 x 64 x 4,76 para condição de contorno engaste-engaste [35]	89
Figura 45 - Gráfico de participação da cantoneira L 64 x 64 x 4,76 para condição de contorno engaste-apoio [35]	89
Figura 46 - Detalhe dos vínculos rígidos das seções de extremidade do modelo	90
Figura 47 - Perspectiva do modelo e detalhe da malha	90
Figura 48 - Elemento SOLID185 [7], nas configurações (a) convencional, (b) distorcida prismática, (c) distorcida tetraédrica, (d) distorcida piramidal	91
Figura 49 - Curvas de caracterização dos aços inoxidáveis, após aplicação do processo de Ramberg e Osgood modificado, segundo prescrições do Eurocode 3, Parte 1.4 [15]	92
Figura 50 - Modos relevantes da análise de flambagem elástica [7]	94
Figura 51 - Sistema global de coordenadas e eixos principais das cantoneiras	95
Figura 52 - Representação das imperfeições adotadas para a flambagem por flexão	95
Figura 53 - Representação das imperfeições adotadas para a flambagem por flexo-torção	96
Figura 54 - Comparação entre deslocamentos laterais (Modelo E64-03)	98
Figura 55 - Comparação entre deslocamentos laterais (Modelo E64-04)	99
Figura 56 - Desenvolvimento típico da flambagem por flexão	104
Figura 57 - Desenvolvimento típico da flambagem por flexo-torção	105
Figura 58 - Aço austenítico - resultados (séries A08, A09, A10, A16, A17, A23, A27 e A28)	106
Figura 59 - Aço austenítico - resultados (séries A01, A02, A11, A18, A24 e A29) ...	107
Figura 60 - Aço austenítico - resultados (séries A03, A04, A12, A19, A25 e A30) ...	107
Figura 61 - Aço austenítico - resultados (séries A05, A13, A20, A26 e A31)	108

Figura 62 - Aço austenítico - resultados (séries A06, A07, A14, A15, A21 e A22) ...	108
Figura 63 - Relação entre os coeficientes de redução do Eurocode 3, Parte 1.4 [15] e os resultados numéricos, para a flambagem por flexão do aço austenítico	109
Figura 64 - Razão entre os resultados numéricos e os resultados do Eurocode 3, Parte 1.4 [15] ao longo das esbeltezes, para a flambagem por flexão do aço austenítico	109
Figura 65 - Relação entre os coeficientes de redução obtidos a partir do AISC Steel Design Guide 27 [1] e os resultados numéricos, para a flambagem por flexão do aço austenítico	110
Figura 66 - Razão entre os resultados numéricos e os resultados do AISC Steel Design Guide 27 [1] ao longo das esbeltezes, para a flambagem por flexão do aço austenítico	110
Figura 67 - Relação entre os coeficientes de redução obtidos a partir do SEI/ASCE 8-02 [23] e os resultados numéricos, para a flambagem por flexão do aço austenítico	111
Figura 68 - Razão entre os resultados numéricos e os resultados do SEI/ASCE 8-02 [23] ao longo das esbeltezes, para a flambagem por flexão do aço austenítico	111
Figura 69 - Relação entre os coeficientes de redução obtidos a partir do AS/NZS 4673 [22] e os resultados numéricos, para a flambagem por flexão do aço austenítico ...	112
Figura 70 - Razão entre os resultados numéricos e os resultados do AS/NZS 4673 [22] ao longo das esbeltezes, para a flambagem por flexão do aço austenítico	112
Figura 71 - Aço austenítico - resultados para a flexo-torção	113
Figura 72 - Relação entre os coeficientes de redução normativos e os resultados numéricos para a flexo-torção no aço austenítico	114
Figura 73 - Razão resultados numéricos/resultados normativos ao longo das esbeltezes para a flexo-torção no aço austenítico	114
Figura 74 - Aço duplex - resultados (séries D08, D09, D10, D16, D17, D23, D27 e D28)	115
Figura 75 - Aço duplex - resultados (séries D01, D02, D11, D18, D24 e D29)	116
Figura 76 - Aço duplex - resultados (séries D03, D04, D12, D19, D25 e D30)	116
Figura 77 - Aço duplex - resultados (séries D05, D13, D20, D26 e D31)	117
Figura 78 - Aço duplex - resultados (séries D06, D07, D14, D15, D21 e D22)	117

Figura 79 - Relação entre os coeficientes de redução do Eurocode 3, Parte 1.4 [15] e os resultados numéricos, para a flambagem por flexão do aço duplex	118
Figura 80 - Razão entre os resultados numéricos e os resultados do Eurocode 3, Parte 1.4 [15] ao longo das esbeltezes, para a flambagem por flexão do aço duplex	118
Figura 81 - Relação entre os coeficientes de redução obtidos a partir do AISC Steel Design Guide 27 [1] e os resultados numéricos, para a flambagem por flexão do aço duplex	119
Figura 82 - Razão entre os resultados numéricos e os resultados do AISC Steel Design Guide 27 [1] ao longo das esbeltezes, para a flambagem por flexão do aço duplex	119
Figura 83 - Relação entre os coeficientes de redução obtidos a partir do SEI/ASCE 8-02 [23] e os resultados numéricos, para a flambagem por flexão do aço duplex	120
Figura 84 - Razão entre os resultados numéricos e os resultados do SEI/ASCE 8-02 [23] ao longo das esbeltezes, para a flambagem por flexão do aço duplex	120
Figura 85 - Relação entre os coeficientes de redução obtidos a partir do AS/NZS 4673 [22] e os resultados numéricos, para a flambagem por flexão do aço duplex	121
Figura 86 - Razão entre os resultados numéricos e os resultados do AS/NZS 4673 [22] ao longo das esbeltezes, para a flambagem por flexão do aço duplex	121
Figura 87 - Aço duplex - resultados para a flexo-torção	122
Figura 88 - Relação entre os coeficientes de redução normativos e os resultados numéricos para a flexo-torção no aço duplex	123
Figura 89 - Razão resultados numéricos/resultados normativos ao longo das esbeltezes para a flexo-torção no aço duplex	123
Figura 90 - Aço ferrítico - resultados (séries F08, F09, F10, F16, F17, F23, F27 e F28)	124
Figura 91 - Aço ferrítico - resultados (séries F01, F02, F11, F18, F24 e F29)	125
Figura 92 - Aço ferrítico - resultados (séries F03, F04, F12, F19, F25 e F30)	125
Figura 93 - Aço ferrítico - resultados (séries F05, F13, F20, F26 e F31)	126
Figura 94 - Aço ferrítico - resultados (séries F06, F07, F14, F15, F21 e F22)	126
Figura 95 - Relação entre os coeficientes de redução do Eurocode 3, Parte 1.4 [15] e os resultados numéricos, para a flambagem por flexão do aço ferrítico	127

Figura 96 - Razão entre os resultados numéricos e os resultados do Eurocode 3, Parte 1.4 [15] ao longo das esbeltezes, para a flambagem por flexão do aço ferrítico	127
Figura 97 - Relação entre os coeficientes de redução do Design Manual for Structural Stainless Steel [8] e os resultados numéricos, para a flambagem por flexão do aço ferrítico	128
Figura 98 - Razão entre os resultados numéricos e do Design Manual for Structural Stainless Steel [8] ao longo das esbeltezes, para a flambagem por flexão do aço ferrítico	128
Figura 99 - Relação entre os coeficientes de redução obtidos a partir do AISC Steel Design Guide 27 [1] e os resultados numéricos, para a flambagem por flexão do aço ferrítico	129
Figura 100 - Razão entre os resultados numéricos e os resultados do AISC Steel Design Guide 27 [1] ao longo das esbeltezes, para a flambagem por flexão do aço ferrítico	129
Figura 101 - Relação entre os coeficientes de redução obtidos a partir do SEI/ASCE 8-02 [23] e os resultados numéricos, para a flambagem por flexão do aço ferrítico	130
Figura 102 - Razão entre os resultados numéricos e os resultados do SEI/ASCE 8-02 [23] ao longo das esbeltezes, para a flambagem por flexão do aço ferrítico	130
Figura 103 - Relação entre os coeficientes de redução obtidos a partir do AS/NZS 4673 [22] e os resultados numéricos, para a flambagem por flexão do aço ferrítico	131
Figura 104 - Razão entre os resultados numéricos e os resultados do AS/NZS 4673 [22] ao longo das esbeltezes, para a flambagem por flexão do aço ferrítico	131
Figura 105 - Aço ferrítico - resultados para a flexo-torção	132
Figura 106 - Relação entre os coeficientes de redução normativos e os resultados numéricos para a flexo-torção no aço ferrítico	133
Figura 107 - Razão resultados numéricos/resultados normativos ao longo das esbeltezes para a flexo-torção no aço ferrítico	133
Figura 108 - Identificação dos modelos em aço austenítico para os quais o Eurocode 3, Parte 1.4 [15] classificou o modo de flambagem preferencial incorretamente	137
Figura 109 - Curva de flexão para o aço austenítico, em contraste com os resultados obtidos	139

Figura 110 - Curva de flexão para o aço duplex, em contraste com os resultados obtidos	139
Figura 111 - Curva de flexão para o aço ferrítico, em contraste com os resultados obtidos	140
Figura 112 - Relação entre os coeficientes de redução propostos e os resultados numéricos - flexão no aço austenítico	141
Figura 113 - Razão resultados numéricos/resultados propostos ao longo das esbeltezes - flexão no aço austenítico	141
Figura 114 - Relação entre os coeficientes de redução propostos e os resultados numéricos - flexão no aço duplex	142
Figura 115 - Razão resultados numéricos/resultados propostos ao longo das esbeltezes - flexão no aço duplex	142
Figura 116 - Relação entre os coeficientes de redução propostos e os resultados numéricos - flexão no aço ferrítico	143
Figura 117 - Razão resultados numéricos/resultados propostos ao longo das esbeltezes - flexão no aço ferrítico	143
Figura 118 - Curva de flexo-torção para o aço austenítico, em contraste com os resultados obtidos	144
Figura 119 - Curva de flexo-torção para o aço duplex, em contraste com os resultados obtidos	145
Figura 120 - Curva de flexo-torção para o aço ferrítico, em contraste com os resultados obtidos	145
Figura 121 - Obtenção da reta representativa da amostra A21. (a) Pontos originais da análise numérica. (b) Exclusão dos pontos não significativos para o cálculo do coeficiente de redução e obtenção da equação da reta correspondente	147
Figura 122 - Obtenção da relação entre os coeficientes μ e γ	147
Figura 123 - Razão resultados numéricos/resultados propostos ao longo das esbeltezes - flexo-torção no aço austenítico	148

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Valores nominais de tensão a 0,2% ($\sigma_{0,2}$), tensão última (f_u) e módulo de elasticidade (E) recomendados para o projeto em aço austenítico [15]	46
Tabela 2 - Fator de imperfeição global (α) e esbeltez-limite ($\bar{\lambda}_0$) [15]	76
Tabela 3 - Fator de imperfeição global (α) e esbeltez-limite ($\bar{\lambda}_0$) [8]	77
Tabela 4 - Modelos considerados nos ensaios de Sirqueira [25]	85
Tabela 5 - Análise dos modos de flambagem dos ensaios de Sirqueira [25]	89
Tabela 6 - Propriedades dos aços inoxidáveis	92
Tabela 7 - Pontos notáveis da caracterização do aço austenítico	93
Tabela 8 - Pontos notáveis da caracterização do aço duplex	93
Tabela 9 - Pontos notáveis da caracterização do aço ferrítico	93
Tabela 10 - Comparação entre os resultados numéricos e os de Sirqueira [25]	97
Tabela 11 - Análise de densidade de malha	98
Tabela 12 - Lista de modelos do programa numérico - aço austenítico	101
Tabela 13 - Lista de modelos do programa numérico - aço duplex	102
Tabela 14 - Lista de modelos do programa numérico - aço ferrítico	103
Tabela 15 - Análise estatística da razão $N_{u,NUM}/N_{u,EC3}$ - aço austenítico	115
Tabela 16 - Análise estatística da razão $N_{u,NUM}/N_{u,EC3}$ - aço duplex	124
Tabela 17 - Análise estatística da razão $N_{u,NUM}/N_{u,EC3}$ - aço ferrítico	134
Tabela 18 - Análise estatística da razão entre os resultados numéricos e normativos, para a flambagem por flexão no aço austenítico	134
Tabela 19 - Análise estatística da razão entre os resultados numéricos e normativos, para a flambagem por flexão no aço duplex	134
Tabela 20 - Análise estatística da razão entre os resultados numéricos e normativos, para a flambagem por flexão no aço ferrítico	134
Tabela 21 - Análise estatística da razão entre os resultados numéricos e normativos, para a flambagem por flexo-torção nos três tipos de aço estudados	136
Tabela 22 - Coeficientes propostos para a flambagem por flexão	138

Tabela 23 - Análise estatística para as propostas da flambagem por flexão - avaliação da razão $N_{u,NUM}/N_{u,PROP}$	140
Tabela 24 - Coeficientes propostos para a flambagem por flexo-torção	144
Tabela 25 - Análise estatística para as propostas da flambagem por flexo-torção - avaliação da razão $N_{u,NUM}/N_{u,PROP}$ com introdução do coeficiente γ	148
Tabela 26 - Comparação da proposta de dimensionamento com as prescrições normativas, para a flambagem por flexão no aço austenítico	149
Tabela 27 - Comparação da proposta de dimensionamento com as prescrições normativas, para a flambagem por flexão no aço duplex	149
Tabela 28 - Comparação da proposta de dimensionamento com as prescrições normativas, para a flambagem por flexão no aço ferrítico	149
Tabela 29 - Comparação da proposta de dimensionamento com as prescrições normativas, para a flambagem por flexo-torção nos três tipos de aço estudados	150

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AISC	American Institute of Steel Construction
ASCE	American Society of Civil Engineers
AS/NZS	Australian/New Zealand Standards
CAPES	Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior
DSM	Direct Strength Method
EC3	Eurocode 3
GBT	Generalized Beam Theory
PUC	Pontifícia Universidade Católica
UERJ	Universidade do Estado do Rio de Janeiro

LISTA DE SÍMBOLOS

A, A_g	Área bruta da seção transversal
A_{eff}	Área efetiva da seção transversal
b	Largura da aba da cantoneira
$\bar{b}$	Largura de trabalho de um elemento de placa
C	Centro geométrico da seção
d_H	Deslocamento horizontal da quina da seção transversal
d_M	Deslocamento perpendicular ao eixo de maior inércia
d_m	Deslocamento perpendicular ao eixo de menor inércia
d_v	Deslocamento vertical da quina da seção transversal
E	Módulo de elasticidade longitudinal
E_r	Módulo de elasticidade reduzido
E_y	Módulo de elasticidade de escoamento, referenciado à tensão a 0,2%
f_u	Tensão última
f_y	Tensão de escoamento
G	Módulo de elasticidade transversal
I_t	Constante de torção de Saint-Venant
I_w	Constante de empenamento
I_x	Momento de inércia em relação ao eixo principal x
I_y	Momento de inércia em relação ao eixo principal y
K	Coeficiente auxiliar da formulação de Ramberg e Osgood [16]
K_F	Coeficiente auxiliar para o cálculo do comprimento de transição
k	Coeficiente do comprimento efetivo de flambagem
k_σ	Coeficiente de flambagem de um elemento de placa
L	Comprimento original do elemento estrutural
L_e	Comprimento efetivo de flambagem do elemento estrutural

$L_{T,F}$	Comprimento de transição entre a flexo-torção e a flexão
M	Momento
M_{el}	Momento elástico
M_{pl}	Momento plástico
m	Coeficiente auxiliar da formulação de Ramberg e Osgood [16]
N_c	Resistência final do AS/NZS 4673 [22]
N_{cr}	Carga crítica
$N_{cr,ft}$	Carga crítica de flambagem por flexo-torção
$N_{cr,x}$	Carga crítica de flambagem no eixo principal x
$N_{cr,y}$	Carga crítica de flambagem no eixo principal y
$N_{cr,\theta}$	Carga crítica de flambagem por torção
N_{exp}	Carga experimental
$N_{m\acute{a}x}$	Carga máxima
N_{num}	Carga numérica
n	Coeficiente auxiliar da formulação de Ramberg e Osgood [16]
O	Centro de cisalhamento da seção
P_b	Carga de flambagem
Q	Fator de redução do AISC Steel Design Guide 27 [1]
R_{bd}	Resistência à flambagem global do SEI/ASCE 8-02 [23]
r	Raio de giração da seção transversal
r_0	Raio de giração polar da seção transversal
t	Espessura da aba da seção transversal
x_0	Distância entre o centroide e o centro de cisalhamento
α	Fator de imperfeição global
β	Rotação das abas da seção transversal em relação à sua quina
Δx	Imperfeição linear no eixo global x
Δz	Imperfeição linear no eixo global z

$\Delta\theta$	Imperfeição angular
ε	Deformação; fator do material no Eurocode
ε_u	Deformação última
μ	Coeficiente de comprimento adimensional
ν	Coeficiente de Poisson
γ	Coeficiente de correção
σ	Tensão
σ^*	Tensão de referência do SEI/ASCE 8-02 [23] e AS/NZS 4673 [22]
$\sigma_{0,01}$	Tensão a 0,01%
$\sigma_{0,05}$	Tensão a 0,05%
$\sigma_{0,1}$	Tensão a 0,1%
$\sigma_{0,2}$	Tensão a 0,2%
σ_1	Tensão de referência a 0,70E na formulação de Ramberg-Osgood [16]
σ_2	Tensão de referência a 0,85E na formulação de Ramberg-Osgood [16]
σ_{cr}	Tensão crítica
σ_d	Tensão de dimensionamento do AISC Steel Design Guide 27 [1]
ξ	Coeficiente de participação modal
ϕ	Rotação; coeficiente auxiliar do Eurocode 3, Parte 1.4 [15]
ρ	Coeficiente de redução de largura
ω_{dM}	Imperfeição aplicada na direção do deslocamento d_M
ω_{dm}	Imperfeição aplicada na direção do deslocamento d_m
ω_β	Imperfeição aplicada como rotação no sentido de β
χ	Coeficiente de redução
$\bar{\lambda}$	Esbeltez normalizada para a flambagem por flexão
$\bar{\lambda}_0$	Esbeltez-limite
$\bar{\lambda}_{ft}$	Esbeltez normalizada para a flambagem por flexo-torção
$\bar{\lambda}_p$	Esbeltez normalizada de um elemento de placa

SUMÁRIO

INTRODUÇÃO	23
1 AÇOS INOXIDÁVEIS	34
1.1 Breve histórico	34
1.2 Propriedades gerais	36
1.3 Tipos	38
<u>1.3.1 Aços austeníticos</u>	<u>39</u>
<u>1.3.2 Aços ferríticos</u>	<u>40</u>
<u>1.3.3 Aços duplex</u>	<u>40</u>
1.4 Comportamento mecânico	42
1.5 Propostas de caracterização do material	45
<u>1.5.1 Proposta de Ramberg e Osgood</u>	<u>47</u>
<u>1.5.2 Proposta do Eurocode</u>	<u>49</u>
2 ESTUDOS SOBRE CANTONEIRAS	52
2.1 Modos de flambagem	52
2.2 Resultados experimentais e numéricos	57
<u>2.2.1 Resultados experimentais e numéricos de Reynolds [21]</u>	<u>57</u>
<u>2.2.2 Resultados experimentais e numéricos de Menezes [24]</u>	<u>58</u>
<u>2.2.3 Resultados experimentais de Sirqueira [25]</u>	<u>59</u>
<u>2.2.4 Resultados experimentais e numéricos de Liang et al. [26]</u>	<u>60</u>
3 DIMENSIONAMENTO DE CANTONEIRAS SOB COMPRESSÃO AXIAL	62
3.1 Flambagem de colunas	62
<u>3.1.1 Flambagem global por flexão</u>	<u>63</u>
<u>3.1.2 Flambagem global por torção</u>	<u>66</u>
<u>3.1.3 Flambagem global por flexo-torção</u>	<u>68</u>
<u>3.1.4 Flambagem local</u>	<u>70</u>
3.2 Prescrições do Eurocode	71
<u>3.2.1 Classificação das seções transversais</u>	<u>71</u>

<u>3.2.2 Propriedades efetivas das seções transversais</u>	73
<u>3.2.3 Resistência à flambagem global</u>	74
3.3 Prescrições do AISC	77
<u>3.3.1 Classificação das seções transversais</u>	77
<u>3.3.2 Fator de redução para colunas esbeltas</u>	78
<u>3.3.3 Resistência à flambagem global</u>	78
3.4 Prescrições do ASCE	79
<u>3.4.1 Classificação das seções transversais</u>	79
<u>3.4.2 Propriedades efetivas das seções transversais</u>	80
<u>3.4.3 Resistência à flambagem global</u>	80
3.5 Prescrições do AS/NZS	81
<u>3.5.1 Classificação das seções transversais</u>	81
<u>3.5.2 Propriedades efetivas das seções transversais</u>	82
<u>3.5.3 Resistência à flambagem global</u>	82
4 DESENVOLVIMENTO DO MODELO NUMÉRICO	83
4.1 Descrição dos ensaios de Sirqueira [25]	84
4.2 Análise dos modos de flambagem	85
4.3 Geometria e condições de contorno	89
4.4 Elemento e malha	91
4.5 Curvas dos materiais	91
4.6 Imperfeição inicial e calibração do modelo	94
4.7 Comparação com Reynolds [21]	99
5 ANÁLISE NUMÉRICA	100
5.1 Estudo de casos	100
5.2 Resultados para o aço austenítico	106
<u>5.2.1 Flambagem por flexão</u>	106
<u>5.2.2 Flambagem por flexo-torção</u>	113
5.3 Resultados para o aço duplex	115
<u>5.3.1 Flambagem por flexão</u>	115

5.3.2 Flambagem por flexo-torção	122
5.4 Resultados para o aço ferrítico	124
5.4.1 Flambagem por flexão	124
5.4.2 Flambagem por flexo-torção	132
5.5 Resumo dos resultados	134
5.6 Considerações finais sobre o modo de flambagem dominante	136
6 PROPOSTAS DE DIMENSIONAMENTO	138
6.1 Flambagem por flexão	138
6.2 Flambagem por flexo-torção	144
6.3 Verificação da eficiência das propostas de dimensionamento	149
7 CONCLUSÕES	151
7.1 Principais conclusões	151
7.2 Principais contribuições deste trabalho	153
7.3 Sugestões para trabalhos futuros	153
REFERÊNCIAS	155
APÊNDICE A	159

INTRODUÇÃO

Desde que foram criados, há mais de 100 anos, os aços inoxidáveis têm sido aplicados na construção civil. Eles apresentam uma série de vantagens, como suas elevadas resistências mecânica e à corrosão, boa tenacidade e propriedades de fadiga satisfatórias, além de serem esteticamente atraentes. Contudo, seu alto custo de aquisição acabou por limitar a sua utilização em aplicações mais correntes [1].

A tendência atual da sustentabilidade e a necessidade de obter estruturas cada vez mais esbeltas e duráveis foram alguns dos fatores que motivaram a disseminação do aço inoxidável nos últimos anos. Eles são totalmente recicláveis, podendo ser reaproveitados ao final de sua vida útil, além de possibilitarem a redução dos custos de manutenção, por acumularem menos sujeira e serem mais fáceis de limpar.

Em construções com grande apelo estético e em exteriores de estruturas, os componentes de aço inoxidável são uma escolha comum para suportar projetos de fachadas ventiladas, telhados, barreiras de segurança e outras aplicações que aproveitam a resistência do material. O aço inoxidável também é indicado para aplicações em solo e pedra, como revestimento de túneis e muros de contenção.

A resistência à corrosão e resistência ao calor fazem com que o aço inoxidável ainda possa ser aplicado em ambientes com respingos de maré e imersão em águas salgadas e industriais, como plataformas offshore [1]. Nesse caso, o aço inoxidável oferece uma solução de baixa manutenção, leve, resistente a incêndios e à explosão, além de gerar uma economia de custo considerável no longo prazo.

Outra aplicação em que esse material vem sendo usado de forma crescente é em componentes de pontes e passarelas expostos a ambientes agressivos [1]. Há pontes onde o aço inoxidável é o principal componente estrutural, além de outras aplicações como barras de reforço de concreto, componentes sísmicos, revestimento de cabos, juntas de expansão, componentes de trilhos e escadas, entre outros.

Dentre as diversas construções notáveis em que o aço inoxidável possui função estrutural, a primeira a ser citada é o Gateway Arch, mostrado na Figura 1. Ele possui uma altura de 192 metros e se localiza no estado do Missouri, nos Estados Unidos. Essa foi a primeira grande aplicação de aço inoxidável como elemento estrutural principal, ainda na década de 1960. Foram utilizadas 804 toneladas de aço austenítico

tipo 304 (equivalente à classe 1.4301) com 6 milímetros de espessura. A seção transversal é um triângulo equilátero oco. A camada estrutural exterior é feita de chapa de aço inoxidável, enquanto a camada interior é feita de chapa de aço carbono [1].



Figura 1 - Gateway Arch, EUA [1].

A Figura 2 ilustra alguns dos 80 perfis I de aço inoxidável utilizados na estrutura de suporte da primeira estação de dessalinização de água no Reino Unido. As vigas foram inicialmente especificadas como de aço carbono com revestimento de epóxi. Entretanto, havia um alto risco de danos ao revestimento durante a operação e a manutenção, podendo ocasionar a corrosão do aço carbono e danos aos caros equipamentos de dessalinização. O aço inoxidável especificado foi o duplex 2205 (equivalente à classe 1.4462), pois ele é adequado para contato com água potável e é resistente à corrosão em água salobra, sem necessidade de aplicar nenhum revestimento adicional. O custo de implantação foi mais alto, mas foi compensado pela redução de custos no longo prazo, incluindo baixos requisitos de manutenção e maior garantia de qualidade da água durante toda a vida útil da usina, que é de pelo menos 60 anos. As obras foram concluídas em junho de 2010 [1].



Figura 2 - Estação de tratamento e dessalinização de águas de Thames, Inglaterra [1].

A Figura 3 mostra a Passarela Helix, localizada em Marina Bay, na foz do Rio Singapura. Ela é a maior passarela de Singapura e uma das que possui a forma mais inovadora. A estrutura de aço inoxidável em formato de dupla hélice, simulando a estrutura de um DNA, permitiu a utilização de cinco vezes menos aço do que uma ponte convencional em vigas múltiplas. Foram utilizados 2.400 metros de tubos de aço inoxidável duplex em formato helicoidal, totalizando 1.700 toneladas, que geram uma estrutura que se estende por 280 metros. Adicionalmente, 1.000 toneladas de aço carbono foram empregadas na estrutura temporária. O custo total da ponte foi de cerca de 68 milhões de dólares, e as obras foram finalizadas em abril de 2010 [2].

Por fim, para comprovar a pequena necessidade de manutenção do aço inoxidável, cabe citar o Chrysler Building, ilustrado na Figura 4. Esse edifício foi construído em 1928, décadas antes de o aço inoxidável passar a ser usado com fins estruturais. O aço inoxidável é aplicado com função estética, revestindo uma coroa decorativa no topo do prédio. O edifício fica em uma região industrial costeira, de alta agressividade. Ainda assim, apenas duas intervenções foram realizadas até hoje para limpar a estrutura: uma em 1961 e a outra em 1995 (intervalo médio de 33,5 anos).



Figura 3 - Passarela Helix, Singapura [2].



Figura 4 - Chrysler Building, EUA [3].

Segundo relatório do International Stainless Steel Forum (ISSF), a produção anual de aço inoxidável cresce em taxa composta de 5,85% ao ano [4]. Em 2017, foram produzidas 48 milhões de toneladas de aço inoxidável. Desse total, 12,3% foi utilizado na área de construção (incluindo aplicações estéticas e estruturais), o que equivale a 5,9 milhões de toneladas. Dentre todos os países, a China é responsável por 53,6% da produção anual. Esses resultados estão ilustrados nas Figuras 5 e 6.

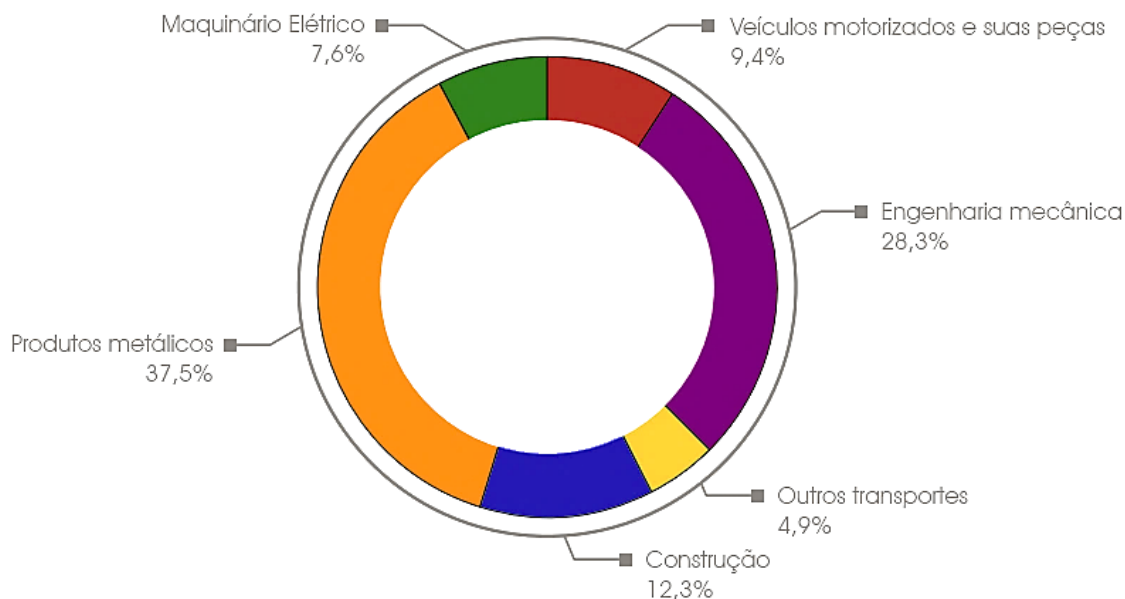


Figura 5 - Aplicação mundial de aço inoxidável por setores no ano de 2017 [4].

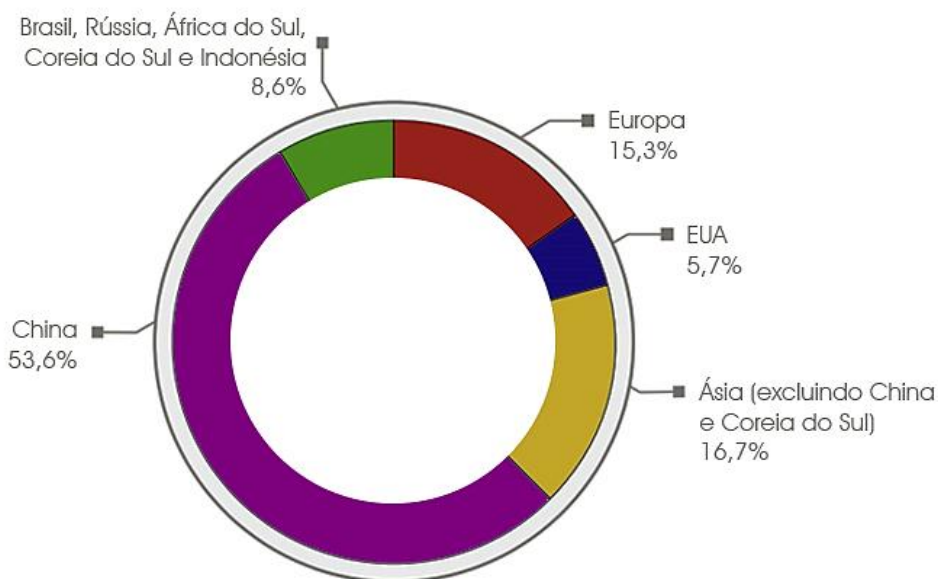


Figura 6 - Produção mundial de aço inoxidável por regiões no ano de 2017 [4].

Uma das principais dificuldades que existem na aplicação dos aços inoxidáveis é a falta de formulações próprias desenvolvidas para esse tipo de material nas normas e manuais de dimensionamento. Ainda hoje, os cálculos são baseados em analogias com o aço carbono. Isso subestima a capacidade resistente do aço inoxidável e, muitas vezes, inviabiliza a sua aplicação com função estrutural, haja vista o custo relativamente elevado e desvantajoso gerado pelo método de dimensionamento conservador, que também não considera o ciclo de vida da construção.

Para ilustrar o quanto um dimensionamento eficiente pode tornar o aço inoxidável uma boa alternativa, destaca-se o estudo de SILVA [5], que comparou torres de transmissão de energia construídas em aço carbono e em aço inoxidável austenítico. Apesar dos custos de aquisição e implantação do aço austenítico serem, em média, 60% superiores aos do aço carbono, tal diferença acaba sendo superada quando os custos de manutenção são incluídos no estudo. A análise de ambas as torres permitiu concluir que, em um período entre 20 e 25 anos, a utilização do aço inoxidável terá gerado um custo total inferior à mesma estrutura concebida em aço carbono. A Figura 7 representa a evolução dos custos para a situação supracitada.

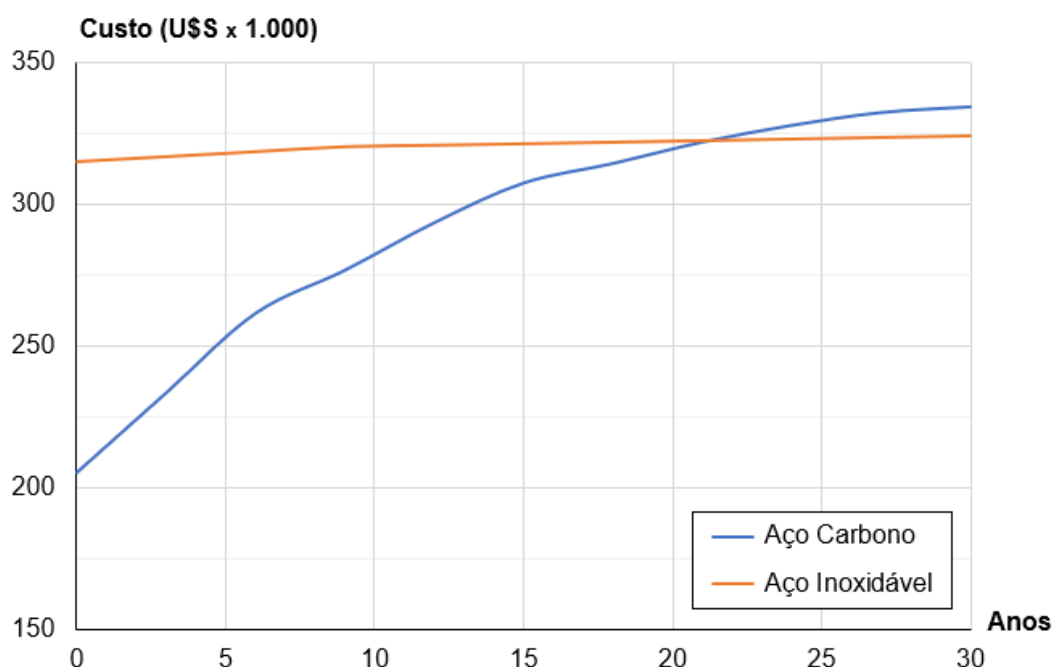


Figura 7 - Comparação de custos de torres de transmissão em aço carbono e em aço inoxidável austenítico [5].

No entanto, além de avaliar as estruturas tendo como base o material que as constitui, é necessário também observar a forma dos elementos propriamente dita. Uma das seções mais interessantes do ponto de vista estrutural é a cantoneira. As cantoneiras estão presentes nas mais diversas aplicações de engenharia, podendo funcionar como membros de contraventamento, barras de treliça, componentes de torres de transmissão e, de forma mais simples, como colunas em edificações.

As cantoneiras podem ainda ser combinadas para gerar diferentes tipos de seções transversais, conforme é ilustrado na Figura 8. Há os casos de seções abertas

(seções T e cruciformes), nas quais a rigidez à torção é consideravelmente inferior à rigidez à flexão, e os casos de seções fechadas (seções tubulares), que já possuem uma rigidez à torção bastante superior. Justamente, a facilidade de ligação a outros membros e a versatilidade foram alguns dos fatores que contribuíram para a popularização das cantoneiras e sua consequente aplicação em diversas situações.

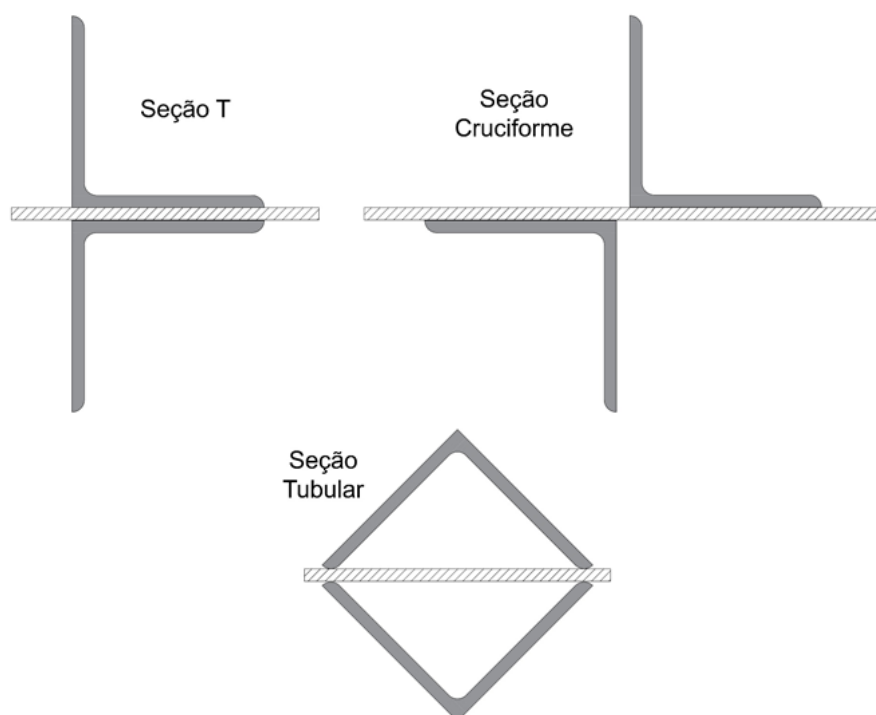


Figura 8 - Seções compostas de duas cantoneiras [6].

Quando se fala de um elemento estrutural submetido à compressão axial, o dimensionamento é satisfatório quando se adota uma seção transversal com área suficiente para que não se superem as tensões limites do material. Em outras palavras, deseja-se evitar a plastificação da seção, e adicionalmente procura-se limitar as deformações de modo a atender os requisitos para a utilização da estrutura.

Entretanto, pode ocorrer um fenômeno de instabilidade em peças comprimidas, antes que a resistência última do material seja atingida. Esse fenômeno, conhecido como flambagem, pode induzir um espectro de deformações no elemento como um todo (flambagem global) ou somente em partes específicas do membro analisado (flambagem local). Para o caso particular da flambagem global, é comum considerar apenas a ocorrência da flambagem global por flexão, já que esse é o caso predominante quando a seção transversal é simétrica.

Por outro lado, quando a seção transversal não é simétrica, dois outros efeitos precisam ser considerados: a flambagem por torção e a flambagem por flexo-torção. A flambagem por torção pode ocorrer em seções cujo centroide da seção transversal coincide com o centro de cisalhamento, enquanto a flambagem por flexo-torção pode ocorrer em seções nas quais não há essa coincidência.

As cantoneiras fazem parte do grupo de seções assimétricas em que o centro de cisalhamento (O) não coincide com o centro geométrico da seção (C), conforme ilustrado na Figura 9. Por isso, caso a ruína da seção ocorra por flambagem global, espera-se que seja por flexão ou por flexo-torção. As variáveis que interferem no tipo de flambagem que ocorre são as dimensões da seção transversal, as condições de contorno do elemento estrutural e o seu comprimento efetivo de flambagem.

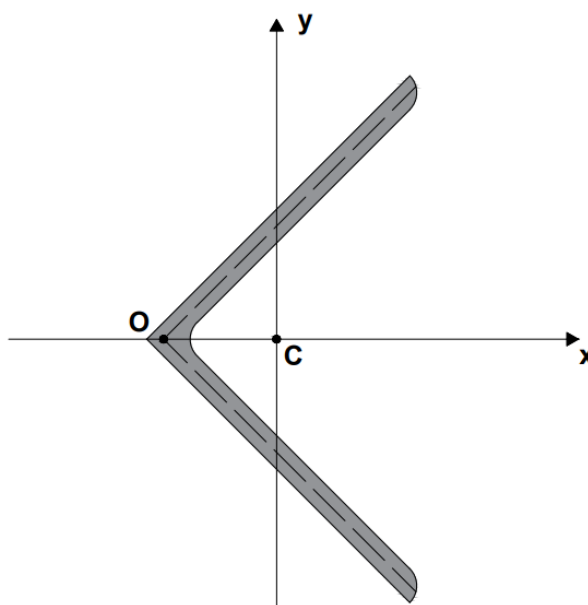


Figura 9 - Eixos principais de inércia e pontos notáveis das cantoneiras.

Por fim, é importante destacar a recorrente confusão entre a flambagem por flexo-torção e a flambagem local. Em muitos estudos de cantoneiras, a flambagem local foi tomada como modo dominante, apesar de as cantoneiras só poderem desenvolver esse modo para comprimentos muito pequenos, menores do que os comumente adotados para elementos estruturais em geral. Essa questão reforça a necessidade de entender melhor ambos os modos de flambagem, principalmente para as seções que não são duplamente simétricas, além de desenvolver formulações específicas e mais precisas para a flambagem por flexo-torção.

Motivação

O aço inoxidável apresenta uma série de propriedades vantajosas que justificam a sua utilização para fins estruturais. Até mesmo estruturas em ambientes agressivos, suscetíveis a altas temperaturas ou submetidas a carregamentos dinâmicos podem se beneficiar de suas características. Por isso, é importante que a sua aplicação se torne economicamente viável até em situações mais simples, o que só será possível com o desenvolvimento de formulações específicas.

Quando se estende essa discussão para a análise de membros comprimidos, mais um problema surge: reconhecer a ocorrência de um determinado modo de flambagem e mensurar adequadamente os seus efeitos. Assim, conhecer as variáveis que influenciam cada estado limite e estabelecer valores de transição entre a flambagem por flexão e a flambagem por flexo-torção é extremamente importante para o pleno entendimento dos fenômenos de instabilidade.

O fato de que o aço inoxidável possui comportamento não-linear desde pequenos patamares de tensão também é uma questão que precisa ser avaliada. Isso porque as formulações vigentes fazem analogias com o comportamento do aço carbono, que possui um regime elástico linear. Mais do que nunca se torna necessário desenvolver uma formulação exclusiva, compatível com o real comportamento do aço inoxidável e considerando a variedade de seções transversais existentes no mercado.

Objetivos e metodologia

O objetivo geral desta dissertação é estudar o comportamento de cantoneiras de abas iguais laminadas a quente submetidas à compressão axial, avaliando sua resistência mecânica e seus modos de flambagem, para compará-los com os métodos preconizados pelas principais normas vigentes. A análise irá adotar os três tipos de aço inoxidável mais usados na construção civil (austenítico, ferrítico e duplex), partindo de resultados experimentais obtidos em trabalhos já publicados.

Os modelos numéricos foram desenvolvidos no software de elementos finitos ANSYS [7], com condições de contorno semelhantes às dos ensaios experimentais tomados como base. As seções escolhidas englobam as opções comerciais, e os comprimentos foram adotados de modo a obter índices de esbeltez até 3. Foram

consideradas não linearidades físicas e geométricas, impostas por meio de fatores de imperfeição. A calibração do modelo foi feita adotando valores dessas imperfeições que gerassem cargas máximas semelhantes às dos ensaios experimentais.

Estrutura da dissertação

A presente dissertação é dividida em uma introdução e seis capítulos. Nesta breve introdução, foi feita a contextualização do aço inoxidável no cenário atual da construção civil, evidenciando algumas de suas propriedades mais conhecidas e algumas de suas aplicações mais famosas. Além disso, foram apresentadas as motivações e objetivos que pautaram o desenvolvimento deste trabalho.

O primeiro capítulo apresenta o aço inoxidável de uma maneira mais detalhada, evidenciando parte de sua composição química, as vantagens provenientes das adições em sua liga, as similaridades e diferenças em relação ao aço carbono e as particularidades de cada um dos tipos disponíveis no mercado. Adicionalmente, há um breve histórico sobre a evolução deste material até a forma que ele assume hoje.

O segundo capítulo é dedicado às cantoneiras de abas iguais laminadas à quente, listando as principais contribuições nacionais e internacionais ao estudo dos modos de flambagem para essas seções. Alguns resultados experimentais e numéricos também são apresentados, principalmente como forma de evidenciar o tratamento que esse tópico vem recebendo ao longo dos últimos anos.

O terceiro capítulo trata do comportamento estrutural das cantoneiras sob compressão axial. Serão apresentados os modos de flambagem e os critérios de dimensionamento adotados pelas normas vigentes. No caso do código europeu, algumas mudanças previstas para a próxima atualização também são consideradas, e é feito um paralelo com as formulações que ainda estão em vigor.

O quarto capítulo cuida da elaboração do modelo numérico, listando as curvas de caracterização dos materiais, as condições de contorno e as imperfeições adotadas nos modelos. O processo de calibração também é apresentado, junto ao estudo de discretização para definir uma malha adequada e computacionalmente viável. Os resultados numéricos são comparados com resultados experimentais e o desenvolvimento dos dois modos de flambagem relevantes são ilustrados.

O quinto capítulo lista os modelos estudados, expõe os resultados obtidos, organizados na forma de curvas associadas aos modos de flambagem existentes e faz uma comparação com as prescrições dos códigos vigentes. Após analisar os resultados, surgiu a possibilidade de desenvolver uma proposta de dimensionamento mais adequada para as cantoneiras, o que é feito no sexto capítulo.

Por fim, o sétimo capítulo resume as conclusões geradas e ainda indica algumas sugestões para pesquisas e trabalhos futuros.

1 AÇOS INOXIDÁVEIS

Os aços inoxidáveis são uma família de aços resistentes à corrosão e ao calor, que contêm em sua composição um teor mínimo de 10,5% de cromo [8]. A partir desse teor, uma superfície limpa exposta a qualquer ambiente oxidante (incluindo o próprio ar atmosférico) forma uma película altamente aderente de óxido rico em cromo, que é imediatamente reforçada na presença de oxigênio caso sofra algum dano.

Embora essa película seja muito fina (cerca de 5 nanômetros), ela é estável e não-porosa e, desde que o aço inoxidável escolhido possua resistência à corrosão suficiente para o ambiente de serviço, não haverá mais reação com a atmosfera. Por isso, essa película recebe o nome de película passiva.

A estabilidade da película passiva depende da composição do aço inoxidável, do tratamento de superfície a que ele é submetido e da corrosividade do ambiente em que ele é utilizado. A película se torna mais estável à medida que o teor de cromo aumenta e é reforçada pela adição de molibdênio e nitrogênio às ligas.

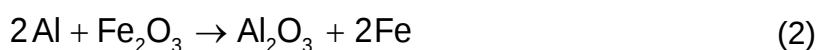
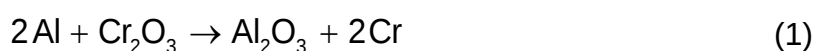
Este capítulo apresentará algumas das principais propriedades do aço inoxidável, estabelece um paralelo com as características do aço carbono, lista as distinções entre os principais tipos disponíveis no mercado e, por fim, fornece uma maneira de encontrar as curvas de caracterização do material. A discussão sobre o aço inoxidável iniciar-se-á com um breve histórico do material.

1.1 Breve histórico

Apesar do material aço inoxidável só ter sido formalmente definido em 1911, as ligas de ferro-cromo já eram estudadas desde o século anterior [9]. Na década de 1820, por exemplo, os ingleses James Stoddard e Michael Faraday e o francês Pierre Berthier observaram que as ligas de ferro-cromo se mostravam mais resistentes ao ataque de certos ácidos. Entretanto, os seus testes foram realizados unicamente em ligas com baixo teor de cromo. Na época, os cientistas não conseguiram produzir ligas com teor de cromo mais elevado, pois ainda não tinham conhecimento de que aumentar o teor de cromo sem afetar a estabilidade da liga só seria possível com a utilização de um baixo teor de carbono.

A primeira patente sobre o que hoje seria considerado um aço inoxidável foi declarada em 1872, quando os cientistas ingleses Woods e Clark obtiveram uma liga de ferro resistente a ácidos e intempéries que continha de 30 a 35% de cromo e 2% de tungstênio. Contudo, o verdadeiro desenvolvimento só veio no ano de 1875, quando o cientista francês Brustlein detalhou a importância do baixo teor de carbono para a fabricação do aço inoxidável. Ele apontou que, para criar uma liga com alta porcentagem de cromo, o teor de carbono devia ser inferior a 0,15%.

Nas décadas que se seguiram, a pesquisa das ligas de ferro-cromo não teve muitas evoluções, pois a dificuldade de obter o baixo teor de carbono necessário persistia. Finalmente, em 1895, o cientista alemão Hans Goldschmidt desenvolveu o processo de redução aluminotérmica [9], que consiste na reação de um óxido metálico com alumínio, dando origem a um metal “mais puro” e isolando-o das impurezas. Tal processo permitiu a obtenção do ferro-cromo de baixo carbono, que, posteriormente, se tornou comercialmente disponível. As Equações 1 e 2 representam a redução aluminotérmica para o cromo e o ferro.



Em 1904, o cientista francês Leon Guillet realizou uma extensa pesquisa sobre ligas de ferro-cromo. A partir de 1906, ele passou a incluir o níquel na composição da liga. No entanto, apesar de anotar a composição química de suas ligas, Guillet não reconheceu a potencial resistência à corrosão dos materiais envolvidos e não foi capaz de identificar a existência da camada passiva, uma das características mais importantes do aço inoxidável [9].

A importância do teor mínimo de cromo de 10,5% e a sua correlação com a resistência à corrosão só foi descoberta no ano de 1911, pelos alemães Philipp Monnartz e William Borchers. Assim, chegou-se à definição convencional de aço inoxidável, mas a sua aplicação com função estrutural só começou de fato a partir da década de 1940, inicialmente como armadura de concreto armado. Hoje, o aço inoxidável é largamente utilizado na construção civil, com aplicações que vão desde passarelas e edificações até casos mais especiais, como estações de tratamento e dessalinização de águas.

1.2 Propriedades gerais

Uma das vantagens mais marcantes do aço inoxidável é a sua elevada resistência à corrosão, que contribui diretamente para que ele seja um dos materiais de construção mais duráveis atualmente. A escolha do tipo de aço inoxidável adequado para um dado ambiente, aliada a um dimensionamento estrutural eficiente, pode minimizar a necessidade de manutenção e aumentar de maneira considerável a vida útil da estrutura. Isso sem falar da sua resistência mecânica, que chega a valores elevados nas principais variedades disponíveis do material.

Até os dias de hoje, há um preconceito com o aço inoxidável por conta de seu alto custo de implantação. Em décadas passadas, o alto investimento inicial necessário acabava limitando a sua utilização para casos específicos, como em ambientes de grande agressividade ou por conta de exigências arquitetônicas. A Figura 10 resume um estudo realizado pela MEPS International [10], mostrando as diferenças entre o preço mundial médio (em dólar por tonelada) do aço carbono e do aço inoxidável do tipo austenítico, entre fevereiro de 2018 a janeiro de 2019.

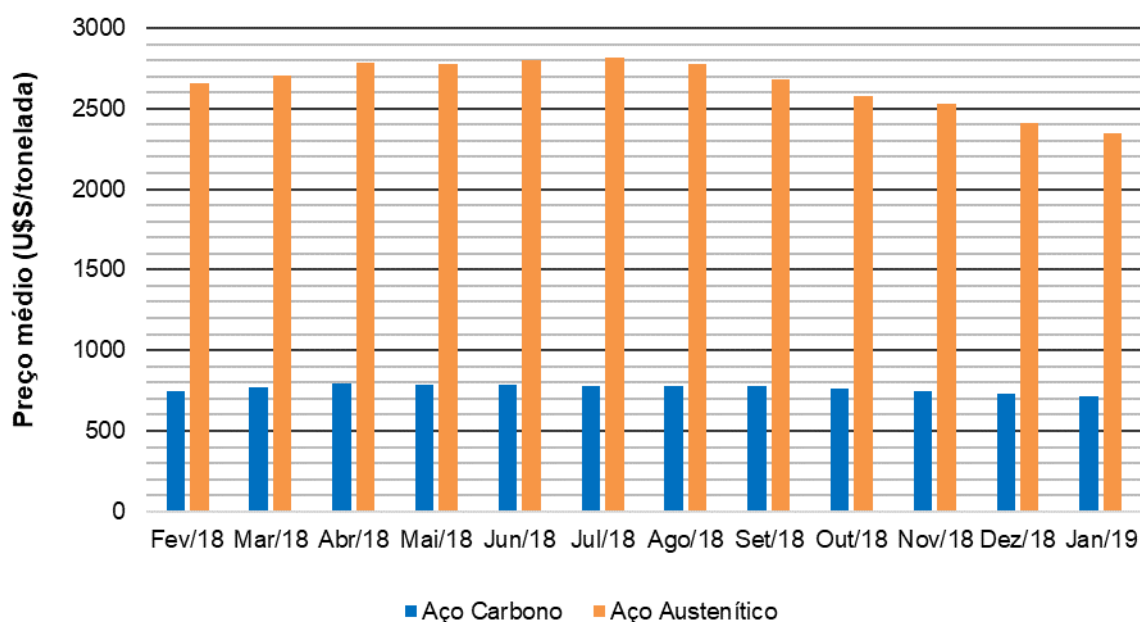


Figura 10 - Preço global médio dos aços carbono e austenítico [10].

Entretanto, considerar unicamente os custos de aquisição não é uma boa aproximação do custo total que se tem ao adotar um dado material. Uma análise

realista deve englobar os custos iniciais extras, como as proteções à corrosão e ao fogo e outros possíveis tratamentos superficiais (que são dispensáveis quando se adota o aço inoxidável), e os custos de manutenção a longo prazo, que são muito baixos nos aços inoxidáveis, haja vista o menor número de intervenções necessárias ao longo da vida útil da estrutura. No final das contas, a aplicação do aço inoxidável garante uma satisfatória relação custo/benefício, conforme já apresentado.

O aço inoxidável também apresenta bom desempenho diante das mais variadas condições de temperatura: variações bruscas, temperaturas elevadas e até mesmo temperaturas criogênicas [11]. Olhando especificamente para o caso de altas temperaturas, o aço inoxidável apresenta rigidez e resistência mecânica superiores em relação ao aço carbono, principalmente por conta das diversas adições incorporadas à sua liga metálica.

As Figuras 11 e 12 explicitam essa diferença de comportamento sob altas temperaturas, avaliando a tensão de escoamento (que, para o aço inoxidável, é substituída pela tensão a 0,2%, já que não existe um patamar de escoamento bem definido) e o módulo de elasticidade para os dois tipos de aço considerados. O índice θ indica que a propriedade avaliada é referenciada à temperatura indicada no eixo horizontal, e a ausência de índice se refere ao valor nominal da mesma propriedade.

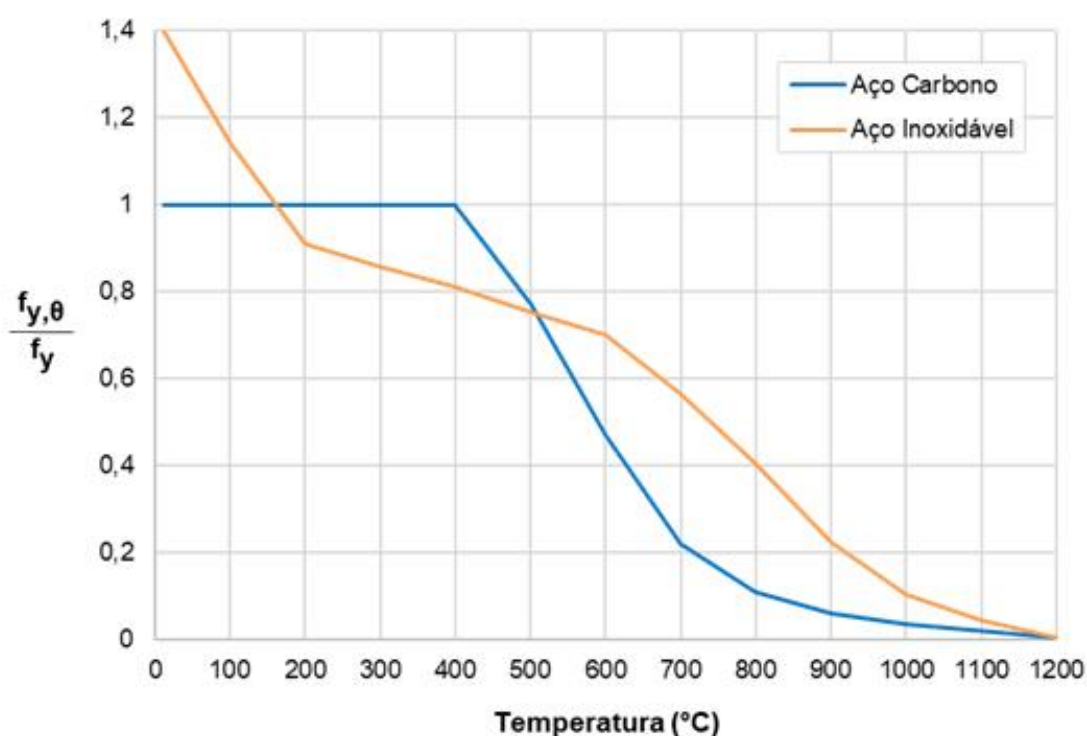


Figura 11 - Tensão de escoamento a altas temperaturas [11].

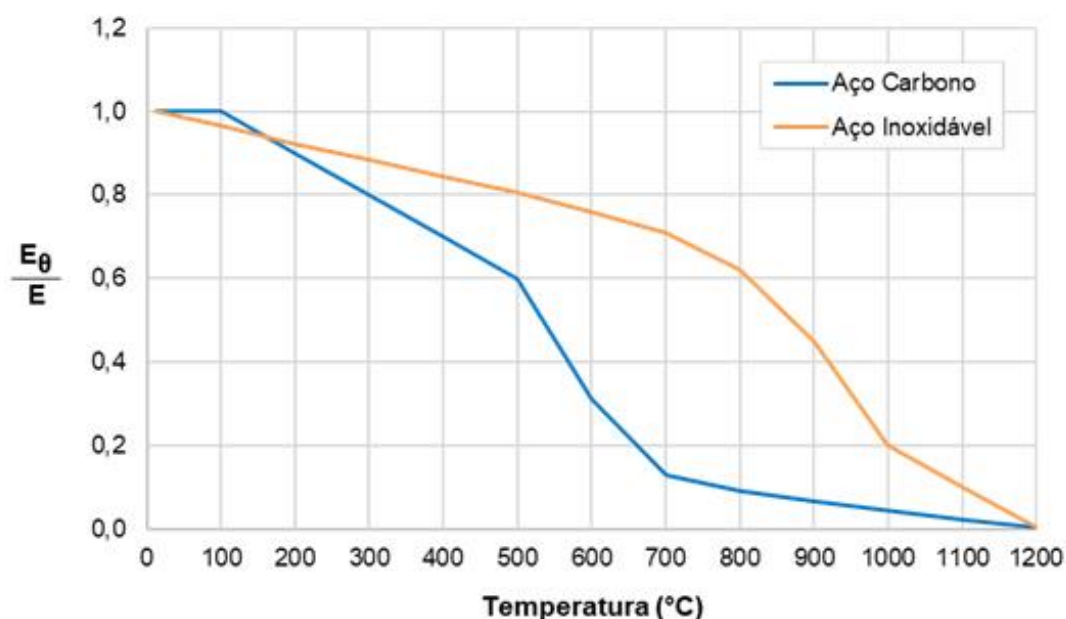


Figura 12 - Módulo de elasticidade a altas temperaturas [11].

Outra vantagem é o valor sustentável do aço inoxidável, que também já era observado em modalidades do aço carbono. Isso significa que ele pode ser reutilizado e reciclado, contribuindo para a redução de desperdícios, economia de custos em novas aplicações e diminuição de rejeitos devolvidos ao ambiente. Isso sem citar o seu forte apelo visual, a facilidade de limpeza e a possibilidade de utilização sob diferentes formas, que o tornam adequado para concepções estruturais modernas.

Por fim, mas não menos importante, deve-se destacar as boas ductilidade e tenacidade que esse aço pode apresentar. Em alguns casos, como o dos aços austeníticos, pode-se ainda contar com uma elevada resistência ao impacto, tornando esses aços ideais para estruturas offshore ou edificações em regiões submetidas a abalos sísmicos, por exemplo. Tais propriedades mecânicas serão avaliadas com maior profundidade nos itens que se seguem.

1.3 Tipos

Da mesma forma que existem vários tipos de aço carbono, que atendem a diferentes requisitos de resistência, soldabilidade e tenacidade, há também uma variedade de aços inoxidáveis com níveis diversos de resistência mecânica e de resistência à corrosão.

Esse conjunto de propriedades dos aços inoxidáveis é o resultado de adições controladas de elementos de liga. A liga dos aços inoxidáveis pode ser composta adicionalmente por níquel, manganês, molibdênio, nióbio, silício, enxofre, fósforo, cobre, titânio e nitrogênio, sem falar do carbono, sempre presente em baixos teores.

Cada uma dessas adições afeta atributos específicos de resistência mecânica e de resistência em um dado ambiente corrosivo. Para alcançar uma boa relação custo/benefício, é importante selecionar um aço inoxidável que seja adequado à aplicação desejada, sem adições em excesso que venham a onerar o produto final.

Os aços inoxidáveis podem ser classificados em cinco grupos básicos, cada um fornecendo propriedades únicas e diferentes níveis de resistência à corrosão: austeníticos, ferríticos, duplex, martensíticos e endurecidos por precipitação. Na construção, basicamente encontram-se os três primeiros tipos.

1.3.1 Aços austeníticos

O aço austenítico é composto por um teor de cromo que varia entre 17 e 18% e adições de níquel que representam de 8 a 11% de sua composição. Além de sua elevada resistência à corrosão, os aços austeníticos possuem alta ductilidade e apresentam elevada soldabilidade. O teor de carbono na liga precisa ser reduzido, para que se mantenha a estabilidade da liga.

O aço austenítico possui elevada tenacidade para uma abrangente faixa de temperaturas, incluindo temperaturas criogênicas [8]. Além disso, ele é nominalmente não-magnético. Contudo, cabe citar que as barras obtidas por trabalho a frio, apesar de terem maior resistência mecânica, podem ter sua resistência à corrosão reduzida e apresentar resposta magnética.

Outras adições podem ser utilizadas para melhorar as características desse tipo de aço. O enxofre pode ser incorporado para facilitar a usinagem. Molibdênio, titânio e nióbio são comuns para garantir maior estabilidade à liga. Até o nitrogênio pode ser adicionado para garantir uma maior resistência a alguns mecanismos de corrosão localizada, como a corrosão alveolar (também dita “corrosão por pite”).

Esse é o tipo de aço inoxidável mais utilizado na construção. Ele é indicado para aplicações estruturais que necessitam de boa resistência mecânica, elevada

resistência à corrosão e considerável capacidade de deformação, englobando até aplicações sísmicas, dado à sua grande capacidade de alongamento antes da fratura [8]. Os exemplos de aplicação do aço austenítico incluem pontes e passarelas, estruturas offshore, anéis segmentados de túneis, muros de segurança, entre outros.

1.3.2 Aços ferríticos

O aço ferrítico geralmente contém um teor de cromo que varia entre 10,5 e 18%, com alguns tipos especiais podendo chegar a um teor superior a 29%. Ele contém adições nulas ou muito pequenas de níquel e a sua estrutura cristalina é igual à possuída pelo aço carbono estrutural e pelo ferro puro à temperatura ambiente. O seu teor de carbono é muito pequeno, normalmente inferior a 0,08%. Diferente do aço austenítico, o aço ferrítico é nominalmente magnético.

Os aços ferríticos têm um custo inferior ao dos aços austeníticos, fato que é atribuído à sua resistência à corrosão limitada. O molibdênio pode ser usado para reforçar o desempenho do aço à corrosão, mas esse tipo de aço é mais apropriado para ambientes urbanos e rurais, não possuindo desempenho satisfatório em ambientes mais agressivos, como o industrial e o marinho.

Além disso, o aço ferrítico também possui menor ductilidade, maleabilidade e resistência mecânica. A sua soldabilidade também é inferior, mas o titânio e o nióbio surgem como adições para melhorar essa característica. A sua dureza limitada impede a sua utilização em ambientes com temperatura abaixo de zero.

O aço ferrítico aparece como solução em situações em que a agressividade do ambiente é moderada [8]. Eles são largamente utilizados na indústria automobilística e, quando se fala da construção, eles costumam ser vistos em aplicações internas (tubulações não expostas, escadas, elevadores e membros de ligações), sem grande apelo como elemento estrutural de fato.

1.3.3 Aços duplex

O aço duplex possui microestrutura mista, mesclando grãos de austenita e grãos de ferrita. A austenita é uma fase de liga metálica que possui estrutura cúbica

de face centrada, ou seja, os centros dos átomos da liga estão localizados nos vértices e no centroide de cada face do cubo que representa a geometria da molécula. Por outro lado, a ferrita possui estrutura cúbica de corpo centrado, isto é, os centros dos átomos da liga estão localizados nos vértices e no centro geométrico do cubo que representa a geometria da molécula. A Figura 13 ilustra essas diferenças.

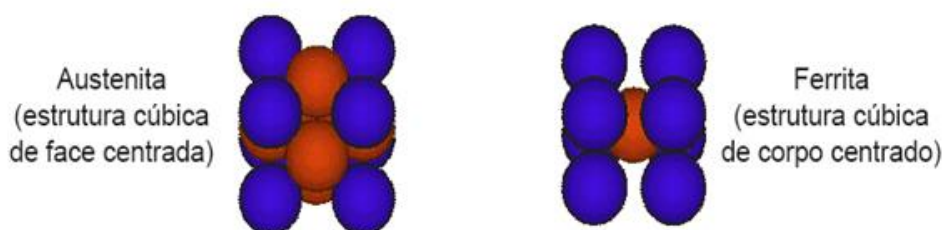


Figura 13 - Representação esquemática da austenita e ferrita [12], [13].

Na composição do aço duplex, há um teor de cromo que varia entre 20 e 26%. As suas adições mais comuns incluem níquel (1 a 8%), molibdênio (0,05 a 5%) e nitrogênio (0,05 a 0,3%). Essa combinação gera excelentes resistências mecânica e à corrosão, atingindo valores mais elevados que os apresentados pelos aços austeníticos. Contudo, apesar da alta resistência que tais aços possuem, há uma desvantagem no que se refere à sua usinagem. É necessário um esforço muito maior no processo de conformação em comparação com os aços austeníticos.

Embora possuam boa tenacidade, a sua ductilidade é reduzida em relação aos aços austeníticos e, por esse motivo, eles são inviáveis para situações que exijam um alto grau de deformabilidade. Entretanto, eles possuem boa soldabilidade, inclusive para chapas de maior espessura, superando a desvantagem antes existente nos aços ferríticos. E apesar de serem nominalmente magnéticos, tais propriedades se manifestam em um grau menor que nos aços ferríticos.

Nos últimos anos, o aço duplex vem sendo aplicado em situações mais correntes, principalmente nas indústrias de papel, química, petroquímica e nuclear. Na construção, ele é indicado para situações em que é esperado o surgimento de fissuras em maior grau (por conta dos agentes patológicos do ambiente) e/ou quando é necessária uma boa resistência à corrosão sob tensão. Teoricamente, eles podem ser utilizados em todas as aplicações citadas para o aço austenítico, exceto em aplicações sísmicas, justamente por não atingirem altos níveis de deformação.

1.4 Comportamento mecânico

O comportamento mecânico dos aços inoxidáveis destoa do aço carbono em uma série de aspectos. O principal deles está associado à forma de suas curvas tensão-deformação. Enquanto o aço carbono apresenta um comportamento elástico linear até atingir uma tensão de escoamento e possui um patamar aproximadamente constante antes que o encruamento seja alcançado, os aços inoxidáveis apresentam comportamento não-linear desde valores pequenos de tensão. Além disso, eles não possuem uma tensão de escoamento bem definida.

A Figura 14 mostra as curvas tensão-deformação típicas dos aços inoxidáveis aplicados na construção civil, comparando-as com o comportamento do aço carbono S355, para deformações de até 0,75%.

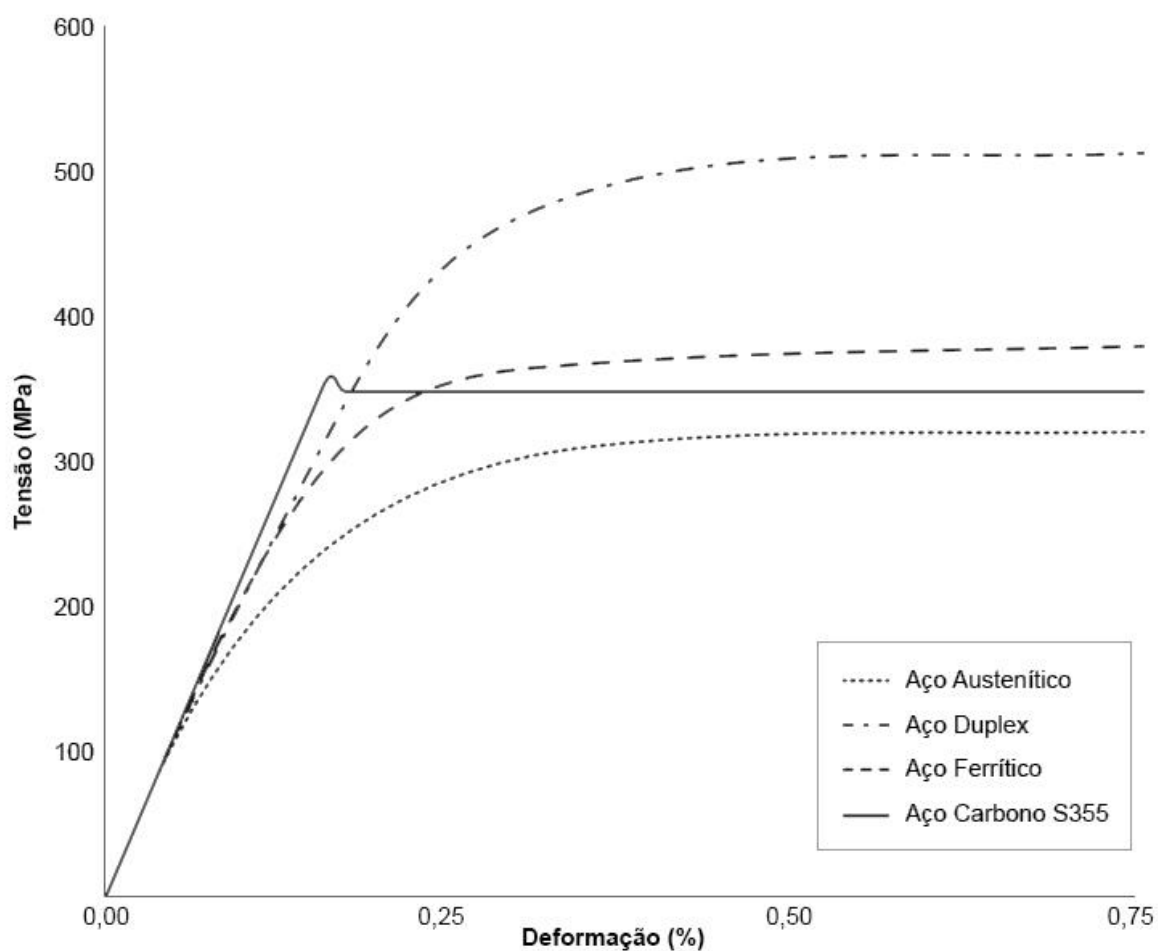


Figura 14 - Curvas tensão-deformação típicas para os aços inoxidáveis e para o aço carbono S355, considerando deformações de 0 a 0,75% [8].

A Figura 15 apresenta as mesmas curvas, agora considerando todo o espectro de tensões e deformações existentes até a ruína do material. Cabe destacar a elevada resistência do aço duplex (que pode atingir tensões da ordem de 800 MPa, com um ganho de cerca de 85% em relação ao aço carbono S355) e a elevada ductilidade do aço austenítico (que pode atingir deformações da ordem de 60%, com um ganho de cerca de 55% em relação ao aço carbono S355).

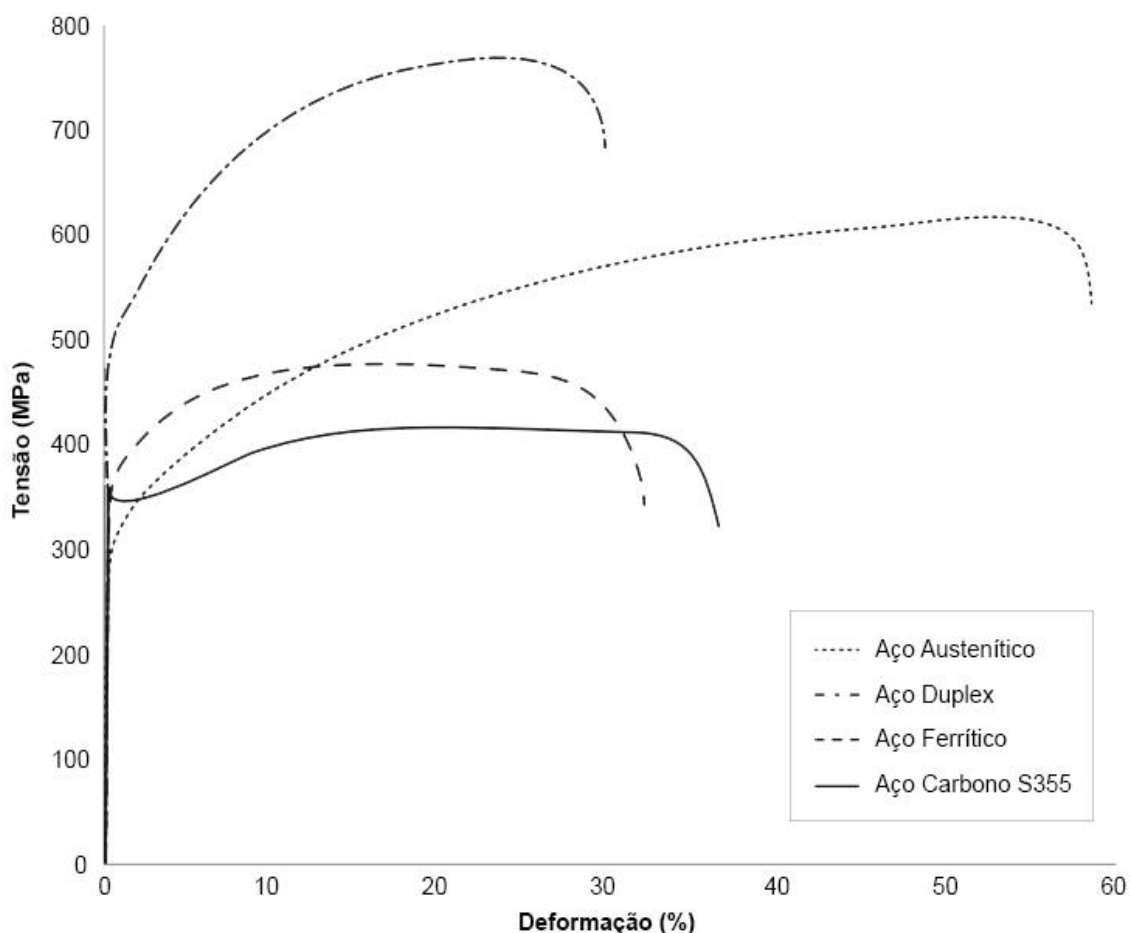


Figura 15 - Curvas tensão-deformação típicas para os aços inoxidáveis e para o aço carbono S355, considerando todo o espectro de tensões e deformações [8].

Os aços inoxidáveis também não possuem simetria de comportamento mecânico quando solicitados à tração e à compressão. Adicionalmente, eles são anisotrópicos, ou seja, possuem resistências diferentes nas direções paralela e perpendicular à laminação (as resistências na direção perpendicular à laminação são maiores). Assim, uma análise completa do aço inoxidável exigiria a elaboração de quatro diferentes curvas. Em geral, a assimetria de comportamento e a anisotropia aumentam se o aço for formado a frio.

Duas das curvas de caracterização do aço inoxidável possuem maior importância para o dimensionamento estrutural: compressão e tração na direção paralela à laminação. Geralmente, a curva de tração paralela à laminação é tomada como base para o dimensionamento, pois fornece valores de tensão menores para elevados níveis de deformação. Isso garante a segurança dos membros comprimidos, mas acaba gerando certo conservadorismo por conta das tensões superiores que o aço inoxidável pode suportar sob compressão. A Figura 16 ilustra essa diferença.

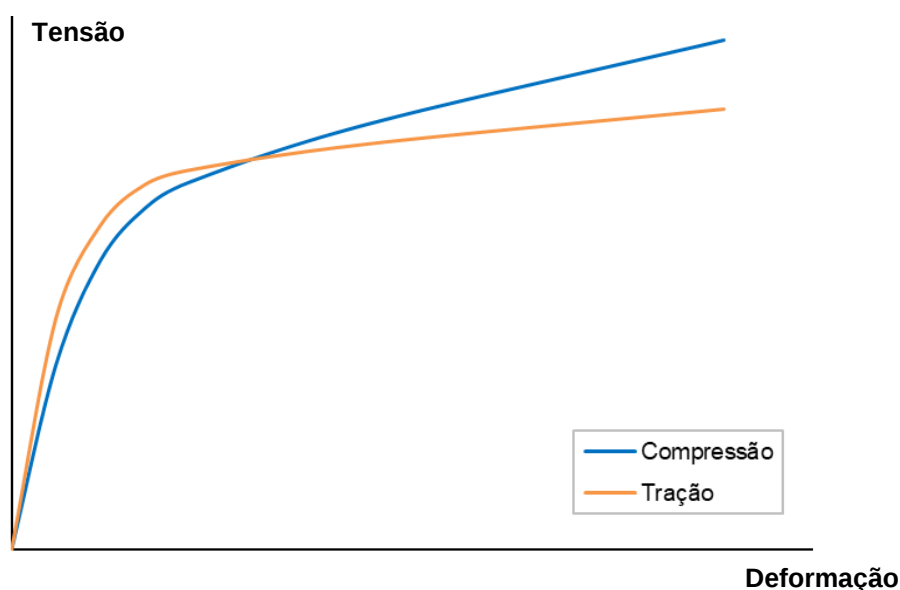


Figura 16 - Curvas tensão-deformação de tração e compressão paralela às fibras [14].

Gardner e Nethercot [14] discriminam outras diferenças entre as duas curvas, no que se refere à rigidez e a duas tensões de referência: a curva de compressão apresenta menor rigidez inicial (diferença da ordem de 10% em relação à curva de tração), menor tensão a 0,2% (diferença aproximada de 5% em relação à curva de tração) e maior tensão a 1% (diferença de cerca de 4% em relação a curva de tração).

Cabe citar também a variação do módulo de elasticidade conforme a tensão desenvolvida, decorrente da própria não-linearidade do material. Por conta dessa variação contínua, a tensão de escoamento para os aços inoxidáveis é representada por uma tensão de referência, que deve ser determinada pelo critério de deformação de 0,2%. A Figura 17 ilustra o procedimento para encontrar esse valor. Segundo o *Design Manual for Structural Stainless Steel* [8], a tensão limite no regime elástico dos aços inoxidáveis fica entre 40 a 70% da tensão aos 0,2%.

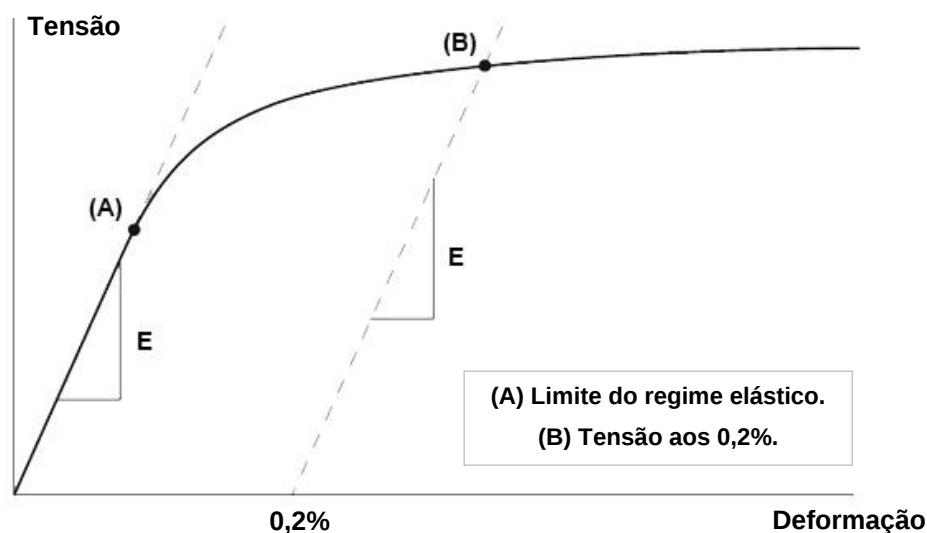


Figura 17 - Tensão aos 0,2% [8].

Como as normas de aço inoxidável são adaptações de normas já existentes para o aço carbono, elas propõem alguns valores de projeto para o dimensionamento estrutural. A Tabela 1 lista os valores prescritos pelo Eurocode 3, Parte 1.4 [15], norma diretamente voltada para os cálculos com aço inoxidável.

Nos perfis de aço inoxidável também aparecem as tensões residuais, decorrentes do resfriamento desigual das chapas de aço após a laminação a quente, com intensidade maior do que se observa no aço carbono.

1.5 Propostas de caracterização do material

Atualmente, as normas e manuais que tratam do dimensionamento estrutural em aço inoxidável fazem analogias com o comportamento do aço carbono, não apresentando formulações específicas para aquele tipo de material. Apesar de isso significar que as rotinas de cálculo convencionais sejam mantidas, grande parte das propriedades efetivas do aço inoxidável acaba sendo negligenciada, resultando em um dimensionamento antieconômico. Por isso, uma das principais preocupações das pesquisas atuais é realizar uma caracterização eficiente desse material.

Para que uma formulação adequada seja desenvolvida, é necessário considerar as propriedades mais complexas que o aço inoxidável possui, já listadas anteriormente. A anisotropia, a falta de simetria de carregamento e a não-linearidade dificultam a descrição do material por meio de uma expressão matemática precisa.

Tabela 1 - Valores nominais de tensão a 0,2% ($\sigma_{0,2}$), tensão última (f_u) e módulo de elasticidade (E) recomendados para o projeto em aço austenítico [15].

Tipo de aço inoxidável	Grau	Forma do produto							
		Tiras trabalhadas a frio		Tiras laminadas a quente		Placas laminadas a quente		Barras e vergalhões	
		Espessura nominal t							
		t ≤ 6 mm		t ≤ 12 mm		t ≤ 75 mm		t ≤ 250 mm	
		σ _{0,2}	f _u	σ _{0,2}	f _u	σ _{0,2}	f _u	σ _{0,2}	f _u
		MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa
Aços Austeníticos	1.4301	230	540	210	520	210	520	190	500
	1.4306	220	520	200	520	200	500	180	460
	1.4307	220	520	200	520	200	500	175	500
	1.4311	290	550	270	550	270	550	270	550
	1.4318	350	650	330	650	330	630	-	-
	1.4401	240	530	220	530	220	530	200	500
	1.4404	240	530	220	530	220	520	200	500
	1.4406	300	580	280	580	280	580	280	580
	1.4432	240	550	220	550	220	520	200	500
	1.4435	240	550	220	550	220	520	200	500
	1.4439	290	580	270	580	270	580	280	580
	1.4529	300	650	300	650	300	650	280	580
	1.4539	240	530	220	530	220	520	230	530
	1.4541	220	520	200	520	200	500	190	500
	1.4547	320	650	300	650	300	650	300	650
	1.4571	240	540	220	540	220	520	200	500
Aços Ferríticos	1.4003	280	450	280	450	250	450	260	450
	1.4016	260	450	240	450	240	430	240	400
	1.4509	230	430	-	-	-	-	200	420
	1.4512	210	380	210	380	-	-	-	-
	1.4521	300	420	280	400	280	420	-	-
	1.4621	230	400	230	400	-	-	240	420
Aços Duplex	1.4062	530	700	480	680	450	650	380	650
	1.4162	530	700	480	680	450	650	450	650
	1.4362	450	650	400	650	400	630	400	600
	1.4462	500	700	460	700	460	640	450	650
	1.4482	500	700	480	660	450	650	400	650
	1.4662	550	750	550	750	480	680	450	650

O módulo de elasticidade (E) pode ser tomado como 200 GPa para os aços austeníticos e duplex, exceto para os aços austeníticos de grau 1.4529, 1.4539 e 1.4547, no qual o valor de 195 GPa se mostra mais adequado. Já para os aços ferríticos, recomenda-se a adoção de um módulo de elasticidade de 220 GPa.

Para as curvas de compressão, a situação se torna ainda pior, pois os fenômenos de instabilidade (flambagem) ocorrem para cargas menores do que aquelas que provocariam o esgotamento da capacidade resistente da seção. Dessa forma, os modelos matemáticos para caracterizar o aço inoxidável devem funcionar como ferramentas de extrapolação, já que não é possível cobrir todo o espectro de deformações com dados experimentais.

1.5.1 Proposta de Ramberg e Osgood

A proposta de Ramberg e Osgood [16] para a criação de um modelo de caracterização do material, originalmente publicada em 1943, ainda é largamente utilizada, aliada a algumas novas contribuições feitas por outros estudiosos ao longo dos anos. A proposta original consistia na descrição da curva tensão-deformação por meio de três parâmetros extraídos das curvas experimentais: o módulo de elasticidade inicial ou tangente E e duas tensões padrão, chamadas de σ_1 e σ_2 .

As tensões padrão consideradas são definidas pelos pontos de interseção entre a curva tensão-deformação obtida experimentalmente e duas retas que partem da origem do sistema de coordenadas com inclinações pré-estabelecidas de $0,70E$ e $0,85E$, respectivamente. A Figura 18 ilustra tais grandezas.

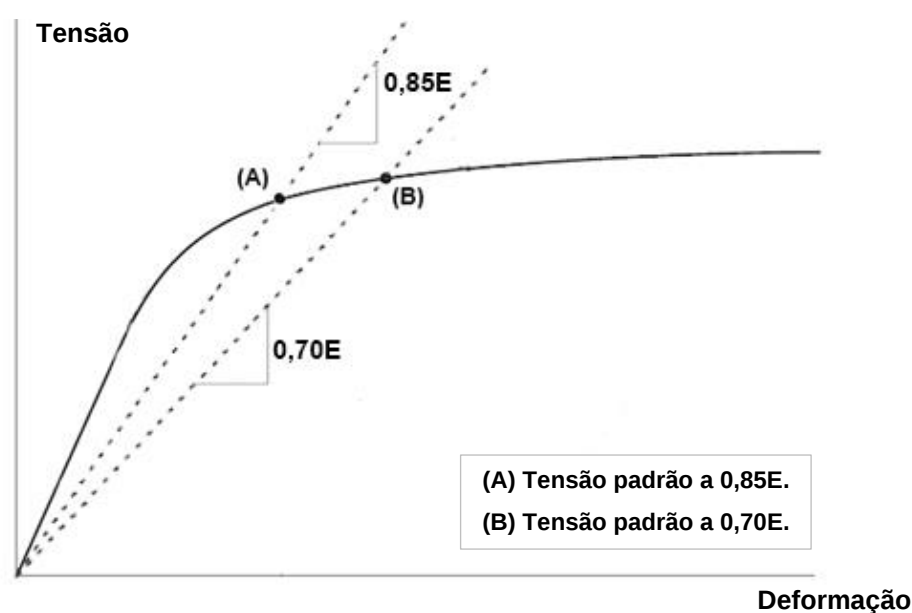


Figura 18 - Representação das tensões padrão a $0,70E$ e $0,85E$ preconizadas pela proposta original de Ramberg e Osgood [16].

A formulação fica completa com a utilização de dois coeficientes n e K , que relacionam as três grandezas fundamentais definidas, como mostram as Equações 3 e 4. A curva tensão-deformação é obtida na sequência, por meio da aplicação da Equação 5 para o intervalo de tensões desejado.

$$n = 1 + \frac{\log(17/7)}{\log(\sigma_1/\sigma_2)} \quad (3)$$

$$K = \frac{3}{7} \times \left(\frac{E}{\sigma_1} \right)^{n-1} \quad (4)$$

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + K \times \left(\frac{\sigma}{E} \right)^n \quad (5)$$

Essa formulação original logo foi alterada por novos estudiosos. A contribuição mais reconhecida foi de Hill [17], que adotou a Equação 6 para o cálculo de n e que fixou $K = 0,002$. Além disso, ele substituiu as tensões padrão anteriormente utilizadas pelas tensões a 0,1% ($\sigma_{0,1}$) e a 0,2% ($\sigma_{0,2}$). A Equação 7 permite o traçado da curva.

$$n = \frac{\log 2}{\log(\sigma_{0,2}/\sigma_{0,1})} \quad (6)$$

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + 0,002 \times \left(\frac{\sigma}{\sigma_{0,2}} \right)^n \quad (7)$$

Essa proposta de caracterização mostrou ser bastante satisfatória para valores de tensão inferiores à tensão a 0,2%, mas a discrepância em relação à curva experimental aumentava conforme os níveis de tensão se afastavam desse valor. Rasmussen [18] representou graficamente essa diferença para o aço austenítico, conforme pode ser observado na Figura 19.

Uma nova versão para essa proposta de caracterização foi sugerida pelo Eurocode 3, Parte 1.4 [15], com o objetivo de reduzir a diferença em relação aos valores experimentais para níveis mais elevados de tensão. Essa formulação é a mais utilizada atualmente e será apresentada com detalhes no próximo item, junto a mais algumas modificações propostas pelo *Design Manual for Structural Stainless Steel* [8].

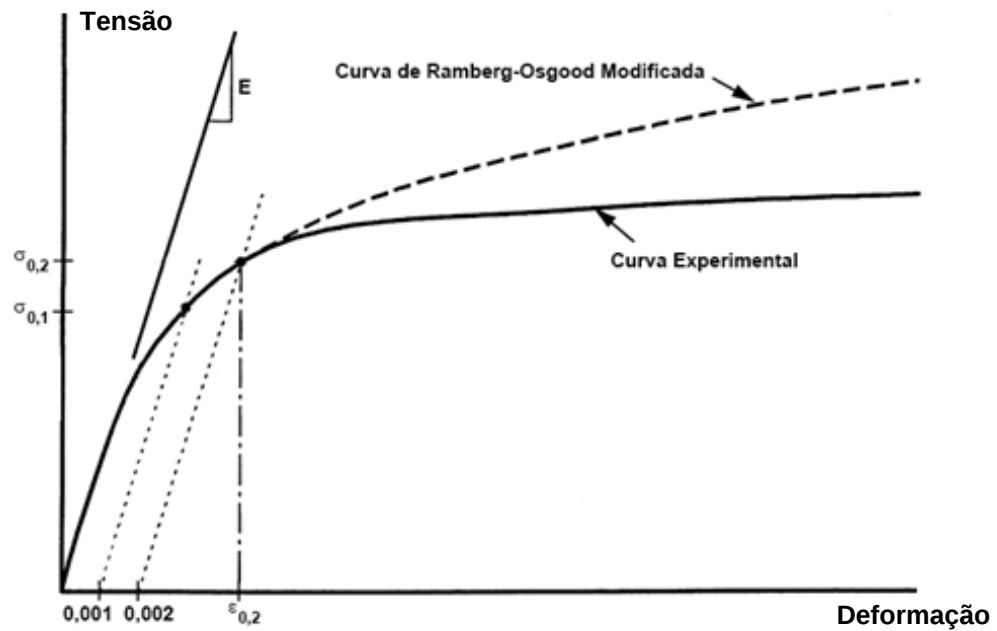


Figura 19 - Análise de precisão da curva de Ramberg e Osgood modificada por Hill [18].

1.5.2 Proposta do Eurocode

O Eurocode 3, Parte 1.4 [15] apresenta uma formulação derivada dos estudos apresentados no item anterior. A principal diferença está na consideração de dois módulos de elasticidade: um inicial, sem diferença em relação à formulação original de Ramberg e Osgood, e um de escoamento, inserido com o objetivo de possibilitar uma melhor correspondência entre a curva teórica e a curva experimental para tensões superiores à tensão a 0,2%. Além disso, são consideradas a tensão última e a tensão a 0,01%. A Equação 8 é usada para a obtenção da curva de caracterização.

$$\varepsilon = \begin{cases} \frac{\sigma}{E} + 0,002 \times \left(\frac{\sigma}{\sigma_{0,2}} \right)^n, & \text{para } \sigma \leq \sigma_{0,2} \\ 0,002 + \frac{\sigma_{0,2}}{E} + \frac{\sigma - \sigma_{0,2}}{E_y} + \varepsilon_u \times \left(\frac{\sigma - \sigma_{0,2}}{f_u - \sigma_{0,2}} \right)^m, & \text{para } \sigma_{0,2} \leq \sigma \leq f_u \end{cases} \quad (8)$$

Os parâmetros que aparecem na Equação 8 são definidos adiante:

E é o módulo de elasticidade inicial;

E_y é o módulo de elasticidade de escoamento;

$\sigma_{0,2}$ é a tensão a 0,2%;

f_u é a tensão última;

ε_u é a deformação última;

n é um coeficiente que relaciona a tensão a 0,2% e a tensão a 0,01%.

m é um coeficiente que relaciona a tensão a 0,2% e a tensão última.

Como se pode observar, essa é uma proposta mais elaborada, que depende de muitos parâmetros associados entre si. Para que a curva de caracterização seja corretamente obtida, as Equações 9 a 12 devem ser aplicadas, nesta ordem, e só depois os valores notáveis devem ser substituídos na Equação 8.

$$n = \frac{\ln 20}{\ln(\sigma_{0,2} / \sigma_{0,01})} \quad (9)$$

$$E_y = \frac{E}{1 + 0,002 \times n \times (E / \sigma_{0,2})} \quad (10)$$

$$\varepsilon_u = 1 - \frac{\sigma_{0,2}}{f_u} \quad (11)$$

$$m = 1 + 3,5 \times \left(\frac{\sigma_{0,2}}{f_u} \right) \quad (12)$$

O *Design Manual for Structural Stainless Steel* [8] sugere algumas mudanças no cálculo dos parâmetros dessa formulação, e indica que elas deverão ser inseridas na próxima atualização do código europeu. A fórmula base para a obtenção da curva de caracterização, por outro lado, continua sendo a Equação 8, sem alterações.

A primeira mudança está na substituição da tensão a 0,01% pela tensão a 0,05%. Assim, a Equação 13 passa a ser utilizada para o cálculo do parâmetro n . Apesar disso, não há mudanças no cálculo do módulo de elasticidade de escoamento, que continua sendo expresso pela Equação 10.

$$n = \frac{\ln 4}{\ln(\sigma_{0,2} / \sigma_{0,05})} \quad (13)$$

A Equação 14 apresenta uma nova formulação utilizada para estimar a razão entre a tensão a 0,2% e a tensão última. Anteriormente, tais valores deveriam ser obrigatoriamente obtidos por meio dos resultados experimentais.

$$\frac{\sigma_{0,2}}{f_u} = \begin{cases} 0,20 + 185 \times \frac{\sigma_{0,2}}{E}, & \text{para aços austeníticos e duplex} \\ 0,46 + 145 \times \frac{\sigma_{0,2}}{E}, & \text{para aços ferríticos} \end{cases} \quad (14)$$

O cálculo da deformação última, indicado na Equação 15, também sofre uma pequena alteração. Considera-se que a deformação última do aço ferrítico é 40% inferior à dos aços austenítico e duplex com mesma razão $\sigma_{0,2}/f_u$.

$$\varepsilon_u = \begin{cases} 1 - \frac{\sigma_{0,2}}{f_u}, & \text{para aços austeníticos e duplex} \\ 0,6 \times \left(1 - \frac{\sigma_{0,2}}{f_u} \right), & \text{para aços ferríticos} \end{cases} \quad (15)$$

Por fim, a Equação 16 passa a ser utilizada para o cálculo do coeficiente m, por conta da mudança da forma de obtenção da razão $\sigma_{0,2}/f_u$.

$$m = 1 + 2,8 \times \left(\frac{\sigma_{0,2}}{f_u} \right) \quad (16)$$

A Figura 20 representa os valores-chave da curva de caracterização do material, já considerando as modificações listadas nas Equações 13 a 16.

Tensão

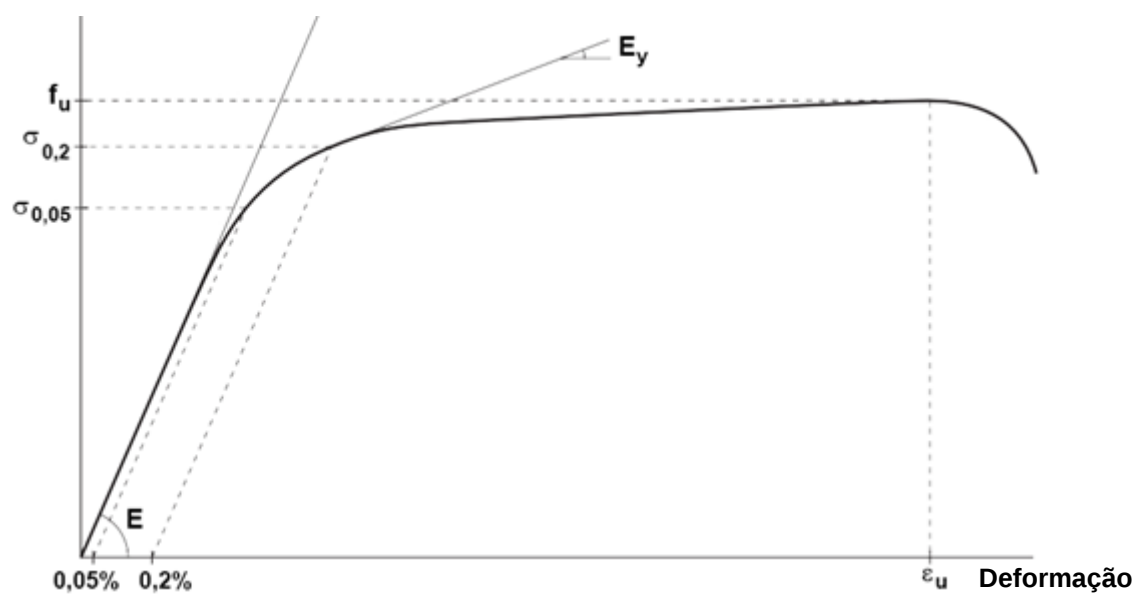


Figura 20 - Modelo típico da curva de caracterização do aço inoxidável [8].

2 ESTUDOS SOBRE CANTONEIRAS

O estudo de seções transversais em aço inoxidável é um tema recorrente no meio científico, haja vista a disseminação desse material na construção civil nos últimos anos. Entretanto, quando se fala especificamente das cantoneiras em aço inoxidável, as pesquisas ainda são relativamente menores, havendo muito mais registros disponíveis em aço carbono. Esse capítulo tem como objetivo mostrar a evolução das pesquisas ao longo dos anos.

2.1 Modos de flambagem

Uma das principais questões discutidas sobre as cantoneiras diz respeito aos modos de flambagem que elas podem desenvolver. As cantoneiras, da mesma maneira que as seções T e as seções cruciformes, possuem as linhas médias de suas paredes se interceptando em um único ponto. Por isso, apresentam uma rigidez à torção extremamente baixa, o que as torna altamente suscetíveis à flambagem global por torção ou à flambagem global por flexo-torção.

Além disso, é uma tarefa particularmente difícil distinguir as deformações oriundas da torção e as deformações provocadas por uma instabilidade local, mesmo que o comportamento pós-crítico desses dois modos sejam bastante distintos. Consequentemente, não é raro surgirem problemas para identificar quando um espectro de deformações representa uma configuração de flambagem global (por torção ou flexo-torção) ou de flambagem local.

Em 2010, Dinis, Camotim e Silvestre [19] forneceram uma das principais contribuições nessa questão dos modos de flambagem. Eles promoveram uma análise detalhada do comportamento de cantoneiras, seções T e seções cruciformes, aplicadas como colunas, vigas e vigas-colunas. Para evidenciar com precisão as características dos distintos modos de flambagem, foi adotada a Teoria Generalizada de Vigas (GBT), na qual o espectro final de deformações de um elemento estrutural é obtido através de uma combinação linear entre modos de deformação puros.

De maneira simplificada, o processo da GBT começa com a determinação dos modos de deformação puros para uma determinada seção e um determinado material.

Em seguida, são montadas as equações de equilíbrio, cujas variáveis são os coeficientes de participação modal, ou seja, a porcentagem com que cada um dos modos de deformação contribui para a composição do espectro final de deformações. Resolvido o sistema, basta realizar a combinação linear com os coeficientes de participação modal obtidos, o que fornecerá a configuração deformada final do elemento analisado.

Para o caso particular das cantoneiras sob compressão axial, foram listadas cinco configurações de deformação puras que o elemento era capaz de desenvolver. A Figura 21 lista essas cinco possibilidades. As três primeiras representam situações de flambagem global (flexão na maior inércia, flexão na menor inércia e torção, respectivamente) e as outras duas representam situações de flambagem local.

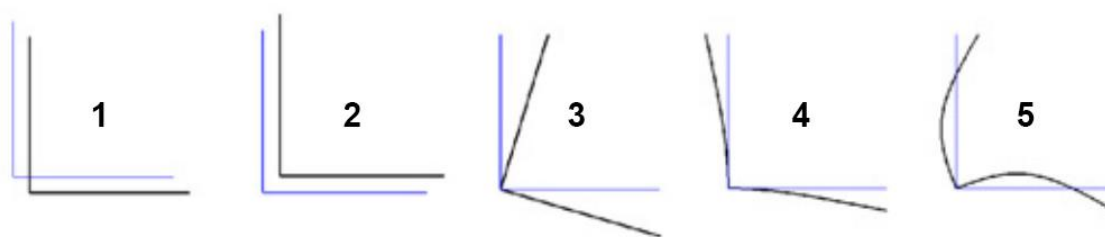


Figura 21 - Configurações de deformação associadas aos modos de flambagem [19].

Analisando com atenção os cinco modos, pode-se observar que, nos modos de flambagem global (1, 2 e 3), os elementos de placa que constituem a seção transversal continuam retilíneos, e a mudança de configuração do elemento só pode ser observada ao longo da direção longitudinal. Por outro lado, os modos de flambagem local (4 e 5) provocam flexões transversais em cada um dos elementos de placa. Em outras palavras, os fenômenos de flambagem global não alteram a forma da seção transversal, enquanto os fenômenos de flambagem local provocam essa alteração.

Os primeiros modelos analisados foram cantoneiras de abas iguais, simplesmente apoiadas. A seção escolhida tem abas de 70 mm e espessura de 1,2 mm, dimensões discrepantes em relação às seções comerciais (as cantoneiras comerciais com aba 63,50 mm ou 76,20 mm têm espessura mínima de 4,76 mm). A Figura 22 mostra a variação da carga de flambagem P_b com o comprimento da coluna (que, neste caso, é o próprio comprimento efetivo de flambagem), indicando os trechos associados a cada modo de flambagem apresentado.

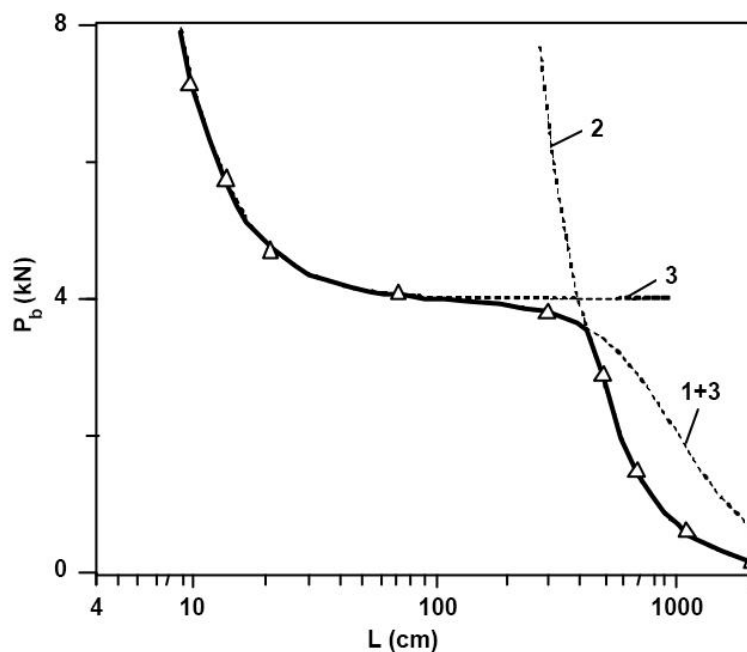


Figura 22 - Carga de flambagem-comprimento para cantoneiras de abas iguais [19].

A Figura 23 representa os resultados com uma abordagem diferente, através de coeficientes de participação modal. Na essência, eles indicam que dificilmente um único modo compõe a configuração deformada do elemento estrutural. Nesse caso em particular, quatro trechos principais são definidos:

- Trecho 1 – $L \leq 30$ cm:
Local (de 25% a 5%) + torção (de 75% a 95%);
- Trecho 2 – $30 \text{ cm} < L \leq 80$ cm:
Torção (superior a 95%);
- Trecho 3 – $80 \text{ cm} < L \leq 400$ cm:
Flexão na maior inércia (de 5% a 50%) + torção (de 95% a 50%);
- Trecho 4 – $L > 400$ cm:
Flexão na menor inércia (100%).

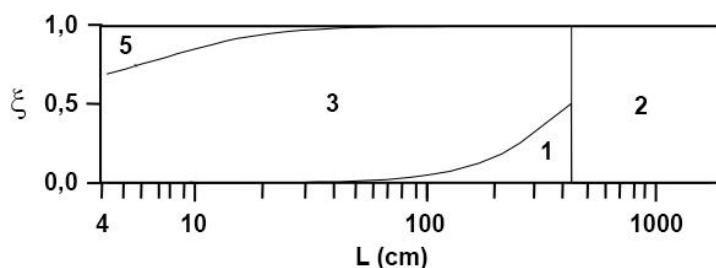


Figura 23 - Coeficientes de participação para cantoneiras de abas iguais [19].

Observando as Figuras 22 e 23, pode-se concluir que, para as cantoneiras de abas iguais, a flambagem local não é um mecanismo dominante (sua participação máxima é de 25%) e a flambagem global por torção ocorre apenas para um pequeno intervalo de comprimentos (de 30 até 80 cm). Ocorrem com maior frequência as flambagens globais por flexo-torção e por flexão. A Figura 24 mostra as configurações deformadas de cantoneiras selecionadas nos quatro trechos supracitados.

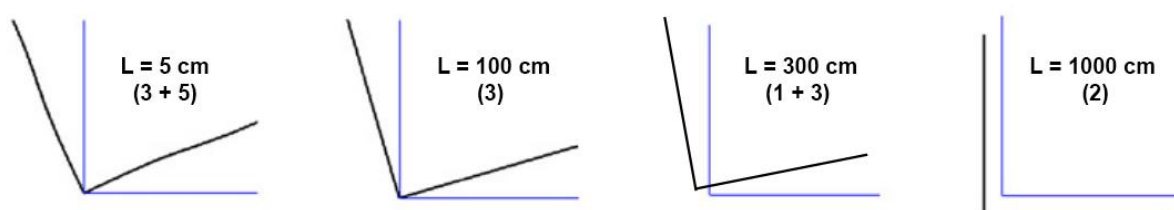


Figura 24 - Configurações deformadas das cantoneiras de abas iguais [19].

Também foram avaliadas cantoneiras de abas desiguais, com espessura de 1,2 mm. Uma das seções tinha abas 70 mm x 50 mm e a outra tinha abas 70 mm x 30 mm, e as condições de contorno originais foram mantidas. A Figura 25 mostra a variação da tensão crítica de flambagem com o comprimento da coluna, comparando as duas seções de abas desiguais com a seção de abas iguais, e a Figura 26 apresenta os coeficientes de participação dos modos de deformação relevantes.

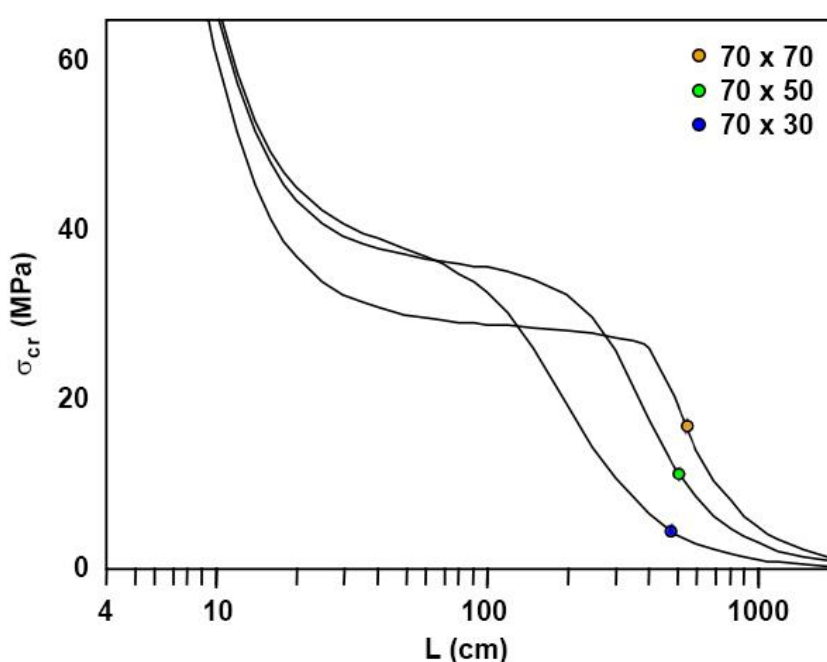


Figura 25 - Tensão crítica-comprimento para cantoneiras de abas iguais e desiguais [19].

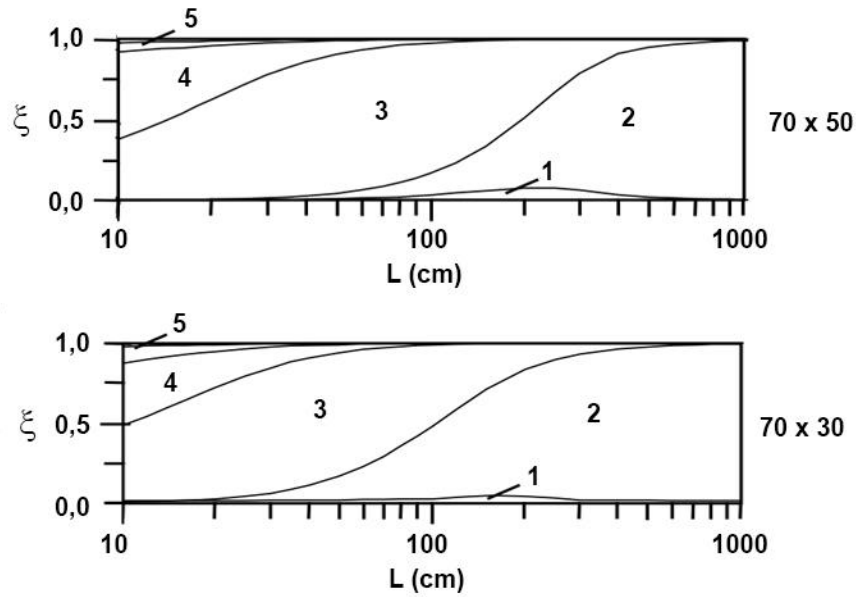


Figura 26 - Coeficientes de participação para cantoneiras de abas desiguais [19].

Pode-se observar que, conforme a diferença entre as abas aumenta, a relevância da torção (modo 3) diminui. Para as colunas mais curtas, os modos locais 4 e 5 passam a contribuir mais no espectro de deformações final, podendo chegar a até 65% de participação. Para as colunas intermediárias, a flexão no eixo de menor inércia (modo 2) também passa a ter uma participação maior. Por fim, cabe citar que a mudança abrupta da flambagem por flexo-torção para a flambagem por flexão que ocorre nas cantoneiras de abas iguais não ocorre quando as abas são desiguais.

Dando continuidade a esses estudos, em 2017, Dinis, Camotim e Vieira [20] propuseram a Equação 17 para determinar o comprimento de transição entre os fenômenos da flambagem por flexo-torção e da flambagem por flexão ($L_{T,F}$), para cantoneiras de abas iguais laminadas a quente submetidas à compressão axial, sob condição de contorno biengastada. Nessa equação, foi introduzido um coeficiente auxiliar K_F , que depende unicamente da razão b/t da cantoneira e do coeficiente de Poisson do aço inoxidável. Esse coeficiente é calculado através da Equação 18.

$$L_{T,F} = b \left(\frac{\pi^2 K_F}{6} \right)^{1/2} \quad (17)$$

$$K_F = (1+\nu) \left[2,25 \left(\frac{b}{t} \right)^2 - 4,00 \right] \quad (18)$$

2.2 Resultados experimentais e numéricos

2.2.1 Resultados experimentais e numéricos de Reynolds [21]

Em 2013, Reynolds [21] estudou o comportamento de cantoneiras em aço duplex, formadas pela soldagem de duas placas laminadas a quente. O programa experimental foi composto de 33 ensaios de compressão axial, englobando três seções diferentes: L 50,8 x 50,8 x 6,35, L 76,2 x 76,2 x 6,35 e L 101,6 x 101,6 x 7,94, com dimensões em milímetros. Foi considerado um intervalo de esbeltezes entre 35 e 350 e razão largura da aba/espessura (b/t) variando de 7,5 a 12,3. Os apoios foram concebidos de forma que a coluna pudesse ser considerada simplesmente apoiada no eixo de menor inércia e biengastada no eixo de maior inércia.

Os resultados atestaram que o AISC Steel Design Guide 27 [1] e o Eurocode 3, Parte 1.4 [15] não representavam adequadamente o comportamento das colunas, prevendo por vezes o estado limite incorreto e gerando um dimensionamento bem conservador. Por outro lado, a norma australiana/neozelandesa AS/NZS 4673 [22] e o manual estadunidense SEI/ASCE 8-02 [23] geraram resultados mais realistas.

As Figuras 27, 28 e 29 correlacionam os resultados numéricos e teóricos (preconizados pelos regulamentos já citados) para as razões b/t de 7,5, 12,5 e 17,5. Cabe destacar que a curva nomeada como SEI/ASCE 8-02 (L/1000) se difere da curva SEI/ASCE 8-02 pura, por considerar uma excentricidade de aplicação da carga de L/1000, onde L é o comprimento real da coluna.

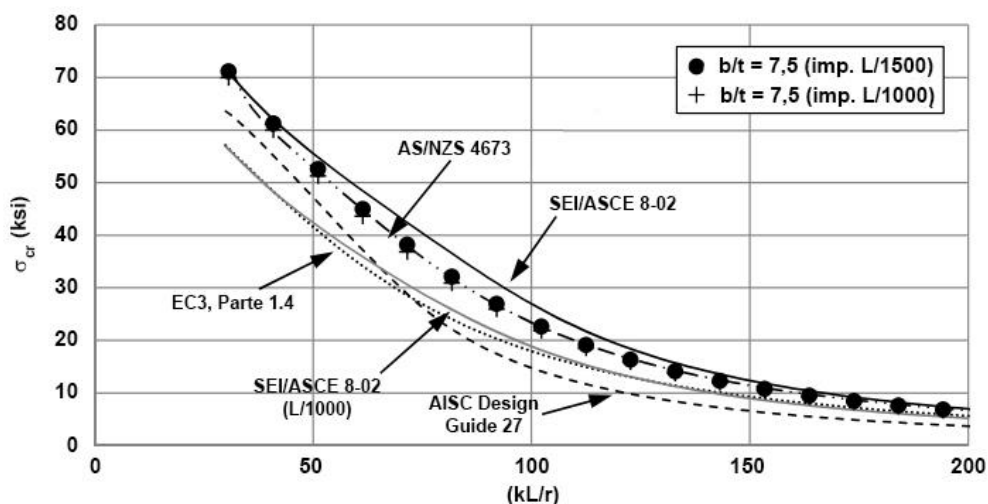


Figura 27 - Tensão crítica-esbeltez para cantoneiras com $b/t = 7,5$ [21].

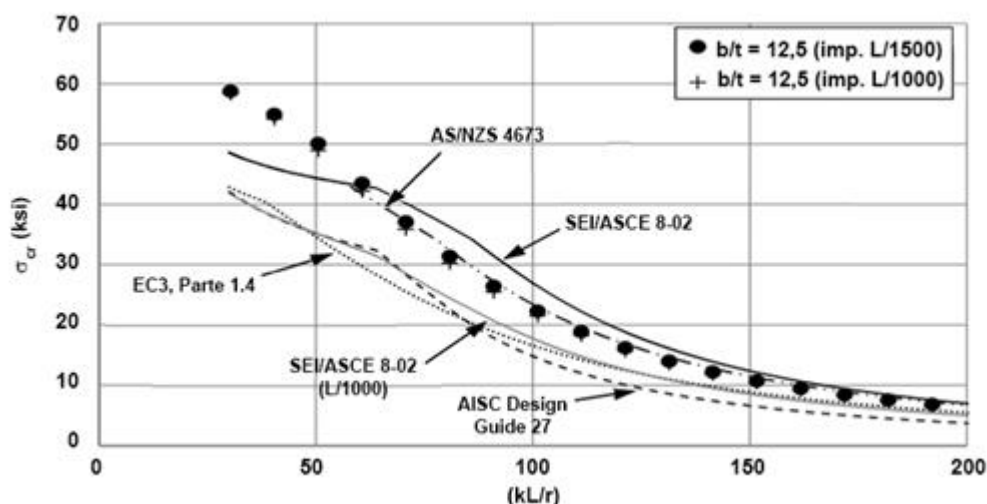


Figura 28 - Tensão crítica-esbeltez para cantoneiras com $b/t = 12,5$ [21].

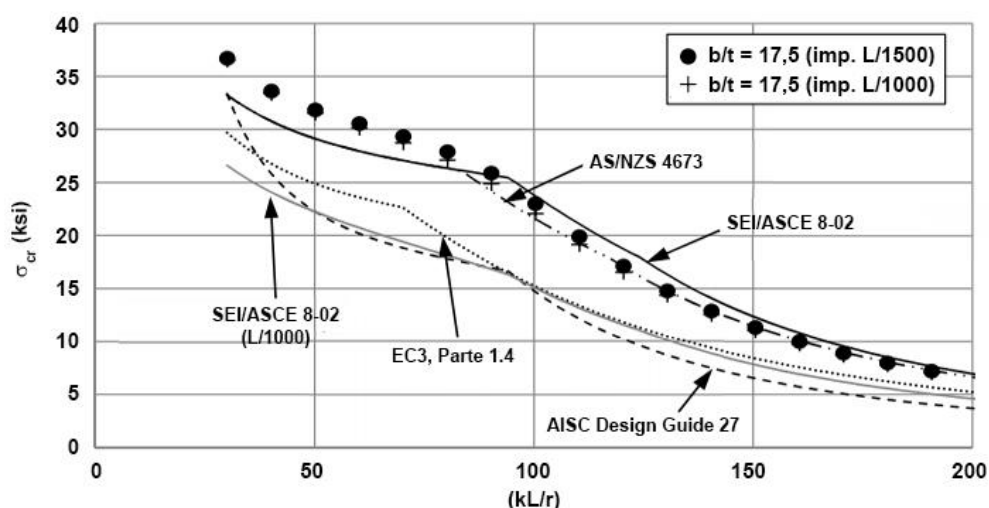


Figura 29 - Tensão crítica-esbeltez para cantoneiras com $b/t = 17,5$ [21].

2.2.2 Resultados experimentais e numéricos de Menezes [24]

Em 2017, Menezes [24] desenvolveu um programa experimental com dois ensaios de caracterização e onze ensaios de compressão axial, para a seção L 64x64x6,35 em aço austenítico (com comprimentos variando de 500 a 1500 mm). As condições de contorno eram tais que permitiam a obtenção de um coeficiente de flambagem entre 0,5 e 0,7, ou seja, garantindo um engastamento total ou parcial.

Os resultados obtidos incluíam a carga máxima experimental das colunas e o mecanismo de flambagem desenvolvido. As colunas de 500 e 750 mm foram associadas à flambagem local, enquanto as colunas de 1000, 1250 e 1500 mm

apresentaram flambagem global por flexão. Uma análise paramétrica foi feita na sequência, utilizando os resultados dos ensaios para calibrar o modelo numérico.

A análise paramétrica mostrou que, para valores de esbelteza normalizada superiores a 0,65, os critérios de dimensionamento propostos pelo Eurocode 3, Parte 1.4 [15], são contra a segurança. Para esbeltezes inferiores a esse valor, o mesmo código se mostra a favor da segurança, fornecendo resistências menores do que as experimentalmente obtidas.

Uma proposta de dimensionamento também foi elaborada, adotando novos valores para os coeficientes-base da formulação do Eurocode 3, Parte 1.4 [15]. Esses coeficientes serão posteriormente apresentados e comparados com a formulação proposta no sexto capítulo do presente trabalho.

Cabe ressaltar que, por causa das considerações de Dinis, Camotim e Silvestre [19] já apresentadas, acredita-se que os ensaios associados à flambagem local deveriam ser na verdade ligados à flambagem global por flexo-torção.

2.2.3 Resultados experimentais de Sirqueira [25]

Em 2018, Sirqueira [25] estudou o comportamento de cantoneiras em aço carbono e em aço austenítico. No que diz respeito ao aço austenítico, 18 cantoneiras foram ensaiadas à compressão axial, com adoção de três seções comerciais: L 64 x 64 x 4,76, L 76 x 76 x 6,35 e L 102 x 102 x 6,35, com dimensões em milímetros. Os apoios foram montados para garantir um coeficiente de flambagem entre 0,5 e 0,7.

Os resultados do estudo foram a carga máxima e o mecanismo de flambagem que as cantoneiras apresentaram. As colunas de até 250 mm foram associadas à flambagem local, as colunas entre 250 mm e 1470 mm apresentaram flambagem global por flexo-torção e as colunas com comprimentos superiores sofreram flambagem global por flexão. Novamente, acredita-se que os ensaios identificados como flambagem local sofreram na verdade flambagem global por flexo-torção.

Os resultados de Sirqueira [25] servirão como base para a calibração do modelo computacional deste trabalho. Portanto, no quarto capítulo, esse programa experimental será apresentado com maior profundidade, listando os elementos ensaiados, os valores obtidos e as curvas de caracterização dos materiais.

2.2.4 Resultados experimentais e numéricos de Liang et al. [26]

Em 2019, Liang et al. [26] fizeram uma extensa investigação experimental e numérica buscando modelar o comportamento e a capacidade de carga de cantoneiras de abas iguais sob compressão axial, com foco no mecanismo de flambagem global por flexo-torção.

Os ensaios foram realizados para dezesseis colunas com extremidades engastadas, usando quatro seções em aço austenítico. Esse estudo realizou a medição das imperfeições geométricas, conforme trabalho anterior publicado por Landesmann et al. [27]. Isso facilitou a validação do modelo numérico por meio dos dados obtidos experimentalmente e permitiu a extrapolação dos resultados para diferentes comprimentos e dimensões de seção transversal. A Figura 30 mostra um esquema das configurações indeformada e deformada das cantoneiras.

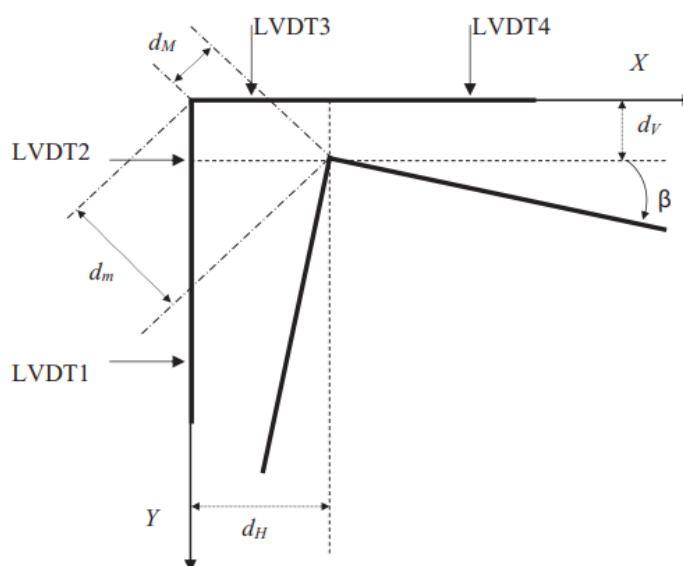


Figura 30 - Esquema das configurações indeformada e deformada das cantoneiras [26].

As imperfeições máximas aplicadas no modelo numérico foram:

- ω_{dM} : imperfeição de $L/750$ aplicada na direção do deslocamento d_M .
- ω_{dm} : imperfeição de $L/750$ aplicada na direção do deslocamento d_m .
- ω_{β} : imperfeição de $t/(50b)$ aplicada como rotação no sentido de β .

Essas três imperfeições correspondem, respectivamente, às deformações dos mecanismos globais de flambagem 1 (flexão na maior inércia), 2 (flexão na menor

inércia) e 3 (torção) já indicados na Figura 21. Ressalta-se que, para obter a imperfeição global de flexão, os dois eixos principais de inércia foram considerados com a mesma participação (ambos contribuem com o valor $L/750$).

Os resultados obtidos foram utilizados para avaliar a precisão dos códigos e normas vigentes. Em geral, foi detectado um nível excessivamente elevado de conservadorismo e dispersão. A Figura 31, por exemplo, relaciona os resultados numéricos e experimentais com as prescrições do Eurocode 3, Parte 1.4 [15]. O eixo horizontal representa a esbeltez normalizada e o eixo vertical lista os coeficientes de redução. Ambas as grandezas serão definidas no próximo capítulo, que trata do dimensionamento estrutural.

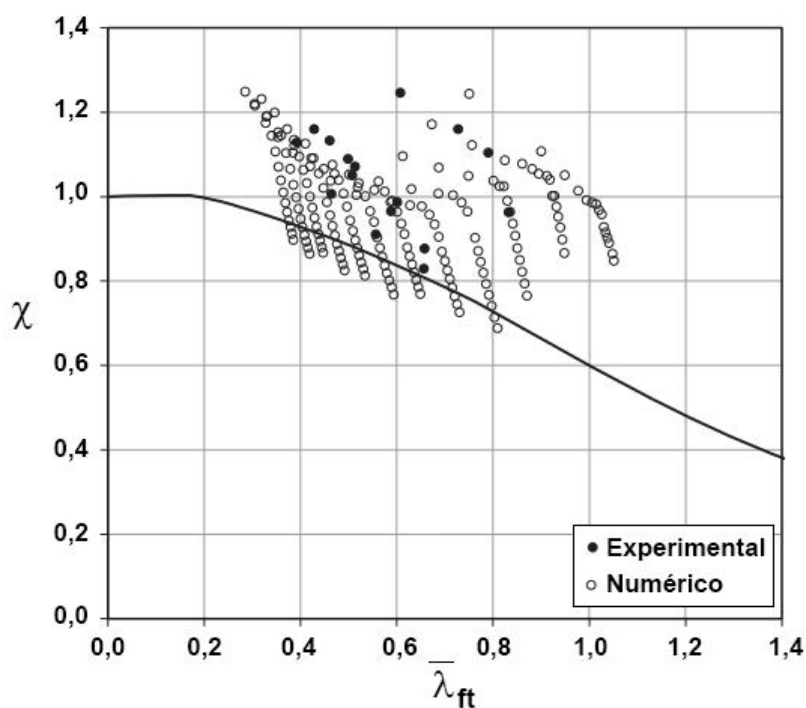


Figura 31 - Comparação entre resultados numéricos e experimentais e as prescrições do Eurocode [26].

3 DIMENSIONAMENTO DE CANTONEIRAS SOB COMPRESSÃO AXIAL

O principal objetivo deste capítulo é analisar o comportamento estrutural das cantoneiras sob compressão axial. Inicialmente, é apresentada a formulação teórica de flambagem, indicando as características dos principais mecanismos existentes. Além das clássicas equações da flambagem no regime elástico, também é feita uma breve discussão sobre a flambagem elastoplástica, buscando evidenciar as diferenças marcantes que existem entre essas duas abordagens.

Em seguida, faz-se o detalhamento dos códigos e normas internacionais mais relevantes atualmente: o Eurocode 3, Parte 1.4 [15], o *Design Manual for Structural Stainless Steel* [8], os manuais estadunidenses AISC Steel Design Guide 27 [1] e SEI/ASCE 8-02 [23] e a norma australiana/neozelandesa AS/NZS 4673 [22].

3.1 Flambagem de colunas

Os elementos comprimidos, em uma parcela considerável dos casos, possuem fenômenos de instabilidade como estado limite último dominante, ao invés do trivial escoamento da seção transversal. Dessa forma, torna-se importante conhecer as características de cada um desses fenômenos e as situações em que cada um deles ocorre. As flambagens global e local são os dois casos principais. Enquanto a global se manifesta no elemento estrutural como um todo, a local está associada ao colapso das placas individuais que compõem a seção transversal final do elemento.

A flambagem global, especificamente, pode se apresentar de três maneiras. São as flambagens por flexão, por torção e por flexo-torção. Fundamentalmente, os três fenômenos poderiam ser observados em todas as seções, dependendo das dimensões do elemento estrutural, mas propriedades específicas de cada seção acabam por condicionar a manifestação preferencial de um mecanismo ou de outro.

A flambagem por flexão, por exemplo, é dominante em seções transversais fechadas ou cheias, por estas contarem com uma rigidez à torção consideravelmente elevada. As flambagens por torção e flexo-torção já são mais comuns em seções transversais abertas, principalmente as que são compostas somente por elementos externos, pois essa concepção às confere uma rigidez à torção particularmente baixa.

A diferença entre a torção e a flexo-torção está na posição relativa entre o centroide e o centro de cisalhamento da seção transversal: quando esses dois pontos coincidem, a seção tem a flambagem por torção como mecanismo preferencial; quando não coincidem, a peça é mais suscetível à flambagem por flexo-torção. As cantoneiras pertencem a esse último grupo, então espera-se que a flambagem por flexo-torção ocorra com predominância, exceto para colunas mais esbeltas, nas quais a flambagem por flexão torna-se inevitável.

3.1.1 Flambagem global por flexão

Já foi apresentado que os elementos estruturais sob compressão têm sua resistência mecânica reduzida conforme seus comprimentos aumentam. Uma carga axial aplicada em uma coluna que possui curvatura inicial é capaz de amplificar os deslocamentos da coluna em relação ao seu eixo vertical fictício. Conforme esses deslocamentos são amplificados, a excentricidade de carga aumenta, e isso gera um acréscimo de tensão que não existiria caso o elemento mantivesse a sua configuração original. Dessa forma, a falha da coluna ocorre para valores de carga inferiores ao que era inicialmente esperado. Essa flexão, que ocorre em torno de um dos eixos principais de inércia da seção transversal, recebe o nome de flambagem por flexão.

No caso hipotético de colunas perfeitamente retilíneas, sem imperfeições geométricas, o fenômeno da flambagem não se manifesta até que uma determinada carga crítica seja atingida. A partir desse valor, os deslocamentos laterais passam a ocorrer e isso configura a ruína do elemento. Desde que as tensões geradas não excedam o limite elástico dos materiais, o valor dessa carga crítica pode ser calculado pela equação de Euler. As Equações 19 e 20 são a aplicação da equação de Euler para os eixos principais de inércia (chamados de x e y).

$$N_{cr,x} = \frac{\pi^2 EI_x}{(k_x L_x)^2} \quad (19)$$

$$N_{cr,y} = \frac{\pi^2 EI_y}{(k_y L_y)^2} \quad (20)$$

onde:

E é o módulo de elasticidade longitudinal do material;

I_x é o momento de inércia em relação ao eixo principal x ;

I_y é o momento de inércia em relação ao eixo principal y ;

k_x é o coeficiente do comprimento efetivo de flambagem no eixo principal x ;

k_y é o coeficiente do comprimento efetivo de flambagem no eixo principal y ;

L_x é o comprimento original da coluna para flexão no eixo principal x ;

L_y é o comprimento original da coluna para flexão no eixo principal y ;

$N_{cr,x}$ é a carga crítica de flambagem no eixo principal x ;

$N_{cr,y}$ é a carga crítica de flambagem no eixo principal y .

A Figura 32 ilustra a configuração deformada genérica de uma cantoneira que sofreu flambagem por flexão. Observe que, nesse fenômeno puro, os deslocamentos sempre ocorrem na direção perpendicular ao eixo que controla a flambagem. Na sequência, a Figura 33 lista os possíveis valores de coeficientes de comprimento efetivo de flambagem (k) para diferentes condições de contorno. É importante citar que cada direção pode apresentar o seu próprio valor de k , e os comprimentos originais (L) nas duas direções principais também podem ser distintos.

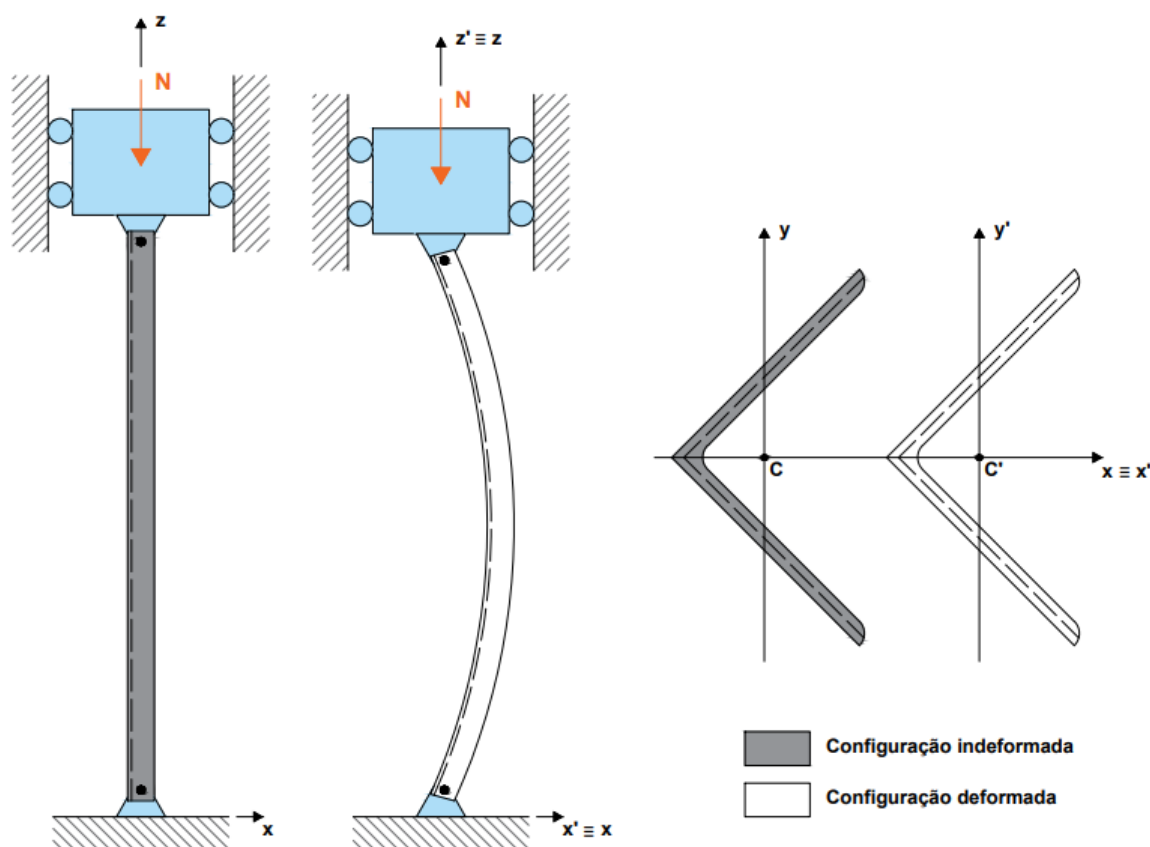


Figura 32 - Flambagem por flexão em cantoneiras, em torno do eixo de menor inércia.

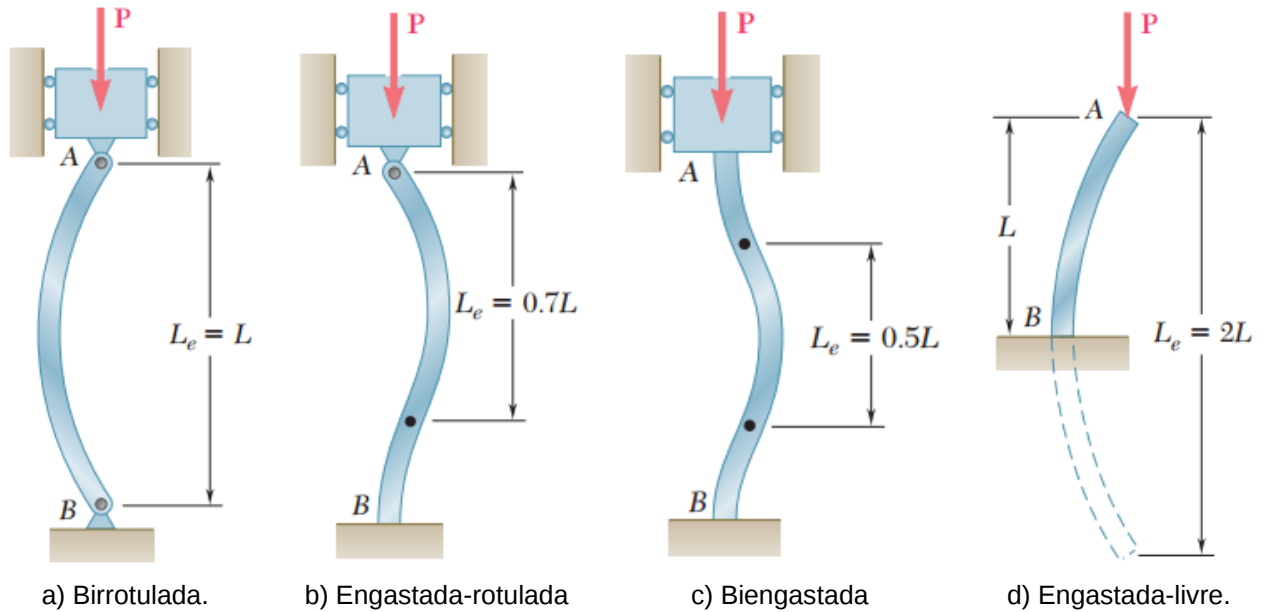


Figura 33 - Comprimentos efetivos de flambagem ($L_e = kL$) [28].

Quando se fala da resistência de colunas reais à flambagem, outros fatores precisam ser considerados, como as possíveis excentricidades de aplicação de carga, as imperfeições geométricas do elemento e os níveis de tensões residuais nos perfis decorrentes de seu processo de fabricação. Todos esses fatores contribuem para a redução da resistência calculada na situação idealizada.

Se, por algum motivo, forem desenvolvidas na coluna tensões superiores ao limite de proporcionalidade do material, a formulação apresentada já não pode mais ser utilizada. O cálculo da resistência deve ser feito considerando o domínio elastoplástico do material. O procedimento mais simples, apresentado na obra de Reis e Camotim [29], consiste na substituição do módulo de elasticidade do material, que aparece nas Equações 19 e 20, por um módulo de elasticidade reduzido, que pode ser calculado pela Equação 21.

$$E_r = \frac{4 E E_y}{(E^{1/2} + E_y^{1/2})^2} \quad (21)$$

onde:

E é o módulo de elasticidade longitudinal do material;

E_y é o módulo de elasticidade de escoamento (referenciado à tensão a 0,2%);

E_r é o módulo de elasticidade reduzido a ser aplicado nas Equações 17 e 18.

3.1.2 Flambagem global por torção

Já foi indicado anteriormente que, quando se trabalha com seções abertas, nem sempre a flambagem por flexão configura o mecanismo de instabilidade preferencial. Isso porque esse tipo de seção transversal conta com uma rigidez à torção muito pequena, e rotação da seção transversal em torno de seu centro de cisalhamento pode acabar ocorrendo para valores de carga inferiores ao que se esperaria para o desenvolvimento dos deslocamentos laterais típicos da flambagem por flexão. Quando isso acontece, têm-se o fenômeno de flambagem por torção, que é ilustrado de forma genérica na Figura 34.

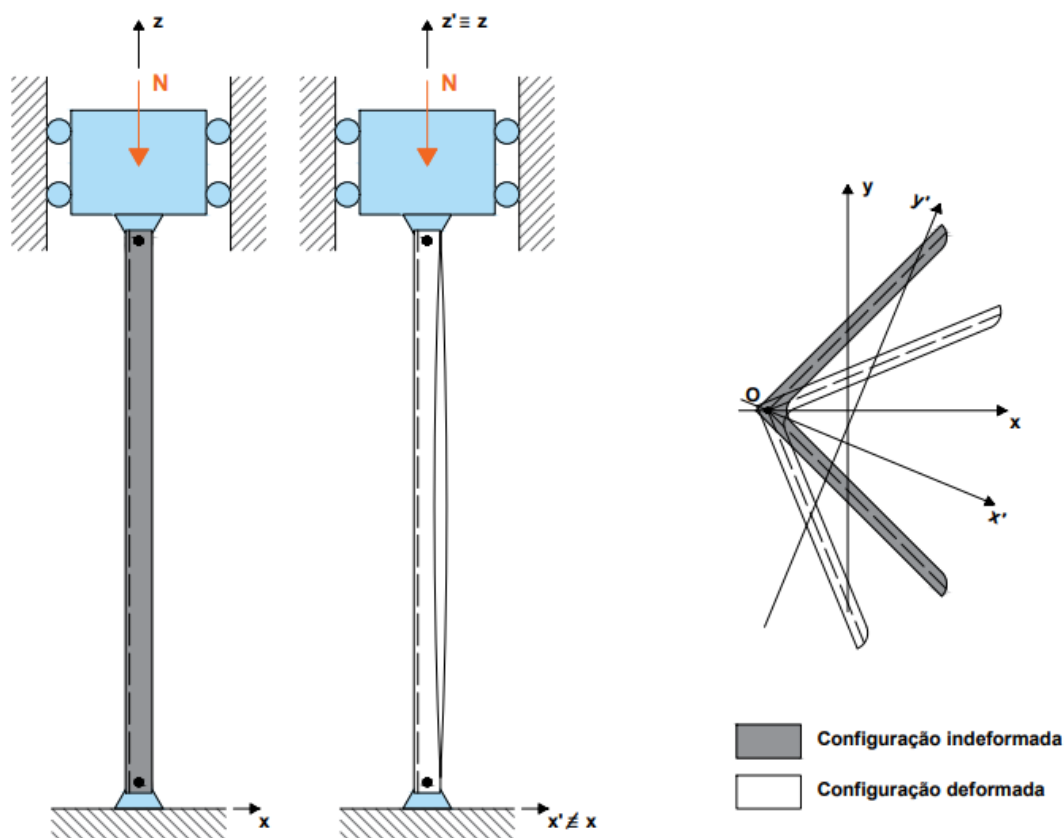


Figura 34 - Flambagem por torção em cantoneiras.

Fundamentalmente, a flambagem por torção ocorre em seções abertas que possuem dupla simetria (como é o caso das seções I) ou simetria em relação a um ponto (como é o caso das seções Z), pois nesses casos o centroide da seção e o seu centro de cisalhamento coincidem. Segundo Reis e Camotim [29], essas seções só são capazes de desenvolver modos de flambagem “puros”, ou seja, só podem sofrer

flambagem por flexão ou por torção, sem nenhuma interação entre ambos os mecanismos. Segundo os estudos de Dinis, Camotim e Silvestre [19], as cantoneiras, apesar de não pertencerem a esse grupo de seções, podem apresentar torção pura, mas apenas para comprimentos muito pequenos. A tendência nas cantoneiras é que a torção venha acompanhada da flexão em torno do eixo de maior inércia.

A Equação 22 indica o cálculo da carga crítica no caso da flambagem por flexão. Repare na presença de duas parcelas: uma relacionada à torção pura (de Saint-Venant) e outra associada à torção de empenamento.

$$N_{cr,\theta} = \frac{1}{r_0^2} \left(G I_t + \frac{\pi^2 E I_w}{(k_\theta L_\theta)^2} \right) \quad (22)$$

onde:

E é o módulo de elasticidade longitudinal do material;

G é o módulo de elasticidade transversal do material;

I_t é a constante de torção de Saint-Venant;

I_w é a constante de empenamento;

k_θ é o coeficiente do comprimento efetivo de flambagem por torção;

L_θ é o comprimento original da coluna para torção;

r_0 é o raio de giração polar, referenciado ao centro de cisalhamento;

$N_{cr,\theta}$ é a carga crítica de flambagem por torção.

Para as cantoneiras de abas iguais, a constante de torção de Saint-Venant, a constante de empenamento e o raio de giração polar podem ser calculados pelas Equações 23 a 25. A distância entre o centroide e o centro de cisalhamento na cantoneira é representado por x_0 , pois é sempre medido sobre o eixo de maior inércia.

$$I_t = \frac{2bt^3}{3} \quad (23)$$

$$I_w = \frac{b^3 t^3}{18} \quad (24)$$

$$r_0 = \left(\frac{I_x + I_y}{A} + x_0^2 \right)^{1/2} \quad (25)$$

É importante salientar que a teoria clássica do empenamento foi desenvolvida considerando duas hipóteses simplificadoras, segundo Reis e Camotim [29]:

- As distorções que ocorrem nas fibras localizadas sobre a superfície média da barra são desprezíveis, e os deslocamentos axiais provenientes do empenamento não se modificam ao longo da espessura da parede.
- As seções transversais não sofrem deformações no seu próprio plano. Ao invés disso, cada seção sofre, no seu próprio plano, unicamente um deslocamento de corpo rígido (rotação em torno do centro de cisalhamento).

O desenvolvimento dessa teoria mostra que as seções formadas por paredes cujas linhas médias convergem em um ponto possuem constante de empenamento nula, ou seja, sofrem rotação sem empenamento quando submetidas à esforços de torção. As cantoneiras (bem como as seções T) pertencem a esse grupo e, a princípio, sua parcela de empenamento na Equação 22 deveria ser desprezada.

Entretanto, se a primeira hipótese simplificadora for abandonada, passa-se a observar uma distribuição de tensões normais de segunda ordem, variáveis ao longo da espessura de cada parede. Elas induzem tensões tangenciais para garantir o equilíbrio, e acabam gerando um mecanismo de torção adicional no elemento estrutural, conhecido como empenamento secundário.

Esse mecanismo é quantificado por meio da adoção de uma constante de empenamento secundário. Essa constante é desprezível para as seções que possuem a constante de empenamento primário não-nula, mas deve ser considerada nas cantoneiras e seções T. Dessa forma, a constante de empenamento indicada na Equação 24 se refere unicamente ao empenamento secundário das cantoneiras.

3.1.3 Flambagem global por flexo-torção

Quando o foco passa a ser as seções abertas com apenas um eixo de simetria (como é o caso das seções C, T e L), nas quais o centroide da seção e o seu centro de cisalhamento não coincidem, o fenômeno de torção passa a acontecer associado à flexão em torno do eixo de maior inércia. A atuação simultânea desses dois modos de flambagem “puros” dá origem a um mecanismo misto, chamado de flambagem por flexo-torção. Essa é a situação à qual as cantoneiras estão mais suscetíveis, exceto

em colunas mais esbeltas, nas quais a flambagem por flexão se faz dominante. A Figura 35 exemplifica a deformada das cantoneiras sob flambagem por flexo-torção.

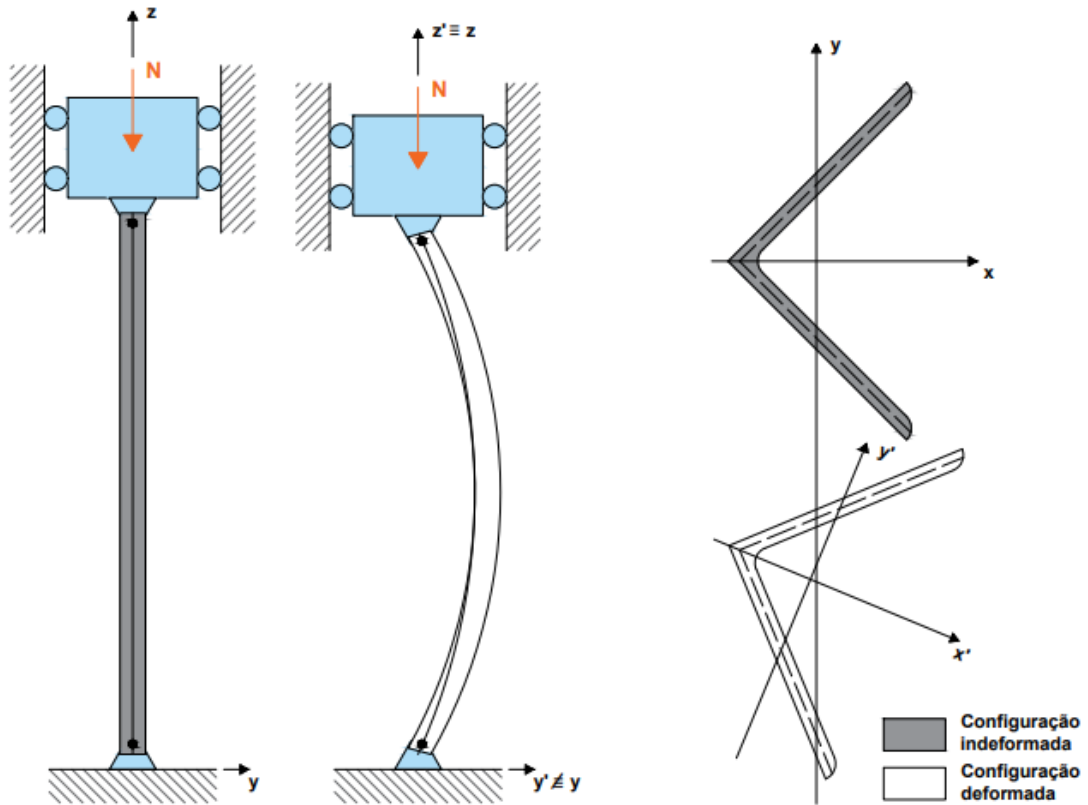


Figura 35 - Flambagem por flexo-torção em cantoneiras.

A obtenção da carga crítica de flambagem por flexo-torção passa pela resolução da Equação 26, que depende diretamente das cargas críticas para flexão em torno do eixo de maior inércia e para torção. O valor obtido deve ser comparado com a carga crítica para flexão em torno do eixo de menor inércia, como forma de definir qual mecanismo atua de fato na coluna em questão.

$$r_0^2 (N_{cr,ft} - N_{cr,x}) (N_{cr,ft} - N_{cr,\theta}) - N_{cr,ft}^2 x_0^2 = 0 \quad (26)$$

onde:

x_0 é a distância entre o centroide e o centro de cisalhamento;

r_0 é o raio de giração polar, referenciado ao centro de cisalhamento;

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

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

$N_{cr,ft}$ é a carga crítica de flambagem por flexo-torção.

3.1.4 Flambagem local

Além da flambagem global, que corresponde à deformação do elemento estrutural como um todo diante do desenvolvimento de tensões normais, há outro fenômeno de instabilidade corrente, associado à cada uma das placas que formam a seção transversal da coluna. Placas muito esbeltas acabam tendo suas resistências mecânicas limitadas a níveis de tensão inferiores ao escoamento por conta desse fenômeno, que recebe o nome de flambagem local. A Figura 36 ilustra a configuração genérica da flambagem em placas de comprimento infinito sob compressão uniforme.

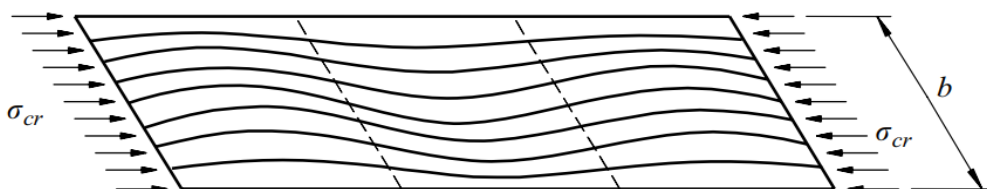


Figura 36 - Flambagem de uma placa de comprimento infinito simplesmente apoiada [30].

A Equação 27 governa esse fenômeno, que depende apenas das dimensões da placa (largura b e espessura t), do módulo de elasticidade longitudinal (E), do coeficiente de Poisson do material (ν) e das condições de contorno da placa, que são materializadas pelo coeficiente de flambagem local (k). Ela é válida apenas para a situação de carregamento já indicada na Figura 36.

$$N_{cr,loc} = \frac{k \pi^2 E b t}{12(1-\nu^2)(b/t)^2} \quad (27)$$

Outra característica que distingue a flambagem local da global é o seu comportamento pós-crítico. Para a flambagem global, a carga crítica representa a capacidade resistente do elemento estrutural; para a flambagem local, a carga crítica apenas marca o início do processo de instabilidade. A capacidade resistente dos elementos sob flambagem local é ligeiramente maior que a carga crítica.

As cantoneiras, particularmente, são compostas por duas abas. Cada aba é idealizada como uma placa de comprimento infinito, com uma extremidade apoiada (na região em que ocorre a conexão com a outra aba) e a outra extremidade livre. Para essa situação, obtém-se um coeficiente de flambagem k igual a 0,425. A Figura 37 representa as condições de contorno de uma aba de cantoneira.

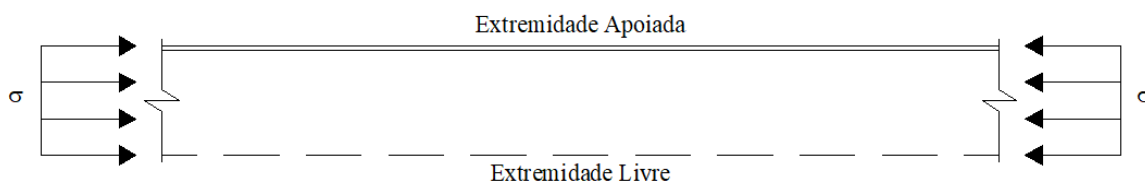


Figura 37 - Condições de contorno da aba de uma cantoneira [29].

Novamente, reforça-se que as cantoneiras não possuem a flambagem local como mecanismo predominante, apesar de ela ter uma pequena participação na configuração deformada de colunas muito curtas. Porém, algumas normas vigentes trabalham com o conceito de larguras efetivas e, assim, cantoneiras com placas mais esbeltas acabam sendo classificadas como suscetíveis à flambagem local e têm suas dimensões reduzidas antes do cálculo estrutural.

3.2 Prescrições do Eurocode

O Eurocode 3 é um código aprovado em 2004, composto por 20 documentos que englobam diferentes aspectos do dimensionamento em aço. Neste trabalho, tomar-se-ão como base três documentos: o Eurocode 3, Parte 1.1 [31], que trata das regras gerais para elementos estruturais, com foco no aço carbono; o Eurocode 3, Parte 1.4 [15], que apresenta as regras suplementares para o dimensionamento em aço inoxidável; e o Eurocode 3, Parte 1.5 [32], que trata das seções formadas por placas, incluindo o critério de redução de dimensões em seções com placas esbeltas.

3.2.1 Classificação das seções transversais

A razão entre a largura e a espessura de um elemento que está submetido à compressão (parcial ou total) determina se ele está suscetível à flambagem local, fenômeno que provoca uma redução na capacidade resistente da seção transversal. Por isso, surge a necessidade de classificar as seções transversais, considerando a forma com que a resistência mecânica é influenciada pela ocorrência da flambagem local e pela capacidade de rotação da própria seção.

Na prática, as seções podem ser divididas em compactas e esbeltas. Nas seções compactas, o estado limite que tende a controlar o dimensionamento é a

plastificação da seção; ou seja, todas as fibras da seção podem atingir a tensão de escoamento (substituída pela tensão a 0,2% no caso do aço inoxidável). Por outro lado, nas seções esbeltas, a flambagem local é o mecanismo condicionante, não permitindo que a seção atinja a plastificação total. O Eurocode 3, Parte 1.4 [15], prevê uma divisão mais abrangente, em quatro classes:

- Classe 1: seções que permitem a formação de uma rótula plástica e que possuem capacidade de rotação suficiente para a análise plástica.
- Classe 2: seções que são capazes de atingir o momento de plastificação, mas que possuem capacidade de rotação limitada pela flambagem local.
- Classe 3: seções em que a tensão de escoamento é atingida, mas que não atingem o momento de plastificação pois a flambagem local ocorre antes.
- Classe 4: seções em que a flambagem local ocorre antes que a tensão de escoamento possa ser atingida em uma ou mais partes da seção.

A Figura 38 representa as curvas momento-rotação típicas de cada uma das classes de seções preconizadas pelo código europeu. Os momentos elástico e plástico são representados, respectivamente, pelos termos M_{el} e M_{pl} .

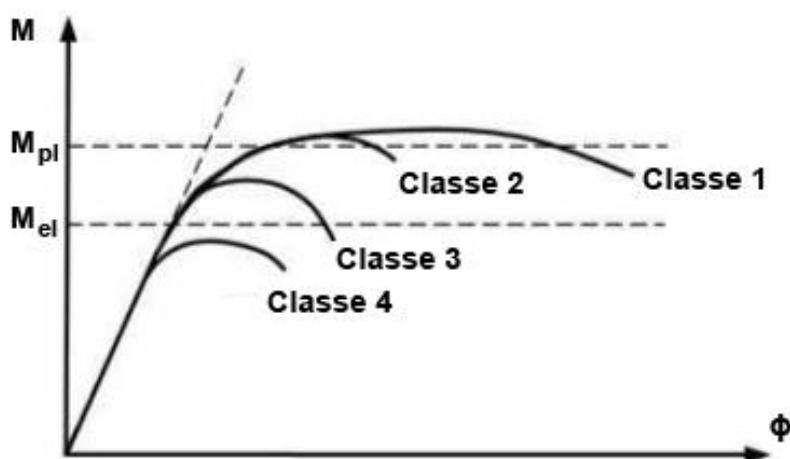


Figura 38 - Curvas momento-rotação típicas para as diferentes classes de seções [33].

Para o caso específico das cantoneiras, a seção só pode ser de classe 3 ou 4. No caso de cantoneiras de abas iguais e em aço inoxidável, a cantoneira é de classe 3 quando a condição proposta na Equação 28 for atendida, onde b é a largura da aba e t é a espessura. Em qualquer outro cenário, a cantoneira será de classe 4.

$$\frac{b}{t} \leq 9,1\varepsilon \quad (28)$$

Na Equação 28, aparece um fator ε , que depende unicamente do módulo de elasticidade e da tensão de escoamento do aço considerado (tensão a 0,2% nos aços inoxidáveis). A Equação 29 explicita a formulação por trás desse coeficiente.

$$\varepsilon = \left[\frac{235}{\sigma_{0,2}} \frac{E}{210000} \right]^{1/2} \quad (29)$$

O *Design Manual for Structural Stainless Steel* [8] propõe um novo limite para a classificação das cantoneiras, mantendo a composição do coeficiente ε . Espera-se que ele seja incorporado na próxima atualização do Eurocode.

$$\frac{b}{t} \leq 11,5\varepsilon \quad (30)$$

3.2.2 Propriedades efetivas das seções transversais

No dimensionamento de elementos sob compressão axial, a área da seção transversal é a propriedade geométrica de maior importância. De fato, para o estado limite de plastificação da seção transversal, a área entra diretamente multiplicada pela tensão limite para que se obtenha a capacidade resistente da seção. Entretanto, para seções em que a flambagem local é predominante, existem outros fatores a serem considerados, já que esse fenômeno reduz a resistência final da peça.

A forma encontrada pelo Eurocode para computar esse decréscimo de resistência foi reduzindo as dimensões das seções de classe 4. As larguras de trabalho, nesse caso, são substituídas por larguras efetivas. Através desses novos valores, calculam-se as propriedades efetivas da seção transversal, que serão diretamente aplicadas nas fórmulas de dimensionamento existentes. Para o caso da compressão axial, apenas a determinação da área efetiva é necessária.

As fórmulas utilizadas para a obtenção das larguras efetivas variam de acordo com o tipo de elemento, com a distribuição de tensões a que ele está submetido e com as dimensões originais da seção transversal. Muitas são as possibilidades para

a variedade de seções e carregamentos existente. As Equações 31 e 32 listam um roteiro de cálculo específico para cantoneiras de abas iguais sob compressão axial.

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4\varepsilon(k_\sigma)^{1/2}} \quad (31)$$

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,231}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1 \quad (32)$$

onde:

$\bar{\lambda}_p$ é a esbeltez normalizada do elemento da seção transversal considerado;

$\bar{b}$ é a largura de trabalho do elemento, igual à largura da aba em cantoneiras;

t é a espessura do elemento;

ε é o fator do material, já apresentado na Equação 29;

k_σ é o coeficiente de flambagem do elemento, igual a 0,43 neste caso;

ρ é o coeficiente de redução de largura, aplicado sobre a largura de trabalho $\bar{b}$.

O *Design Manual for Structural Stainless Steel* [8] propõe uma ligeira mudança na equação para cálculo do coeficiente de redução de largura, sem alterar o cálculo da esbeltez normalizada. Essa fórmula já está sendo largamente utilizada e deve constar na próxima atualização do Eurocode.

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,188}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1 \quad (33)$$

3.2.3 Resistência à flambagem global

Agora que os efeitos da suposta flambagem local já foram devidamente computados, dois estados limites podem ocorrer nos elementos comprimidos: a plastificação da seção transversal e a flambagem global do elemento (que pode ser por flexão ou por flexo-torção). Até então, não foi feita nenhuma consideração sobre a flambagem global, que depende da esbeltez do membro comprimido como um todo.

O Eurocode uniu esses dois estados limites em uma única formulação, por meio da introdução de um coeficiente de redução de carga χ . A Equação 34 ilustra esse

cálculo para as seções de classes 1, 2 e 3, considerando a área bruta A_g da seção, e para as seções de classe 4, considerando a área efetiva A_{eff} da seção, obtida pela soma dos produtos da largura efetiva de cada placa pela sua respectiva espessura.

$$N_{b,rd} = \begin{cases} \chi \frac{A_g \sigma_{0,2}}{\gamma_{M1}}, & \text{para seções de classes 1, 2 e 3} \\ \chi \frac{A_{eff} \sigma_{0,2}}{\gamma_{M1}}, & \text{para seções de classe 4} \end{cases} \quad (34)$$

O coeficiente χ representa a razão entre a carga crítica de flambagem e a carga de plastificação para uma dada seção transversal. Ele pode ser calculado por meio da aplicação sequencial das Equações 35 a 37, que englobam a determinação da esbeltez normalizada $\bar{\lambda}$, do coeficiente auxiliar ϕ e do próprio redutor de carga χ .

$$\bar{\lambda} = \begin{cases} \left(\frac{A_g \sigma_{0,2}}{N_{cr}} \right)^{1/2}, & \text{para seções de classes 1, 2 e 3} \\ \left(\frac{A_{eff} \sigma_{0,2}}{N_{cr}} \right)^{1/2}, & \text{para seções de classe 4} \end{cases} \quad (35)$$

$$\phi = 0,5 \left[1 + \alpha (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2 \right] \quad (36)$$

$$\chi = \frac{1}{\phi + (\phi^2 - \bar{\lambda}^2)^{1/2}} \leq 1 \quad (37)$$

As equações acima são válidas tanto para a flambagem por flexão quanto para as flambagens por torção e flexo-torção. A mudança fica por conta da carga crítica de flambagem elástica (N_{cr}) a ser considerada, que deve corresponder ao mecanismo de flambagem que está sendo avaliado, e dos coeficientes α (fator de imperfeição global) e $\bar{\lambda}_0$ (esbeltez-limite), que variam conforme as prescrições da Tabela 2.

As Equações 35 a 37 podem ser resumidas em um gráfico que relaciona diretamente a esbeltez normalizada ao coeficiente de redução. Na Figura 39, são indicadas quatro curvas, cobrindo todas as variações previstas na Tabela 2 quanto ao modo de flambagem e ao tipo de seção adotada.

Tabela 2 - Fator de imperfeição global (α) e esbeltez-limite ($\bar{\lambda}_0$) [15].

Modo de flambagem	Tipo de elemento	α	$\bar{\lambda}_0$
Flexão	Seções abertas formadas a frio	0,49	0,40
	Seções abertas laminadas	0,49	0,40
	Seções tubulares	0,49	0,40
	Seções abertas soldadas (maior inércia)	0,49	0,20
	Seções abertas soldadas (menor inércia)	0,76	0,20
Torção	Todas as seções	0,34	0,20
Flexo-torção	Todas as seções	0,34	0,20

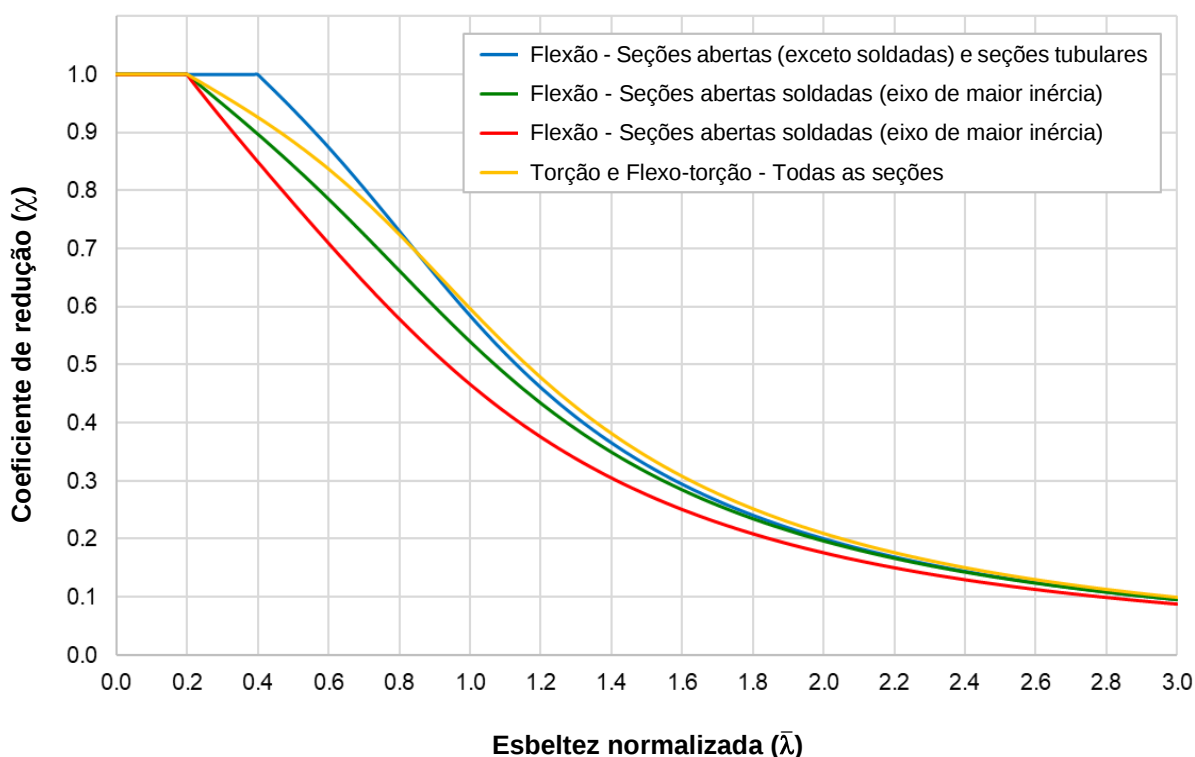


Figura 39 - Curvas de flambagem do Eurocode 3, Parte 1.4 [15].

O *Design Manual for Structural Stainless Steel* [8] propõe uma divisão mais abrangente para os valores do fator de imperfeição e da esbeltez limite na flambagem por flexão. Para as flambagens por torção e flexo-torção, não há alterações. Essa também é a primeira vez em que ocorre uma diferenciação entre três tipos de aço inoxidável (austenítico, ferrítico e duplex). Os novos coeficientes estão listados na Tabela 3 e devem constar na próxima atualização do Eurocode.

Tabela 3 - Fator de imperfeição global (α) e esbeltez-limite ($\bar{\lambda}_0$) [8].

Modo de flambagem	Tipo de elemento	Aust./Duplex		Ferrítico	
		α	$\bar{\lambda}_0$	α	$\bar{\lambda}_0$
Flexão	Seções C e cantoneiras formadas a frio	0,76	0,20	0,76	0,20
	Seções C enrijecidas formadas a frio	0,49	0,20	0,49	0,20
	Seções tubulares retangulares formadas a frio	0,49	0,30	0,49	0,20
	Seções tubulares circulares formadas a frio	0,49	0,20	0,49	0,20
	Seções tubulares tratadas a quente	0,49	0,20	0,34	0,20
	Seções abertas soldadas/laminadas (maior inércia)	0,49	0,20	0,49	0,20
	Seções abertas soldadas/laminadas (menor inércia)	0,76	0,20	0,76	0,20
Torção	Todas as seções	0,34	0,20	0,34	0,20
Flexo-torção	Todas as seções	0,34	0,20	0,34	0,20

Conforme já apresentado, uma inconsistência entre a formulação do Eurocode 3, Parte 1.4 [15] e as pesquisas recentes é a consideração da flambagem local para as cantoneiras. Outra crítica relevante é a falta de consideração dos diferentes tipos de aço inoxidável. Aços austeníticos, ferríticos e duplex apresentam características distintas de resistência mecânica, ductilidade e tenacidade, que ainda não são evidenciadas quando se realiza o dimensionamento estrutural.

3.3 Prescrições do AISC

O AISC (American Institute of Steel Construction) apresenta uma coleção de mais de 30 manuais que servem como referência para o cálculo das mais diversas estruturas em aço. Em particular, o AISC Steel Design Guide 27 [1] trata do dimensionamento de elementos em aço inoxidável. A primeira versão desse manual foi publicada em 2005, e a sua última atualização foi feita em 2013.

3.3.1 Classificação das seções transversais

Enquanto a classificação de seções preconizada pelo Eurocode 3, Parte 1.4 [15] é bastante detalhada, cobrindo quatro possíveis classes de seções, o AISC Steel Design Guide 27 [1] simplesmente divide as seções em esbeltas e não-esbeltas. As seções esbeltas são aquelas em que a flambagem local ocorre antes da plastificação

total da seção, enquanto as seções não-esbeltas tendem a se plastificar antes que ocorra algum fenômeno de instabilidade.

As cantoneiras são consideradas não-esbeltas quando a condição proposta na Equação 38 é atendida. Caso contrário, elas são classificadas como seções esbeltas.

$$\frac{b}{t} \leq 0,38 \left[\frac{E}{\sigma_{0,2}} \right]^{1/2} \quad (38)$$

3.3.2 Fator de redução para colunas esbeltas

A forma encontrada pelo AISC para considerar os efeitos da flambagem local nas colunas esbeltas foi a introdução de um coeficiente de redução Q , que é diretamente aplicado na expressão final da resistência do elemento. Há uma diferença de abordagem em relação ao Eurocode, que calcula propriedades geométricas efetivas para as seções estudadas antes do dimensionamento propriamente dito.

Obviamente, esse coeficiente Q vale 1 para colunas não-esbeltas, já que elas não sofrem redução de resistência por conta da flambagem local. Para cantoneiras esbeltas, o valor de Q pode ser calculado pela Equação 39.

$$Q = \begin{cases} 1,0, \text{ quando } \frac{b}{t} \leq 0,47 \left[\frac{E}{\sigma_{0,2}} \right]^{1/2} \\ 1,498 - 1,06 \frac{b}{t} \left[\frac{\sigma_{0,2}}{E} \right]^{1/2}, \text{ quando } 0,47 \left[\frac{E}{\sigma_{0,2}} \right]^{1/2} < \frac{b}{t} \leq 0,90 \left[\frac{E}{\sigma_{0,2}} \right]^{1/2} \\ 0,44 \left[\left[\frac{b}{t} \right]^2 \frac{\sigma_{0,2}}{E} \right]^{-1}, \text{ quando } \frac{b}{t} > 0,90 \left[\frac{E}{\sigma_{0,2}} \right]^{1/2} \end{cases} \quad (39)$$

3.3.3 Resistência à flambagem global

O cálculo da resistência à flambagem global do AISC agrupou os três mecanismos possíveis (flexão, torção e flexo-torção) em uma única formulação. A diferença está apenas na tensão crítica de flambagem elástica ($\sigma_{cr} = N_{cr}/A_g$), que

possui um valor diferente para cada tipo de flambagem que está sendo analisado. As Equações 40 e 41 indicam o cálculo da chamada tensão de dimensionamento (σ_d).

$$\alpha = \frac{Q \sigma_{0,2}}{\sigma_{cr}} \quad (40)$$

$$\sigma_d = \begin{cases} Q [0,50^\alpha] \sigma_{cr}, & \text{quando } \alpha \leq 1,44 \\ 0,531 \sigma_{cr}, & \text{quando } \alpha > 1,44 \end{cases} \quad (41)$$

A resistência final do elemento é obtida de maneira simples: basta multiplicar o menor valor de tensão de dimensionamento obtido dentre os três mecanismos de flambagem pela área bruta da seção transversal.

3.4 Prescrições do ASCE

Outra proposta estadunidense para o dimensionamento em aço inoxidável foi elaborada pelo ASCE (American Society of Civil Engineers). A norma SEI/ASCE 8-02 [23] apresenta similaridades com o AISC Steel Design Guide 27 [1] e com o Eurocode 3, Parte 1.4 [15], apesar de ter sido cronologicamente elaborada antes de ambos, no ano de 2002. Uma atualização dessa norma está atualmente em desenvolvimento.

3.4.1 Classificação das seções transversais

A classificação das seções pelo ASCE é semelhante à do AISC. Em essência, os elementos também são divididos em esbeltos e não-esbeltos. A diferença fica por conta da definição do limite entre essas duas classificações. Para cantoneiras, a Equação 42 indica a condição a ser atendida para que a coluna seja não-esbelta. A largura de trabalho $\bar{b}$ deve ser tomada igual à largura de uma das abas da seção.

$$\frac{\bar{b}}{t} \leq 0,45 \left(\frac{E}{\sigma^*} \right)^{1/2} \quad (42)$$

Para obter o valor da tensão σ^* , devem-se considerar os três mecanismos de flambagem global. A carga crítica de cada um deles deve ser calculada pelas

equações teóricas já apresentadas, mas trocando o valor do módulo de elasticidade inicial (E) pelo módulo de elasticidade tangente ao ponto que define a tensão de escoamento (E_y), correspondente à tensão a 0,2% no caso dos aços inoxidáveis. Ao se dividirem essas cargas pela área bruta da seção, obtêm-se as tensões críticas de flambagem, e a menor das três deve ser usada como σ^* .

Caso o menor valor de tensão crítica obtido exceda a tensão a 0,2% do aço inoxidável considerado, esta deverá ser utilizada como σ^* , indicando que a plastificação da seção será o estado limite dominante. A adoção de σ^* é um dos maiores destaques do ASCE em relação aos demais códigos já apresentados.

3.4.2 Propriedades efetivas das seções transversais

A abordagem do ASCE para considerar a queda de resistência provocada pela ocorrência da flambagem local em colunas esbeltas é semelhante à do Eurocode: utilizando larguras efetivas. As Equações 43 e 44 indicam o cálculo da largura efetiva para cantoneiras esbeltas sob compressão axial.

$$\bar{\lambda}_p = \frac{1,053}{(k_\sigma)^{1/2}} \frac{\bar{b}}{t} \left[\frac{\sigma_{0,2}}{E} \right]^{1/2} \quad (43)$$

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,22}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1 \quad (44)$$

onde:

$\bar{\lambda}_p$ é a esbeltez normalizada do elemento da seção transversal considerado;

k_σ é o coeficiente de flambagem do elemento, igual a 0,5 neste caso;

ρ é o coeficiente de redução de largura, aplicado sobre a largura de trabalho $\bar{b}$.

3.4.3 Resistência à flambagem global

A avaliação da resistência à flambagem global (R_{bd}) considera a tensão σ^* anteriormente definida, como mostra a Equação 45. A formulação fica completa considerando as áreas bruta (A_g) e efetiva (A_{eff}) da seção, sendo esta última obtida pela soma dos produtos da largura efetiva de cada placa pelas suas espessuras.

$$R_{bd} = \begin{cases} A_g \sigma^*, & \text{para seções não-esbeltas} \\ A_{eff} \sigma^*, & \text{para seções esbeltas} \end{cases} \quad (45)$$

3.5 Prescrições do AS/NZS

A norma australiana e neozelandesa AS/NZS 4673 [22] é uma das mais conhecidas no mundo sobre o dimensionamento em aço inoxidável. Desde a sua publicação em 2001, essa norma é considerada uma das mais precisas quando o assunto é estimar a resistência de membros comprimidos em aços austenítico e duplex [21]. A norma como um todo é muito similar ao SEI/ASCE 8-02 [23].

3.5.1 Classificação das seções transversais

A norma australiana e neozelandesa também preconiza a classificação das seções em esbeltas e não-esbeltas. Contudo, o limite entre os dois tipos de seções é fixado em cima de valores específicos de esbeltez normalizada. Caso a esbeltez normalizada do elemento exceda 0,673, ele é considerado esbelto; caso não exceda, trata-se de um elemento não-esbelto. O cálculo da esbeltez normalizada utiliza a Equação 46, onde a tensão σ^* é a mesma definida para o SEI/ASCE 8-02 [23].

$$\bar{\lambda}_p = \frac{1,052}{(k_\sigma)^{1/2}} \frac{\bar{b}}{t} \left[\frac{\sigma^*}{E} \right]^{1/2} \quad (46)$$

onde:

$\bar{\lambda}_p$ é a esbeltez normalizada do elemento da seção transversal considerado;

k_σ é o coeficiente de flambagem do elemento, igual a 0,5 neste caso;

ρ é o coeficiente de redução de largura, aplicado sobre a largura de trabalho $\bar{b}$.

A largura de trabalho da cantoneira de abas iguais, nesta norma, é igual a distância da extremidade de uma das abas até a face mais próxima da outra aba. Caso haja raio de conformação, ele também precisa ser descontado quando for feito o cálculo da largura de trabalho.

3.5.2 Propriedades efetivas das seções transversais

O cálculo do coeficiente de redução de largura (ρ) de uma placa esbelta é governado pela Equação 47, que depende do valor da esbeltez normalizada já apresentado. Essa equação é idêntica à apresentada pelo SEI/ASCE 8-02 [23].

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,22}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1 \quad (47)$$

3.5.3 Resistência à flambagem global

A resistência final (N_c) é calculada pela Equação 48. Novamente, a fórmula é idêntica ao que é definido pelo SEI/ASCE 8-02 [23].

$$N_c = \begin{cases} A_g \sigma^*, & \text{para seções não-esbeltas} \\ A_{\text{eff}} \sigma^*, & \text{para seções esbeltas} \end{cases} \quad (48)$$

As diferenças principais entre o AS/NZS 4673 [22] e o SEI/ASCE 8-02 [23] estão na classificação das seções e na definição da esbeltez normalizada. Todas as demais fórmulas são idênticas. Isso se traduz em resistências ligeiramente menores na norma australiana e neozelandesa, a partir de um dado valor de esbeltez. Mesmo assim, os resultados obtidos por ambos os códigos são muito próximos, e costumam fornecer resultados mais adequados do que o Eurocode 3, Parte 1.4 [15] e o AISC Steel Design Guide 27 [1], sendo este último o mais conservador dentre os quatro.

Uma última ressalva cabe ser feita para o *Design Manual for Structural Stainless Steel* [8]. Apesar de ele considerar uma quantidade maior de curvas de flambagem e iniciar uma tentativa de separar as categorias de aço inoxidável, para o caso das cantoneiras laminadas a quente, ele acabou fornecendo curvas mais conservadoras em comparação com o Eurocode 3, Parte 1.4 [15].

4 DESENVOLVIMENTO DO MODELO NUMÉRICO

O presente capítulo apresenta o modelo numérico que serviu de base para as análises desta dissertação. O estudo teve início com o aço austenítico, partindo da caracterização do material e dos resultados experimentais listados em Sirqueira [25] para realizar a calibração do modelo. Em seguida, outras seções comerciais foram adotadas, cobrindo uma longa faixa de comprimentos, de modo a gerar resultados dentro de todo o domínio de esbeltezes considerado pelas normas em vigência. A análise teve como base o método dos elementos finitos.

Após consolidar os resultados para o aço austenítico, decidiu-se prosseguir com o estudo considerando os aços ferrítico e duplex. Para isso, o ponto de partida foram as curvas de caracterização presentes em Batista [34] e Araújo [35]. Os resultados para o aço duplex foram comparados com alguns dos valores obtidos nos ensaios de Reynolds [21]. Essa comparação não pôde ser feita para o aço ferrítico pela ausência de resultados experimentais na bibliografia científica.

Algumas considerações permitem garantir a validade dos resultados obtidos para o aço ferrítico. Primeiramente, como todas as modalidades principais de aço inoxidável são submetidas a processos de fabricação semelhantes (à exceção dos aços endurecidos por precipitação), espera-se que o efeito das tensões residuais conserve a mesma ordem de grandeza entre os tipos de aço estudados. Além disso, apesar de serem espécies alotrópicas, a austenita e a ferrita possuem estruturas padrões cúbicas que facilitam a integração molecular dessas duas espécies. Assim, espera-se que existam níveis semelhantes de organização para os aços ferrítico, austenítico e duplex (o que se confirmou quando o mesmo fator de imperfeição se mostrou satisfatório para calibrar tanto o aço austenítico quanto o aço duplex).

Para aplicar o método dos elementos finitos com relativa facilidade, há uma quantidade considerável de softwares que vem sendo desenvolvidos e aperfeiçoados nas últimas décadas, permitindo a representação de diversos tipos de estruturas com grande fidelidade. A credibilidade dos resultados fornecidos por tais programas é garantida pela existência de uma vasta biblioteca de elementos, cada um deles com propriedades únicas, adequados às mais variadas configurações geométricas e de carregamento. Neste trabalho, foi adotado o software ANSYS [7].

4.1 Descrição dos ensaios de Sirqueira [25]

Os ensaios de Sirqueira [25] tiveram como objetivo principal a obtenção da capacidade máxima de cantoneiras submetidas à compressão axial. Para isso, foi utilizada uma prensa hidráulica com capacidade de 3000 kN. A mesa inferior da prensa servia como engaste perfeito, enquanto a mesa superior, dotada de um assento esférico, permitia um grau de engastamento no mínimo parcial. Dessa forma, presume-se que o coeficiente de flambagem dos elementos analisados esteja contido no intervalo $0,5 \leq k \leq 0,7$. A Figura 40 ilustra a configuração padrão dos ensaios.



Figura 40 - Esquema dos ensaios de Sirqueira [25].

O programa experimental em questão analisou as cantoneiras L 64 x 64 x 4,76, L 76 x 76 x 6,35 e L 102 x 102 x 6,35, com comprimentos variando de 203 mm a 1893

mm. A lista completa desses modelos e suas respectivas cargas máximas podem ser observados na Tabela 4. Os ensaios E64-01, E64-02 e E64-03 foram feitos com repetição e, por isso, a cada um deles estão associados dois valores de carga máxima.

Tabela 4 - Modelos considerados nos ensaios de Sirqueira. Adaptado de [25].

Modelo	b (mm)	t (mm)	L (mm)	N _{máx} (kN)	
E64-01	63,50	4,76	250	276,41	289,77
E64-02	63,50	4,76	500	253,92	259,52
E64-03	63,50	4,76	1000	227,31	235,11
E64-04	63,50	4,76	1470	213,06	
E76-01	76,20	6,35	496	327,47	
E76-02	76,20	6,35	753	312,73	
E76-03	76,20	6,35	990	309,79	
E76-04	76,20	6,35	1196	276,77	
E76-05	76,20	6,35	1410	268,45	
E102-01	101,60	6,35	203	461,64	
E102-02	101,60	6,35	407	456,36	
E102-03	101,60	6,35	998	407,02	
E102-04	101,60	6,35	1480	386,71	
E102-05	101,60	6,35	1893	304,90	

4.2 Análise dos modos de flambagem

Na calibração do modelo, é necessário garantir que a carga máxima obtida experimentalmente coincida com a carga máxima fornecida pelo modelo numérico. Além disso, é importante comparar os modos de flambagem obtidos em ambas as situações. Mesmo que seja desejável garantir plena coincidência entre os modos observados no modelo numérico e experimentalmente, nem sempre isso acontecerá. Caso exista diferença, deve haver uma análise minuciosa das condições do ensaio, de maneira que se possa encontrar uma explicação coerente para essa condição.

Os ensaios de Sirqueira [25] são um bom exemplo para explicar essas diferenças. Como explicitado anteriormente, por conta do assento esférico em uma das extremidades da prensa hidráulica, o coeficiente de flambagem das cantoneiras estudadas não pôde ser determinado com precisão, podendo pertencer a um intervalo entre 0,5 (condição de engastamento perfeito nas duas extremidades) e 0,7 (condição

de engastamento perfeito em uma extremidade e de apoio simples na outra extremidade). Para entender como essa questão influencia na identificação do modo de flambagem dominante, será analisada em particular a seção L 64 x 64 x 4,76.

A análise do comprimento de transição para essa cantoneira ensaiada por Sirqueira [25] foi possível com o auxílio do software GBTUL [36]. Para uma determinada seção transversal de um dado material, o programa fornece todos os coeficientes de participação dos modos de flambagem relevantes, considerando o espectro de comprimentos escolhido pelo próprio usuário.

Para o programa experimental em questão, era necessário avaliar dois pares de condições de contorno: engaste-engaste e engaste-apoio. Essas são as duas situações extremas relacionadas à dúvida quando ao nível de engastamento promovido pelo assento esférico citado anteriormente. A discretização adotada ao lançar a seção escolhida no GBTUL [36] está ilustrada na Figura 41.

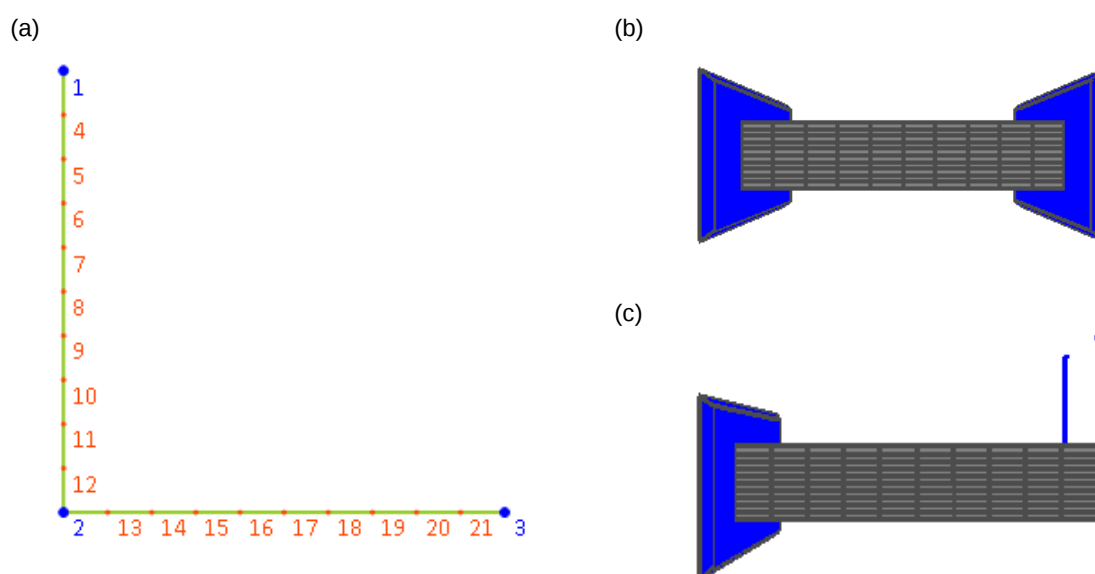


Figura 41 - Discretização das cantoneiras: (a) transversal, (b) longitudinal para a situação engaste-engaste e (c) longitudinal para a situação engaste-apoio [36].

As Figuras 42 e 43 mostram duas curvas de assinatura típicas da cantoneira avaliada, para os dois pares de condições de contorno adotados. Essas curvas indicam de que forma a carga de flambagem varia conforme o comprimento das cantoneiras aumenta. Adicionalmente, as Figuras 44 e 45 ilustram os gráficos de participação dos modos de flambagem puros. Tais gráficos permitem a identificação do modo de flambagem dominante para cada comprimento, em ambos os casos.

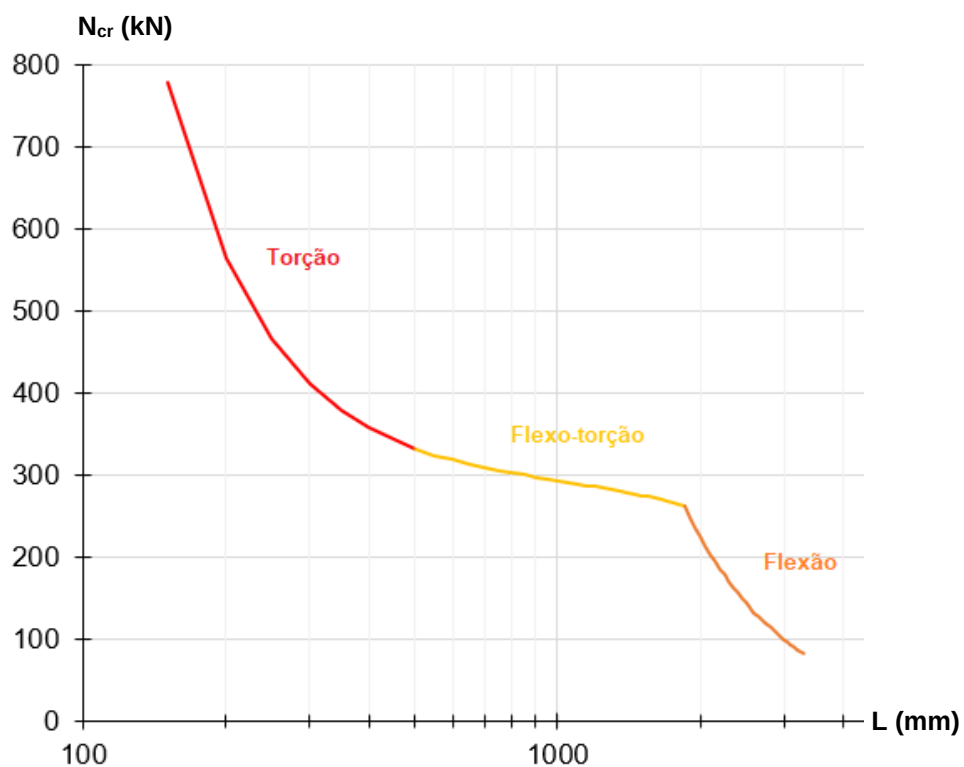


Figura 42 - Curva de assinatura da cantoneira L 64 x 64 x 4,76 para condição de contorno engaste-engaste [36].

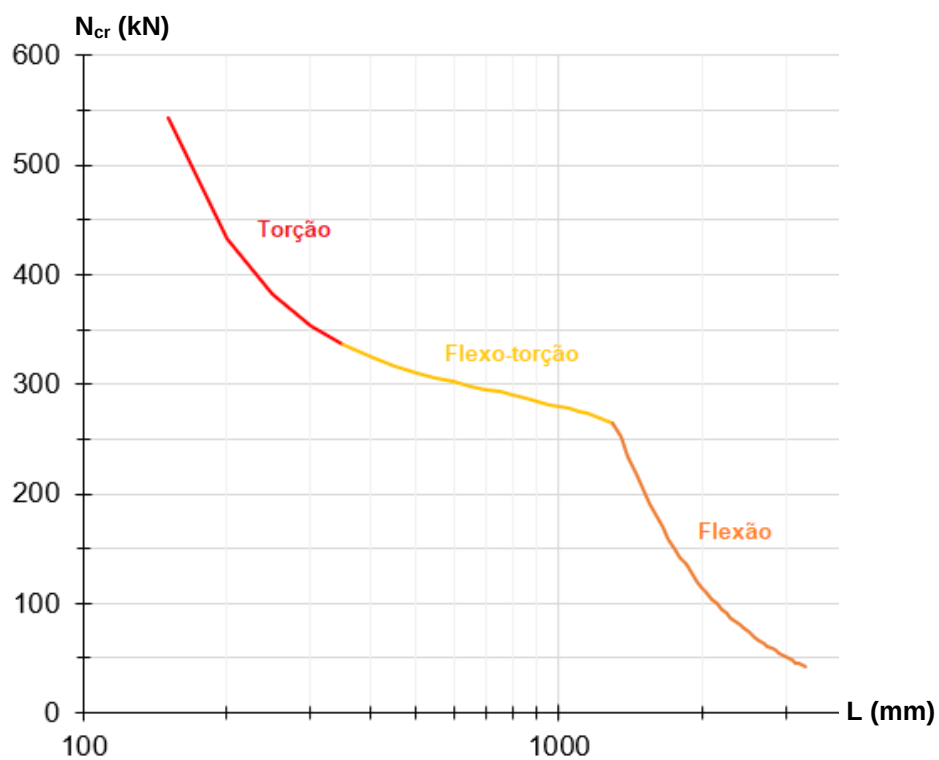


Figura 43 - Curva de assinatura da cantoneira L 64 x 64 x 4,76 para condição de contorno engaste-apoio [36].

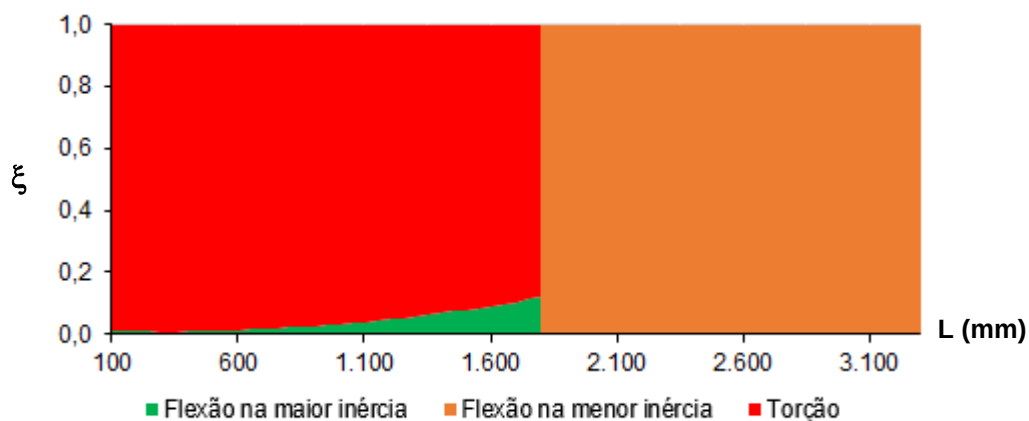


Figura 44 - Gráfico de participação modal da cantoneira L 64 x 64 x 4,76 para condição de contorno engaste-engaste [36].

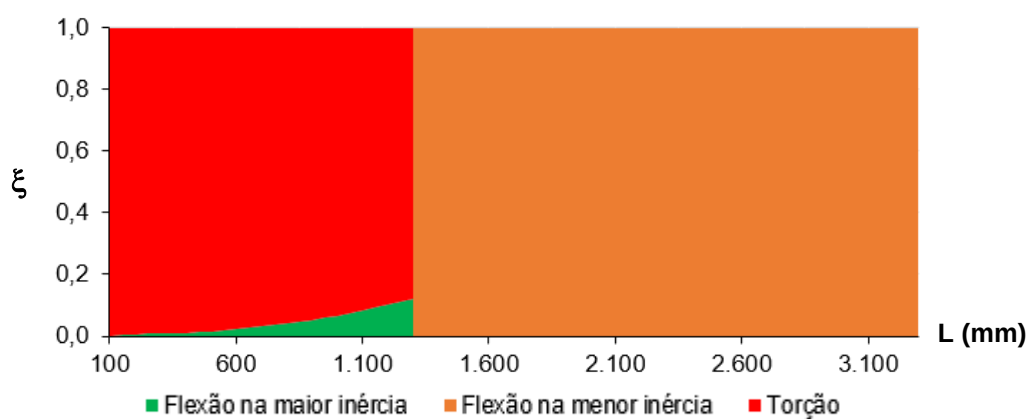


Figura 45 - Gráfico de participação modal da cantoneira L 64 x 64 x 4,76 para condição de contorno engaste-apoio [36].

Comparando minuciosamente as duas curvas de assinatura e os dois gráficos de participação, podem ser definidos cinco trechos diferentes para essa cantoneira:

- Trecho 1 – $L \leq 200$ cm:
Para ambas as condições de contorno, ocorre a flambagem por torção;
- Trecho 2 – $200 \text{ cm} < L \leq 510$ cm:
Dependendo da condição de contorno, pode ocorrer a flambagem por torção ou a flambagem por flexo-torção;
- Trecho 3 – $510 \text{ cm} < L \leq 1310$ cm:
Para ambas as condições de contorno, ocorre a flambagem por flexo-torção;
- Trecho 4 – $1310 \text{ cm} < L \leq 1840$ cm:
Dependendo da condição de contorno, pode ocorrer a flambagem por flexo-torção ou a flambagem por flexão;

- Trecho 5 – $L > 1840$ cm:

Para ambas as condições de contorno, ocorre a flambagem por flexão.

Apesar do limite entre as flambagens por flexão e por flexo-torção ser bem definido, é necessário um critério para definir o limite entre as flambagens por torção e por flexo-torção, pois a mudança entre os dois modos ocorre de maneira tênue. Neste trabalho, adotou-se o comprimento no qual a torção passa a apresentar menos de 98% de participação na composição do espectro final de deformações.

Ao estender essa análise para as demais cantoneiras estudadas por Sirqueira [25], chega-se aos resultados listados na Tabela 5. Cabe observar que os modos observados experimentalmente foram compatíveis com os modos de flambagem possíveis de ocorrer no intervalo dos coeficientes de flambagem considerados.

Tabela 5 - Análise dos modos de flambagem dos ensaios de Sirqueira. Adaptado de [25].

Modelo	b (mm)	t (mm)	L (mm)	Modos possíveis	Modo observado experimentalmente
E64-01	63,50	4,76	250	Torção ou Flexo-Torção	Flexo-torção
E64-02	63,50	4,76	500	Torção ou Flexo-Torção	Flexo-torção
E64-03	63,50	4,76	1000	Flexo-Torção	Flexo-torção
E64-04	63,50	4,76	1470	Flexo-Torção ou Flexão	Flexão
E76-01	76,20	6,35	496	Torção ou Flexo-Torção	Flexo-torção
E76-02	76,20	6,35	753	Flexo-Torção	Flexo-torção
E76-03	76,20	6,35	990	Flexo-Torção	Flexo-torção
E76-04	76,20	6,35	1196	Flexo-Torção	Flexo-torção
E76-05	76,20	6,35	1410	Flexo-Torção ou Flexão	Flexão
E102-01	101,60	6,35	203	Torção ou Flexo-Torção	Flexo-torção
E102-02	101,60	6,35	407	Torção ou Flexo-Torção	Flexo-torção
E102-03	101,60	6,35	998	Flexo-Torção	Flexo-torção
E102-04	101,60	6,35	1480	Flexo-Torção	Flexo-torção
E102-05	101,60	6,35	1893	Flexo-Torção ou Flexão	Flexão

4.3 Geometria e condições de contorno

Os modelos analisados são cantoneiras submetidas à compressão axial, ou seja, funcionando como elementos de treliça ou de contraventamento. As primeiras seções consideradas eram de aço austenítico, conforme o programa experimental de

Sirqueira [25]. As extremidades do elemento possuem vínculos rígidos que ligam todos os elementos das seções transversais ao seu respectivo centroide. Isso foi possível através da criação de dois elementos pontuais de massa, nos quais foram aplicadas todas as condições de contorno do modelo. Todos os graus de liberdade foram restringidos em ambas as extremidades, à exceção do deslocamento longitudinal no topo do elemento. As Figuras 46 e 47 ilustram essas características.

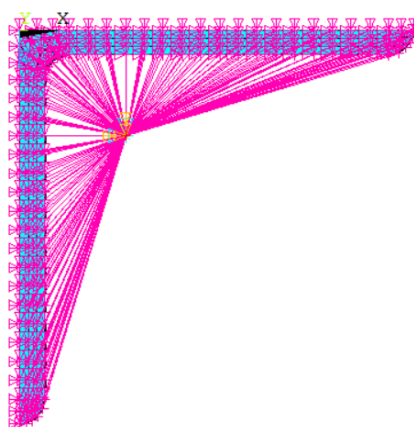


Figura 46 - Detalhe dos vínculos rígidos das seções de extremidade do modelo.

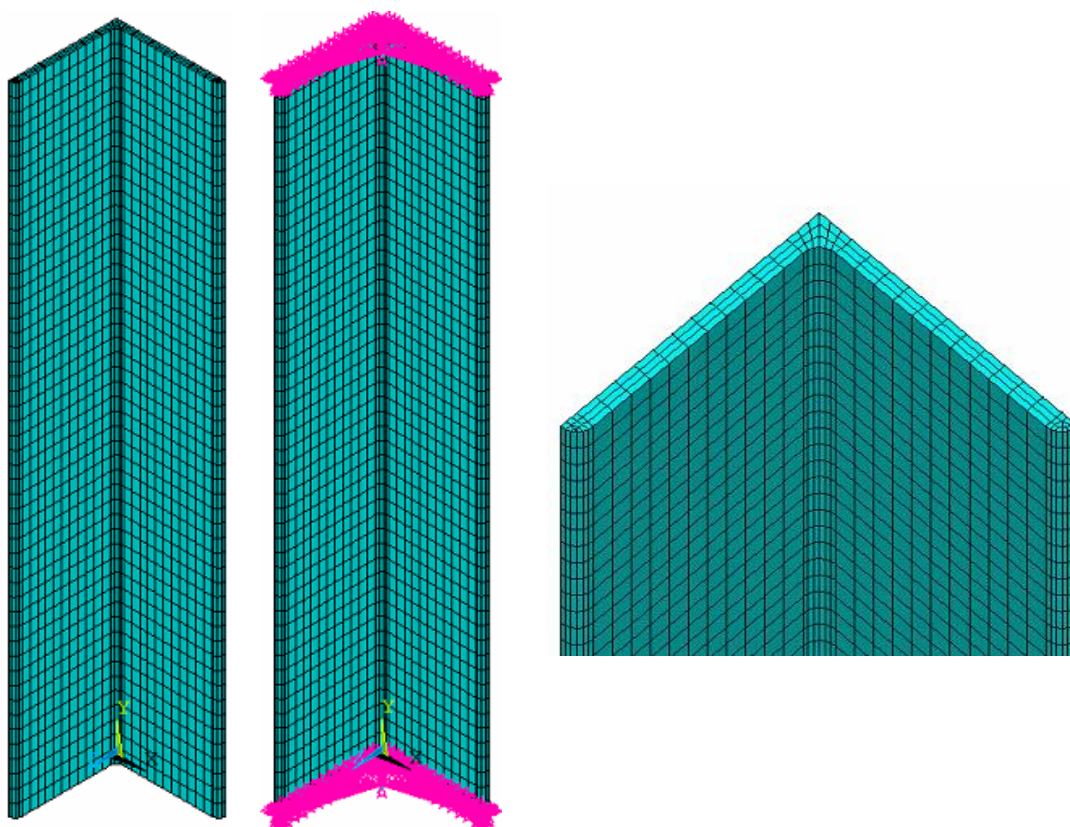


Figura 47 - Perspectiva do modelo e detalhe da malha.

4.4 Elemento e malha

O modelo foi criado a partir de elementos sólidos (SOLID185). Eles possuem oito nós com três graus de liberdade cada: translação nas direções x, y e z. A Figura 48 ilustra esse elemento e as formas distorcidas que ele pode assumir.

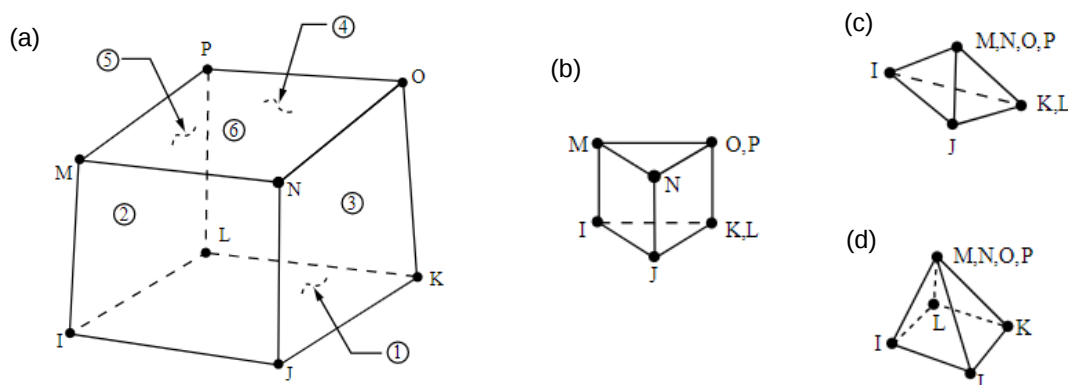


Figura 48 - Elemento SOLID185 [7], nas configurações (a) convencional, (b) distorcida prismática, (c) distorcida tetraédrica, (d) distorcida piramidal.

A divisão foi feita de modo a obter pelo menos três linhas de elementos ao longo da espessura da seção transversal, eliminando a possibilidade de surgirem falsas deformações resultantes do fenômeno de ampulheta (no original, *hourglass*). Cada aba da cantoneira foi dividida em elementos de aproximadamente 8 mm (fora da região dos raios de conformação) e, longitudinalmente, o comprimento aproximado dos elementos é de 10 mm. Posteriormente, será apresentado um estudo de malha que elimina a necessidade de uma maior discretização, haja vista o pouco ganho diante do maior trabalho computacional.

4.5 Curvas dos materiais

Como citado anteriormente, as curvas dos materiais utilizadas na calibração dos modelos aqui analisados foram baseadas em ensaios de caracterização realizados por outros autores: Sirqueira [25] para o aço austenítico, Batista [34] para o aço ferrítico e Araújo [35] para o aço duplex. A partir dessas curvas experimentais, foi aplicado o processo de Ramberg e Osgood modificado, já apresentado no item

1.5.2 desta dissertação, conforme as prescrições do Eurocode 3, Parte 1.4 [15]. Os resultados desse procedimento são as curvas teóricas representadas na Figura 49.

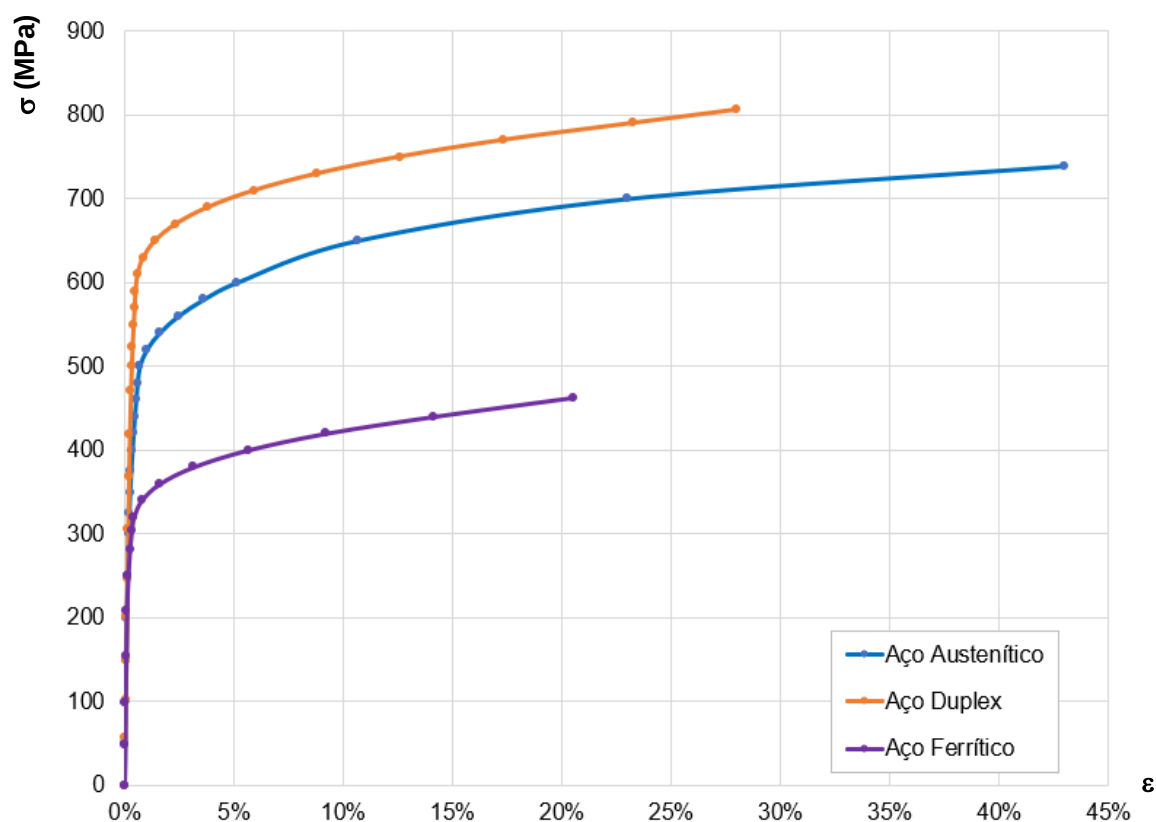


Figura 49 - Curvas de caracterização dos aços inoxidáveis, após aplicação do processo de Ramberg e Osgood modificado, segundo prescrições do Eurocode 3, Parte 1.4 [15].

A Tabela 6 discrimina as propriedades relevantes dessas curvas finais obtidas para cada um dos aços estudados: módulo de elasticidade longitudinal (E), módulo de elasticidade transversal (G) e tensão a 0,2% ($\sigma_{0,2}$).

Tabela 6 - Propriedades dos aços inoxidáveis.

Aço	E (GPa)	G (GPa)	$\sigma_{0,2}$ (MPa)
Austenítico	223,71	86,04	457,06
Duplex	206,49	79,42	580,15
Ferrítico	222,85	85,71	304,54

Os valores de módulo de elasticidade para os aços duplex e ferrítico estão bem próximos dos propostos pelo Eurocode 3, Parte 1.4 [15], enquanto o austenítico possui um ganho de cerca de 12% em relação aos valores normativos. Já as tensões a 0,2% foram maiores que os valores de dimensionamento propostos pela mesma norma.

Os pontos notáveis das curvas de caracterização anteriormente apresentadas estão listados nas Tabelas 7, 8 e 9. Esses foram os pontos-chave adotados na hora de descrever os aços inoxidáveis no ANSYS [7] sob uma formulação que considera o comportamento multilinear do material.

Tabela 7 - Pontos notáveis da caracterização do aço austenítico.

σ (MPa)	ε (mm/mm)	σ (MPa)	ε (mm/mm)	σ (MPa)	ε (mm/mm)
0,00	0,00000000	349,88	0,00250000	520,00	0,01019903
50,07	0,00022350	375,22	0,00300000	540,00	0,01608041
101,14	0,00050000	400,03	0,00360000	560,00	0,02465821
151,22	0,00078000	420,01	0,00410000	580,00	0,03632392
201,01	0,00107000	441,17	0,00465000	600,00	0,05144049
249,90	0,00142300	459,88	0,00530000	650,00	0,10652275
301,37	0,00188000	480,00	0,00595000	700,00	0,23014669
324,96	0,00213000	500,00	0,00700000	739,28	0,43000000

Tabela 8 - Pontos notáveis da caracterização do aço duplex.

σ (MPa)	ε (mm/mm)	σ (MPa)	ε (mm/mm)	σ (MPa)	ε (mm/mm)
0,00	0,00000000	471,74	0,00292947	670,00	0,02357056
57,12	0,00030963	500,13	0,00329876	690,00	0,03836452
101,92	0,00055469	523,95	0,00364556	710,00	0,05958097
149,96	0,00081662	550,00	0,00414069	730,00	0,08840868
200,82	0,00109447	570,00	0,00456969	750,00	0,12603923
247,62	0,00135134	590,00	0,00498182	770,00	0,17366670
305,48	0,00167548	610,00	0,00589144	790,00	0,23248731
368,61	0,00203109	630,00	0,00851264	806,02	0,28022786
419,41	0,00242117	650,00	0,01401370		

Tabela 9 - Pontos notáveis da caracterização do aço ferrítico.

σ (MPa)	ε (mm/mm)	σ (MPa)	ε (mm/mm)	σ (MPa)	ε (mm/mm)
0,00	0,00000000	281,90	0,00250264	380,00	0,03179914
50,00	0,00022210	304,54	0,00336657	400,00	0,05649532
100,00	0,00044749	320,00	0,00434270	420,00	0,09240938
154,36	0,00072202	340,00	0,00789538	440,00	0,14149399
208,95	0,00113022	360,00	0,01630168	462,72	0,20510846
250,03	0,00170933				

4.6 Imperfeição inicial e calibração do modelo

A análise numérica foi dividida em duas partes. Na primeira parte, houve a definição da geometria básica do modelo, sem considerar qualquer tipo de não linearidade. Em cima desse modelo inicial, foi feita uma análise de flambagem elástica, para determinar os modos de flambagem relevantes da cantoneira. A ideia era sempre manter ativo o modo de flambagem que correspondesse ao mecanismo observado experimentalmente. As configurações da flambagem por flexão e da flambagem por flexo-torção podem ser observadas na Figura 50.

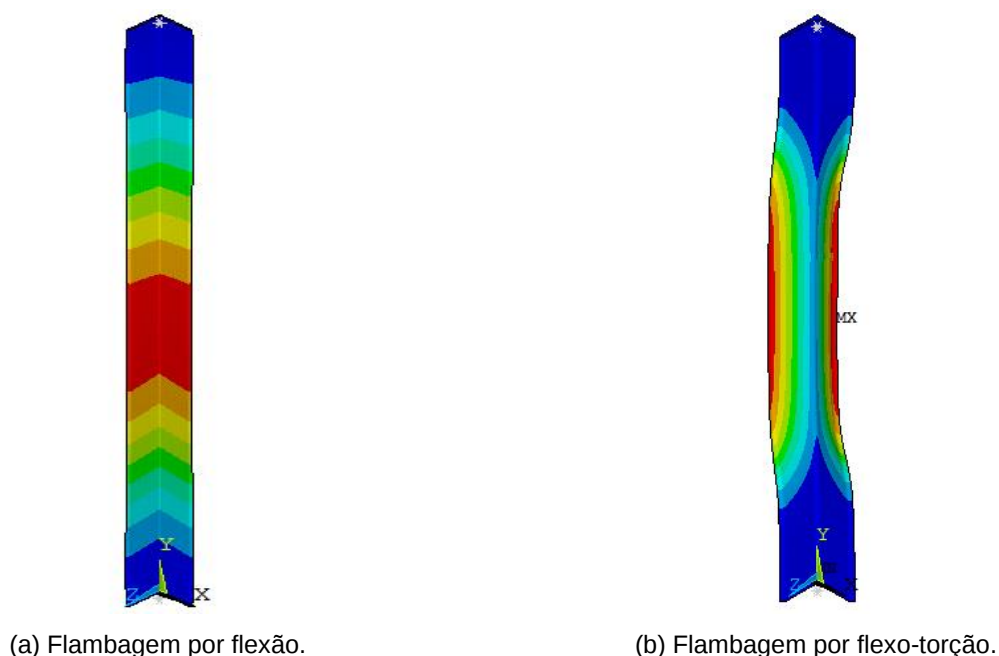


Figura 50 - Modos relevantes da análise de flambagem elástica [7].

O objetivo da análise de flambagem elástica foi de determinar um espectro de deformações que pudesse servir como base para a aplicação de imperfeições geométricas. Essas imperfeições serão posteriormente incorporadas aos modelos numéricos sob a forma de fatores de imperfeição.

As cantoneiras foram lançadas no ANSYS [7] de maneira que as superfícies médias de suas abas coincidissem com as direções x e z . Como os eixos principais das cantoneiras estão em outras direções, os modos de flambagem serão combinações entre as deformações observadas nos eixos globais. A Figura 51 identifica os eixos relevantes das cantoneiras para este estudo.

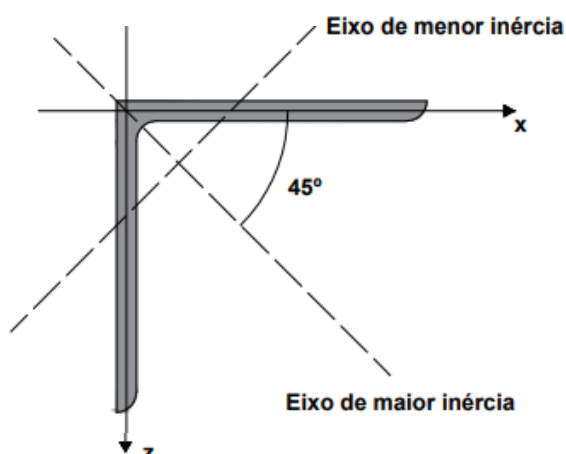


Figura 51 - Sistema global de coordenadas e eixos principais das cantoneiras.

Seguindo essa lógica, no caso da flambagem por flexão (que ocorre em torno do eixo de menor inércia), devem ser aplicadas imperfeições de mesma magnitude nas direções x e z , para alcançar a configuração indicada na Figura 52.

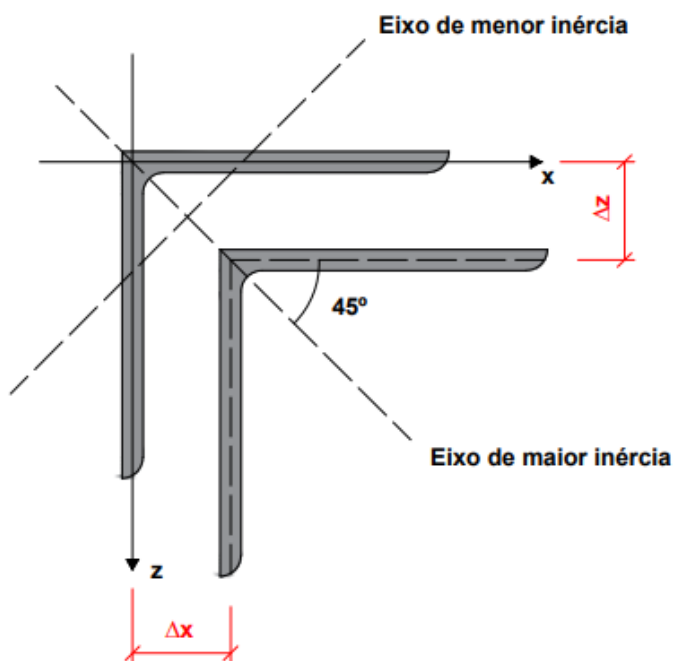


Figura 52 - Representação das imperfeições adotadas para a flambagem por flexão.

Por outro lado, no caso da flambagem por flexo-torção (que combina torção e flexão em torno do eixo de maior inércia), além de imperfeições de mesma magnitude nas direções x e z , deve ser aplicada adicionalmente uma rotação, para atingir a configuração indicada na Figura 53.

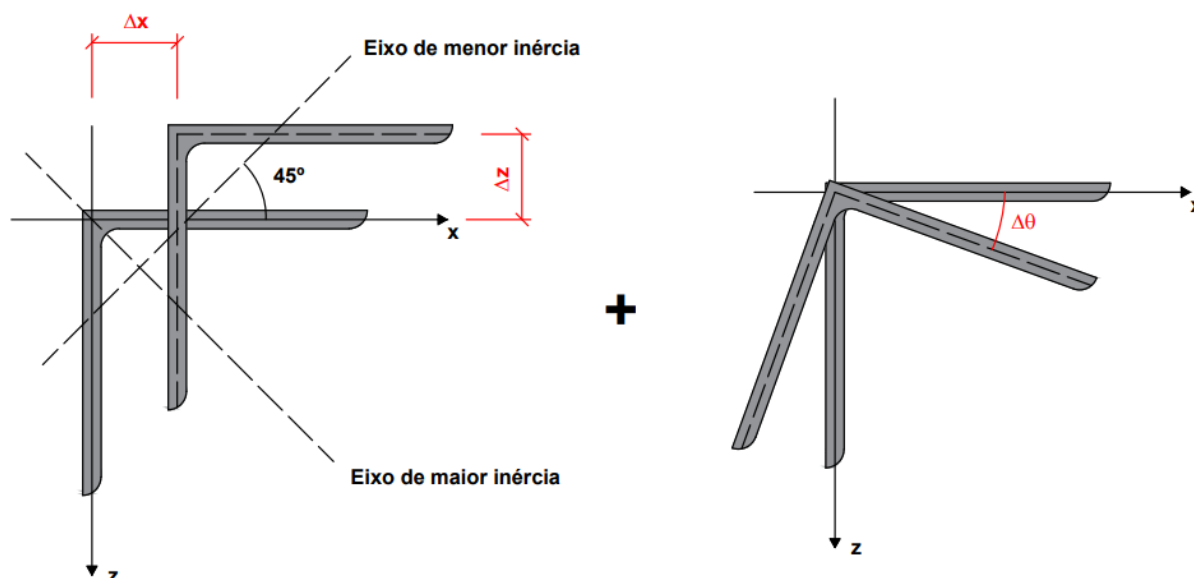


Figura 53 - Representação das imperfeições adotadas para a flambagem por flexo-torção.

Definido o princípio de aplicação das imperfeições, bastava apenas determinar o valor que serviria de escala para cada uma das deformações supracitadas. A escolha do fator de imperfeição (fator a ser multiplicado pelo espectro de deformações proveniente da análise de flambagem elástica) para cada situação foi feita por tentativa e erro.

Sabe-se, adicionalmente, que não apenas as imperfeições geométricas influenciam no comportamento das colunas, mas também suas tensões residuais. Dessa forma, partiu-se dos valores $L/1000$ para os fatores Δx e Δz (imperfeição máxima prevista no Eurocode) e do valor $0,01t/b$ para o fator $\Delta\theta$, e aumentou-se gradativamente os valores dessas imperfeições até que houvesse semelhança entre os valores numéricos e os resultados experimentais.

Para os casos de flambagem por flexão, o valor $L/650$ se mostrou adequado como fator de imperfeição linear (para as duas direções). Quando se analisou a flambagem por flexo-torção, tentou-se preservar esse valor para a imperfeição linear e, para que isso fosse possível, foi necessário adotar o valor $0,05t/b$ para o fator de imperfeição angular.

Cabe destacar que os fatores de imperfeição adotados neste trabalho possuem forma semelhante aos utilizados no trabalho de Liang et al. [26], com algumas diferenças em suas magnitudes. Os resultados obtidos com esses são comparados com os valores experimentais de Sirqueira [25] na Tabela 10.

Tabela 10 - Comparação entre os resultados numéricos e os de Sirqueira [25].

Modelo	N _{exp} (kN)	N _{num} (kN)	N _{num} /N _{exp}
E64-01	276,41	280,10	1,013
	289,77	280,10	0,967
E64-02	253,92	263,36	1,037
	259,52	263,36	1,015
E64-03	227,31	233,68	1,028
	235,11	233,68	0,994
E64-04	213,06	211,62	0,993
E76-01	327,47	329,46	1,006
E76-02	312,73	316,41	1,012
E76-03	309,79	302,15	0,975
E76-04	276,77	284,33	1,027
E76-05	268,45	267,66	0,997
E102-01	461,64	460,05	0,997
E102-02	456,36	450,37	0,987
E102-03	407,02	412,02	1,012
E102-04	386,71	371,13	0,960
E102-05	304,90	310,75	1,019
Média			1,002
Desvio-padrão			0,021
Correlação (ρ)			0,996

A elaboração do modelo continuou com uma análise da densidade de malha. Escolheu-se a coluna E76-05, com comprimento de 1410 mm e aba de 76 mm, pois esta foi a que apresentou a menor variação entre os valores experimentais e numéricos (apenas 0,29%). Foram adotados diferentes tamanhos de elemento ao longo do comprimento da coluna.

A Tabela 11 indica o resultado desse estudo, que justificou a adoção de elementos com 10 mm de dimensão na direção longitudinal. Cabe citar que os elementos de 10 mm e 12,5 mm forneceram, para cima e para baixo, precisões semelhantes. A escolha dos elementos de 10 mm foi feita pela maior proximidade com os 8 mm adotados na direção transversal (tornando a face do elemento mais próxima da forma quadrangular) e por forneceram valores ligeiramente inferiores à carga obtida no ensaio experimental. Não é necessário adotar malhas mais densas, pois não provocam um ganho de precisão que compense o trabalho computacional extra.

Tabela 11 - Análise de densidade de malha.

Tamanho longitudinal do elemento (mm)	Número de divisões por metro	N _{num} (kN)	N _{num} /N _{exp}
25	40	286,53	1,067
22,5	44	281,96	1,050
20	50	277,98	1,036
17,5	57	274,36	1,022
15	67	271,22	1,010
12,5	80	269,35	1,003
10	100	267,66	0,997
7,5	133	267,63	0,997
5	200	267,62	0,997

Para concluir este item sobre a calibração, são apresentadas duas curvas que comparam os deslocamentos laterais do modelo numérico com os dos ensaios experimentais, para o meio do vão das cantoneiras. Há uma proximidade satisfatória entre ambos os valores. A Figura 54 se refere ao modelo E64-03 (comprimento de 1000 mm) e a Figura 55 se refere ao modelo E64-04 (comprimento de 1470 mm).

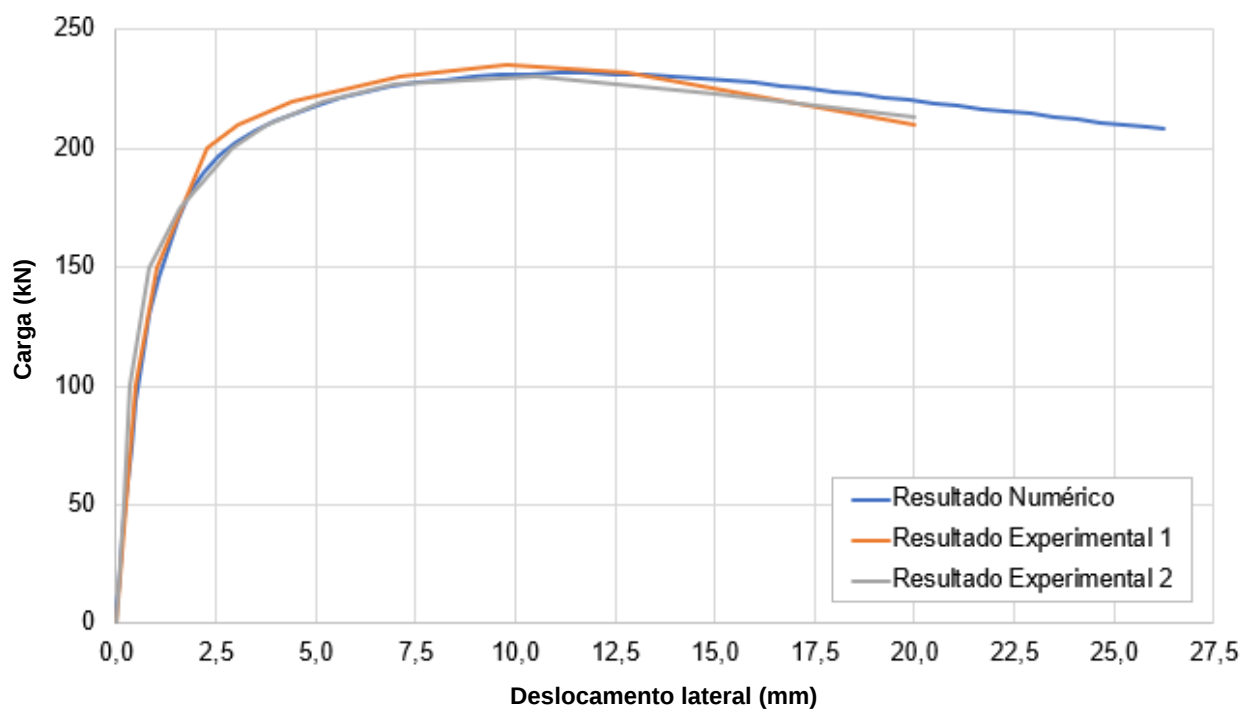


Figura 54 - Comparação entre deslocamentos laterais (Modelo E64-03).

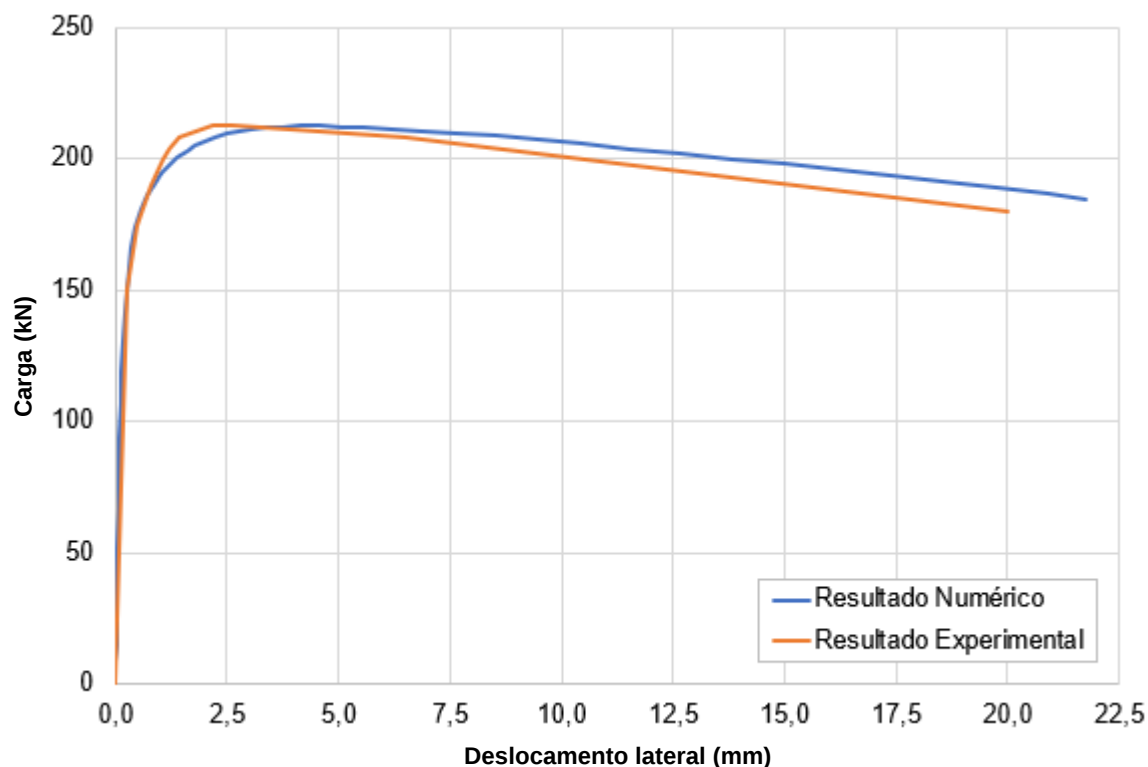


Figura 55 - Comparação entre deslocamentos laterais (Modelo E64-04).

4.7 Comparação com Reynolds [21]

Para verificar se os fatores de imperfeição escolhidos para o aço austenítico gerariam resultados promissores para o aço duplex, escolheu-se arbitrariamente uma cantoneira do estudo de Reynolds [21]. Nesse caso, a cantoneira escolhida foi L 101,6 x 101,6 x 7,94, com comprimento de 1005 mm. A única diferença está na condição de contorno adotada, uma vez que Reynolds [21] adotou extremidades apoiadas em vez de engastadas para análise da flambagem por flexão em torno da menor inércia. Então, essa condição foi reproduzida exclusivamente nesse modelo comparativo.

Ao avaliar os resultados, chegou-se a uma carga máxima de 559,08 kN no modelo numérico adaptado, em detrimento dos 534,48 kN obtidos por Reynolds [21]. A razão entre os resultados numérico e experimental foi de 1,046, indicando uma diferença de 4,6% entre os dois valores. Essa porcentagem demonstra que a mesma imperfeição pode ser adotada com razoável precisão para o aço duplex. Posteriormente, o mesmo valor também foi utilizado para as seções em aço ferrítico.

5 ANÁLISE NUMÉRICA

Neste capítulo, é apresentado o programa de análises numéricas realizado, desde a definição dos modelos até os resultados obtidos, chamando atenção para algumas particularidades ao longo do processo. Basicamente, buscou-se determinar a carga máxima de cada um dos modelos e comparar com as prescrições normativas, sempre atentando para o modo de flambagem preferencial de cada coluna.

Os modelos adotados na análise numérica preservaram as principais características utilizadas durante o processo de calibração:

- Todos os graus de liberdade foram restringidos em ambas as extremidades, à exceção do deslocamento longitudinal no topo do elemento estrutural.
- Utilização de elementos sólidos (SOLID185), que possuem oito nós com três graus de liberdade cada: translação nas direções x, y e z.
- As abas da cantoneira foram divididas em elementos de 8 mm (na direção transversal) x 10 mm (na direção longitudinal), paralelamente ao plano da aba, com pelo menos três elementos ao longo da espessura
- Seleção do modo de flambagem correspondente à curva de assinatura da cantoneira como base para a aplicação das imperfeições.
- Adoção de $L/650$ como fator de imperfeição linear (para as duas direções) e de $0,05t/b$ para o fator de imperfeição angular.

Ao final do capítulo, os resultados obtidos são comparados com as prescrições normativas. É feita uma breve discussão dos resultados, indicando os pontos fortes e fracos de cada uma das normas citadas no Capítulo 3 e comparando a eficiência de cada uma delas para os três tipos de aço inoxidável estudados.

5.1 Estudo de casos

Concluída a calibração do modelo, a análise foi expandida para as seções comerciais, considerando os aços austenítico, ferrítico e duplex. A escolha dos comprimentos a serem adotados em cada situação, conforme já explicado, foi possível com o auxílio do software GBTUL [35].

A Tabela 12 apresenta todos os modelos avaliados para o aço austenítico. Foram avaliados diversos comprimentos, adotando incrementos de 50 ou 100 mm. Não foram adotados comprimentos que apresentam apenas a flambagem por torção.

Tabela 12 - Lista de modelos do programa numérico - aço austenítico.

#	t (mm)	b (mm)	b/t	L (mm)	
				Flexo-Torção	Flexão
A01	3,18	19,05	6,0	100 a 200	250 a 1500
A02		22,20	7,0	100 a 300	350 a 1850
A03		25,40	8,0	100 a 400	450 a 2100
A04		28,58	9,0	100 a 550	600 a 2350
A05		31,75	10,0	150 a 650	700 a 2650
A06		38,10	12,0	250 a 950	1000 a 3350
A07		50,80	16,0	500 a 1750	1800 a 4950
A08	4,76	19,05	4,0	100 a 150	200 a 1450
A09		22,20	4,7	100 a 200	250 a 1700
A10		25,40	5,3	100 a 250	300 a 1950
A11		31,75	6,7	100 a 450	500 a 2500
A12		38,10	8,0	150 a 650	700 a 3150
A13		50,80	10,7	300 a 1150	1200 a 4300
A14		63,50	13,3	500 a 1800	1850 a 5800
A15		76,20	16,0	750 a 2650	2700 a 7450
A16	6,35	25,40	4,0	100 a 200	250 a 1950
A17		31,75	5,0	100 a 300	350 a 2450
A18		38,10	6,0	100 a 450	500 a 2950
A19		50,80	8,0	200 a 850	900 a 4200
A20		63,50	10,0	350 a 1350	1400 a 5250
A21		76,20	12,0	550 a 1950	2000 a 6700
A22		101,60	16,0	1000 a 3500	3550 a 9950
A23	7,94	38,10	4,7	100 a 350	400 a 2900
A24		50,80	6,3	150 a 650	700 a 3950
A25		63,50	8,0	250 a 1050	1100 a 5250
A26		76,20	9,7	400 a 1550	1600 a 6300
A27	9,53	38,10	4,0	100 a 300	350 a 2900
A28		50,80	5,3	100 a 550	600 a 3900
A29		63,50	6,7	200 a 900	950 a 4950
A30		76,20	8,0	300 a 1300	1350 a 6250
A31		101,60	10,7	600 a 2350	2400 a 8550

As Tabelas 13 e 14, por sua vez, listam todos os modelos avaliados para os aços duplex e ferrítico. Novamente, foram adotados incrementos de 50 ou 100 mm no comprimento das cantoneiras e a flambagem por torção pura não foi avaliada.

Tabela 13 - Lista de modelos do programa numérico - aço duplex.

#	t (mm)	b (mm)	b/t	L (mm)	
				Flexo-Torção	Flexão
D01	3,18	19,05	6,0	100 a 200	250 a 1300
D02		22,20	7,0	100 a 300	350 a 1500
D03		25,40	8,0	100 a 400	450 a 1750
D04		28,58	9,0	100 a 550	600 a 2050
D05		31,75	10,0	150 a 650	700 a 2350
D06		38,10	12,0	250 a 950	1000 a 3000
D07		50,80	16,0	500 a 1750	1800 a 4500
D08	4,76	19,05	4,0	100 a 150	200 a 1250
D09		22,20	4,7	100 a 200	250 a 1450
D10		25,40	5,3	100 a 250	300 a 1700
D11		31,75	6,7	100 a 450	500 a 2150
D12		38,10	8,0	150 a 650	700 a 2600
D13		50,80	10,7	300 a 1150	1200 a 3850
D14		63,50	13,3	500 a 1800	1850 a 5200
D15		76,20	16,0	750 a 2650	2700 a 6750
D16	6,35	25,40	4,0	100 a 200	250 a 1650
D17		31,75	5,0	100 a 300	350 a 2100
D18		38,10	6,0	100 a 450	500 a 2550
D19		50,80	8,0	200 a 850	900 a 3450
D20		63,50	10,0	350 a 1350	1400 a 4700
D21		76,20	12,0	550 a 1950	2000 a 6000
D22		101,60	16,0	1000 a 3500	3550 a 9000
D23	7,94	38,10	4,7	100 a 350	400 a 2500
D24		50,80	6,3	150 a 650	700 a 3400
D25		63,50	8,0	250 a 1050	1100 a 4300
D26		76,20	9,7	400 a 1550	1600 a 5550
D27	9,53	38,10	4,0	100 a 300	350 a 2450
D28		50,80	5,3	100 a 550	600 a 3350
D29		63,50	6,7	200 a 900	950 a 4250
D30		76,20	8,0	300 a 1300	1350 a 5150
D31		101,60	10,7	600 a 2350	2400 a 7650

Tabela 14 - Lista de modelos do programa numérico - aço ferrítico.

#	t (mm)	b (mm)	b/t	L (mm)	
				Flexo-Torção	Flexão
F01	3,18	19,05	6,0	100 a 200	250 a 1800
F02		22,20	7,0	100 a 300	350 a 2150
F03		25,40	8,0	100 a 400	450 a 2500
F04		28,58	9,0	100 a 550	600 a 2900
F05		31,75	10,0	150 a 650	700 a 3250
F06		38,10	12,0	250 a 950	1000 a 3900
F07		50,80	16,0	500 a 1750	1800 a 5700
F08	4,76	19,05	4,0	100 a 150	200 a 1750
F09		22,20	4,7	100 a 200	250 a 2100
F10		25,40	5,3	100 a 250	300 a 2400
F11		31,75	6,7	100 a 450	500 a 3050
F12		38,10	8,0	150 a 650	700 a 3700
F13		50,80	10,7	300 a 1150	1200 a 5150
F14		63,50	13,3	500 a 1800	1850 a 6650
F15		76,20	16,0	750 a 2650	2700 a 8500
F16	6,35	25,40	4,0	100 a 200	250 a 2350
F17		31,75	5,0	100 a 300	350 a 3000
F18		38,10	6,0	100 a 450	500 a 3600
F19		50,80	8,0	200 a 850	900 a 4950
F20		63,50	10,0	350 a 1350	1400 a 6450
F21		76,20	12,0	550 a 1950	2000 a 7750
F22		101,60	16,0	1000 a 3500	3550 a 11350
F23	7,94	38,10	4,7	100 a 350	400 a 3550
F24		50,80	6,3	150 a 650	700 a 4850
F25		63,50	8,0	250 a 1050	1100 a 6150
F26		76,20	9,7	400 a 1550	1600 a 7700
F27	9,53	38,10	4,0	100 a 300	350 a 3500
F28		50,80	5,3	100 a 550	600 a 4800
F29		63,50	6,7	200 a 900	950 a 6050
F30		76,20	8,0	300 a 1300	1350 a 7400
F31		101,60	10,7	600 a 2350	2400 a 10300

No total, foram analisados 5901 modelos suscetíveis à flambagem por flexão (1915 do austenítico, 1595 do duplex e 2391 do ferrítico) e 1395 modelos suscetíveis à flambagem por flexo-torção (465 para cada tipo de aço inoxidável).

A Figura 56 mostra o comportamento qualitativo típico de uma cantoneira que apresentou flambagem por flexão, L 63,5 x 63,5 x 4,76, com comprimento de 1850 mm. Observe que a instabilidade só se manifesta a partir do momento em que a carga máxima é atingida. Dali em diante, os deslocamentos aumentam de maneira muito rápida, indicando a falha do elemento estrutural.

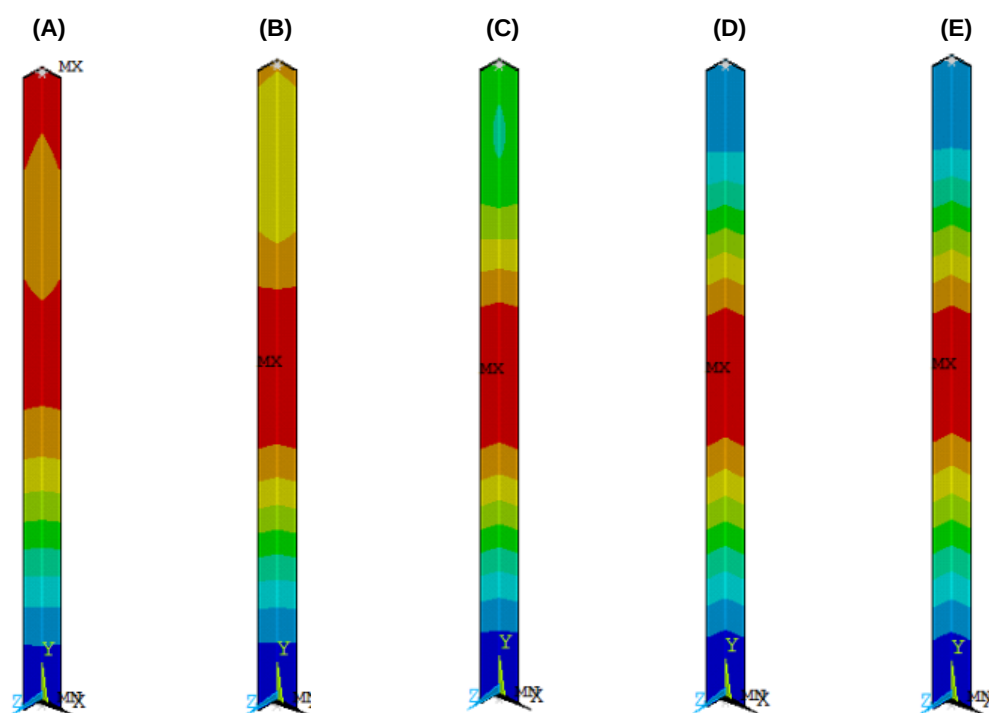
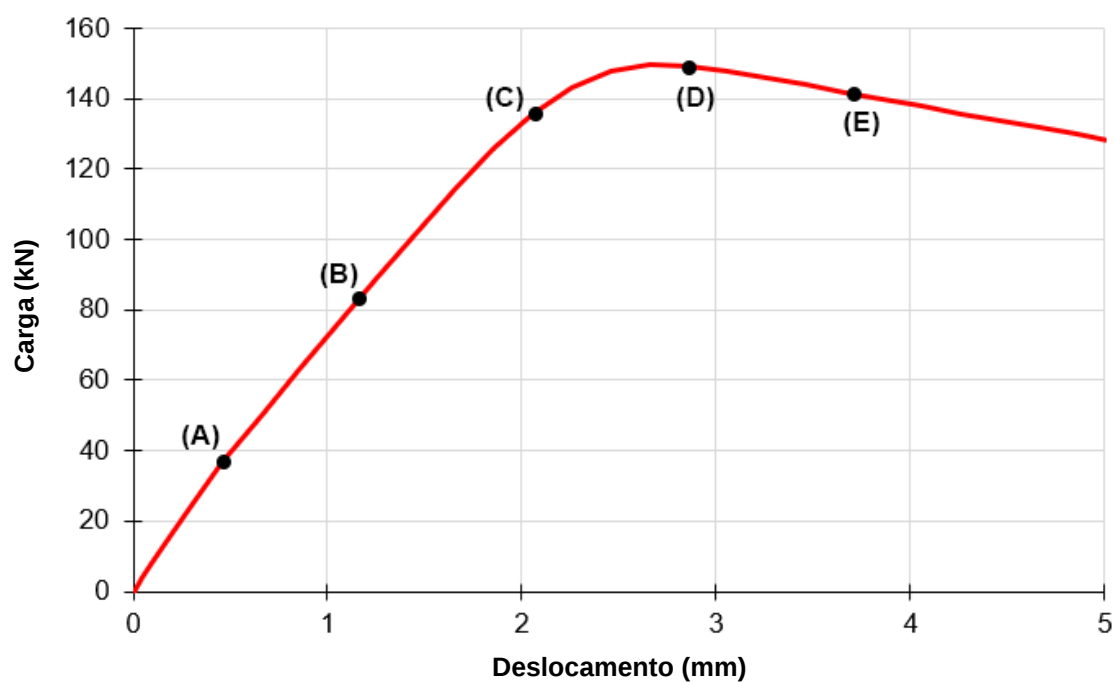


Figura 56 - Desenvolvimento típico da flambagem por flexão.

A Figura 57 mostra o comportamento qualitativo típico de uma cantoneira que apresentou flambagem por flexo-torção, L 63,5 x 63,5 x 4,76, com comprimento de 1000 mm. Mais uma vez, a instabilidade ocorre imediatamente após a carga máxima ser atingida, e a falha do elemento se materializa por meio de uma amplificação exacerbada dos valores de deslocamento.

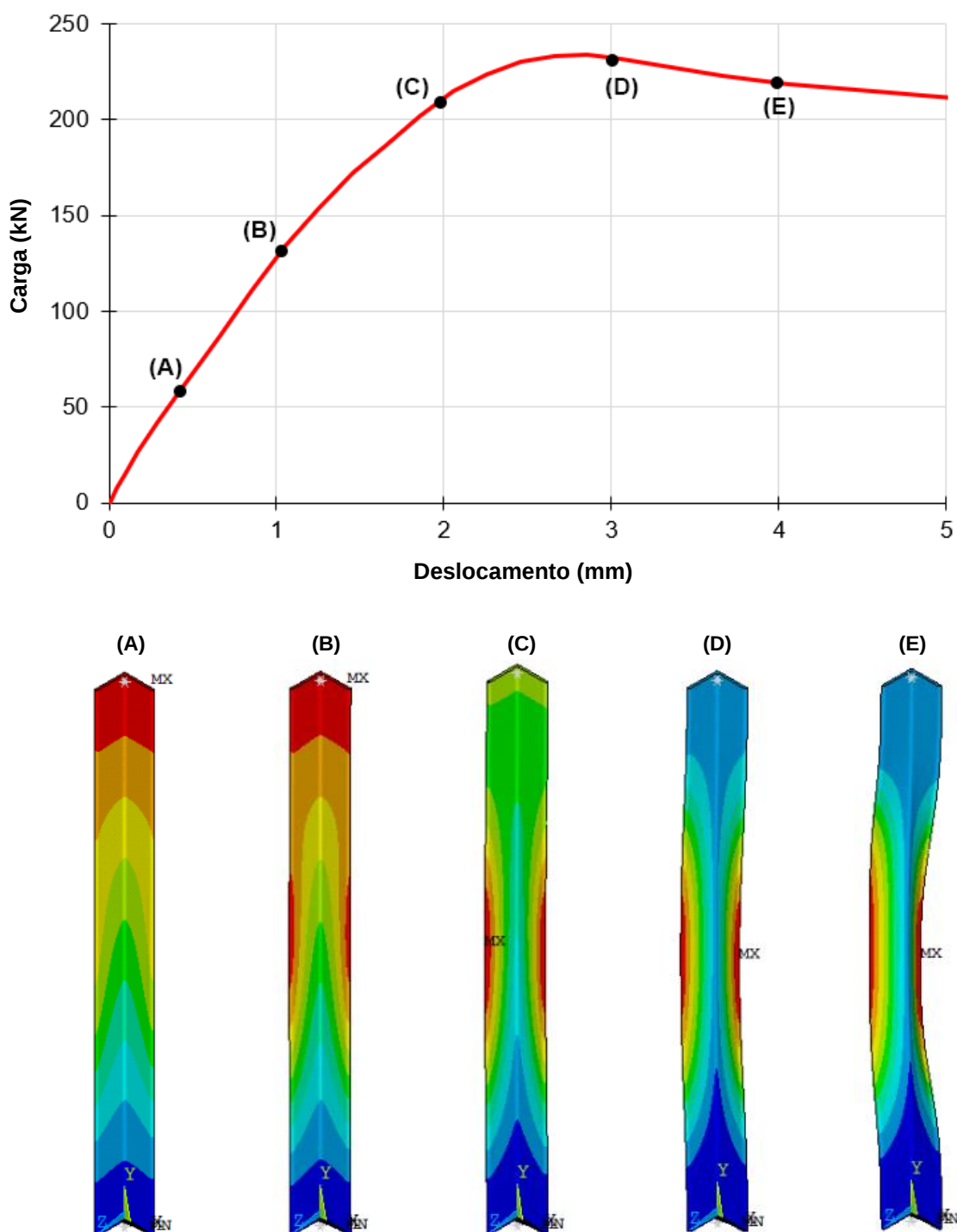


Figura 57 - Desenvolvimento típico da flambagem por flexo-torção.

5.2 Resultados para o aço austenítico

O aço austenítico é, sem dúvida, o mais importante deste trabalho, uma vez que todo o desenvolvimento do modelo numérico foi feito com base em resultados experimentais obtidos com esse tipo de aço. Primeiro, será analisado o caso específico da flambagem por flexão e, em seguida, o da flambagem por flexo-torção.

5.2.1 Flambagem por flexão

As Figuras 58 a 62 resumem os resultados dos modelos nos quais ocorreu a flambagem por flexão. Percebe-se que o Eurocode 3, Parte 1.4 [15] subestima as resistências desses membros. Conforme se avança no espectro de esbeltezes, as sobras de resistência diminuem em valor absoluto, mas percentualmente continuam sendo expressivas. A curva sugerida pelo *Design Manual for Structural Stainless Steel* [8] também é representada, apenas a título de comparação, uma vez que se trata de uma curva mais conservadora.

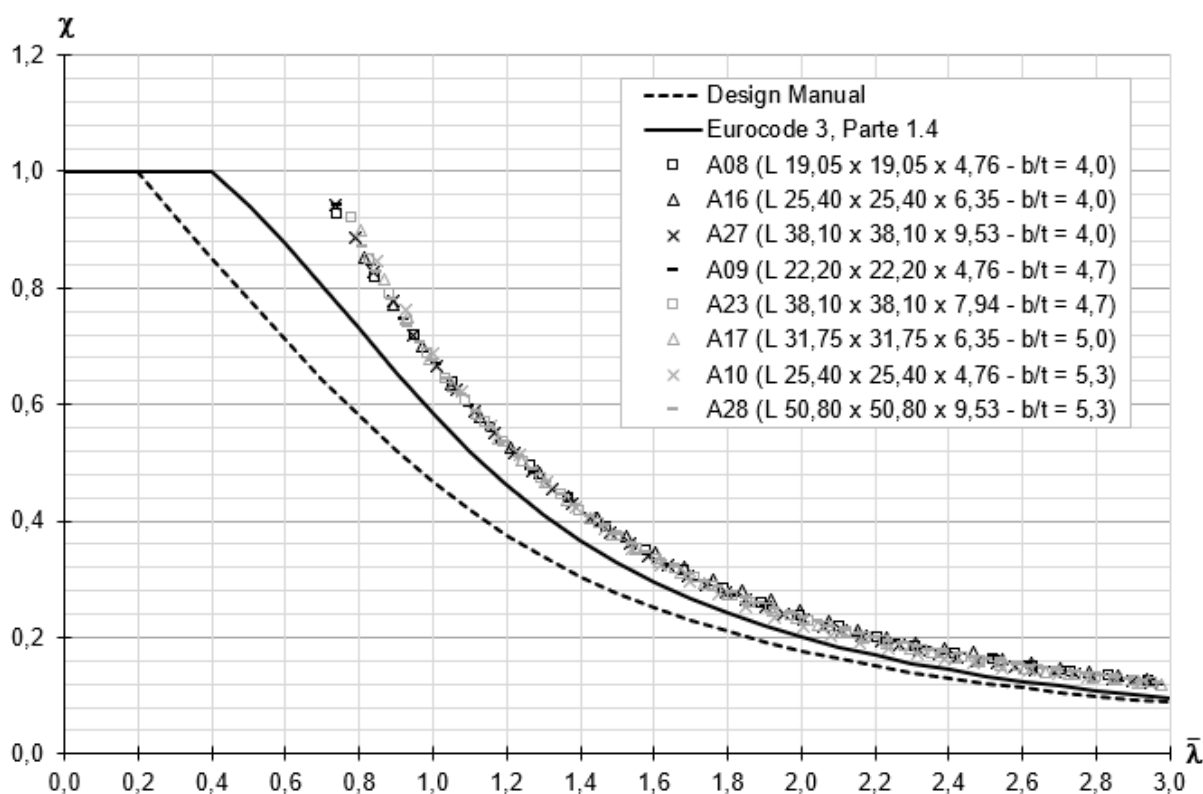


Figura 58 - Aço austenítico - resultados (séries A08, A09, A10, A16, A17, A23, A27 e A28).

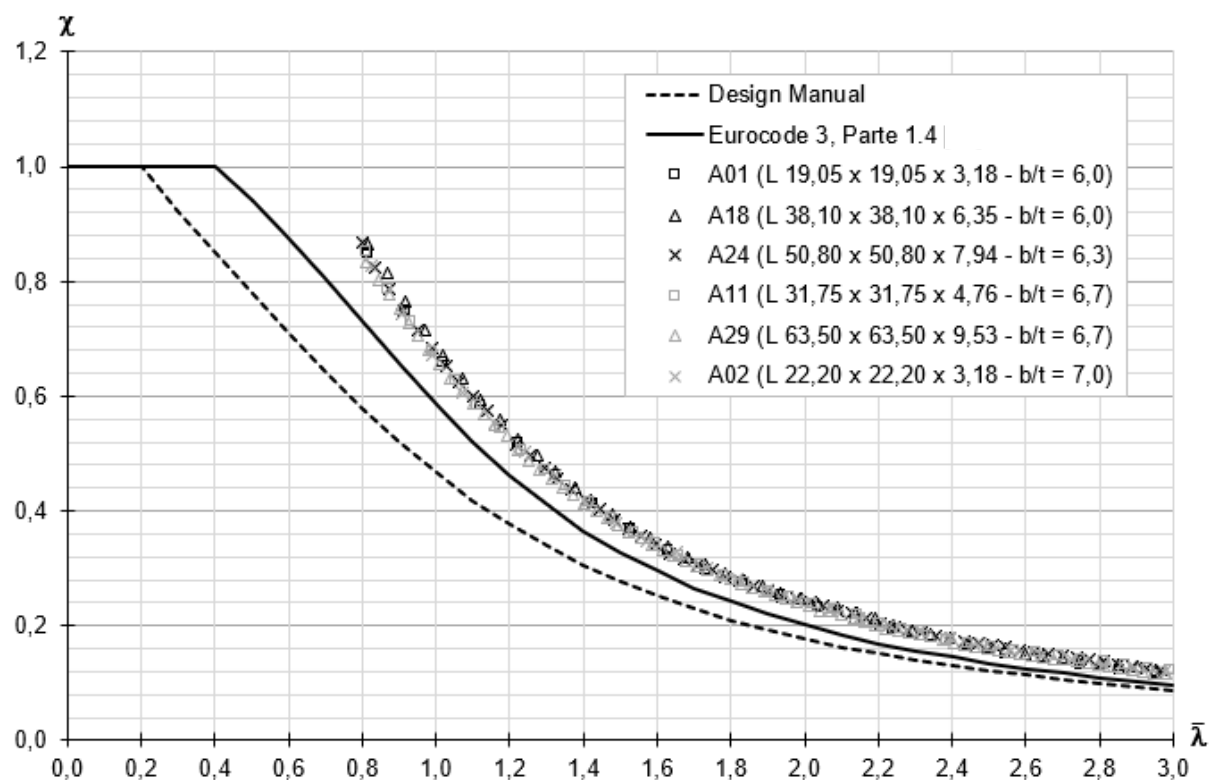


Figura 59 - Aço austenítico - resultados (séries A01, A02, A11, A18, A24 e A29).

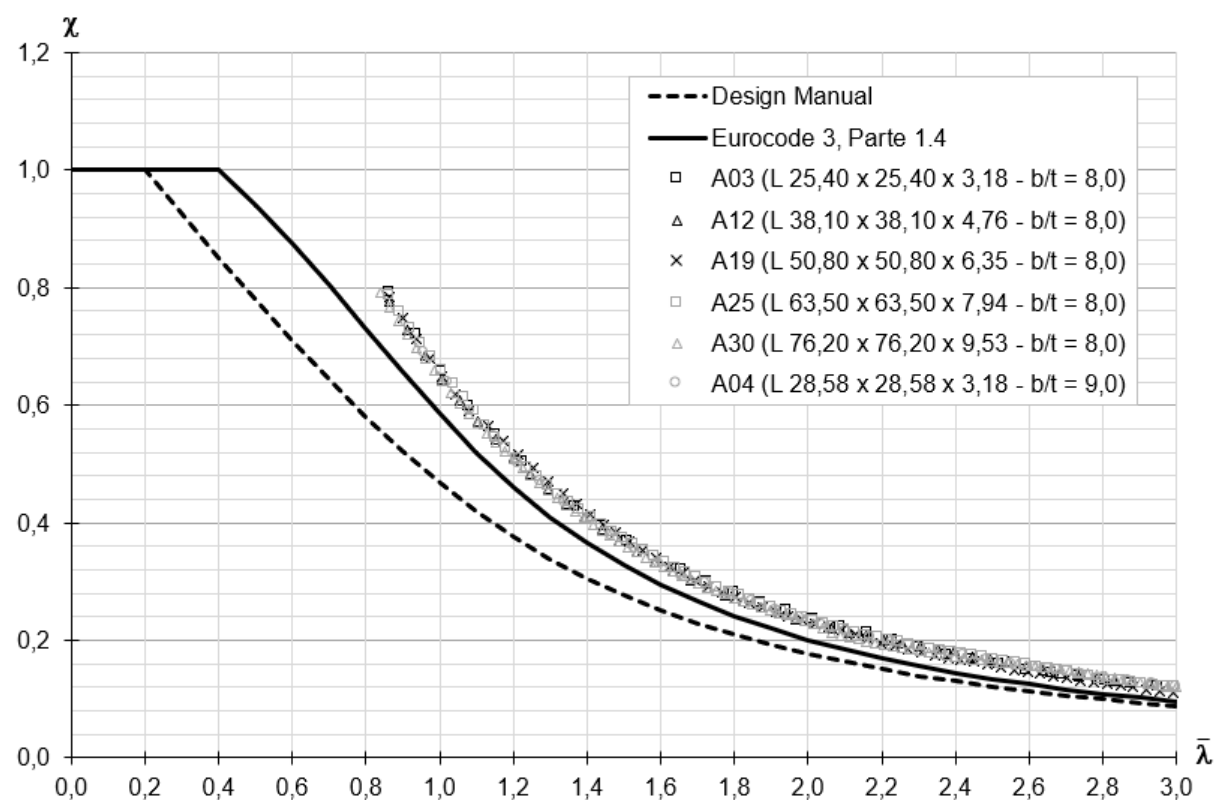


Figura 60 - Aço austenítico - resultados (séries A03, A04, A12, A19, A25 e A30).

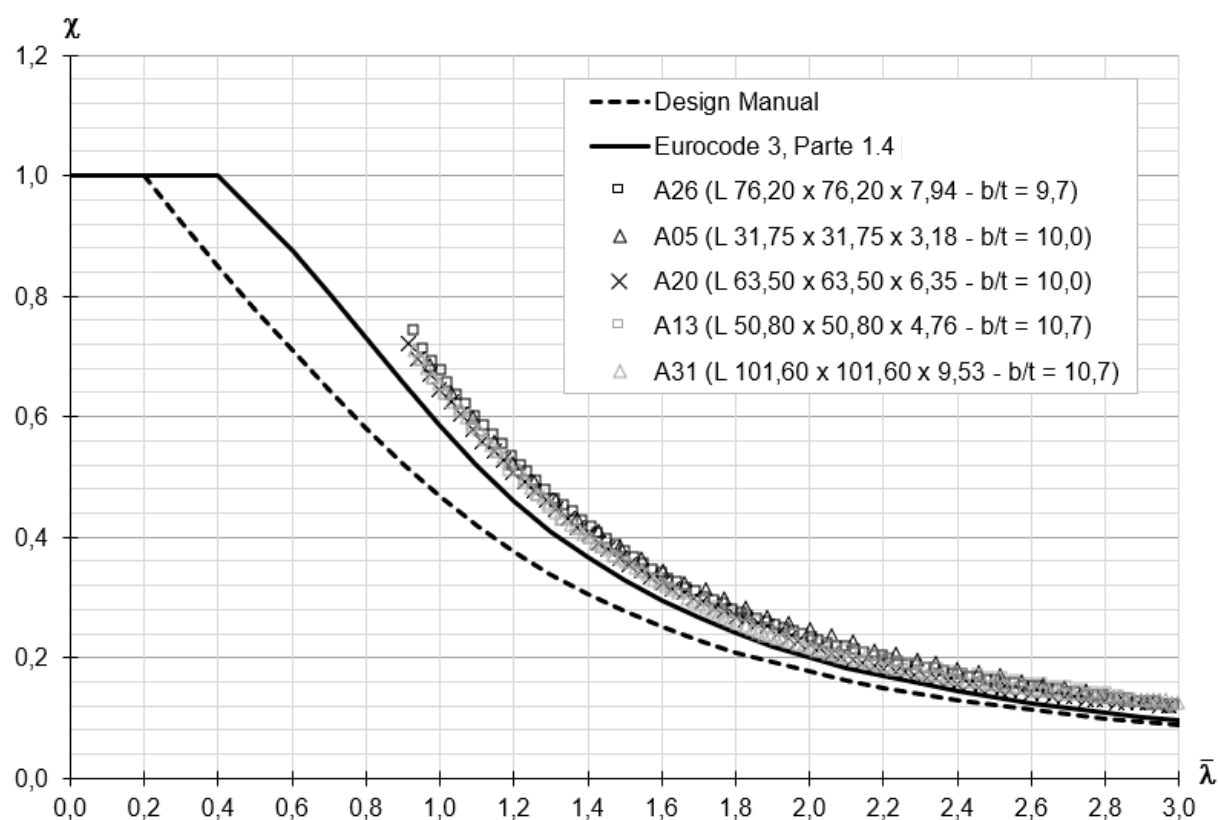


Figura 61 - Aço austenítico - resultados (séries A05, A13, A20, A26 e A31).

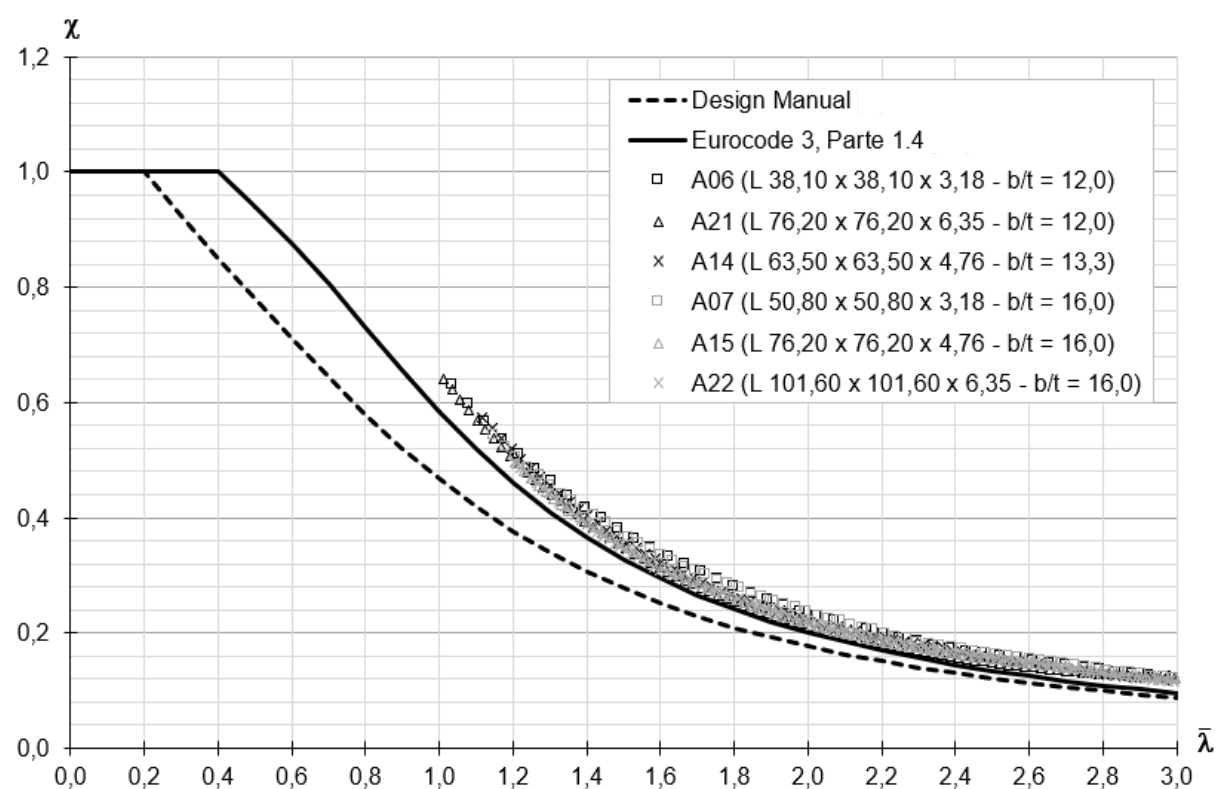


Figura 62 - Aço austenítico - resultados (séries A06, A07, A14, A15, A21 e A22).

As Figuras 63 e 64 comparam os valores propostos pelo Eurocode 3, Parte 1.4 [15] com os resultados obtidos na análise numérica. Em valor absoluto, observa-se que a maior diferença acontece para esbeltezes menores (que possuem coeficiente de redução próximo de 1) e, percentualmente, há uma diferença média de 15,8%.

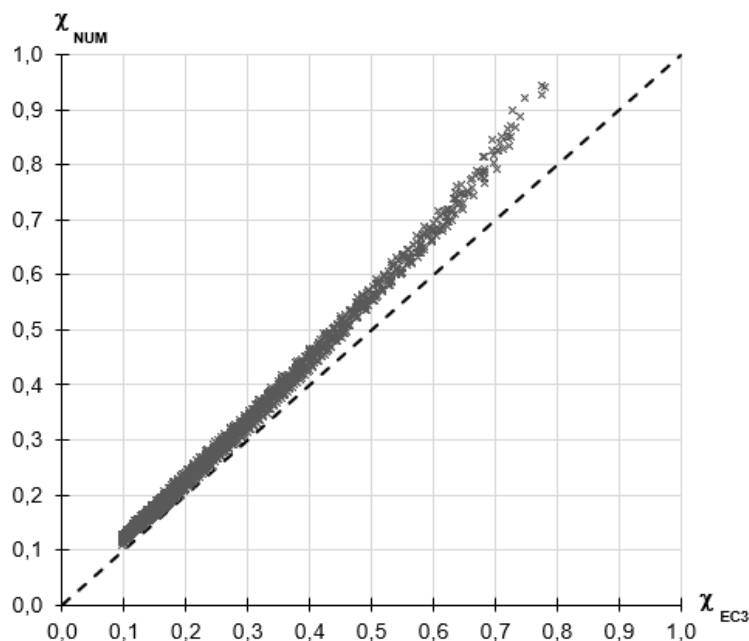


Figura 63 - Relação entre os coeficientes de redução do Eurocode 3, Parte 1.4 [15] e os resultados numéricos, para a flambagem por flexão do aço austenítico.

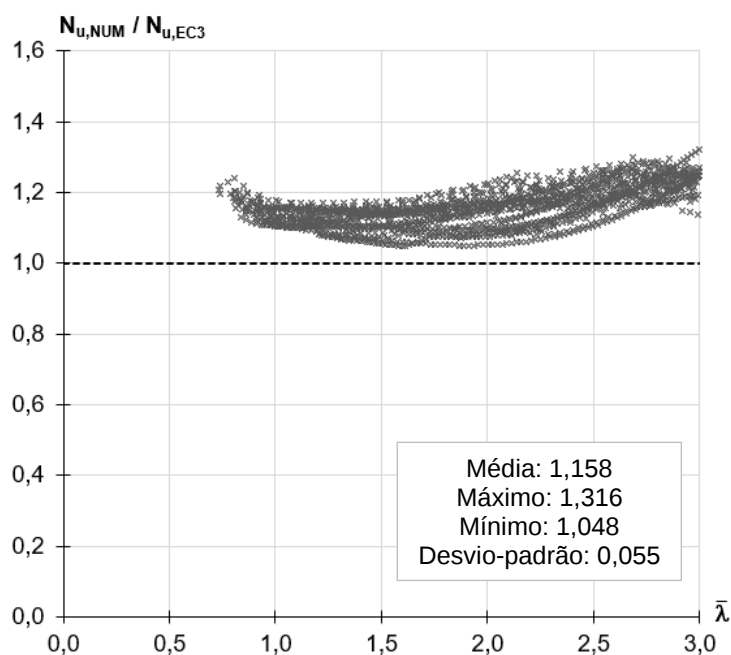


Figura 64 - Razão entre os resultados numéricos e os resultados do Eurocode 3, Parte 1.4 [15] ao longo das esbeltezes, para a flambagem por flexão do aço austenítico.

As Figuras 65 e 66 comparam os resultados da análise numérica com as prescrições do AISC Steel Design Guide 27 [1]. Esse código mostra-se mais conservador que o Eurocode 3, Parte 1.4 [15], podendo desprezar mais de 80% da capacidade do aço austenítico na situação extrema.

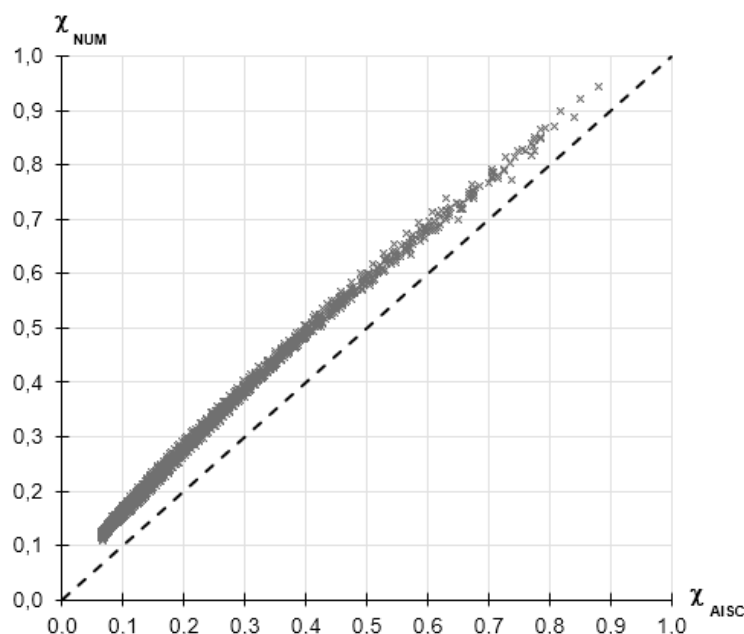


Figura 65 - Relação entre os coeficientes de redução obtidos a partir do AISC Steel Design Guide 27 [1] e os resultados numéricos, para a flambagem por flexão do aço austenítico.

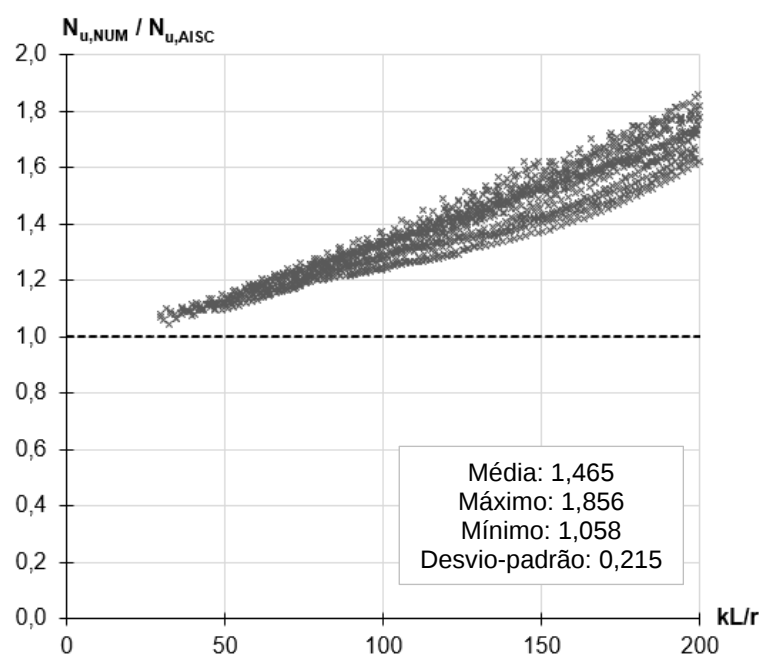


Figura 66 - Razão entre os resultados numéricos e os resultados do AISC Steel Design Guide 27 [1] ao longo das esbeltezes, para a flambagem por flexão do aço austenítico.

As Figuras 67 e 68 comparam os resultados numéricos com as prescrições do SEI/ASCE 8-02 [23]. Essa é uma das normas que melhor representa o comportamento estrutural real dos aços inoxidáveis, mas tende a superestimar um pouco os resultados obtidos. A média dos resultados aproxima-se muito de 1, mas há uma quantidade considerável de valores (cerca de 75%) que estão contra a segurança.

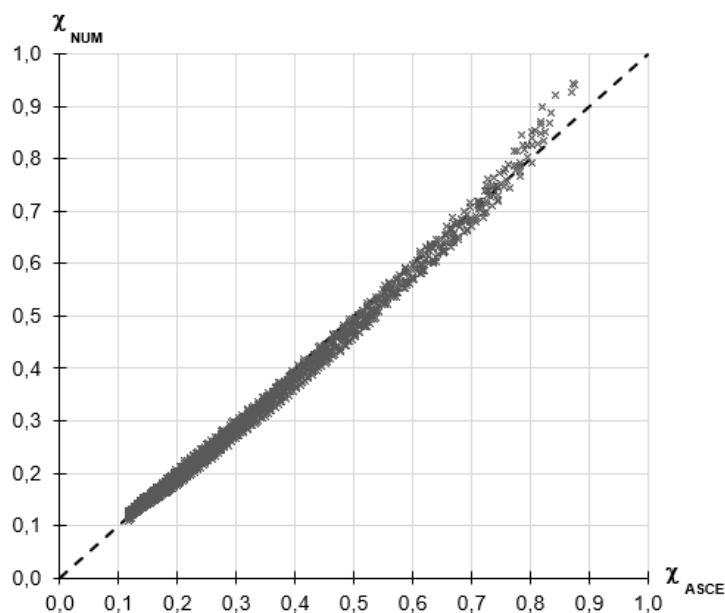


Figura 67 - Relação entre os coeficientes de redução obtidos a partir do SEI/ASCE 8-02 [23] e os resultados numéricos, para a flambagem por flexão do aço austenítico.

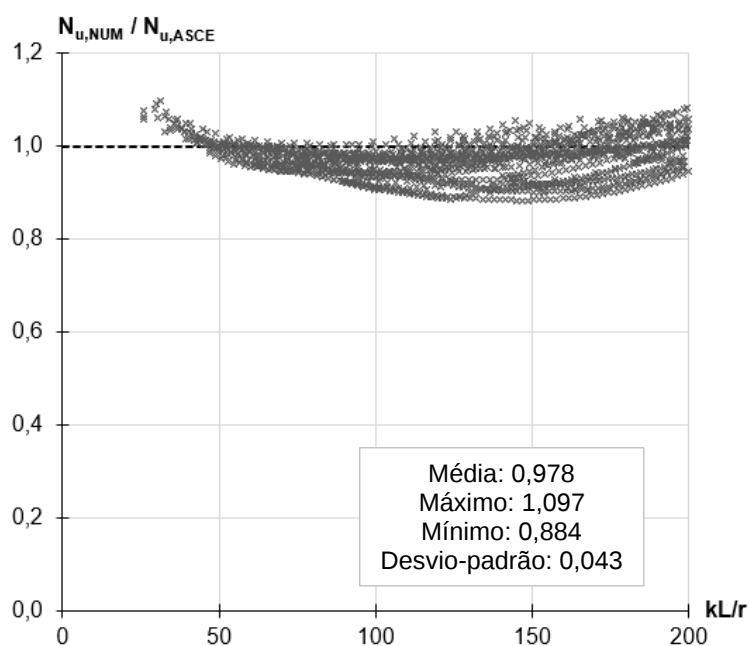


Figura 68 - Razão entre os resultados numéricos e os resultados do SEI/ASCE 8-02 [23] ao longo das esbeltezes, para a flambagem por flexão do aço austenítico.

As Figuras 69 e 70 comparam os resultados numéricos com as prescrições do AS/NZS 4673 [22]. Essa é, atualmente, a norma que melhor aproxima o comportamento estrutural real dos aços inoxidáveis, conforme já citado anteriormente por Reynolds [21]. A média dos resultados aproxima-se muito de 1, mas há uma quantidade considerável de valores (cerca de 55%) que estão contra a segurança.

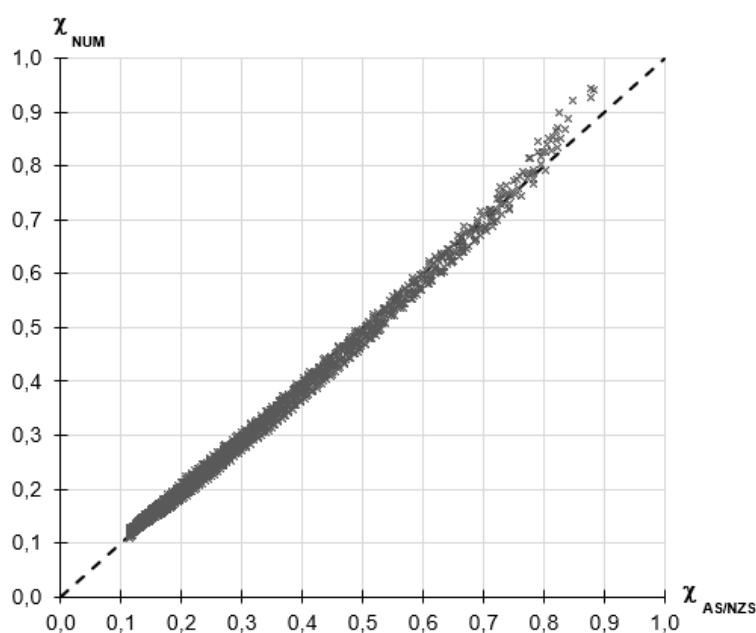


Figura 69 - Relação entre os coeficientes de redução obtidos a partir do AS/NZS 4673 [22] e os resultados numéricos, para a flambagem por flexão do aço austenítico.

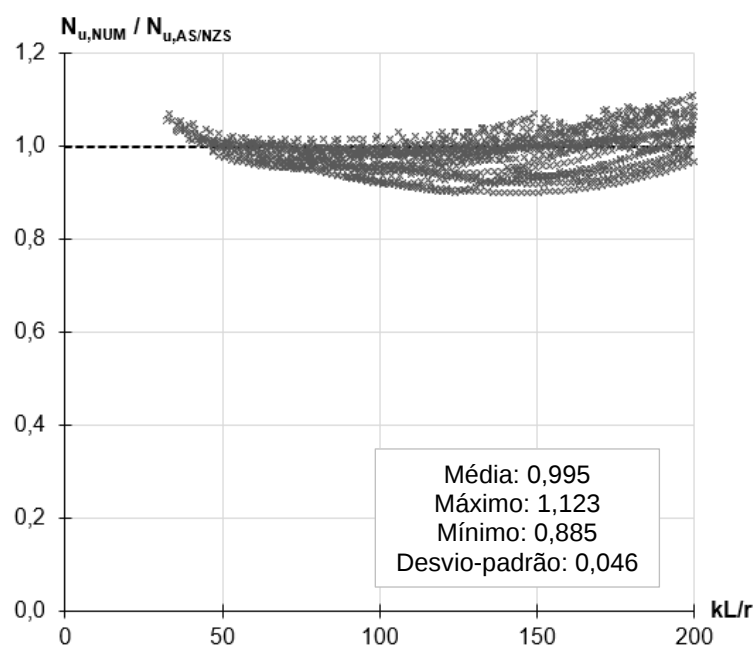


Figura 70 - Razão entre os resultados numéricos e os resultados do AS/NZS 4673 [22] ao longo das esbeltezes, para a flambagem por flexão do aço austenítico.

5.2.2 Flambagem por flexo-torção

Embora a flambagem por flexão não tenha apresentado grandes variações conforme a relação b/t alterava-se, a flambagem por flexo-torção mostrou-se mais dependente dessa relação. A Figura 71 ilustra os resultados para esse modo de flambagem, indicando com cores as diferentes razões b/t . A comparação de resultados foi feita utilizando apenas o Eurocode 3, Parte 1.4 [15], pela facilidade que a adoção de uma única curva para o fenômeno fornece nessa situação.

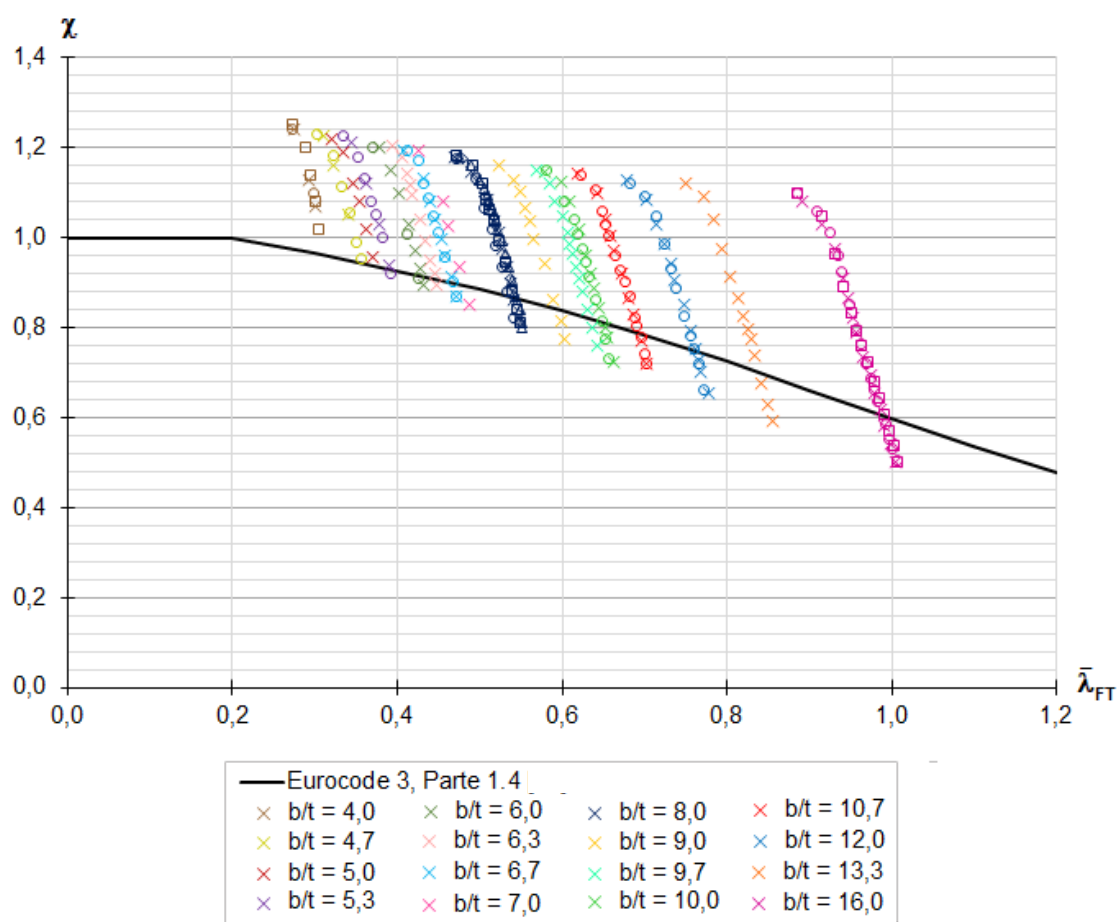


Figura 71 - Aço austenítico - resultados para a flexo-torção.

Para a maioria dos valores, a curva do Eurocode 3, Parte 1.4 [15] é favorável a segurança. Contudo, há valores em que a resistência dos membros é muito subestimada. Por outro lado, há uma quantidade considerável de valores para os quais a resistência dos elementos estruturais é superestimada, gerando um dimensionamento desfavorável a segurança. As Figuras 72 e 73 representam essas discrepâncias, respectivamente, em valores absolutos e relativos.

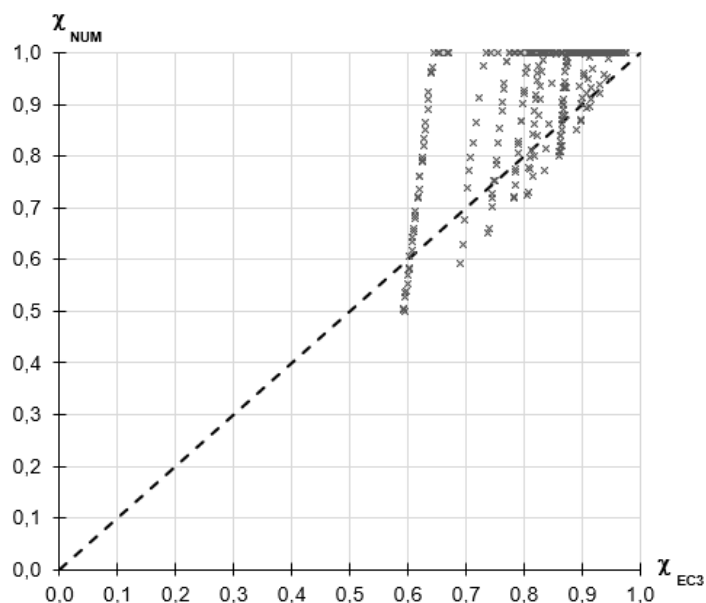


Figura 72 - Relação entre os coeficientes de redução normativos e os resultados numéricos para a flexo-torção no aço austenítico.

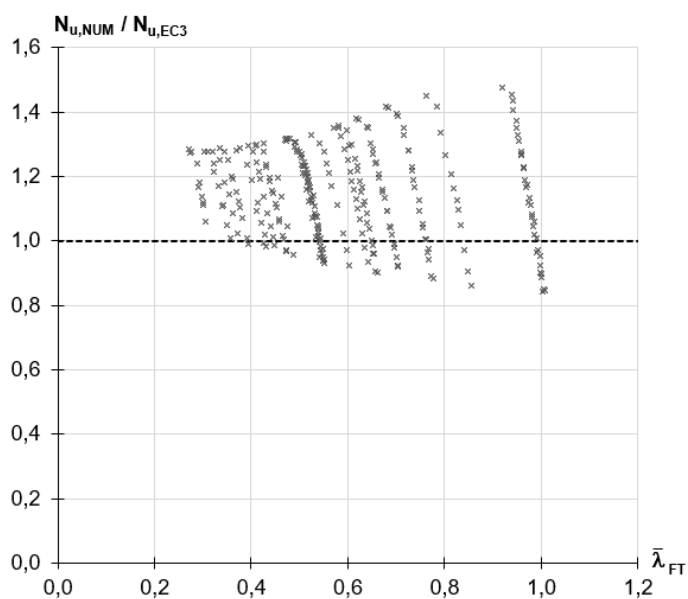


Figura 73 - Razão resultados numéricos/resultados normativos ao longo das esbeltezes para a flexo-torção no aço austenítico.

A Tabela 15 mostra os valores máximos e mínimos das razões representadas na Figura 73, dividindo as seções em seis intervalos de esbeltez para facilitar a análise das informações. Adicionalmente, são avaliados a média e o desvio-padrão para cada um desses grupos de seções. Cabe destacar que, conforme aumenta a razão b/t , maior é a dispersão em relação ao preconizado pelo Eurocode 3, Parte 1.4 [15].

Tabela 15 - Análise estatística da razão $N_{u,NUM}/N_{u,EC3}$ - aço austenítico.

b/t	[4, 6)	[6, 8)	[8, 10)	[10, 12)	[12, 14)	[14,16]	Total: [4, 16]
Máximo	1,288	1,303	1,350	1,381	1,456	1,505	1,505
Mínimo	0,990	0,957	0,925	0,902	0,859	0,841	0,841
Média	1,164	1,136	1,143	1,145	1,166	1,200	1,160
Desvio-padrão	0,090	0,110	0,124	0,145	0,183	0,254	0,159

5.3 Resultados para o aço duplex

5.3.1 Flambagem por flexão

As Figuras 74 a 78 resumem os resultados dos modelos nos quais ocorreu a flambagem por flexão. Mais uma vez, o Eurocode 3, Parte 1.4 [15] fornece valores de resistências bem inferiores aos que os elementos estruturais são capazes de desenvolver. A curva do *Design Manual for Structural Stainless Steel* [8] também é representada, apenas a título de comparação, por ser uma curva mais conservadora.

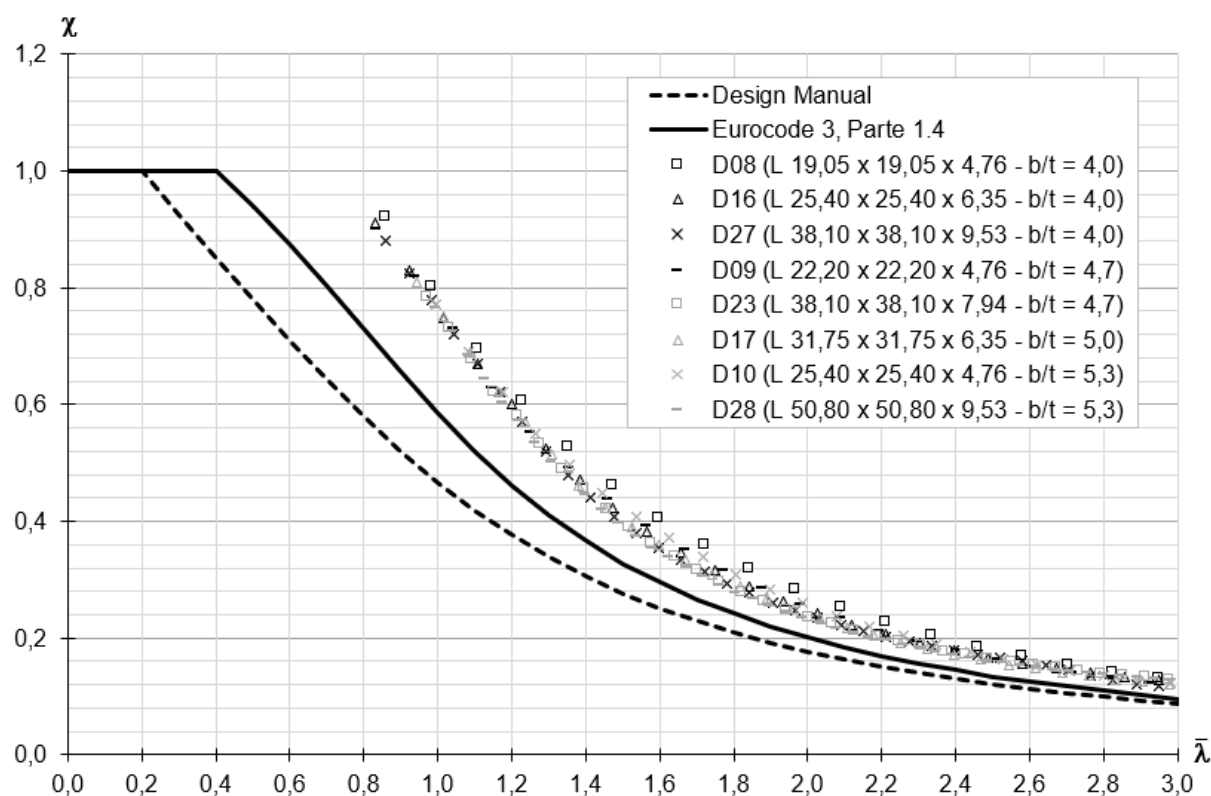


Figura 74 - Aço duplex - resultados (séries D08, D09, D10, D16, D17, D23, D27 e D28).

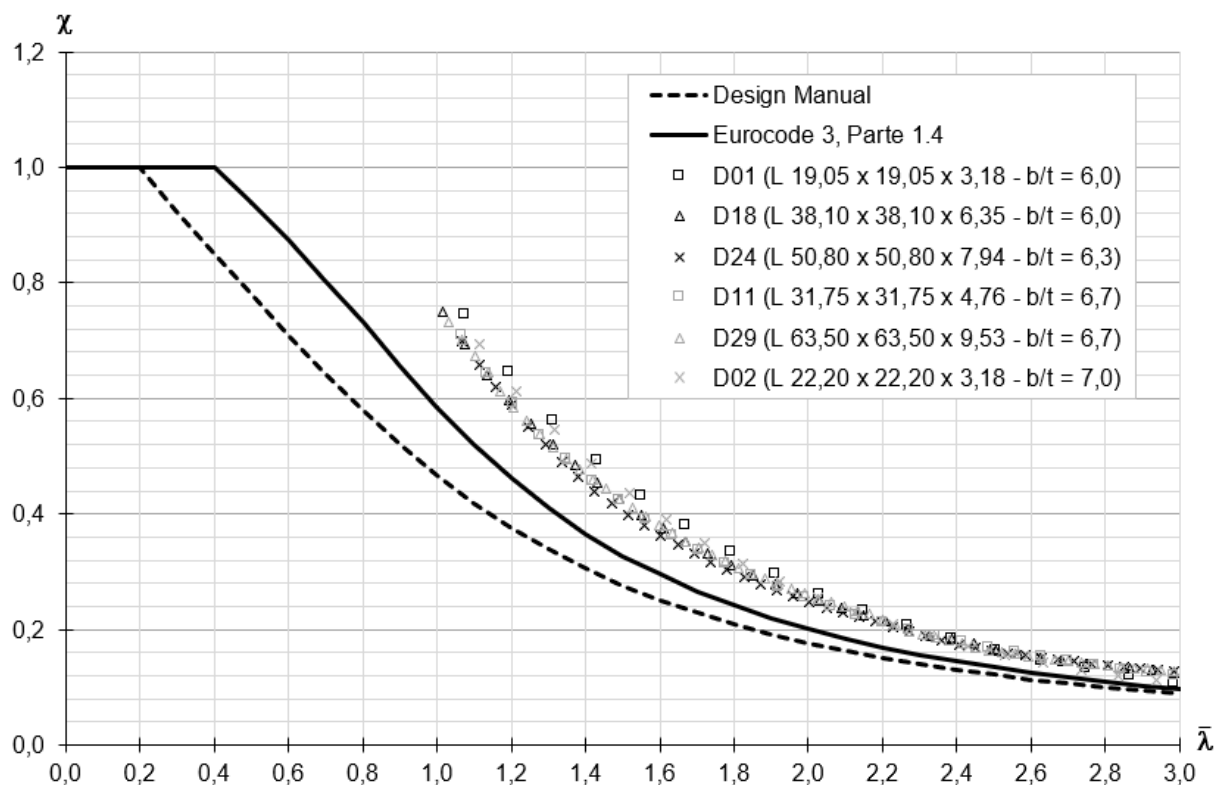


Figura 75 - Aço duplex - resultados (séries D01, D02, D11, D18, D24 e D29).

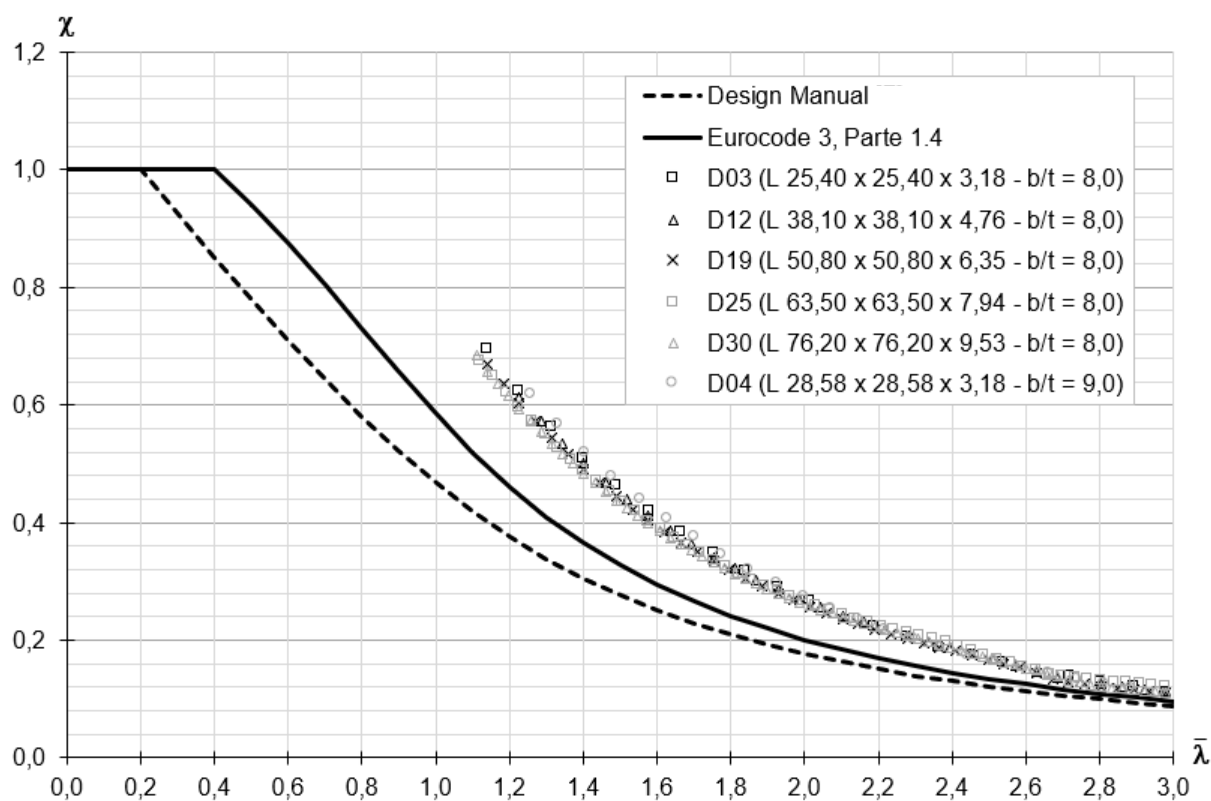


Figura 76 - Aço duplex - resultados (séries D03, D04, D12, D19, D25 e D30).

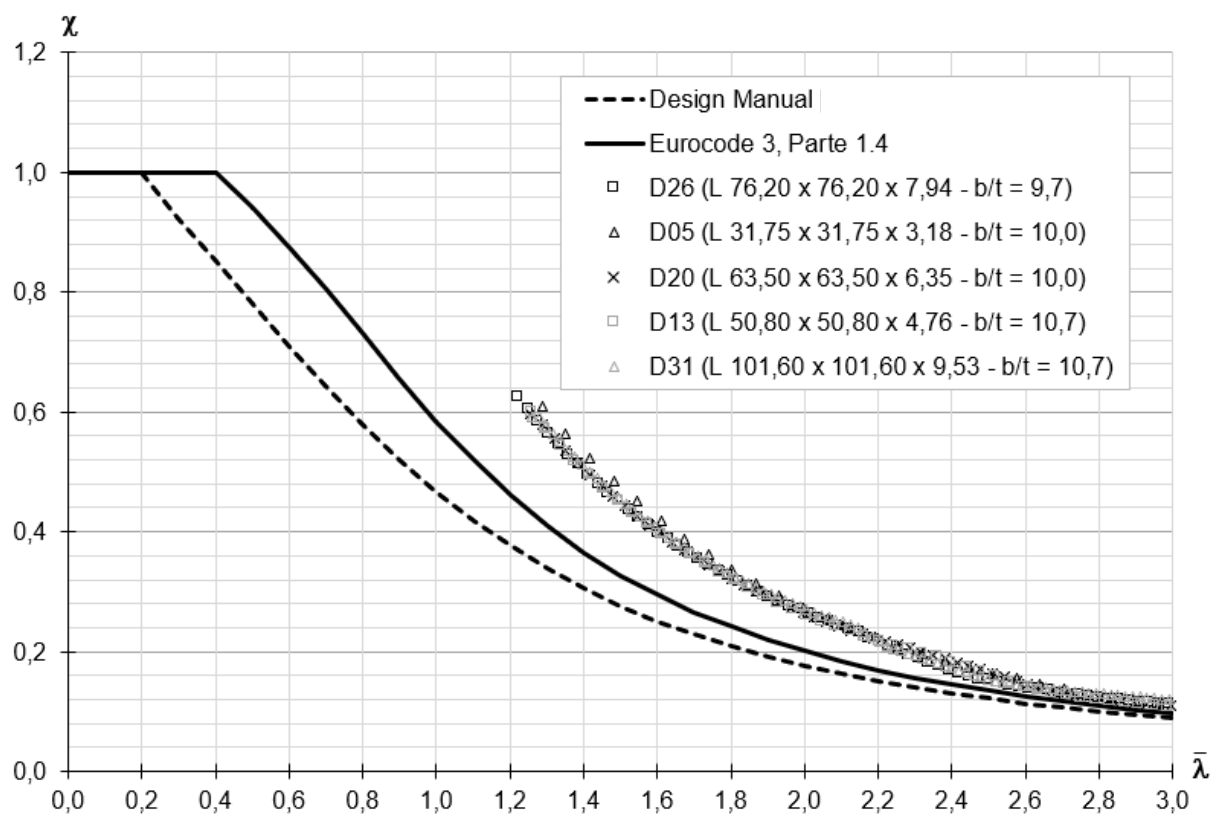


Figura 77 - Aço duplex - resultados (séries D05, D13, D20, D26 e D31).

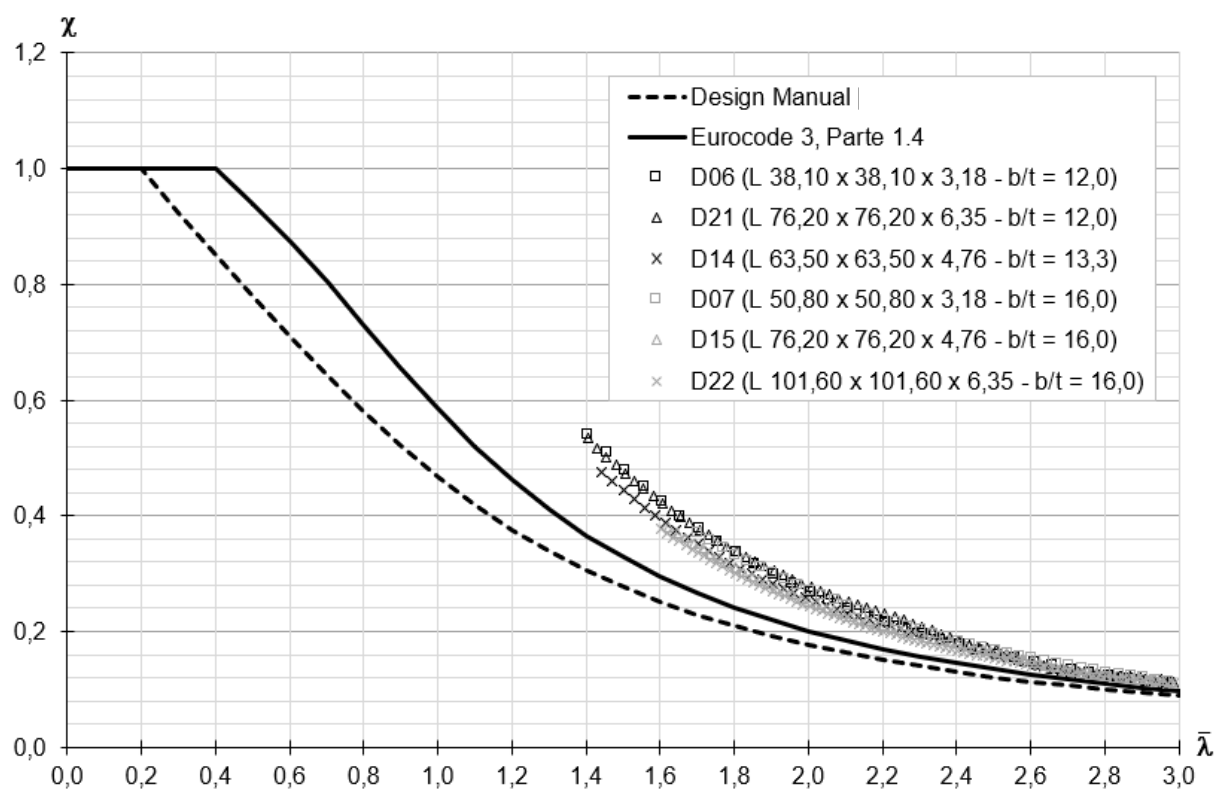


Figura 78 - Aço duplex - resultados (séries D06, D07, D14, D15, D21 e D22).

As Figuras 79 e 80 comparam os valores propostos pelo Eurocode 3, Parte 1.4 [15] com os resultados obtidos na análise numérica. Em valor absoluto, a maior diferença acontece para esbeltezes menores (que possuem coeficiente de redução próximo de 1) e, percentualmente, há uma diferença média de 28,0%.

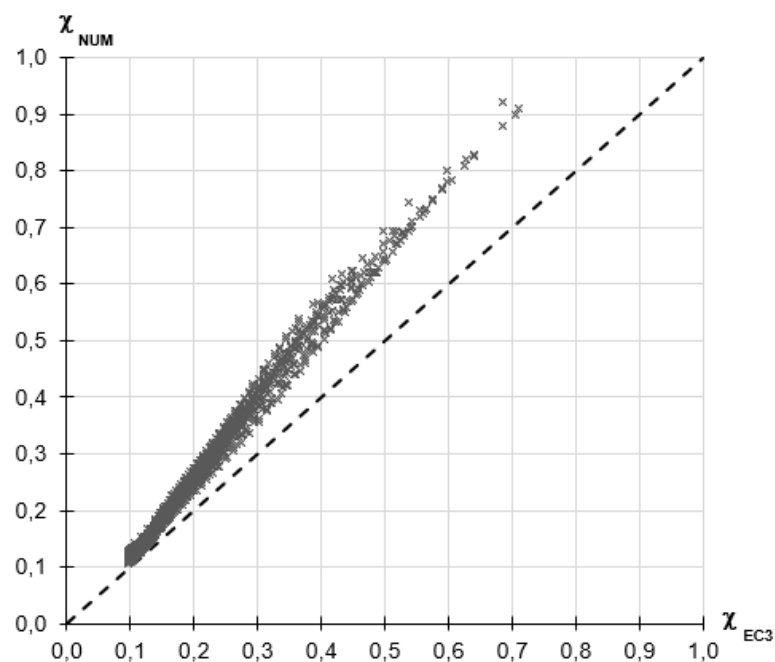


Figura 79 - Relação entre os coeficientes de redução do Eurocode 3, Parte 1.4 [15] e os resultados numéricos, para a flambagem por flexão do aço duplex.

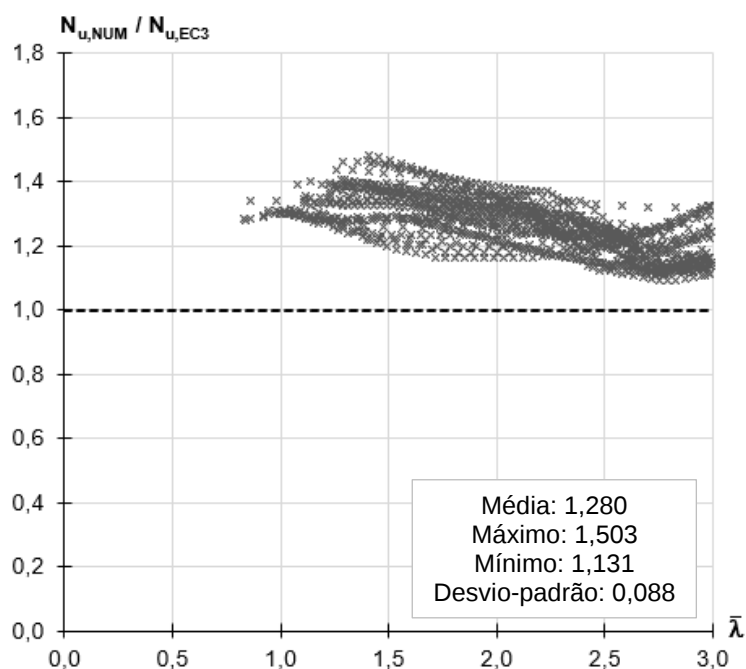


Figura 80 - Razão entre os resultados numéricos e os resultados do Eurocode 3, Parte 1.4 [15] ao longo das esbeltezes, para a flambagem por flexão do aço duplex.

As Figuras 81 e 82 comparam os resultados da análise numérica com as prescrições do AISC Steel Design Guide 27 [1]. Novamente, pode-se observar um alto grau de conservadorismo, com cerca de 58,6% da resistência do aço duplex sendo desprezada, em média, podendo chegar a 82,2% na situação máxima.

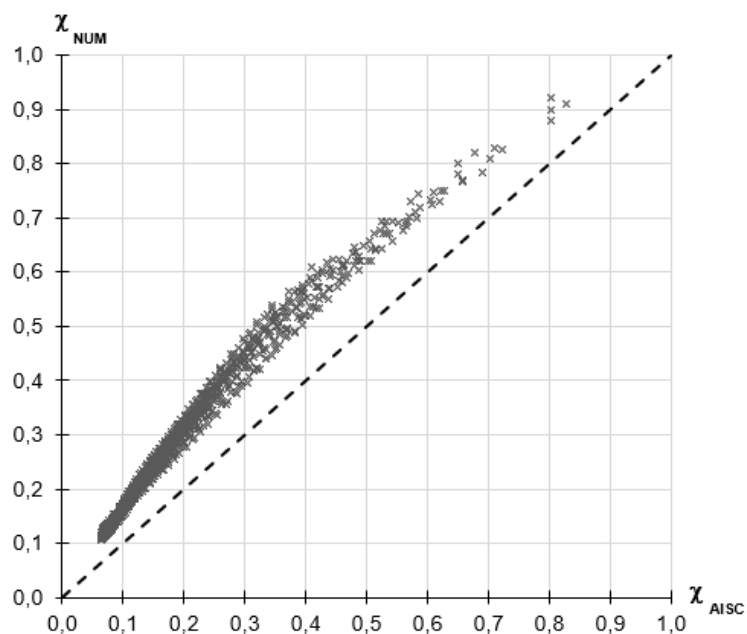


Figura 81 - Relação entre os coeficientes de redução obtidos a partir do AISC Steel Design Guide 27 [1] e os resultados numéricos, para a flambagem por flexão do aço duplex.

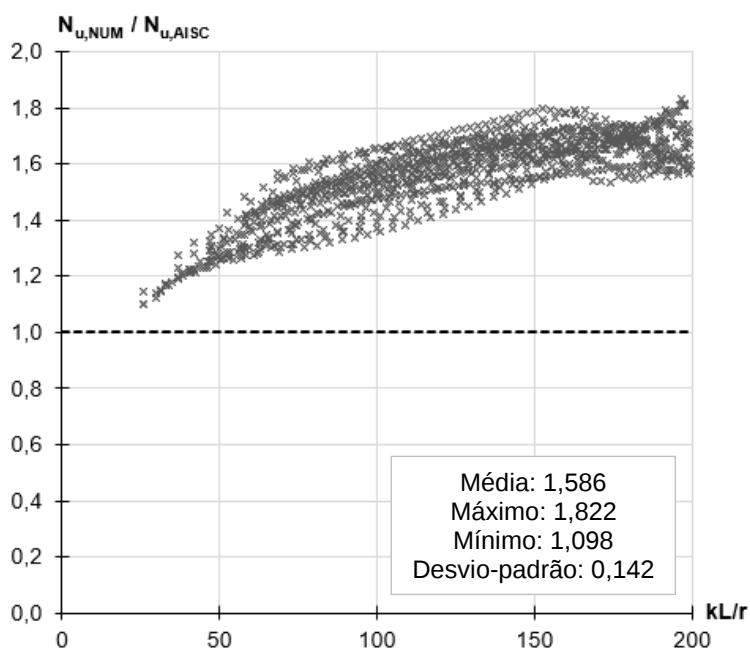


Figura 82 - Razão entre os resultados numéricos e os resultados do AISC Steel Design Guide 27 [1] ao longo das esbeltezes, para a flambagem por flexão do aço duplex.

As Figuras 83 e 84 comparam os resultados numéricos com o SEI/ASCE 8-02 [23]. Mais uma vez, constata-se a eficiência dessa norma em relação a outras disponíveis. A média dos resultados se aproxima muito de 1, mas ainda há cerca de 25% de valores que são desfavoráveis à segurança.

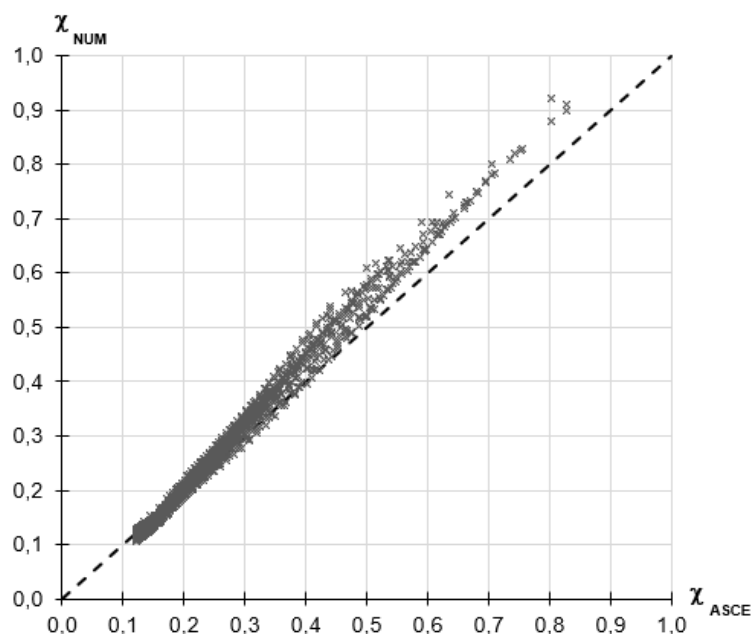


Figura 83 - Relação entre os coeficientes de redução obtidos a partir do SEI/ASCE 8-02 [23] e os resultados numéricos, para a flambagem por flexão do aço duplex.

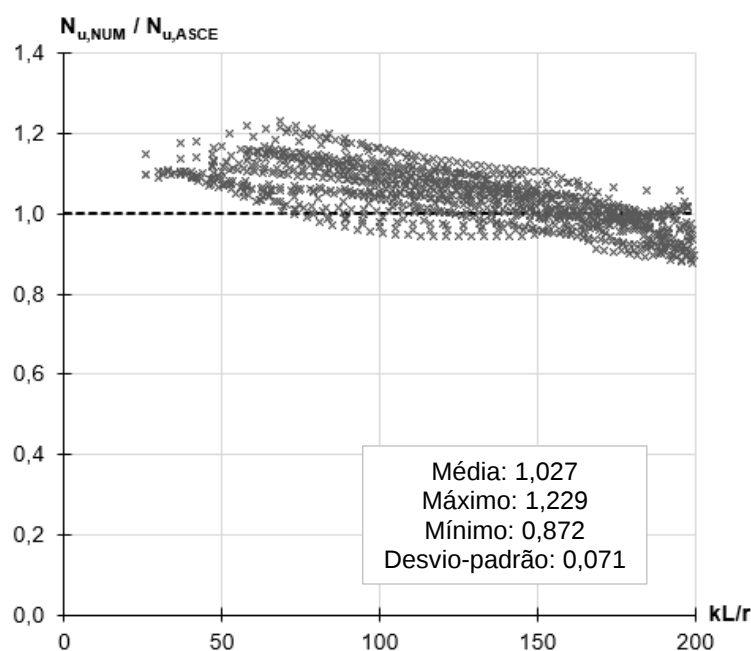


Figura 84 - Razão entre os resultados numéricos e os resultados do SEI/ASCE 8-02 [23] ao longo das esbeltezes, para a flambagem por flexão do aço duplex.

As Figuras 85 e 86 comparam os resultados numéricos com as prescrições do AS/NZS 4673 [22]. Novamente, essa norma consegue representar com precisão considerável os resultados obtidos. A média dos resultados se aproxima muito de 1, mas ainda há cerca de 20% de valores que são desfavoráveis à segurança.

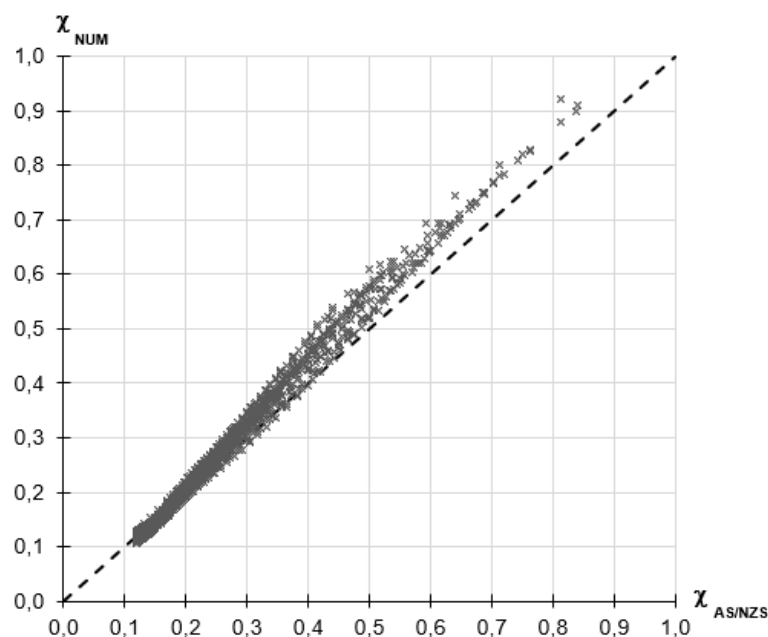


Figura 85 - Relação entre os coeficientes de redução obtidos a partir do AS/NZS 4673 [22] e os resultados numéricos, para a flambagem por flexão do aço duplex.

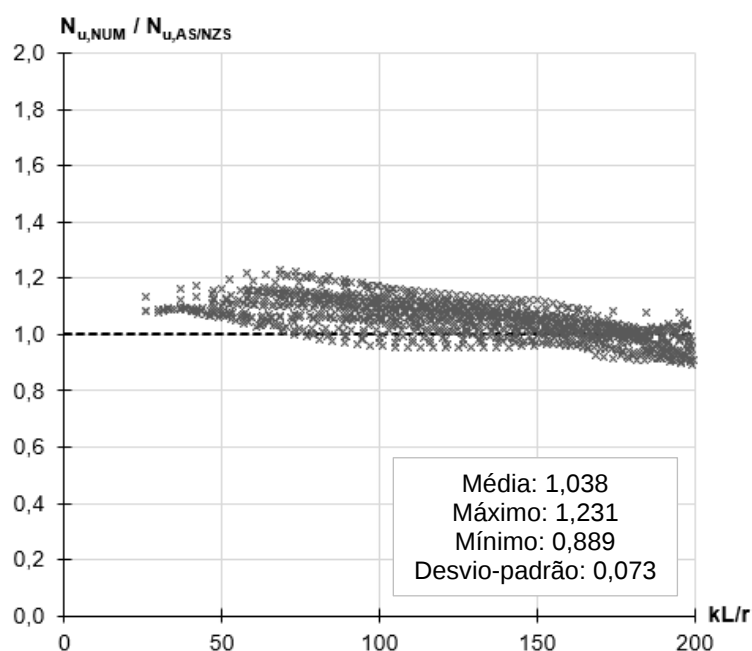


Figura 86 - Razão entre os resultados numéricos e os resultados do AS/NZS 4673 [22] ao longo das esbeltezes, para a flambagem por flexão do aço duplex.

5.3.2 Flambagem por flexo-torção

Novamente, a flambagem por flexo-torção é diretamente influenciada pela razão b/t , em oposição à flambagem por flexão. Os resultados para esse fenômeno de instabilidade são representados na Figura 87, com as diferentes cores representando todos os valores de b/t estudados. Novamente, pela necessidade de uma representação visual simplificada, a comparação de resultados foi feita utilizando apenas o Eurocode 3, Parte 1.4 [15].

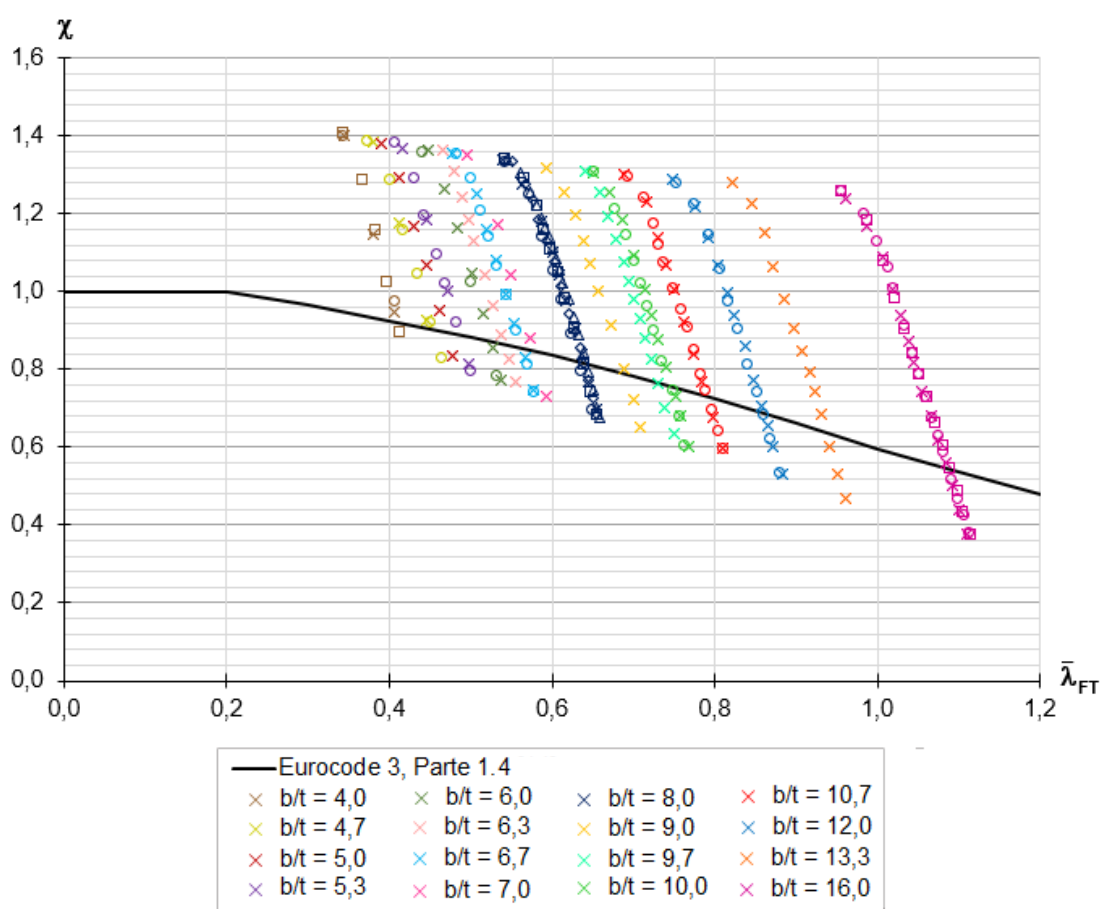


Figura 87 - Aço duplex - resultados para a flexo-torção.

Assim como no aço austenítico, a curva do Eurocode 3, Parte 1.4 [15] é favorável à segurança para a maior parte dos resultados obtidos. Entretanto, há de se considerar os pontos em que a curva despreza uma parcela considerável da resistência dos elementos estruturais e os pontos em que ela superestima essa capacidade. As Figuras 88 e 89 listam as variações, respectivamente, em valores absolutos e relativos, obtidas para o aço duplex.

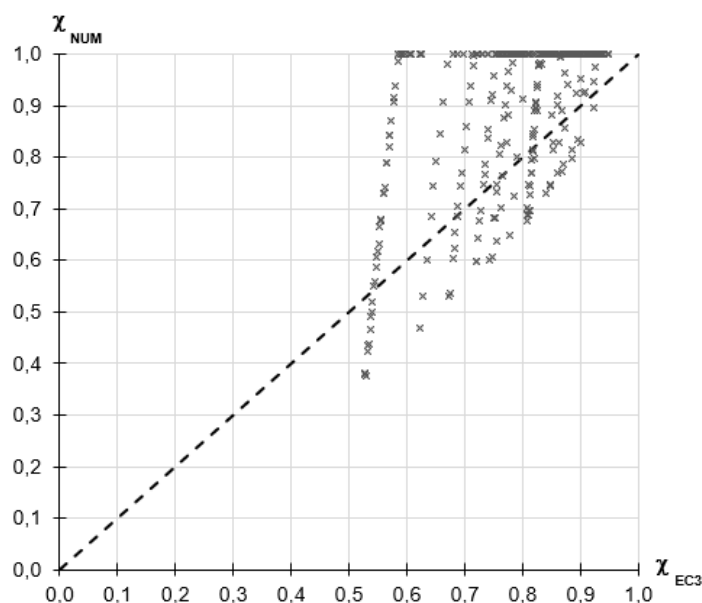


Figura 88 - Relação entre os coeficientes de redução normativos e os resultados numéricos para a flexo-torção no aço duplex.

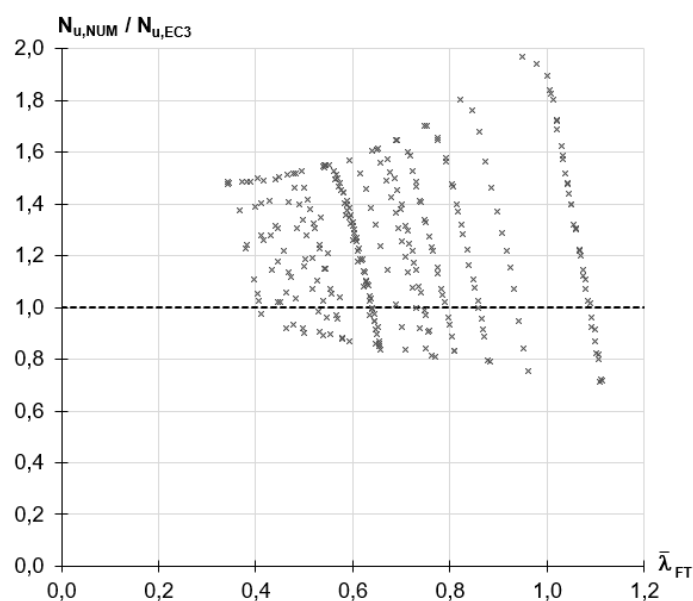


Figura 89 - Razão resultados numéricos/resultados normativos ao longo das esbeltezes para a flexo-torção no aço duplex.

A Tabela 16 mostra os valores máximos e mínimos das razões representadas na Figura 89, para os seis intervalos de esbeltez já definidos anteriormente. Além disso, são calculados a média e o desvio-padrão para cada um desses grupos, bem como para a amostragem total. Neste caso, novamente a dispersão em relação aos resultados do Eurocode 3, Parte 1.4 [15] aumenta junto com a razão b/t .

Tabela 16 - Análise estatística da razão $N_{u,NUM}/N_{u,EC3}$ - aço duplex.

b/t	[4, 6)	[6, 8)	[8, 10)	[10, 12)	[12, 14)	[14,16]	Total: [4, 16]
Máximo	1,499	1,527	1,604	1,648	1,800	1,977	1,977
Mínimo	0,901	0,867	0,835	0,810	0,756	0,712	0,712
Média	1,226	1,204	1,223	1,240	1,278	1,368	1,252
Desvio-padrão	0,196	0,213	0,227	0,257	0,308	0,408	0,278

5.4 Resultados para o aço ferrítico

5.4.1 Flambagem por flexão

As Figuras 90 a 94 resumem os resultados dos modelos nos quais ocorreu a flambagem por flexão. Para o aço ferrítico, o Eurocode 3, Parte 1.4 [15] superestima a carga máxima absorvida pelos elementos estruturais. A curva do *Design Manual for Structural Stainless Steel* [8], neste caso, foi considerada na análise, mostrando-se mais adequada aos resultados numéricos obtidos, por ser mais favorável à segurança.

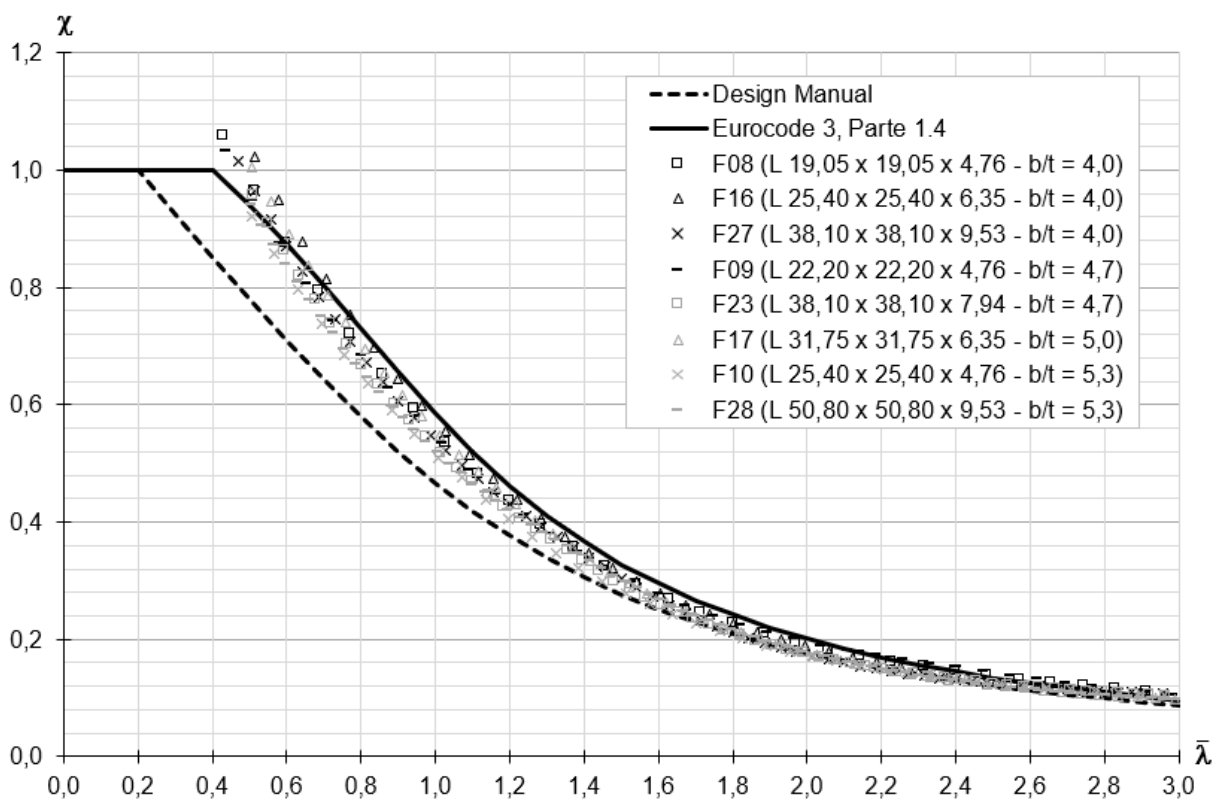


Figura 90 - Aço ferrítico - resultados (séries F08, F09, F10, F16, F17, F23, F27 e F28).

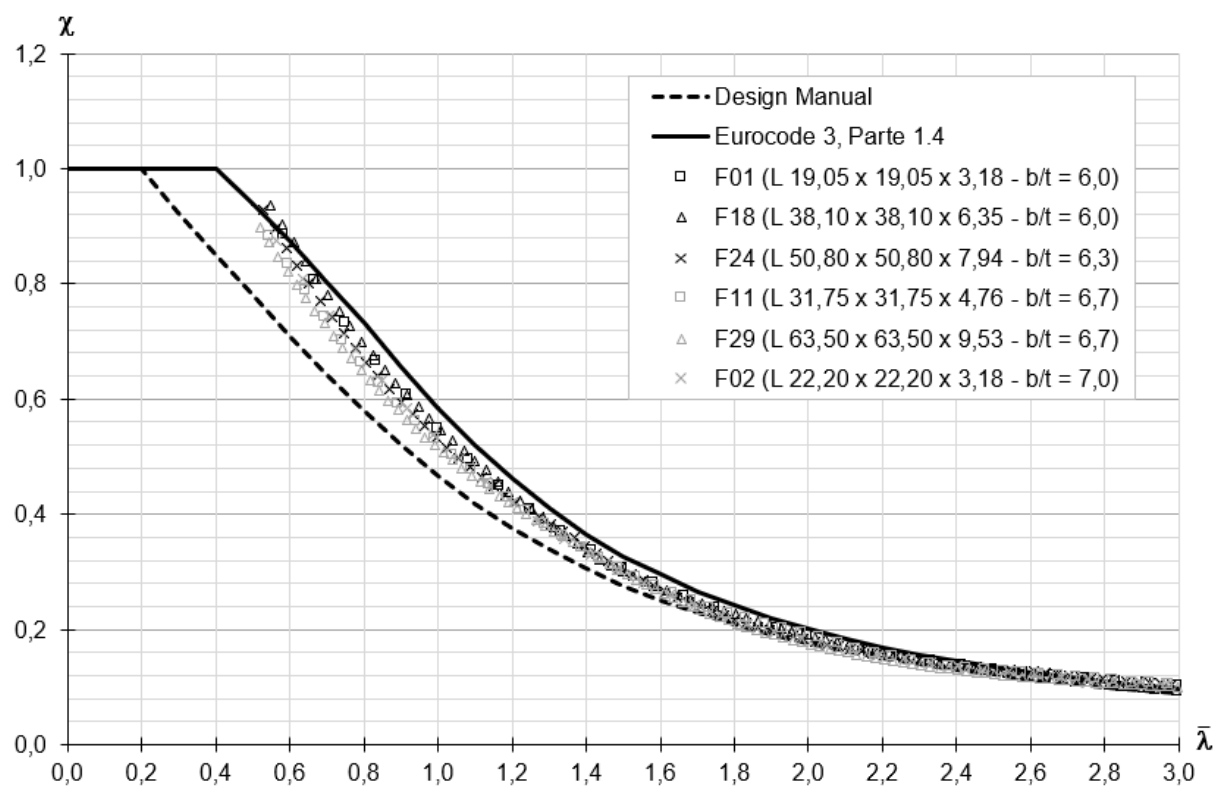


Figura 91 - Aço ferrítico - resultados (séries F01, F02, F11, F18, F24 e F29).

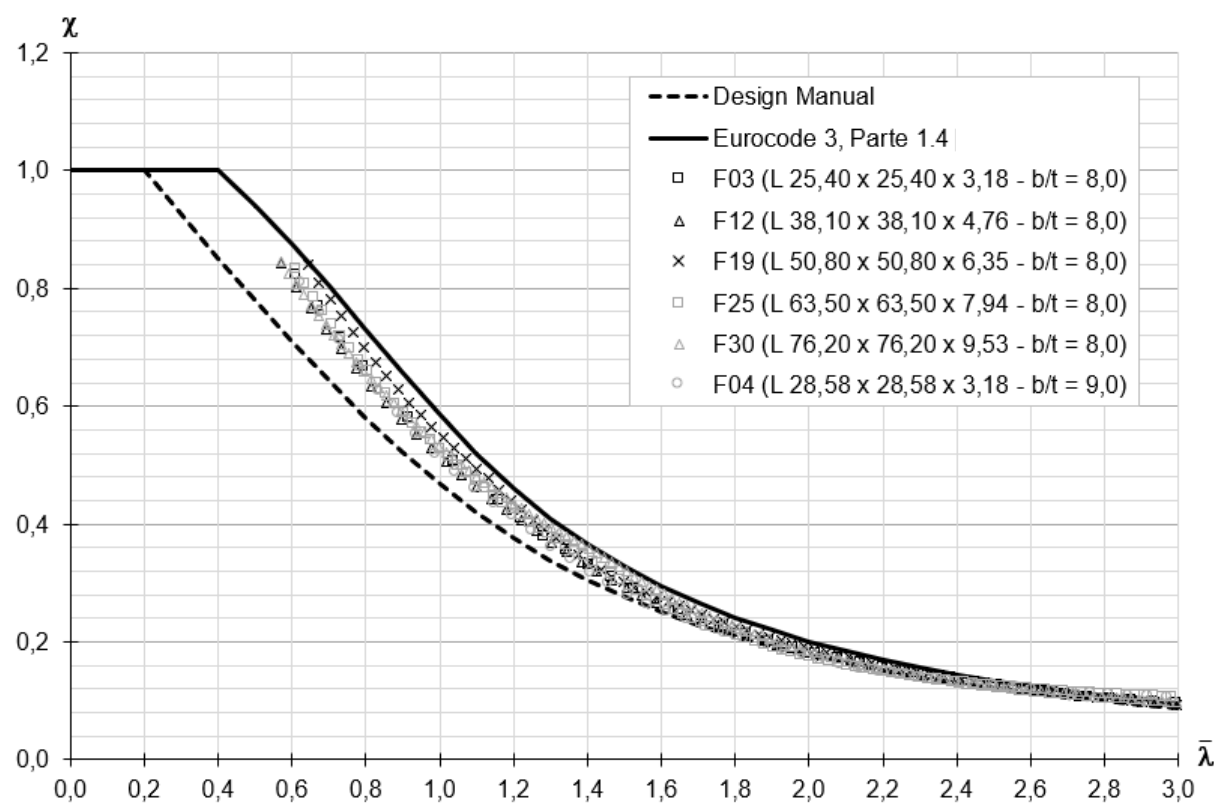


Figura 92 - Aço ferrítico - resultados (séries F03, F04, F12, F19, F25 e F30).

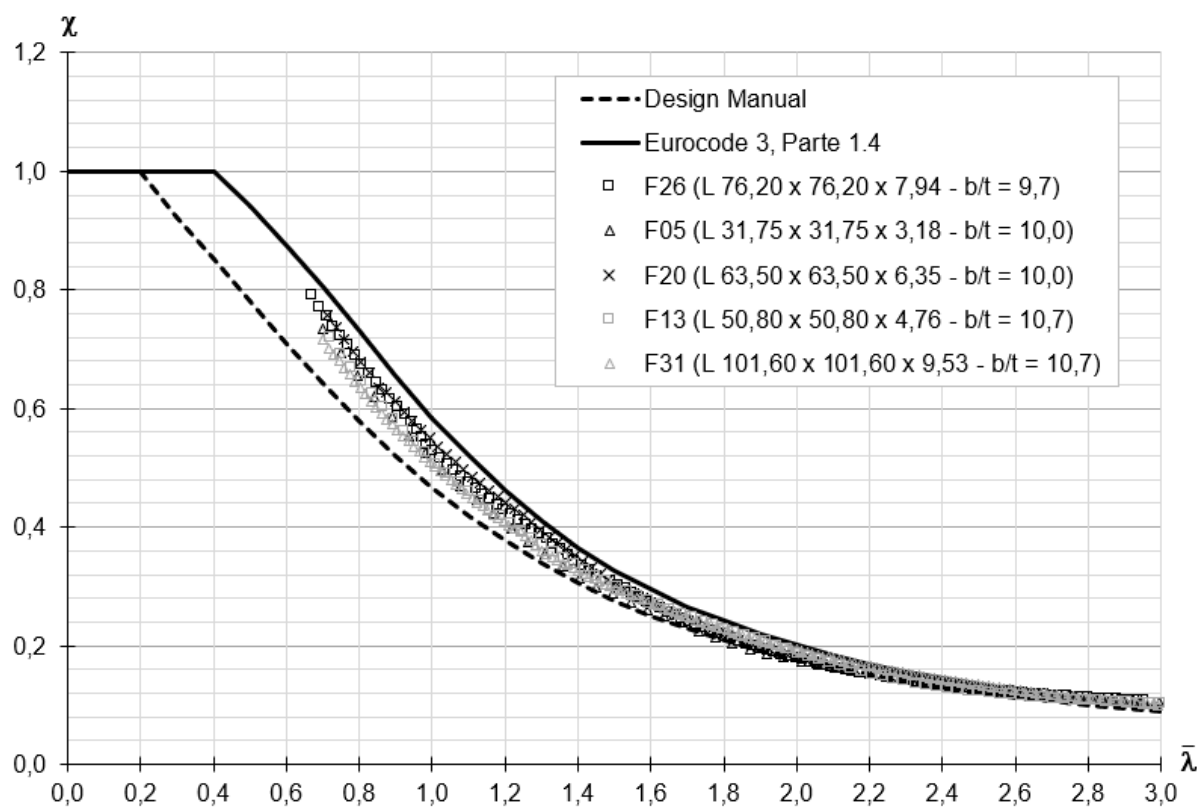


Figura 93 - Aço ferrítico - resultados (séries F05, F13, F20, F26 e F31).

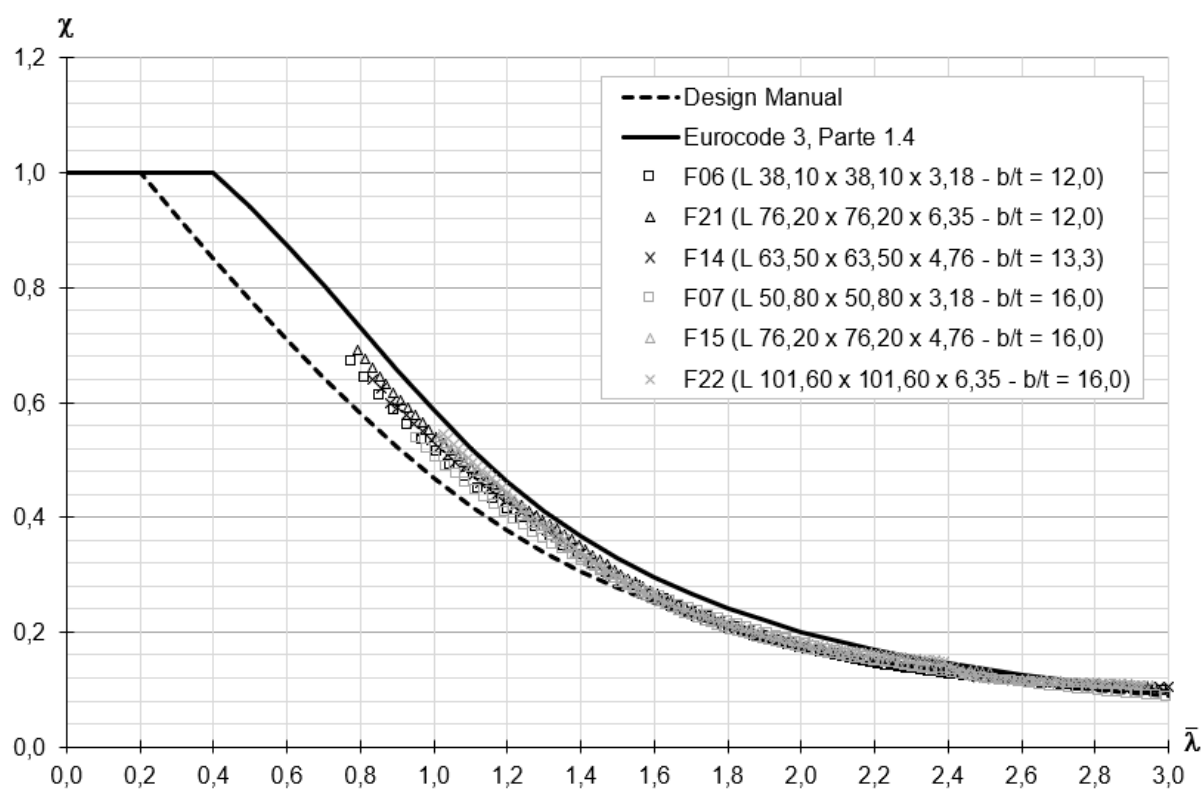


Figura 94 - Aço ferrítico - resultados (séries F06, F07, F14, F15, F21 e F22).

As Figuras 95 e 96 comparam os valores propostos pelo Eurocode 3, Parte 1.4 [15] com os resultados obtidos na análise numérica. Em valor absoluto, as menores diferenças ocorrem para esbeltezes maiores (coeficientes de redução menores) e, percentualmente, há uma diferença média de 6,9%, contra a segurança.

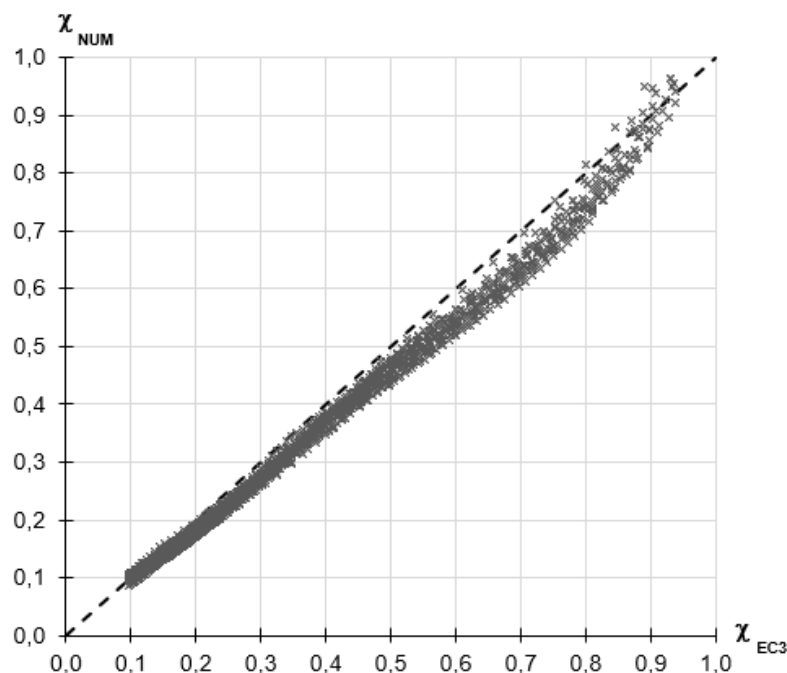


Figura 95 - Relação entre os coeficientes de redução do Eurocode 3, Parte 1.4 [15] e os resultados numéricos, para a flambagem por flexão do aço ferrítico.

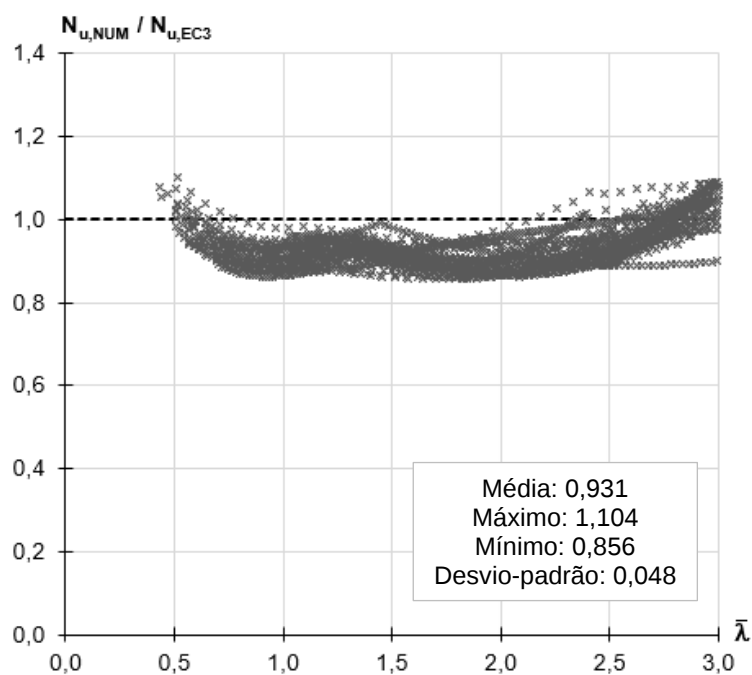


Figura 96 - Razão entre os resultados numéricos e os resultados do Eurocode 3, Parte 1.4 [15] ao longo das esbeltezes, para a flambagem por flexão do aço ferrítico.

As Figuras 97 e 98, por sua vez, comparam os valores propostos pelo *Design Manual for Structural Stainless Steel* [8] com os resultados da análise numérica. Esse manual fornece resultados mais favoráveis à segurança, mas conservadores para determinadas esbeltezes. Percentualmente, há uma diferença média de 8,4%.

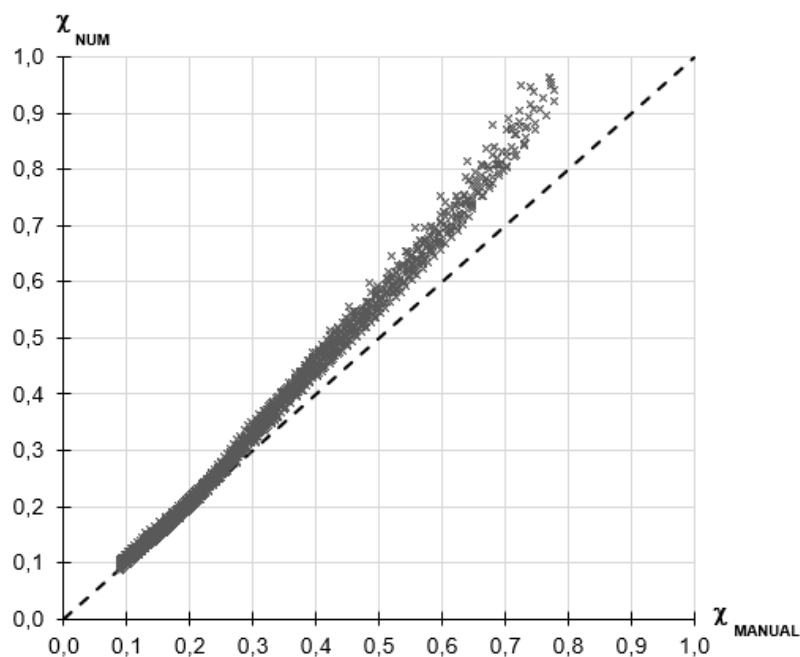


Figura 97 - Relação entre os coeficientes de redução do Design Manual for Structural Stainless Steel [8] e os resultados numéricos, para a flambagem por flexão do aço ferrítico.

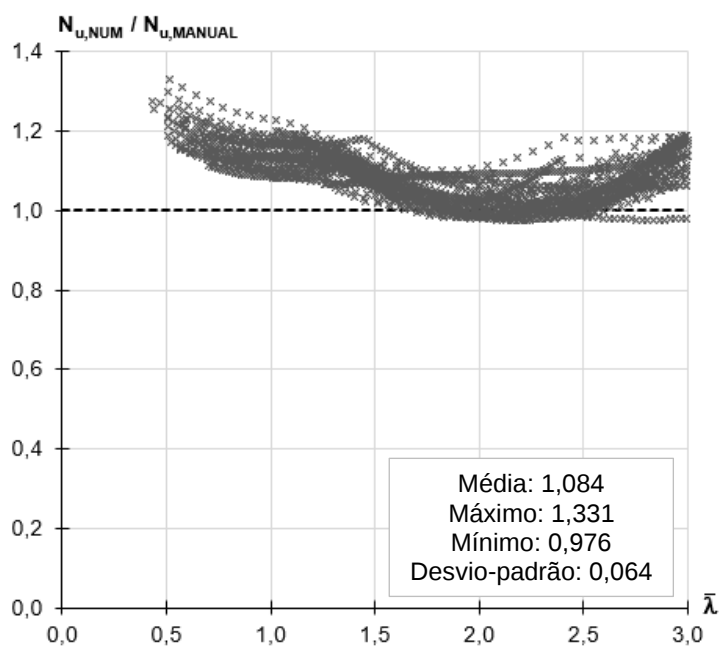


Figura 98 - Razão entre os resultados numéricos e do Design Manual for Structural Stainless Steel [8] ao longo das esbeltezes, para a flambagem por flexão do aço ferrítico.

As Figuras 99 e 100 comparam os resultados da análise numérica com as prescrições do AISC Steel Design Guide 27 [1]. Apesar da média dos resultados indicar apenas 17,6% de resistência desprezada, o melhor resultado para esse código até então, a dispersão dos resultados é bastante elevada. Assim, ele continua sendo pouco adequado para simular o comportamento real do aço inoxidável.

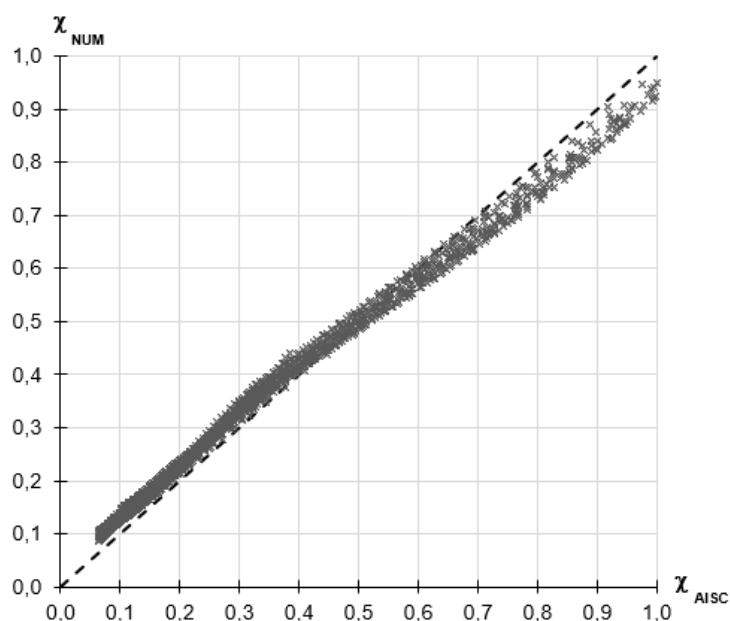


Figura 99 - Relação entre os coeficientes de redução obtidos a partir do AISC Steel Design Guide 27 [1] e os resultados numéricos, para a flambagem por flexão do aço ferrítico.

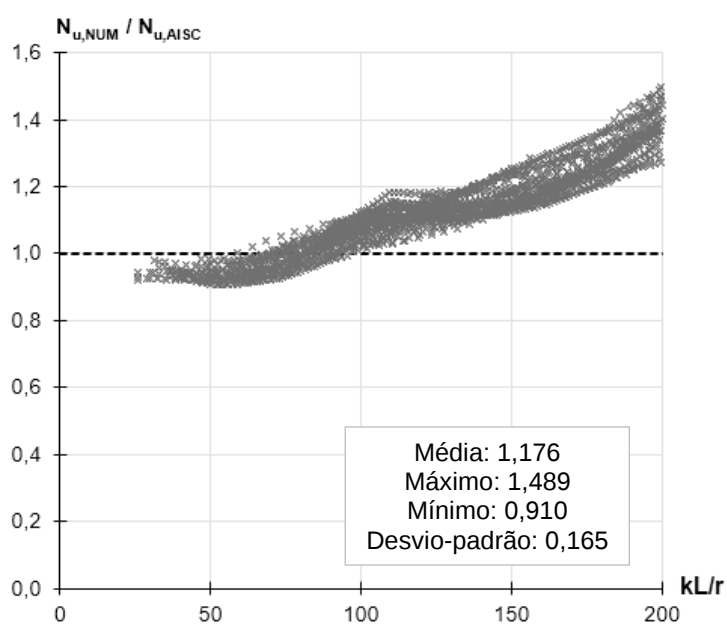


Figura 100 - Razão entre os resultados numéricos e os resultados do AISC Steel Design Guide 27 [1] ao longo das esbeltezes, para a flambagem por flexão do aço ferrítico.

As Figuras 101 e 102 comparam os resultados numéricos com o SEI/ASCE 8-02 [23]. Para o aço ferrítico, não há uma boa correlação entre os resultados numéricos e normativos, da mesma forma que aconteceu para os outros tipos de aço. Desta vez, menos de 1% dos resultados estavam em uma situação favorável à segurança.

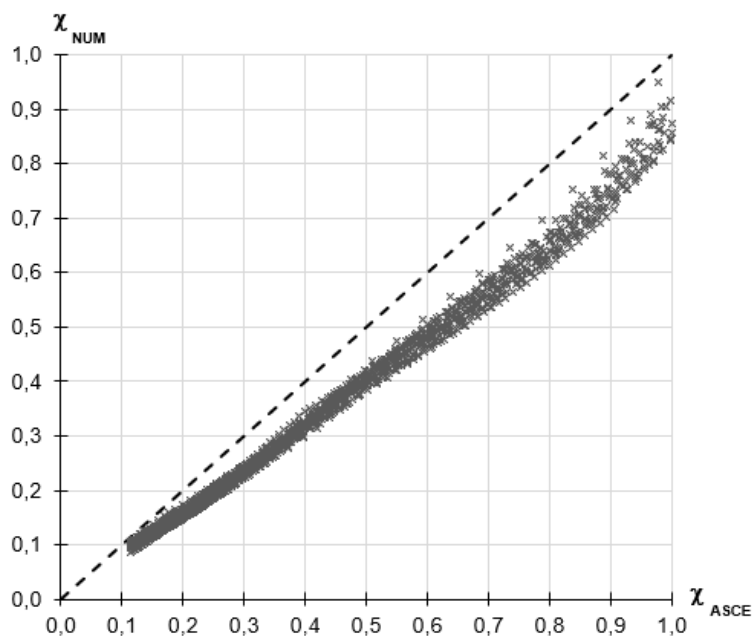


Figura 101 - Relação entre os coeficientes de redução obtidos a partir do SEI/ASCE 8-02 [23] e os resultados numéricos, para a flambagem por flexão do aço ferrítico.

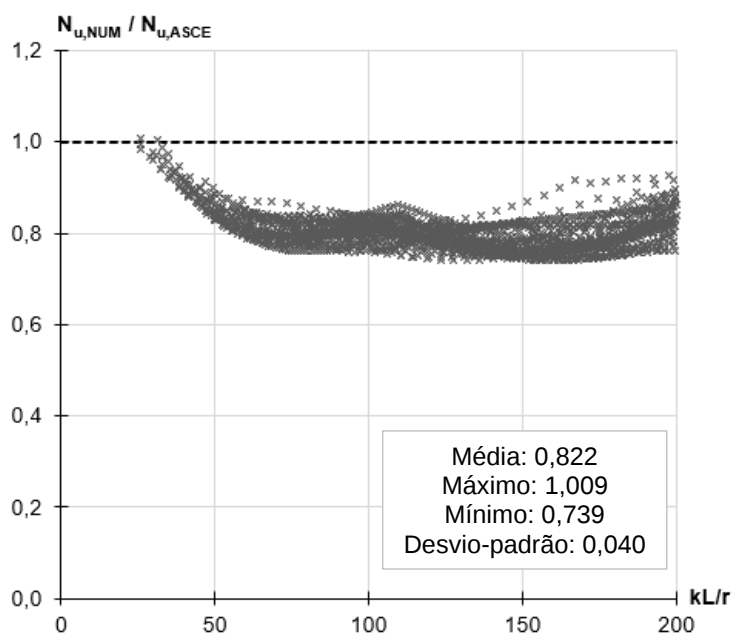


Figura 102 - Razão entre os resultados numéricos e os resultados do SEI/ASCE 8-02 [23] ao longo das esbeltezes, para a flambagem por flexão do aço ferrítico.

As Figuras 103 e 104 comparam os resultados numéricos com as prescrições do AS/NZS 4673 [22]. A correlação razoável dessa norma com os tipos de aço estudados anteriormente não se repete para o aço ferrítico. Desta vez, mais de 98% dos resultados encontram-se em uma situação desfavorável à segurança.

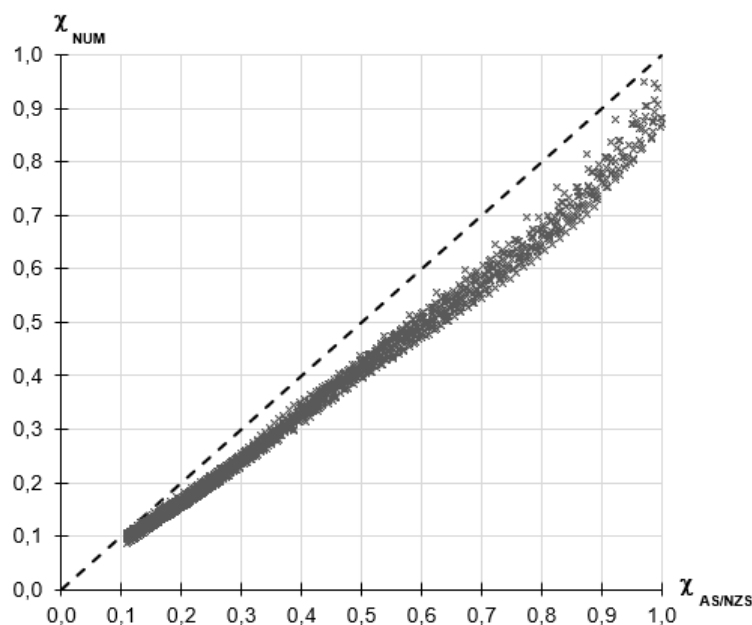


Figura 103 - Relação entre os coeficientes de redução obtidos a partir do AS/NZS 4673 [22] e os resultados numéricos, para a flambagem por flexão do aço ferrítico.

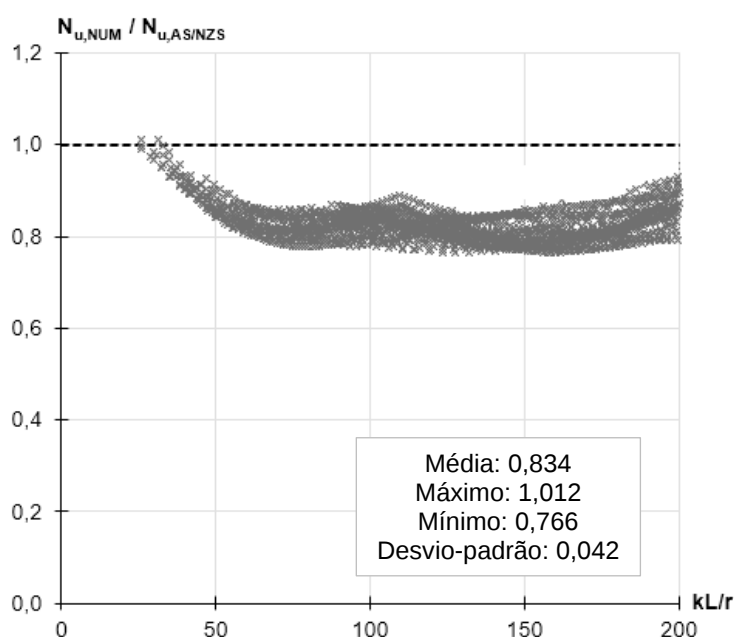


Figura 104 - Razão entre os resultados numéricos e os resultados do AS/NZS 4673 [22] ao longo das esbeltezes, para a flambagem por flexão do aço ferrítico.

5.4.2 Flambagem por flexo-torção

Para o aço ferrítico, a flambagem por flexo-torção também está diretamente relacionada à razão b/t . Os resultados para esse fenômeno de instabilidade são representados na Figura 105, com as diferentes cores indicando os valores de b/t correspondentes às diversas seções analisadas neste trabalho. O Eurocode 3, Parte 1.4 [15] novamente foi tomado como parâmetro de comparação, haja vista a relativa facilidade da representação de sua curva de flambagem para este modo específico.

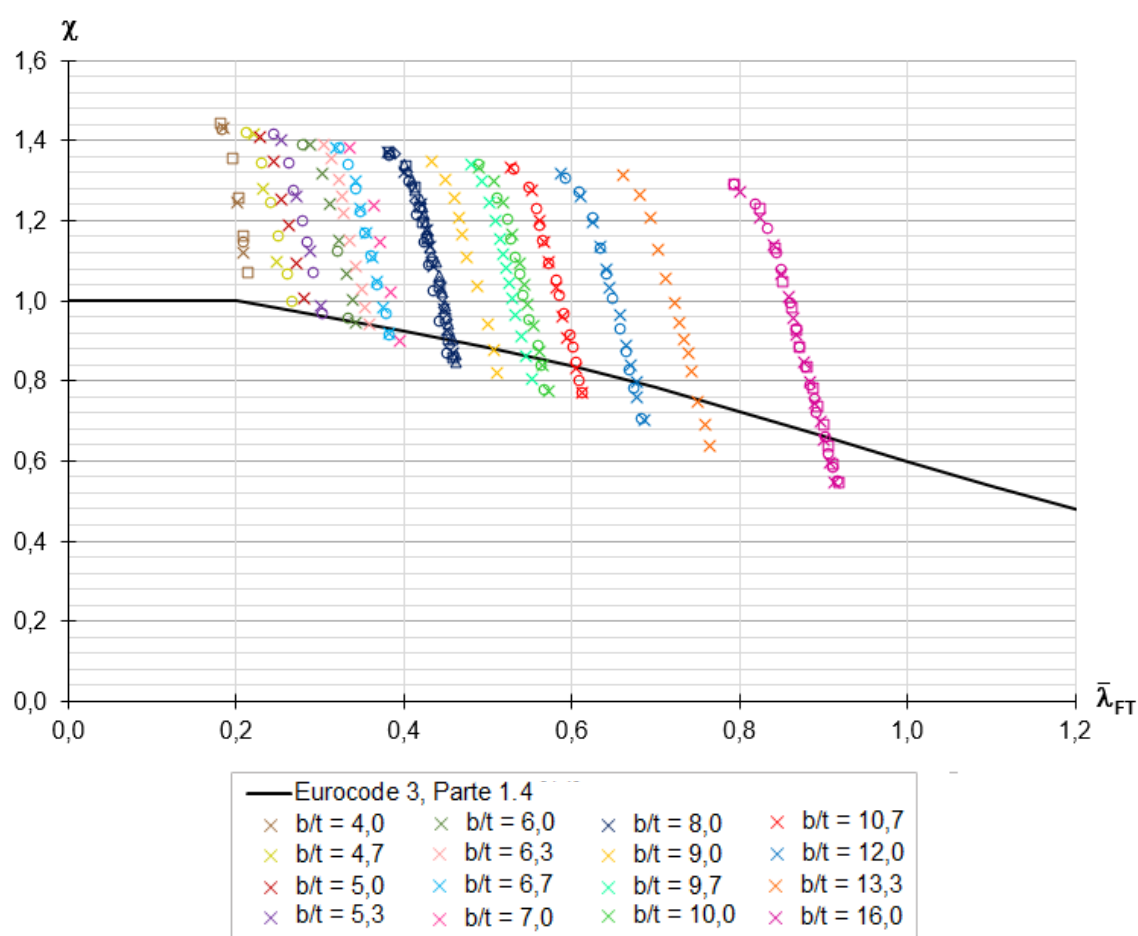


Figura 105 - Aço ferrítico - resultados para a flexo-torção.

Mais uma vez, a curva do Eurocode 3, Parte 1.4 [15] é favorável à segurança para a maior parte dos resultados obtidos, com as mesmas ressalvas já abordadas: há pontos com uma grande reserva de resistência e outros cuja capacidade resistente foi superestimada. As Figuras 106 e 107 indicam essas variações, respectivamente, em valores absolutos e relativos.

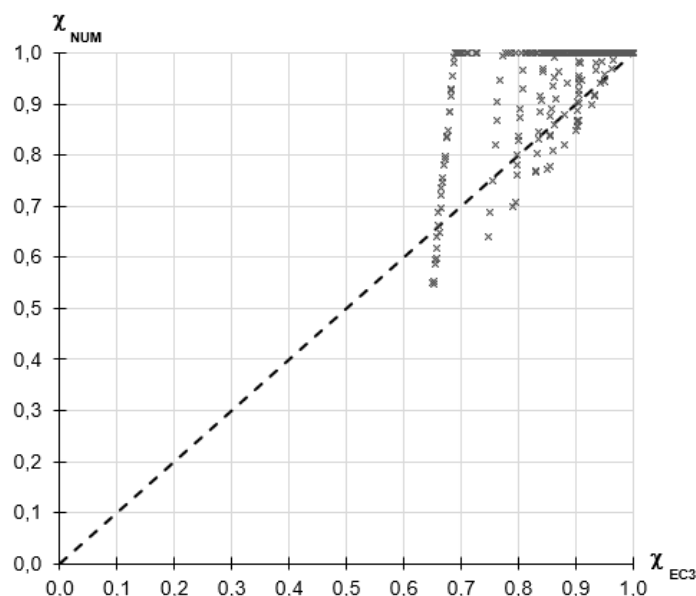


Figura 106 - Relação entre os coeficientes de redução normativos e os resultados numéricos para a flexo-torção no aço ferrítico.

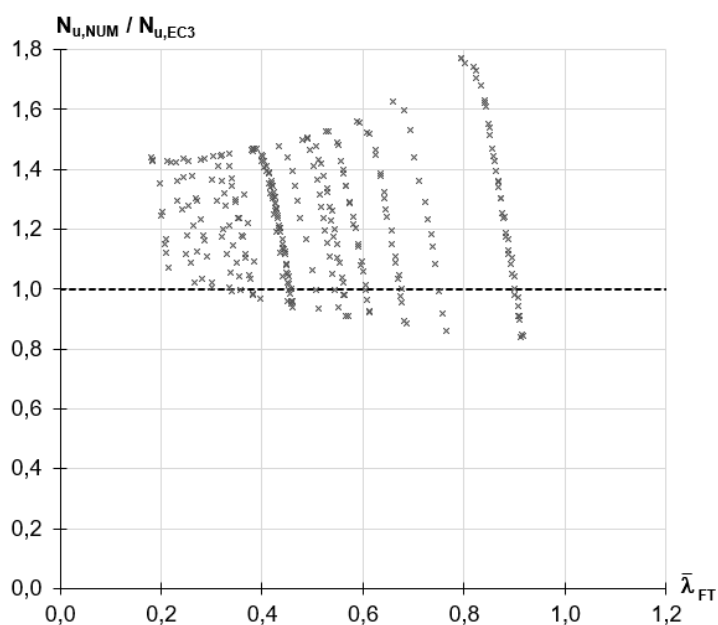


Figura 107 - Razão resultados numéricos/resultados normativos ao longo das esbeltezes para a flexo-torção no aço ferrítico.

A Tabela 17 mostra os valores máximos e mínimos das razões representadas na Figura 107, para os mesmos intervalos de esbeltez já definidos. Adicionalmente, são apresentados a média e o desvio-padrão para cada todos os grupos de seções e para a amostra como um todo. Mais uma vez, o aumento da razão b/t acompanha o aumento da dispersão em relação aos resultados do Eurocode 3, Parte 1.4 [15].

Tabela 17 - Análise estatística da razão $N_{u,NUM}/N_{u,EC3}$ - aço ferrítico.

b/t	[4, 6)	[6, 8)	[8, 10)	[10, 12)	[12, 14)	[14,16]	Total: [4, 16]
Máximo	1,440	1,454	1,450	1,529	1,627	1,772	1,772
Mínimo	1,005	0,970	0,934	0,908	0,859	0,839	0,839
Média	1,246	1,218	1,24	1,222	1,238	1,295	1,238
Desvio-padrão	0,139	0,155	0,168	0,190	0,227	0,292	0,199

5.5 Resumo dos resultados

Neste capítulo, foram feitas as análises dos fenômenos de flambagem por flexão por flexo-torção, comparando-os com as principais referências normativas. As Tabelas 18, 19 e 20 resumem os resultados obtidos para a flambagem por flexão.

Tabela 18 - Análise estatística da razão entre os resultados numéricos e normativos, para a flambagem por flexão no aço austenítico.

	Eurocode [15]	AISC [1]	ASCE [23]	AS/NZS [22]
Máximo	1,316	1,856	1,097	1,123
Mínimo	1,048	1,058	0,884	0,885
Média	1,158	1,465	0,978	0,995
Desvio-padrão	0,055	0,215	0,043	0,046

Tabela 19 - Análise estatística da razão entre os resultados numéricos e normativos, para a flambagem por flexão no aço duplex.

	Eurocode [15]	AISC [1]	ASCE [23]	AS/NZS [22]
Máximo	1,503	1,822	1,229	1,231
Mínimo	1,131	1,098	0,872	0,889
Média	1,280	1,586	1,027	1,038
Desvio-padrão	0,088	0,142	0,071	0,073

Tabela 20 - Análise estatística da razão entre os resultados numéricos e normativos, para a flambagem por flexão no aço ferrítico.

	Eurocode [15]	AISC [1]	ASCE [23]	AS/NZS [22]
Máximo	1,104	1,489	1,009	1,012
Mínimo	0,856	0,910	0,739	0,766
Média	0,931	1,176	0,822	0,834
Desvio-padrão	0,048	0,165	0,040	0,042

Avaliando as normas e manuais estudados, observa-se que o Eurocode 3, Parte 1.4 [15] subestima a resistência dos elementos comprimidos em aço austenítico e em aço duplex. Isso não acontece com o aço ferrítico, no qual a formulação proposta calcula resistências maiores do que as realmente desenvolvidas pelos elementos estruturais. Uma proposta de dimensionamento baseada no Eurocode 3, Parte 1.4 [15] será desenvolvida no próximo capítulo, buscando ajustar os coeficientes básicos da formulação às curvas obtidas experimentalmente.

Ao analisar o AISC Steel Design Guide 27 [1], percebe-se que essa é a norma mais conservadora. Até mesmo para o aço ferrítico, a média dos resultados obtidos excede o valor ideal 1, indicando um dimensionamento antieconômico para os três tipos de aço estudados. Outro problema que essa formulação apresentou foi um elevado desvio-padrão quando comparada com os resultados numéricos, indicando que as curvas tomadas como base para o dimensionamento não representam com aproximação razoável o comportamento real dos aços inoxidáveis como um todo.

A norma australiana e neozelandesa AS/NZS 4673 [22], por sua vez, é a que melhor simula o comportamento dos aços austenítico e duplex, como pode ser observado pelas suas razões médias muito próximas de 1. Muitos estudiosos, como é o caso de Reynolds [21], consideram-na a norma vigente mais realista. Mas há uma questão a ser avaliada: as razões mínimas calculadas com base nessa formulação superestimam a resistência do aço inoxidável em cerca de 10%. Uma solução possível, nesse caso, é a adoção de curvas de dimensionamento ligeiramente mais conservadoras, para evitar que haja pontos contra a segurança tão distantes dos valores normativos. É importante ressaltar também a falha na representação do comportamento do aço ferrítico. O *Design Manual for Structural Stainless Steel* [8] já sinaliza um tratamento diferenciado para o aço ferrítico, e seria interessante que essa tendência fosse incorporada nessa norma com resultados tão satisfatórios para as demais modalidades de aço inoxidável.

Por fim, cabe citar o SEI/ASCE 8-02 [23]. Como explicitado no capítulo 3, essa norma e o AS/NZS 4673 [22] possuem formulações muito semelhantes, com uma diferença no critério de classificação das seções transversais, que influencia no valor das propriedades efetivas. O SEI/ASCE 8-02 [23] acaba fornecendo resistências um pouco maiores para todas as modalidades de aço inoxidável estudadas e, por isso, as mesmas observações feitas para o AS/NZS 4673 [22] continuam válidas.

A Tabela 21 resume os resultados obtidos para a flambagem por flexo-torção. Como já explicado, o Eurocode 3, Parte 1.4 [15] é favorável à segurança para a maioria dos resultados obtidos. Porém, o formato da curva adotada não é compatível com o desenvolvimento do fenômeno da flexo-torção. Assim, há pontos com uma grande reserva de resistência que acaba sendo desprezada. Uma formulação para a flexo-torção baseada no Eurocode 3, Parte 1.4 [15] será proposta no próximo capítulo.

Tabela 21 - Análise estatística da razão entre os resultados numéricos e normativos, para a flambagem por flexo-torção nos três tipos de aço estudados.

	Aço austenítico	Aço duplex	Aço ferrítico
Máximo	1,505	1,977	1,772
Mínimo	0,841	0,712	0,839
Média	1,160	1,368	1,238
Desvio-padrão	0,159	0,408	0,199

5.6 Considerações finais sobre o modo de flambagem dominante

Uma última questão a ser discutida é a coincidência ou não entre o modo de flambagem predominante quando comparamos os resultados numéricos e os resultados normativos. Nem sempre o modo de flambagem previsto pelo Eurocode 3, Parte 1.4 [15] coincidiu com o modo observado no modelo numérico. Na verdade, parte dos modelos que apresentaram flambagem por flexo-torção são tratados pelo Eurocode 3, Parte 1.5 [15] como suscetíveis à flambagem por flexão.

Para que esse problema possa ser resolvido, sugere-se a aplicação da Equação 17, apresentada no capítulo 2 e proposta por Dinis, Camotim e Vieira [20], que é capaz de determinar o comprimento de transição entre os dois modos de flambagem relevantes das cantoneiras. Seria interessante a adaptação dessa equação para outras condições de contorno recorrentes, não apenas a biengastada. Assim, o usuário da norma poderá identificar com maior precisão e relativa facilidade qual das curvas de dimensionamento serve ao seu propósito.

Para ilustrar esse erro de identificação, a Figura 108 lista os modelos considerados para a flambagem por flexo-torção no aço austenítico. Os modelos identificados em cores tiveram seu modo de flambagem classificado erroneamente pelo Eurocode 3, Parte 1.4 [15], em oposição aos modelos identificados em cinza.

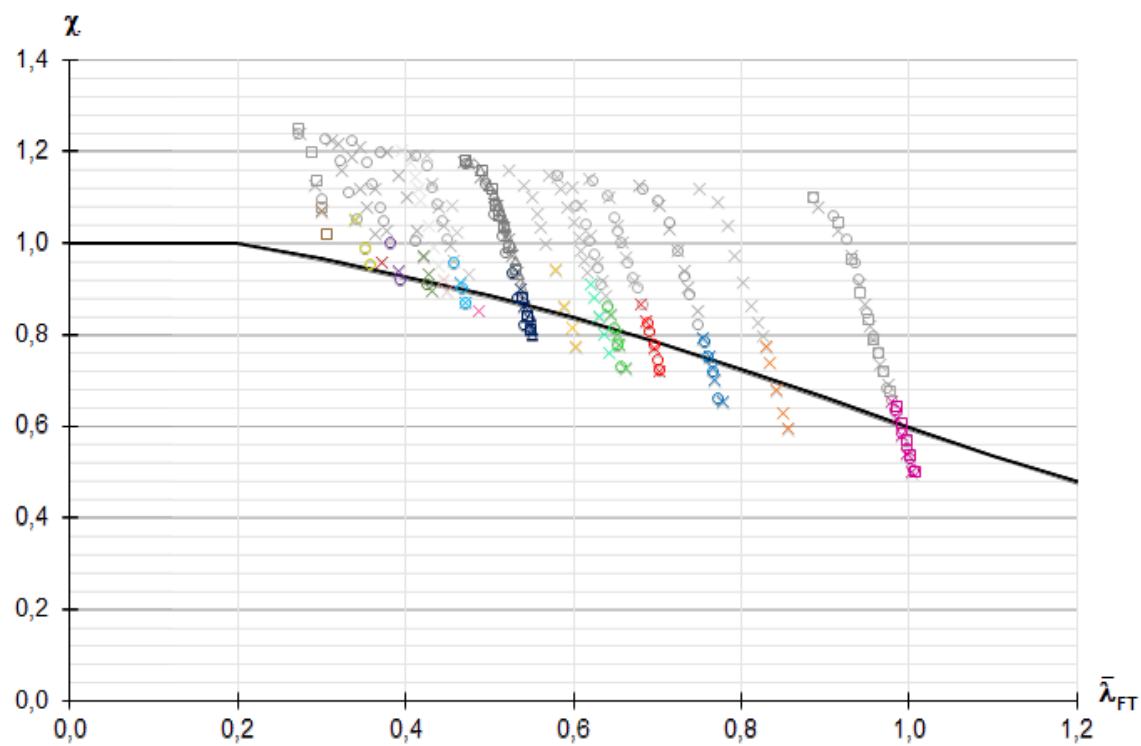


Figura 108 - Identificação dos modelos em aço austenítico para os quais o Eurocode 3, Parte 1.4 [15] classificou o modo de flambagem preferencial incorretamente.

6 PROPOSTAS DE DIMENSIONAMENTO

No capítulo anterior, os resultados numéricos foram comparados com prescrições das principais normas e manuais vigentes. Para o caso da flambagem por flexão, algumas formulações se mostraram conservadoras para os aços austenítico e duplex, enquanto outras precisavam apenas de pequenas correções para estarem a favor da segurança. Contudo, para o aço ferrítico, as formulações se mostraram, em geral, desfavoráveis, superestimando a resistência desse tipo de aço.

Para o caso da flambagem por flexo-torção, observou-se uma queda brusca de resistência, incondizente com a curva proposta pelo Eurocode 3, Parte 1.4 [15] e pelo *Design Manual for Structural Stainless Steel* [8]. Ao se analisarem os resultados obtidos, foram encontrados pontos em situação muito desfavorável e pontos com folgas de resistência significativas. Além disso, foram obtidas curvas diferenciadas para cada seção que possuía uma razão b/t diferente.

Este capítulo surge, então, com a finalidade de sugerir uma nova proposta de dimensionamento. A proposta aqui apresentada terá como ponto de partida o Eurocode 3, Parte 1.4 [15]. Será elaborado um método para cada mecanismo de flambagem estudado, avaliando cada tipo de aço inoxidável separadamente.

6.1 Flambagem por flexão

Na flambagem por flexão, todas as seções de um mesmo tipo de aço apresentaram comportamentos semelhantes e, por isso, a solução mais prática é definir uma curva única para cada um dos tipos de aço inoxidável estudados. As curvas propostas foram baseadas no Eurocode 3, Parte 1.4 [15], variando apenas os coeficientes básicos da formulação. A Tabela 22 ilustra os novos valores adotados e as Figuras 109, 110 e 111 representam as curvas de flambagem propostas.

Tabela 22 - Coeficientes propostos para a flambagem por flexão.

Tipo de aço	α	$\bar{\lambda}_0$
Austenítico	0,36	0,50
Duplex	0,15	0,60
Ferrítico	0,85	0,40

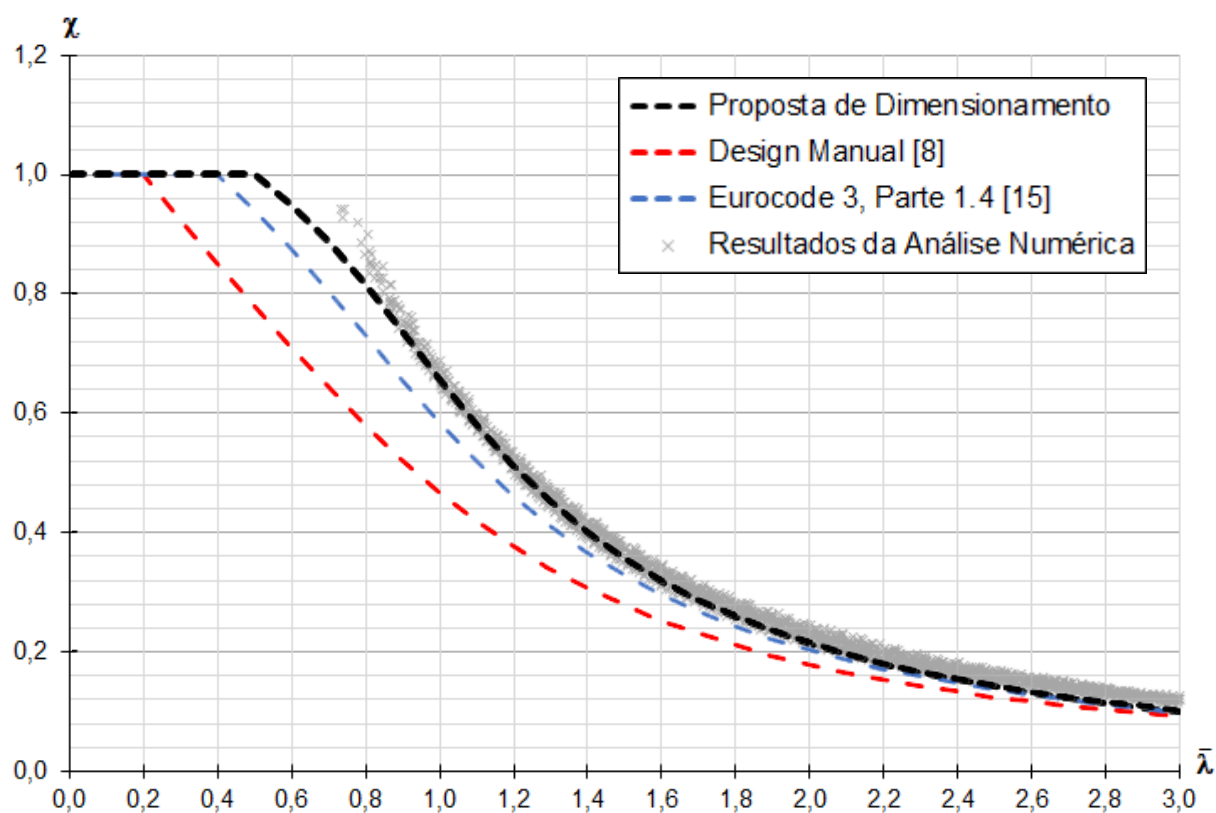


Figura 109 - Curva de flexão para o aço austenítico, em contraste com os resultados obtidos.

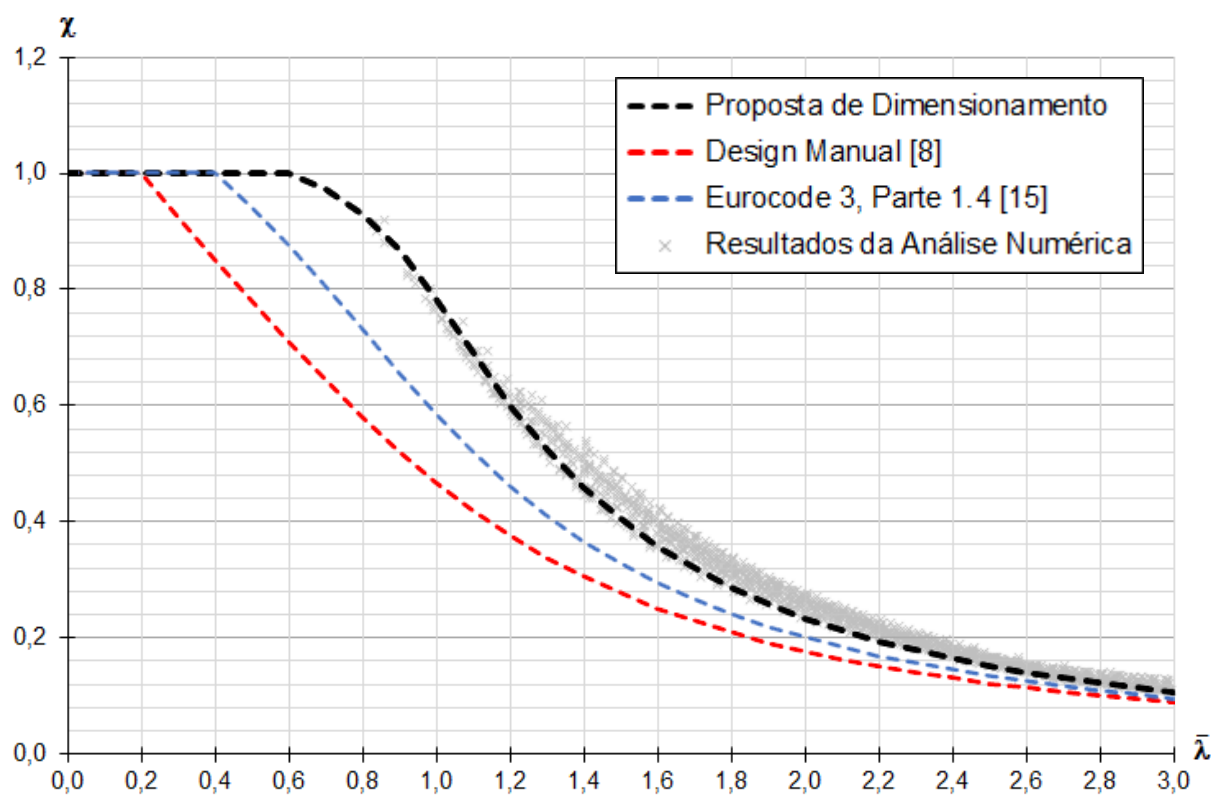


Figura 110 - Curva de flexão para o aço duplex, em contraste com os resultados obtidos.

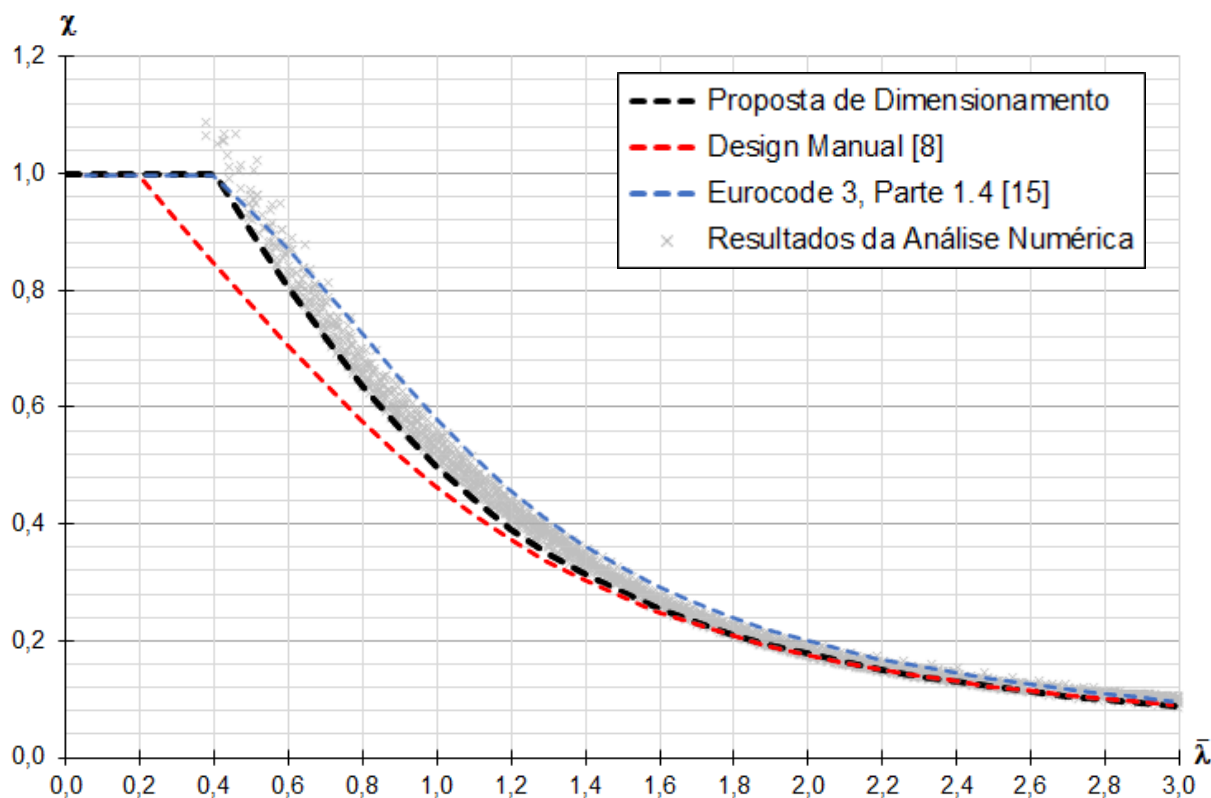


Figura 111 - Curva de flexão para o aço ferrítico, em contraste com os resultados obtidos.

A Tabela 23 apresenta uma análise estatística das curvas para os três tipos de aço, considerando a razão entre a carga última obtida na análise numérica e a carga obtida pela aplicação das novas curvas de flambagem.

Tabela 23 - Análise estatística para as propostas da flambagem por flexão - avaliação da razão $N_{u,NUM}/N_{u,PROP}$.

Tipo de aço	Austenítico	Duplex	Ferrítico
Máximo	1,212	1,196	1,197
Mínimo	0,970	0,969	0,976
Média	1,065	1,076	1,058
Desvio-padrão	0,041	0,047	0,039
Covariância	0,031	0,022	0,026
Correlação (ρ)	0,998	0,996	0,998

Cabe citar que toda a formulação foi desenvolvida considerando as dimensões brutas da seção transversal. Isso decorre do fato de as cantoneiras não estarem submetidas à flambagem local, como já apresentado, o que acaba dispensando qualquer redução das propriedades geométricas.

As Figuras 112 e 113 mostram a eficiência do método proposto para o aço austenítico. Percentualmente, a diferença média entre os resultados numéricos e calculados por esse método foi de 6,5%, um ganho considerável de eficiência em comparação aos 15,8% obtidos quando se aplica o Eurocode 3, Parte 1.4 [15].

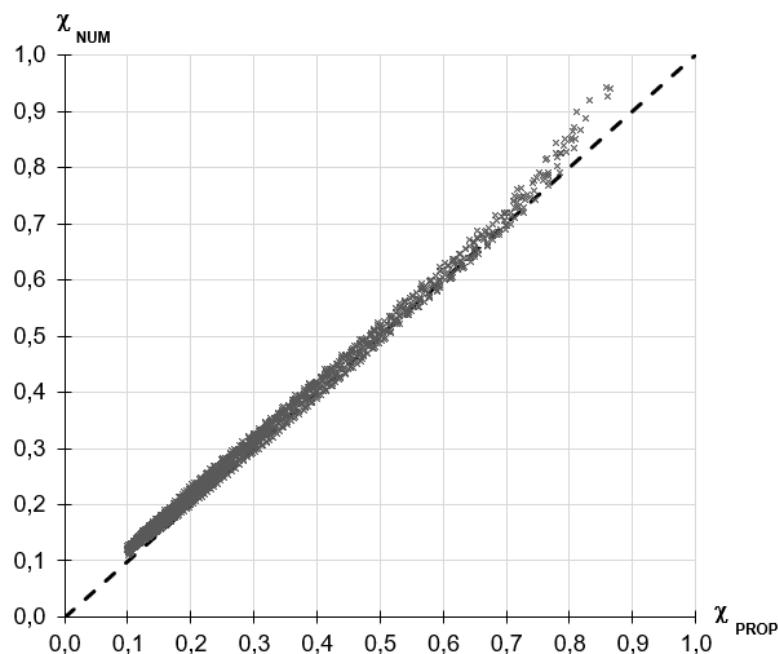


Figura 112 - Relação entre os coeficientes de redução propostos e os resultados numéricos - flexão no aço austenítico.

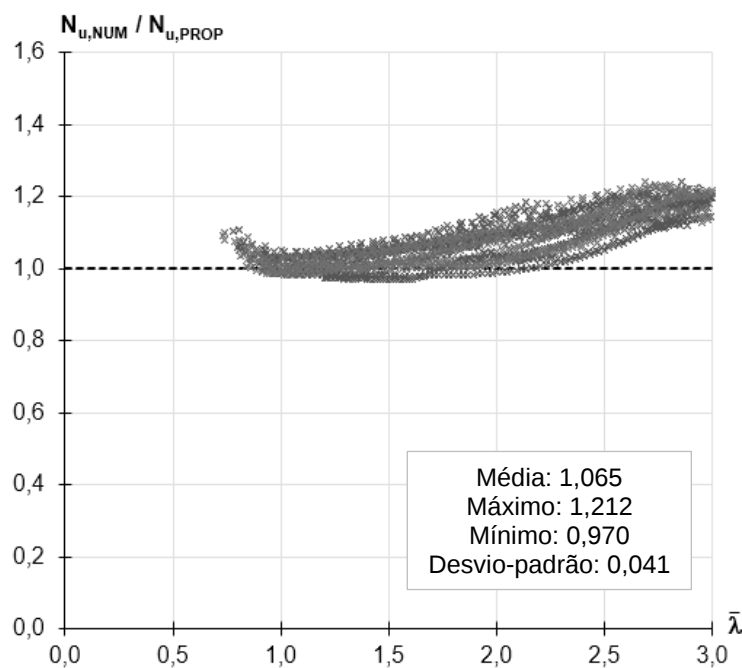


Figura 113 - Razão resultados numéricos/resultados propostos ao longo das esbeltezes - flexão no aço austenítico.

As Figuras 114 e 115 analisam a eficácia do método proposto para o aço duplex. Percentualmente, a diferença média entre os resultados numéricos e calculados por esse método foi de 7,6%, uma melhora significativa de eficiência em comparação aos 28,0% obtidos quando se aplica o Eurocode 3, Parte 1.4 [15]

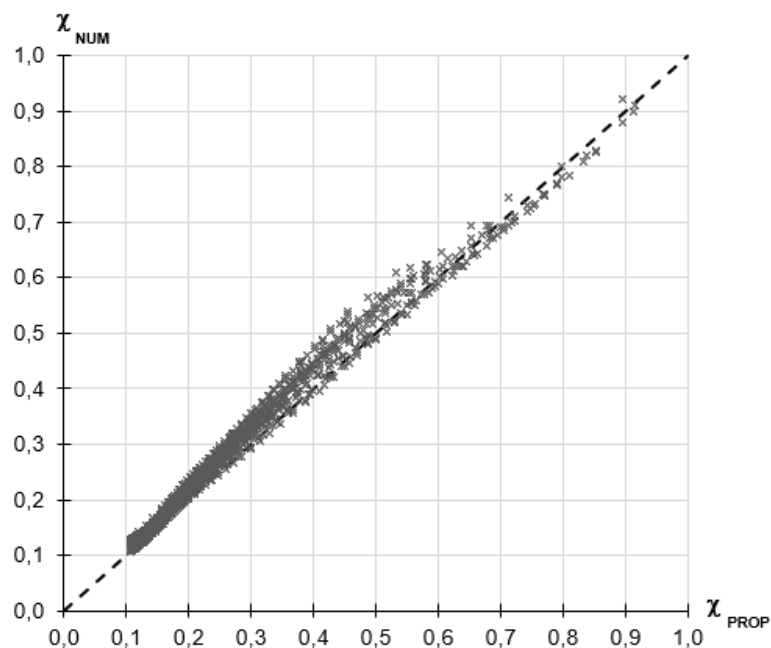


Figura 114 - Relação entre os coeficientes de redução propostos e os resultados numéricos - flexão no aço duplex.

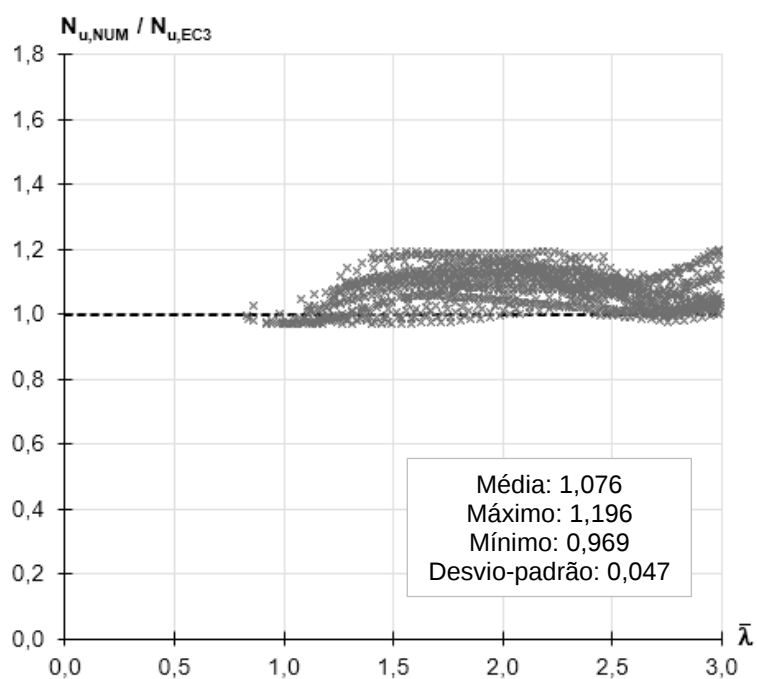


Figura 115 - Razão resultados numéricos/resultados propostos ao longo das esbeltezes - flexão no aço duplex.

As Figuras 116 e 117 analisam a eficiência do método proposto para o aço ferrítico. A diferença média entre os resultados numéricos e calculados por esse método foi de 5,8%, a favor da segurança. Isso reduz as diferenças em relação aos 8,4% médios do *Design Manual for Structural Stainless Steel* [8] e corrige a parcela de valores contra a segurança gerada na aplicação do Eurocode 3, Parte 1.4 [15].

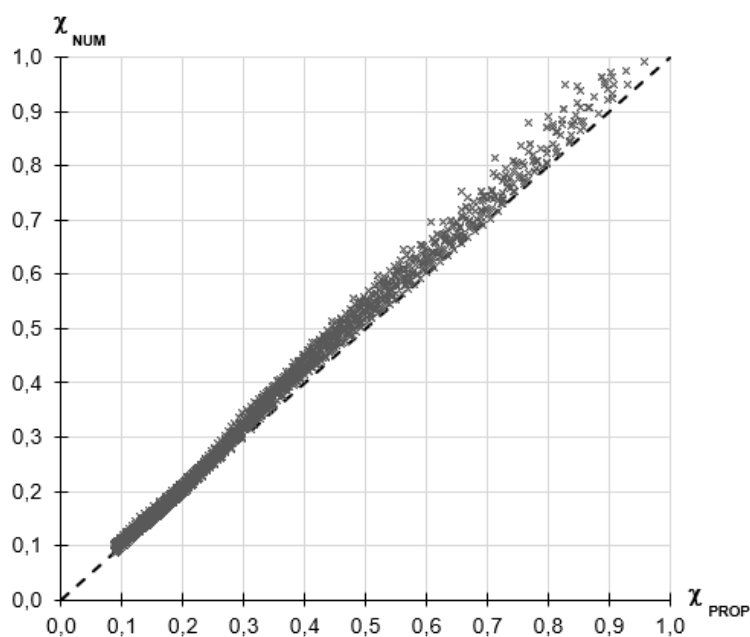


Figura 116 - Relação entre os coeficientes de redução propostos e os resultados numéricos - flexão no aço ferrítico.

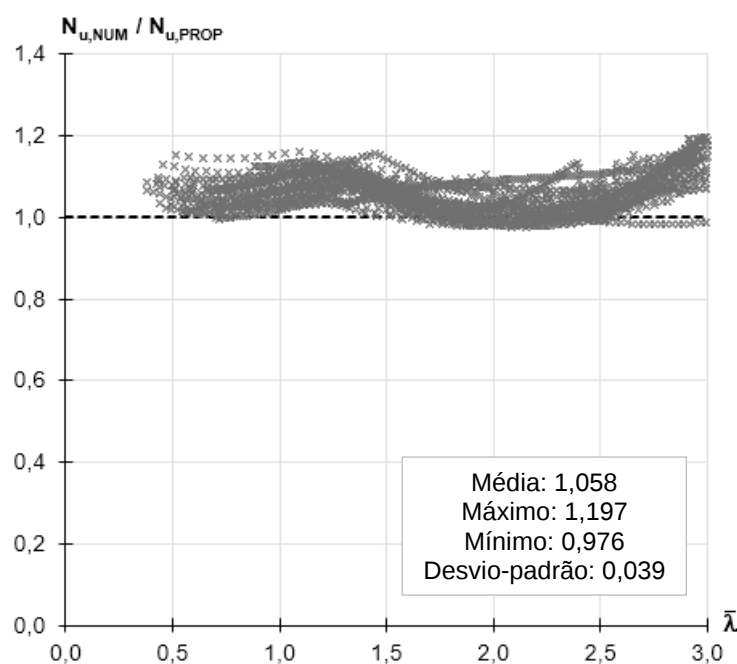


Figura 117 - Razão resultados numéricos/resultados propostos ao longo das esbeltezes - flexão no aço ferrítico.

6.2 Flambagem por flexo-torção

Na flambagem por flexo-torção, cada seção apresentou um comportamento distinto, dependendo de sua razão b/t . Entretanto, utilizar curvas diferentes para um determinado grupo de propriedades geométricas levaria a um processo de dimensionamento pouco prático. A alternativa encontrada foi, inicialmente, considerar apenas os pontos que se encontram no limite da flexo-torção. Tomando esses pontos, foi obtida uma curva de dimensionamento para cada tipo de aço, novamente partindo dos coeficientes básicos do Eurocode 3, Parte 1.4 [15]. A Tabela 24 ilustra os valores adotados para essa situação-limite, e as Figuras 118, 119 e 120 ilustram essas curvas.

Tabela 24 - Coeficientes propostos para a flambagem por flexo-torção.

Tipo de aço	α	$\bar{\lambda}_0$
Austenítico	0,70	0,30
Duplex	0,97	0,30
Ferrítico	0,58	0,20

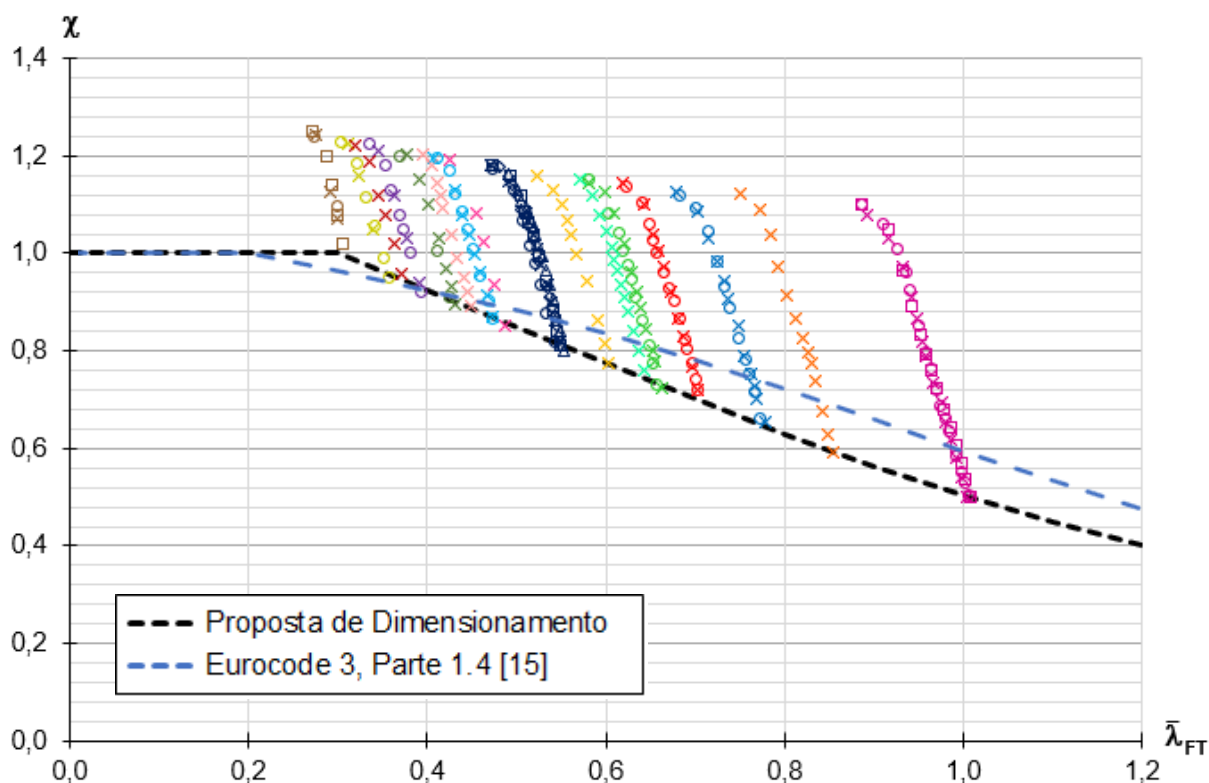


Figura 118 - Curva de flexo-torção para o aço austenítico, em contraste com os resultados obtidos.

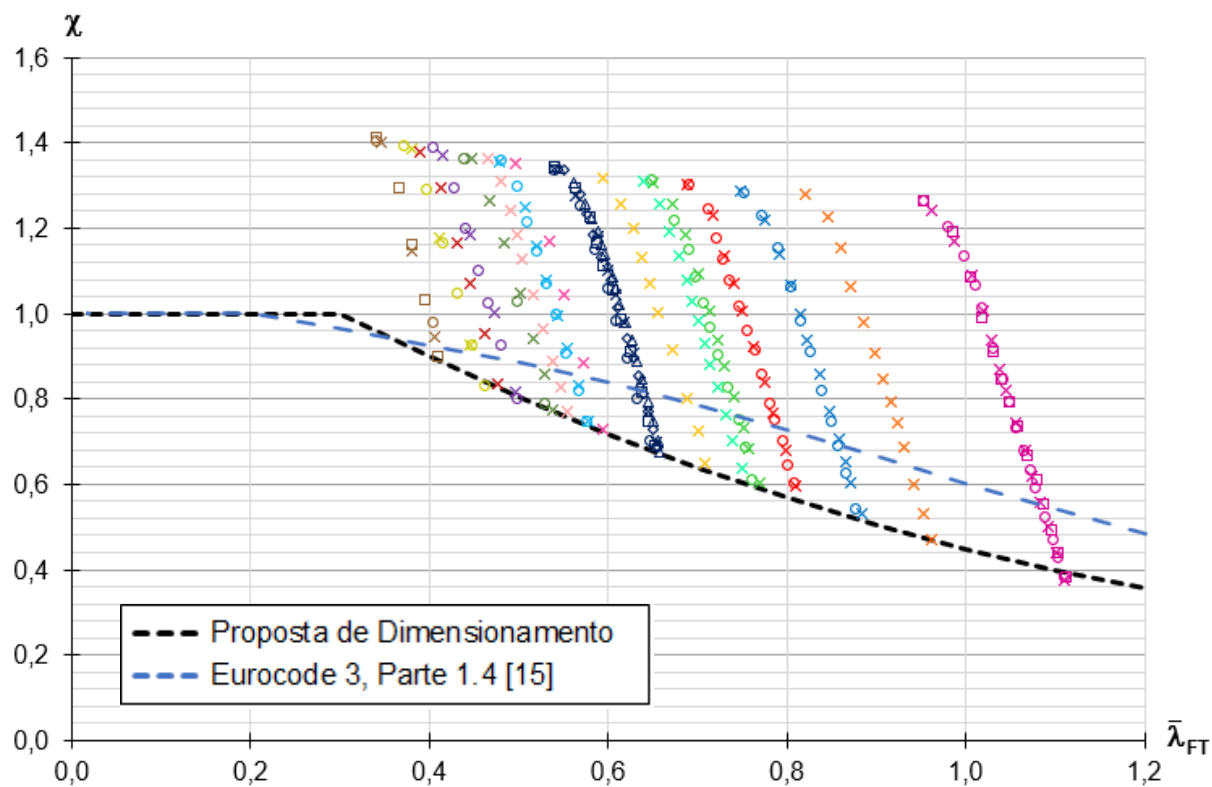


Figura 119 - Curva de flexo-torção para o aço duplex, em contraste com os resultados obtidos.

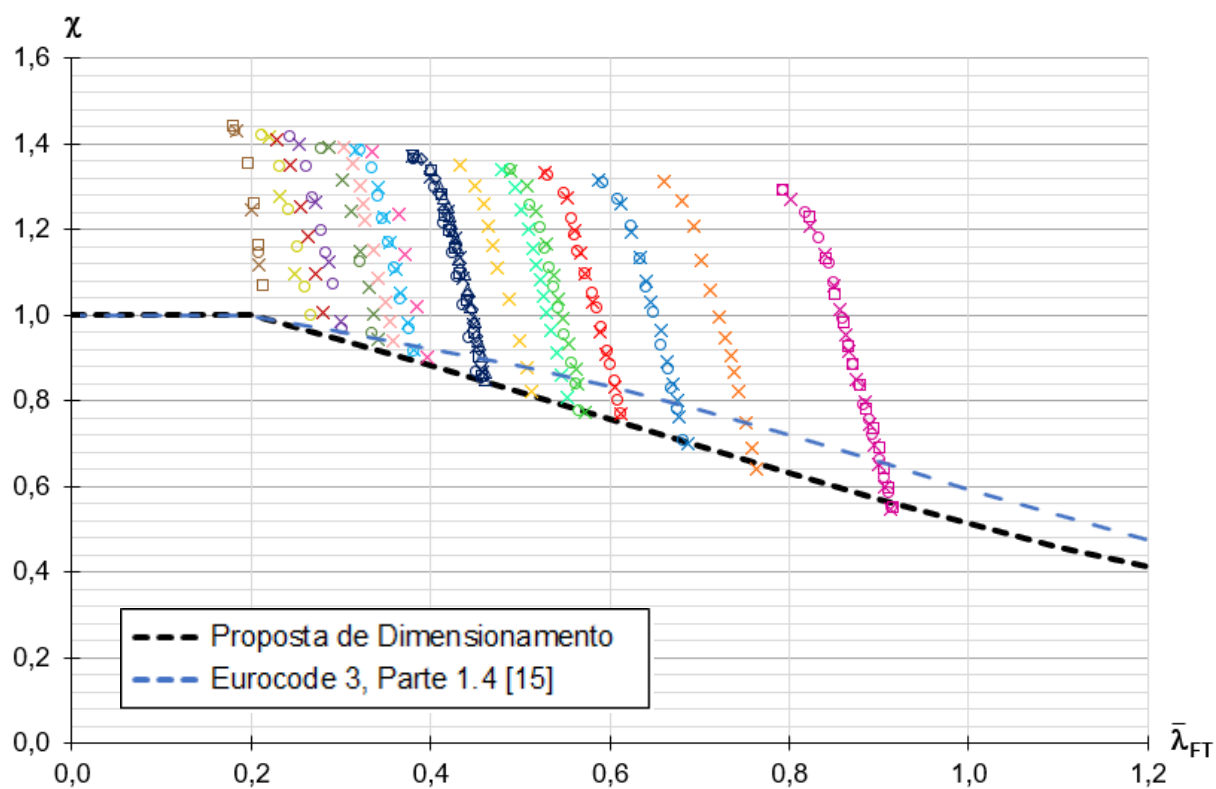


Figura 120 - Curva de flexo-torção para o aço ferrítico, em contraste com os resultados obtidos.

As curvas que foram definidas são referenciadas à situação limite entre a flambagem por flexo-torção e a flambagem por flexão. Dessa forma, elas só fornecem precisão considerável para o comprimento de transição da coluna ($L_{T,F}$). Para que as mesmas curvas possam ser aplicadas para outros comprimentos, será introduzido na formulação um coeficiente de comprimento adimensional μ , calculado pela Equação 49 como a razão entre o comprimento estudado e o comprimento limite supracitado.

$$\mu = \frac{L}{L_{T,F}} \quad (49)$$

A escolha desse coeficiente foi feita para que os resultados de uma determinada seção pudessem ser replicados para seções com outros valores de b/t , tomando partido do fato de que as inclinações de queda da resistência de todas as seções transversais são aproximadamente paralelas. Obviamente, o valor de μ não deve exceder 1, pois isso significaria um elemento suscetível à flambagem por flexão.

A próxima questão a ser pensada era como fazer a curva real acentuada de cada seção transversal coincidir com a curva suave pensada para os valores menos resistentes de toda a amostragem. A forma mais simples é propor uma alteração na fórmula final do coeficiente de redução, através da introdução de um coeficiente de correção, γ , conforme indica a Equação 50.

$$\chi = \gamma \frac{1}{\phi + (\phi^2 - \bar{\lambda}^2)^{1/2}} \leq 1 \quad (50)$$

Esse fator γ deve ser obtido pela divisão entre os coeficientes de redução da curva real e os coeficientes de redução da curva-base, para cada uma das razões b/t consideradas e em função do coeficiente μ .

O coeficiente de redução, obviamente, não pode ultrapassar o valor 1. Dessa forma, para descrever cada uma das curvas reais, foram desprezados os pontos para os quais o coeficiente originalmente excederia 1. Os pontos restantes podem ser descritos aproximadamente por uma reta. Para todas as retas de um mesmo aço, pode-se tomar um mesmo coeficiente angular aproximado, com mudanças apenas nos coeficientes lineares. A Figura 121 exemplifica o procedimento de obtenção dessa reta para as cantoneiras A21 (L 76,20 x 76,20 x 6,35; razão $b/t = 12$; aço austenítico).

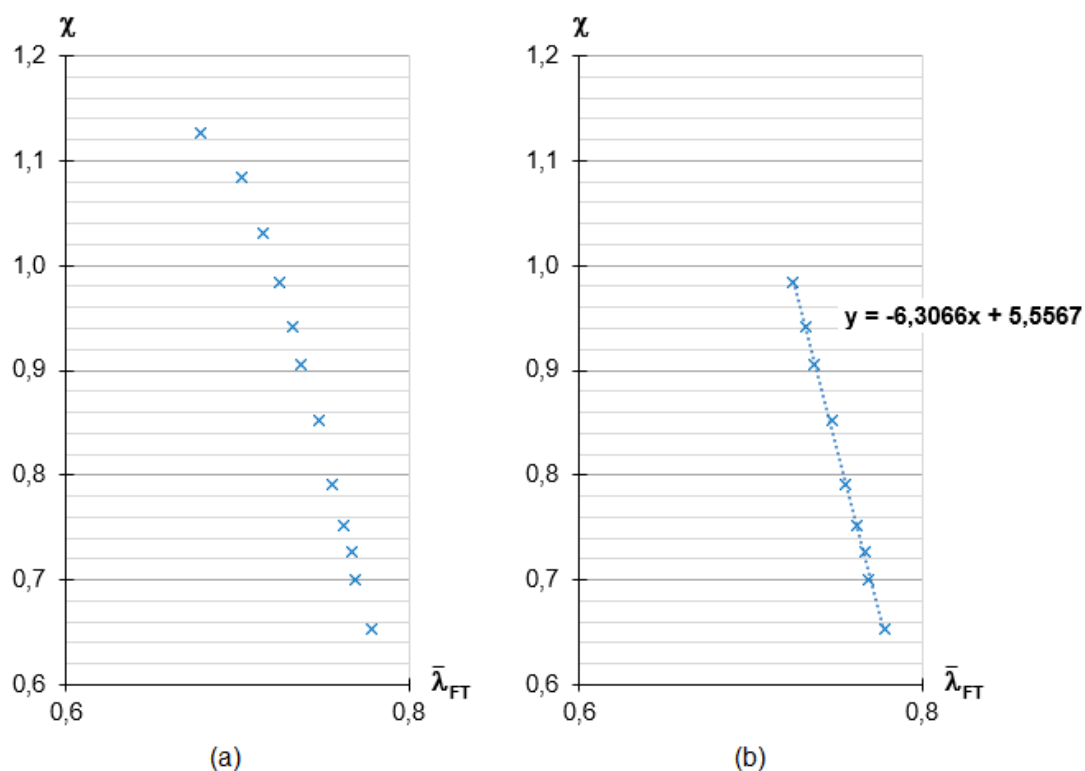


Figura 121 - Obtenção da reta representativa da amostra A21. (a) Pontos originais da análise numérica. (b) Exclusão dos pontos não significativos para o cálculo do coeficiente de redução e obtenção da equação da reta correspondente.

Dividindo os coeficientes de redução oriundos da aplicação dessa equação de reta pelos coeficientes obtidos com a curva de flambagem proposta, chega-se ao coeficiente γ proposto e basta escrevê-lo em função do coeficiente μ para completar a formulação. A Figura 122 mostra os resultados para a seção A21 já utilizada.

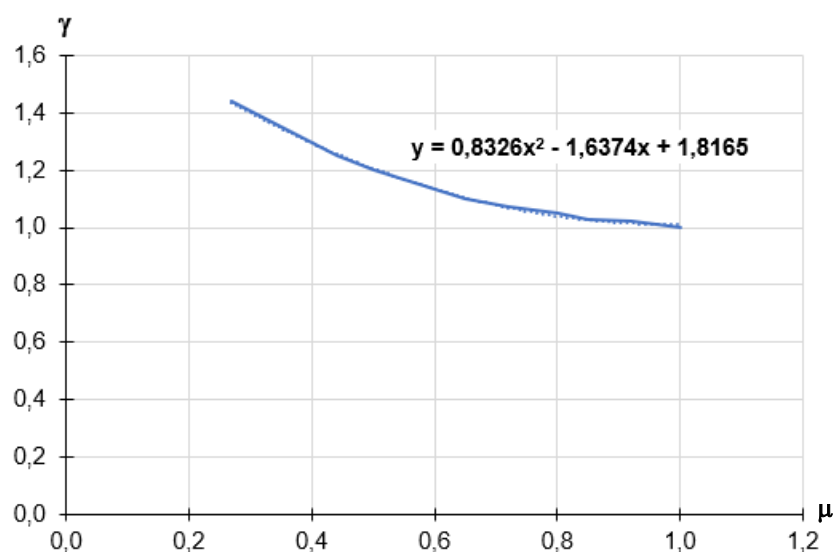


Figura 122 - Obtenção da relação entre os coeficientes μ e γ .

A Equação 51 explicita essa relação, reduzindo a quantidade de casas decimais para duas, pois avaliou-se que não haveria perda considerável de precisão.

$$\gamma = 0,83\mu^2 - 1,64\mu + 1,82 \quad (51)$$

A Tabela 25 apresenta uma análise estatística das curvas para os três tipos de aço, considerando a razão entre a carga última obtida na análise numérica e a carga obtida pela aplicação das novas curvas de flambagem com o coeficiente γ .

Tabela 25 - Análise estatística para as propostas da flambagem por flexo-torção - avaliação da razão $N_{u,NUM}/N_{u,PROP}$ com introdução do coeficiente γ

Tipo de aço	Austenítico	Duplex	Ferrítico
Máximo	1,158	1,169	1,142
Mínimo	0,963	0,968	0,960
Média	1,071	1,102	1,091
Desvio-padrão	0,052	0,056	0,043
Covariância	0,041	0,034	0,042
Correlação (ρ)	0,995	0,998	0,997

Para ilustrar os resultados do método, a Figura 123 lista as razões entre as cargas últimas para os modelos de aço austenítico, que incluem a seção A21 utilizada para exemplificar o desenvolvimento do método. Neste caso, a diferença média entre os resultados numéricos e calculados por esse método foi de 7,1%.

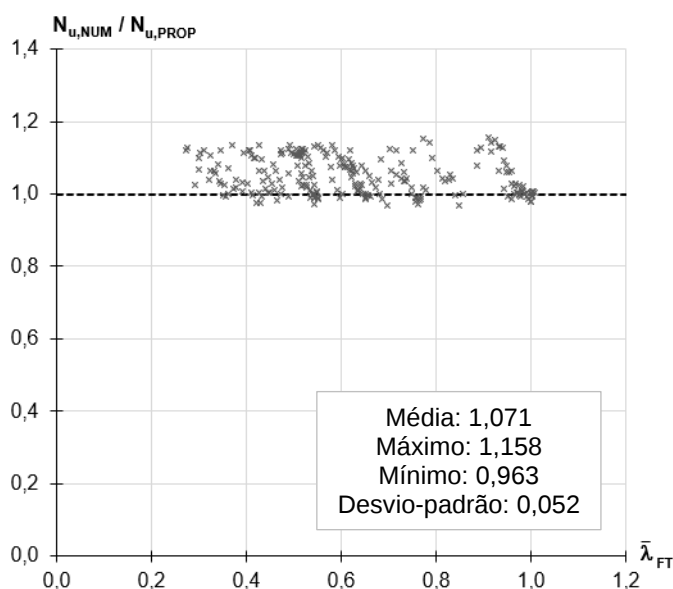


Figura 123 - Razão resultados numéricos/resultados propostos ao longo das esbeltezes - flexo-torção no aço austenítico.

6.3 Verificação da eficiência das propostas de dimensionamento

Para concluir este capítulo, é interessante agrupar todos os dados obtidos com as propostas de dimensionamento e compará-los com a análise estatística feita para as normas e códigos analisados neste trabalho. As Tabelas 26, 27 e 28 resumem os resultados obtidos para a flambagem por flexão.

Tabela 26 - Comparação da proposta de dimensionamento com as prescrições normativas, para a flambagem por flexão no aço austenítico.

	Eurocode [15]	AISC [1]	ASCE [23]	AS/NZS [22]	Proposta
Máximo	1,316	1,856	1,097	1,123	1,212
Mínimo	1,048	1,058	0,884	0,885	0,970
Média	1,158	1,465	0,978	0,995	1,065
Desvio-padrão	0,055	0,215	0,043	0,046	0,041

Tabela 27 - Comparação da proposta de dimensionamento com as prescrições normativas, para a flambagem por flexão no aço duplex.

	Eurocode [15]	AISC [1]	ASCE [23]	AS/NZS [22]	Proposta
Máximo	1,503	1,822	1,229	1,231	1,196
Mínimo	1,131	1,098	0,872	0,889	0,969
Média	1,280	1,586	1,027	1,038	1,076
Desvio-padrão	0,088	0,142	0,071	0,073	0,047

Tabela 28 - Comparação da proposta de dimensionamento com as prescrições normativas, para a flambagem por flexão no aço ferrítico.

	Eurocode [15]	AISC [1]	ASCE [23]	AS/NZS [22]	Proposta
Máximo	1,104	1,489	1,009	1,012	1,197
Mínimo	0,856	0,910	0,739	0,766	0,976
Média	0,931	1,176	0,822	0,834	1,058
Desvio-padrão	0,048	0,165	0,040	0,042	0,039

Para o aço austenítico, chegou-se a um resultado que despreza, em média, apenas 6,5% da resistência do material. Apenas uma pequena parcela dos resultados (menos de 10%) possui resistência real menor do que a calculada pelo método proposto. Contudo, essa variação de resistência não ultrapassa 3%, garantindo que ela seja vencida quando forem inseridos os coeficientes de segurança típicos da formulação do Eurocode 3, Parte 1.4 [15]. Com isso, o problema apontado nos

métodos do AS/NZS 4673 [22] e do SEI/ASCE 8-02 [23] também foram corrigidos, além de a formulação proposta apresentar um desvio-padrão menor do que todas as normas que foram analisadas.

Para o aço duplex, chegou-se a um resultado que despreza, em média, apenas 7,6% da resistência do material. Apenas uma pequena parcela dos resultados (menos de 5%) possui resistência real menor do que a calculada pelo método proposto. Novamente, essa variação de resistência é pequena, não ultrapassando 4%, o que permite que ela seja vencida quando inseridos os coeficientes de segurança do Eurocode 3, Parte 1.4 [15]. Mais uma vez, a inconveniência gerada com a aplicação do AS/NZS 4673 [22] e do SEI/ASCE 8-02 [23] foi vencida, e o desvio-padrão obtido também foi satisfatório, inferior a todas as normas estudadas.

Por fim, a curva proposta para o aço ferrítico é, sem dúvida, a mais adequada para simular o comportamento desse aço, quando comparamos com as demais referências normativas. Em média, 5,8% da resistência do material é desprezada, e os valores que possuem resistência real menor que a calculada (menos de 5%) estão a menos de 3% de diferença dos valores propostos pelo método, o que também será ajustado quando forem aplicados os respectivos coeficientes de segurança. Até então, todas as normas estudadas possuíam médias inferiores a 1, à exceção do AISC Steel Design Guide 27 [1], que desprezava, em média, 17,6% da resistência do aço ferrítico.

A Tabela 29 resume os resultados obtidos para a flambagem por flexo-torção. A grande dispersão de resultados observada no Eurocode 3, Parte 1.4 [15] foi vencida, e os resultados obtidos foram muito mais próximos do comportamento real de cada um dos aços. Um exemplo simples de aplicação do método para a flexo-torção pode ser observado no Apêndice A, ao final deste trabalho.

Tabela 29 - Comparação da proposta de dimensionamento com as prescrições normativas, para a flambagem por flexo-torção nos três tipos de aço estudados.

	Aço austenítico		Aço duplex		Aço ferrítico	
	Eurocode [15]	Proposta	Eurocode [15]	Proposta	Eurocode [15]	Proposta
Máximo	1,505	1,158	1,977	1,169	1,772	1,142
Mínimo	0,841	0,963	0,712	0,968	0,839	0,960
Média	1,160	1,071	1,368	1,102	1,238	1,091
Desvio-padrão	0,159	0,052	0,408	0,056	0,199	0,043

7 CONCLUSÕES

Apesar de existir há mais de cem anos, o aço inoxidável ganhou força recentemente, em um contexto em que a escolha de um material passou a ser muito mais do que apenas avaliar a sua resistência mecânica. Sua excelente resistência à corrosão e o seu alto valor sustentável o tornam uma escolha adequada para as mais diversas aplicações. Isso sem falar no seu grande apelo estético, que reforça a versatilidade desse material. O receio quanto ao seu custo de aquisição foi vencido, e os benefícios econômicos que ele traz a longo prazo agora contam muito mais.

Diante desse panorama, este trabalho buscou contribuir para o estudo das características estruturais do aço inoxidável. Por ser um material não-linear desde pequenos níveis de tensão, torna-se difícil prever a sua capacidade resistente com as formulações já consolidadas para o aço carbono. Como apresentado, as formulações existentes são analogias feitas com o comportamento do aço carbono, de modo a manter rotinas de cálculo já disseminadas internacionalmente.

Entretanto, aplicar o aço inoxidável não é barato. Deseja-se utilizar esse material em sua máxima capacidade, o que acaba não acontecendo por conta do cálculo conservador, que subestima a sua resistência mecânica. Os resultados obtidos nos dimensionamentos são, na maior parte dos casos, antieconômicos, e esse é um fator que prejudica a aplicação do aço inoxidável de maneira mais corriqueira. É necessário estudar esse material a fundo e propor melhorias às normas vigentes.

7.1 Principais conclusões

Inicialmente, a pesquisa bibliográfica esclareceu um ponto há muito discutido: quais os modos de flambagem que de fato podem ocorrer nas cantoneiras. Muitos trabalhos consideram a flambagem local como uma forte possibilidade, mas a verdade é que os modos de deformação locais não possuem participação relevante no espectro de deformações finais. Foram definidos então dois modos centrais para as cantoneiras: a flambagem por flexão e a flambagem por flexo-torção. A flambagem por torção também pode ocorrer, mas ela é limitada a comprimentos muito pequenos que geralmente não são adotados como comprimentos das peças estruturais.

Durante a análise numérica, concluiu-se que a aplicação das imperfeições deveria ser compatível com o modo de flambagem preponderante. Então, foram testados diversos fatores de imperfeição para cada uma das deformações possíveis de acontecer em cada modo, e esses fatores foram combinados para gerar o espectro de imperfeições iniciais do modelo. Por um longo processo de tentativa e erro, chegou-se ao fator $L/650$ para translações e $0,05t/b$ para rotações. Esses fatores foram aplicados em cima dos modos de flambagem relevantes, obtidos por meio de uma análise de flambagem elástica feita previamente.

A calibração do modelo foi confirmada não apenas pelos valores de carga máxima obtida, mas também pela análise dos deslocamentos laterais medidos experimentalmente. A análise numérica para o aço austenítico permitiu constatar que a resistência das colunas em geral era subestimada, podendo chegar a discrepâncias de resistência superiores a 25%. A curva padrão apresentada pelo Eurocode 3, Parte 1.4 [15] se mostrou bastante conservadora. O aço duplex também é outro que tem uma parcela considerável de sua resistência negligenciada.

Contudo, quando se analisou o aço ferrítico, foram obtidos muitos valores abaixo da curva de dimensionamento padrão. Isso reforça a necessidade de trabalhar separadamente com cada modalidade de aço inoxidável existente, buscando encontrar formulações exclusivas para cada um. No caso específico do aço ferrítico, uma outra curva proposta pelo *Design Manual for Structural Stainless Steel* [8] acabou se mostrando mais adequada, mas ainda com algumas amostras contra a segurança.

Outras normas internacionais também foram analisadas: o AISC Steel Design Guide 27 [1] se mostrou excessivamente conservador, conseguindo superestimar até mesmo a resistência dos aços ferríticos, que não foram bem representados por nenhuma das normas vigentes; o AS/NZS 4673 [22] e o SEI/ASCE 8-02 [23] tiveram resultados médios muito próximos do real comportamento dos aços austeníticos e duplex, mas apresentaram alguns valores em situações desfavoráveis à segurança.

Para a flexo-torção, foi obtida uma curva de resistência bem distinta da comumente utilizada nas normas e manuais, indicando também uma variação no comportamento da peça em função de sua relação b/t . Foram propostos novos coeficientes de dimensionamento para os dois modos de flambagem, focando nas situações mais desfavoráveis do ponto de vista da segurança. Essas propostas geraram resultados bastante compatíveis com o observado na análise numérica.

7.2 Principais contribuições deste trabalho

Em primeira instância, este trabalho possui uma revisão bibliográfica organizada de modo a facilitar o entendimento, o aprofundamento e a busca por informações específicas. Para o aço inoxidável, foram apresentadas as suas principais características, tipos e até mesmo algumas particularidades decorrentes de sua composição química. Para as cantoneiras, foram reunidos os principais estudos relacionados aos fenômenos de instabilidade nesse tipo de seção, além de haver um capítulo completo voltado ao dimensionamento de colunas de acordo com as principais referências normativas existentes atualmente.

Além disso, a análise numérica é feita utilizando um procedimento bem minucioso de introdução de imperfeições, que funciona como uma ferramenta importante para garantir a geração de resultados válidos e críveis. Essa metodologia levou a resultados muito próximos dos obtidos experimentalmente e permitiu o traçado de curvas de flambagem para trinta e uma seções comerciais.

Foi feita uma análise detalhada das principais normas vigentes, comparando-as com os resultados numéricos. Foram apresentados os pontos favoráveis e desfavoráveis de cada uma dessas formulações, como forma de comparar tais normas com a proposta de dimensionamento elaborada. Ao final, as propostas para os dois modos de flambagem estudados amenizaram as principais desvantagens das normas existentes e forneceram resultados bem mais alinhados com os valores obtidos na análise numérica. Até o aço ferrítico, dificilmente representado com precisão pelas normas vigentes, conseguiu ter uma representação mais realista.

7.3 Sugestões para trabalhos futuros

A partir das conclusões obtidas durante a elaboração deste volume, sugere-se que o modo de flambagem por flexo-torção seja estudado com mais profundidade. É extremamente necessário realizar mais ensaios experimentais para colunas curtas e intermediárias, buscando descrever com maior precisão a forma com a qual esse fenômeno ocorre. Cabe lembrar que a curva proposta pelo Eurocode 3, Parte 1.4 [15] não se aproxima da curva de flambagem real experimentada pelas colunas, e talvez seja adequado desenvolver um novo formato de curva que se adeque à realidade.

É necessário também se aprofundar no estudo do aço ferrítico. É notável que ele apresenta comportamento bastante diferente do austenítico e do duplex, e até algumas equações que eram utilizadas para os três tipos de aço inoxidável (como a de obtenção da curva de caracterização) passaram a ter suas versões exclusivas para o aço ferrítico. Este é um tema de estudo particularmente interessante, haja vista a dificuldade de representar com precisão o comportamento desse aço.

Por fim, sugere-se a incorporação dos coeficientes de participação modal durante a aplicação das imperfeições iniciais. Acredita-se que um resultado mais acurado pode ser obtido com a combinação de diferentes modos, cada um com seu respectivo coeficiente de participação, ao invés de ser considerado apenas um modo preferencial ou diferentes modos com participação idêntica.

REFERÊNCIAS

- [1] AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION. **Steel design guide 27: Structural stainless steel**. Chicago, 2013.
- [2] MEGA ENGENHARIA. **Helix bridge**. Disponível em: <<https://megaengenharia.blogspot.com/2012/03/helix-bridge-singapura.html>>. Acesso em: 15 set. 2018.
- [3] NEW YORK ARCHITECTURE. **Chrysler building**. Disponível em: <<http://www.nyc-architecture.com/MID/MID021.htm>>. Acesso em: 17 set. 2018.
- [4] INTERNATIONAL STAINLESS STEEL FORUM. **Stainless steel in figures 2018**. Disponível em: <http://www.worldstainless.org/Files/issf/non-image-files/PDF/ISSF_Stainless_Steel_in_Figures_2018_English_Public.pdf>. Acesso em: 18 set. 2018.
- [5] SILVA, G. P. **Comportamento estrutural de torres de transmissão em aço inoxidável**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2016.
- [6] ZIEMIAN, R. D. **Guide to stability design criteria for metal structures**. New Jersey: John Wiley & Sons, Inc., 2010.
- [7] ANSYS 12.1. **ANSYS Inc. Theory Reference**, 2010.
- [8] THE STEEL CONSTRUCTION INSTITUTE. **Design manual for structural stainless steel, 4th edition**. Berkshire, 2017.
- [9] BRITISH STAINLESS STEEL ASSOCIATION. **The discovery of stainless steel**. Disponível em: <http://www.bssa.org.uk/about_stainless_steel.php?id=31>. Acesso em: 13 set. 2018
- [10] MEPS INTERNATIONAL. **World steel prices**. Disponível em: <<https://worldsteelprices.com/world-steel-prices/>>. Acesso em: 15 mai. 2019
- [11] GARDNER, L. **The use of stainless steel in structures**. Progress in structural engineering and materials, 7(45-55), 2005.

- [12] CENTRO DE INFORMAÇÃO METAL MECÂNICA. **Estrutura cúbica de corpo centrado**. Disponível em: <https://www.cimm.com.br/portal/material_didatico/6416-estrutura-cubica-de-corpo-centrado-ccc#.XjhUGchKjIW>. Acesso em: 05 dez. 2018.
- [13] CENTRO DE INFORMAÇÃO METAL MECÂNICA. **Estrutura cúbica de face centrada**. Disponível em: <https://www.cimm.com.br/portal/material_didatico/6417-estrutura-cubica-de-face-centrada-cfc#.XjhUE8hKjIW>. Acesso em: 05 dez. 2018.
- [14] GARDNER, L.; NETHERCOT, D. A. **Experiments on stainless steel hollow sections - Part 1: Material and cross-sectional behaviour**. Journal of Constructional Steel Research, 60(1291-1318), 2004.
- [15] EUROCODE 3. **EN 1993-1-4: Design of steel structures: Part 1-4: General rules - Supplementary rules for stainless steels**. CEN, European Committee for Standardization. Brussels, 2006.
- [16] RAMBERG, W.; OSGOOD, W. R. **Description of stress-strain curves by three parameters**. Washington: National Advisory Committee for Aeronautics, 1943.
- [17] HILL, H. N. **Determination of stress-strain relations from offset yield strength values**. Washington: National Advisory Committee for Aeronautics, 1944.
- [18] RASMUSSEN, K. J. R. **Full-range stress-strain curves for stainless steel alloys**. Journal of Constructional Steel Research, 59 (47-61), 2003.
- [19] DINIS, P. B., CAMOTIM, D., SILVESTRE, N. **On the local and global buckling behaviour of angle, T-section and cruciform thin-walled members**. Thin-Walled Structures, 48 (786-797), 2010.
- [20] DINIS, P. B.; CAMOTIM, D.; VIEIRA, L. **DSM design approach for hot-rolled steel angle columns**. Ce/papers, 1 (3781-3790), 2017.
- [21] REYNOLDS, N.A., **Behavior and design of concentrically loaded duplex stainless steel single equal-leg angle struts**. Tese de Doutorado - Georgia Institute of Technology, Atlanta, Georgia, 2013.

- [22] AUSTRALIAN/NEW ZEALAND STANDARD. **AS/NZS 4673: Design of stainless steel structures**. Sydney, 2001.
- [23] AMERICAN SOCIETY OF CIVIL ENGINEERS. **SEI/ASCE 8-02: Specification for the design of stainless steel structural members**, 2002.
- [24] MENEZES, A. A. **Comportamento estrutural de cantoneiras de aço inoxidável submetidas à compressão axial**. Dissertação de Mestrado - Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2017.
- [25] SIRQUEIRA, A. S. **Análise experimental de cantoneiras em aço carbono e inoxidável submetidas à compressão axial**. Tese de Doutorado - Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2018.
- [26] LIANG, Y.; JEYAPRAGASAM, V. V. K.; ZHANG, L; ZHAO, O. **Flexural-torsional buckling behaviour of fixed-ended hot-rolled austenitic stainless steel equal-leg angle section columns**. Journal of Constructional Steel Research, 154 (43-54), 2019.
- [27] LANDESMANN, A.; CAMOTIM, D.; DINIS, P.B.; CRUZ, R., **Short-to-intermediate slender pin-ended cold-formed steel equal-leg angle columns: Experimental investigation, numerical simulations and DSM design**. Engineering Structures. 132 (471-493), 2017.
- [28] BEER, F. P.; JOHNSTON, J. E. **Mechanics of Materials, 6th Edition**. New York: McGraw-Hill, 2012.
- [29] REIS, A.; CAMOTIM, D. **Estabilidade estrutural**. Lisboa: McGraw-Hill, 2000.
- [30] GARDNER, L.; NETHERCOT, D. A.; TRAHAIR, N. S.; BRADFORD, M. A. **The behaviour and design of steel structures to EC3, 4th Edition**. London: Taylor & Francis, 2008.
- [31] EUROCODE 3. **EN 1993-1-1: Design of steel structures: Part 1-1: General rules and rules for buildings**. CEN, European Committee for Standardization. Brussels, 2005.

- [32] EUROCODE 3. **EN 1993-1-5: Design of steel structures: Part 1-5: General rules - Plated structural elements**. CEN, European Committee for Standardization. Brussels, 2006.
- [33] SIMÕES, L.; GERVÁSIO, H. **Manual de Dimensionamento de Estruturas Metálicas: Métodos Avançados**. Cmm Press: Coimbra, 2007.
- [34] BATISTA, G. C. **Estudo experimental e numérico de ligações aparafusadas em aço inoxidável submetidas à tração**. Dissertação de Mestrado - Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2018.
- [35] ARAÚJO, R. O. **Avaliação de colunas tubulares mistas - aço inoxidável, concreto e aço carbono**. Dissertação de Mestrado - Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2016.
- [36] BEBIANO, R., SILVESTRE, N., CAMOTIM, D. **GBTUL 1.0 β code for buckling and vibration analysis of thin-walled members**, 2008.

APÊNDICE A

Esse apêndice possui como objetivo exemplificar o cálculo do coeficiente de redução de uma cantoneira para a flambagem por flexo-torção, a partir da proposta de dimensionamento apresentada. Será adotada como base a seção L 76,20 x 76,20 x 6,35, que possui razão b/t igual a 12, e um comprimento real de 1000 mm.

A primeira providência a ser tomada é o cálculo do comprimento de transição para essa coluna, uma vez que a curva-base da proposta de dimensionamento se refere a esse comprimento-limite. Logo, devem ser aplicadas as Equações 18 e 17. A formulação é toda desenvolvida considerando que a coluna possui esse comprimento

$$K_F = (1 + \nu) \left[2,25 \left(\frac{b}{t} \right)^2 - 4,00 \right] = 1,3 \left[2,25 (12)^2 - 4,00 \right] = 416$$

$$L_{T,F} = b \left(\frac{\pi^2 K_F}{6} \right)^{1/2} = 76,20 \left(\frac{416 \pi^2}{6} \right)^{1/2} = 1993 \text{ mm}$$

Com o comprimento de transição calculado, o próximo passo é calcular a esbeltez normalizada para essa coluna hipotética. A carga crítica de flambagem, que vale 705,74 kN neste caso, foi obtida com o auxílio do GBTUL [35]. Contudo, esse valor também poderia ser calculado pela formulação tradicional da flexo-torção.

$$\bar{\lambda} = \left(\frac{A_g \sigma_{0,2}}{N_{cr}} \right)^{1/2} = \left(\frac{927,4175 \times 457,06}{705740} \right)^{1/2} = 0,775$$

A próxima etapa é a determinação do coeficiente de comprimento adimensional e do coeficiente de correção, ambos pertencentes à proposta de dimensionamento desse trabalho. O cálculo de tais coeficientes se dá pelas Equações 49 e 51.

$$\mu = \frac{L}{L_{T,F}} = \frac{1000}{1993} = 0,502$$

$$\gamma = 0,83\mu^2 - 1,64\mu + 1,82$$

$$\gamma = 0,83(0,502)^2 - 1,64(0,502) + 1,82 = 1,21$$

Por fim, basta calcular o coeficiente auxiliar do Eurocode 3, Parte 1.4 [15] e substituí-lo junto com a esbeltez normalizada da coluna limite e com o coeficiente de correção na Equação 50. Devem ser usados os valores de esbeltez-limite e de fator de imperfeição global propostos para cada tipo de aço.

$$\phi = 0,5 \left[1 + \alpha (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2 \right] = 0,5 \left[1 + 0,70 (\bar{\lambda} - 0,30) + \bar{\lambda}^2 \right]$$

$$\phi = 0,5 \left[1 + 0,70 (0,775 - 0,30) + 0,775^2 \right] = 0,967$$

$$\chi = \gamma \frac{1}{\phi + (\phi^2 - \bar{\lambda}^2)^{1/2}} = 1,2045 \times \frac{1}{0,967 + (0,967^2 - 0,775^2)^{1/2}}$$

$$\chi = 1,21 \times 0,647 = 0,783 \leq 1$$

O coeficiente de redução para a situação limite da flexo-torção (comprimento de 1993 mm) é de 0,647. Porém, como o comprimento real do elemento estrutural era de 1000 mm, o método leva a um coeficiente final de 0,783. Assim, pode-se contar com uma reserva de resistência de 21,0% que não estava sendo computada antes, em relação à situação de transição entre os dois modos de flambagem.