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

Mateus Moreira Nogueira

Avaliação da resistência de ligações T entre perfis tubulares soldados em aço inoxidável com o banzo carregado axialmente

Rio de Janeiro
2021

Mateus Moreira Nogueira

Avaliação da resistência de ligações T entre perfis tubulares soldados em aço inoxidável com o banzo carregado axialmente

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

Orientadores: Prof. Dr. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima

Prof. Dr. Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco

Rio de Janeiro

2021

CATALOGAÇÃO NA FONTE

UERJ / REDE SIRIUS / BIBLIOTECA CTC/B

N778 Nogueira, Mateus Moreira.
Avaliação da resistência de ligações T entre perfis tubulares soldados em aço inoxidável com o banzo carregado axialmente / Mateus Moreira Nogueira. – 2021.
133f.

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

1. Engenharia civil - Teses. 2. Aço inoxidável - Teses. 3. Juntas (Engenharia) - Teses. 4. Aço tubular - Estruturas - Teses. I. Lima, Luciano Rodrigues Ornelas de. II. Vellasco, Pedro Colmar Gonçalves da Silva. III. Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Faculdade de Engenharia. IV. Título.

CDU 624.071

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

Mateus Moreira Nogueira

Avaliação da resistência de ligações T entre perfis tubulares soldados em aço inoxidável com o banzo carregado axialmente

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 março de 2021.

Banca Examinadora:

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

Prof. Dr. Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco (Orientador)
Faculdade de Engenharia – UERJ

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

Prof. Dr. Cilmar Dozineti Baságlia
UNICAMP

Rio de Janeiro

2021

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho a minha família, que esteve ao meu lado dando apoio a cada momento.

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus por mais essa oportunidade de me aprimorar e por todas as vezes que me deu ânimo para vencer minhas dificuldades.

Agradeço também aos meus pais, que sempre estiveram ao meu lado me dando suporte para continuar em frente, me ajudando quando eu precisava e me guiando em todos os caminhos.

Ao meu irmão Gabriel, que sempre me apoiou e incentivou desde a infância, que sempre se mostrou receptivo quando precisei. Sou grato por toda compreensão e companheirismo.

Ao meu orientador e professor Luciano Lima, por se dispor a me ajudar com a elaboração deste trabalho, sempre paciente e compreensivo quando precisei de ajuda. Agradeço também por tudo que me ensinou.

Ao meu orientador e professor Pedro Vellasco, por todos os ensinamentos transmitidos, pela assistência prestada em meus momentos de dúvida e por me dar base para que eu pudesse concluir esta dissertação.

A minha amiga Gabriella Cosme, por todo apoio e companheirismo em todos os momentos, sempre animando meus dias. Por sempre estar ao meu lado, dando-me força para seguir em frente.

Ao meu amigo Bruno de Oliveira, que sempre esteve disposto a me ajudar nas horas mais difíceis. Pelas palavras de alento quando eu precisava e por sempre acreditar em meu potencial.

Aos meus amigos do mestrado, em especial, Ana Waldila, Iuri Gianini, Karina Mota, Keila Letícia, Kelvin de Paula e Tatiana Correia, que me apoiaram durante toda essa jornada. Sou grato por toda compreensão que tiveram comigo, por todos os momentos que me fizeram sorrir e pela amizade que vou levar por toda a vida.

A Universidade do Estado do Rio de Janeiro (UERJ) e ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (PGECIV), que me acolheram e foram fonte de tanto conhecimento para mim.

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – Brasil (CAPES) – Código de Financiamento 001.

Tenho a impressão de ter sido uma criança brincando à beira-mar, divertindo-me em descobrir uma pedrinha mais lisa ou uma concha mais bonita, enquanto o imenso oceano da verdade continua misterioso diante de meus olhos.

Isaac Newton

RESUMO

NOGUEIRA, Mateus Moreira. *Avaliação da resistência de ligações T entre perfis tubulares soldados em aço inoxidável com o banzo carregado axialmente.* 2021. 133f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2021.

Os perfis tubulares têm se destacado cada vez mais na engenharia civil por apresentarem inúmeros benefícios. Apresentam geometria mais econômica, área superficial menor que favorece a proteção contra a corrosão, são mais leves em relação a outros perfis com mesma resistência, além de resistirem bem à compressão, torção, flexão e esforços combinados. Por estes motivos são comumente empregados em colunas, treliças e elementos de contraventamento. Quando perfis tubulares são utilizados, torna-se necessário avaliar a resistência das ligações entre estes, tendo em vista que são regiões que podem falhar por vários mecanismos distintos. Muitos estudos foram desenvolvidos a respeito de ligações tubulares em aço carbono, mas quase não existe material que fale sobre ligações tubulares em aço inoxidável de forma satisfatória. Com isso, o presente trabalho busca desenvolver semi-analiticamente uma formulação que forneça a resistência de ligações T entre perfis tubulares em aço inoxidável com o banzo carregado axialmente. Para tanto são determinados os campos de tensão exatos das paredes laterais do banzo e posteriormente, aplica-se o princípio da energia de Ritz. Para a validação dos dados obtidos pela formulação em questão, são desenvolvidos modelos numéricos calibrados com avaliações experimentais. Tais modelos também deram origem a um estudo paramétrico que ajudou a compreender o comportamento da ligação quando esta é submetida a esforços axiais no banzo. Percebeu-se que quando o banzo está comprimido há uma queda na resistência da ligação, mas quando o banzo está tracionado, há um pequeno acréscimo da resistência até certo nível, a partir do qual a resistência decresce. Para a consideração dessas variações na resistência da ligação, é proposto um fator de correção que leva em consideração o nível de carga aplicada ao banzo e a esbeltez da parede lateral do mesmo. Por fim, os resultados obtidos pelo método proposto são comparados aos resultados numéricos, assim como aos resultados oriundos das principais normas vigentes e da literatura. Observou-se então que tanto o método proposto neste trabalho quanto a formulação disposta na NBR 16239 apresentaram resultados satisfatórios, enquanto os demais resultados foram, no geral, muito conservadores.

Palavras-chave: Aço inoxidável; Esforço axial; Ligações T; Plastificação ou instabilidade da face lateral; Tubular.

ABSTRACT

NOGUEIRA, Mateus Moreira. *Assessment of stainless steel tubular T joints resistance with axially loaded chord.* 2021. 133f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2021.

Tubular profiles have become increasingly prominent in civil engineering as they have numerous benefits. They have a more economical geometry, a smaller surface area that favours protection against corrosion, are lighter concerning other profiles with the same resistance. Furthermore, they have high resistance to compression, torsion, bending and combined loads. For these reasons, they are commonly used in columns, trusses, and bracing elements. When tubular profiles are used, it is necessary to assess the joints' strength, considering that they can fail by different mechanisms. Several studies have been carried out on carbon steel tubular joints, but almost no work satisfactorily addresses the stainless steel tubular joints. Thereby, the present work aims to develop a formulation semi-analytically to predict stainless steel tubular T joints' resistance with axially loaded chords. Therefore, the chord side walls' contribution is determined, followed by applying the Ritz energy principle. For the validation of the data obtained by this formulation, numerical models are developed and calibrated with experimental evaluations. Additionally, the numerical models were also used in a parametric study that helped understand the joint's behaviour when subjected to axial forces on the chord. For cases with the chord in compression, a reduction in the ultimate joint capacity was observed. On the other hand, in cases with tensioned chord, a small increase in the joint resistance was verified up to a certain level, from which it drops. A correction factor is proposed concerning the level of load applied to the chord and the chord side wall's slenderness. Finally, the proposed method's obtained results are compared to the numerical results, as well as the results from the main current standards and literature. It was observed that the proposed method, as well as the NBR 16239 design code, presented satisfactory results, while the other results were, in general, very conservative.

Keywords: Stainless steel; Chord load; T joints; Web Crippling; Tubular.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Exemplos de estruturas tubulares na natureza [2]. 23
Figura 2 – Curvas tensão x massa de seções tubulares e abertas [2]. 23
Figura 3 – Área superficial e um detalhe dos cantos para pintura - perfis com seções tubulares e com seções abertas (adaptado) [1]. 24
Figura 4 – Fluxo de vento em perfis com seção I e com seção CHS [1]. 25
Figura 5 – Exemplos de estruturas em seções tubulares [3]. 26
Figura 6 – Tipos de ligação entre perfis tubulares [6].....27
Figura 7 – Gráficos tensão *vs* deformação de diferentes ligas de aço inoxidável em comparação com o aço carbono (adaptado) [10]. 30
Figura 8 – Exemplo de estruturas tubulares em aços inoxidáveis – Hong Kong (acervo pessoal do autor).....31
Figura 8 – Exemplo de ligações com β=1: Cobertura do aeroporto internacional do Recife/Guararapes – Recife, PE [13] e edifício da Bolsa de Valores em Hong Kong (acervo pessoal do autor).....32
Figura 9 – Ligação T entre perfis quadrados (SHS) com β=1 (adaptado) [23]. 37
Figura 10 – Oito casos de carregamento fundamentais (adaptado) [51].....46
Figura 11 – Definição dos símbolos para ligações T soldadas.(adaptado) [55]. 48
Figura 12 – Modos de falha em ligações com banzo em perfil retangular e montantes (ou diagonais) em perfis retangulares ou circulares, conforme Eurocode 3, parte 1-8 [4], e ABNT NBR 16239 [6]. 48
Figura 13 – Curvas de Flambagem - Eurocode 3, parte 1-1 [56]. 53
Figura 14 – Esquema que ilustra (a) a placa considerada e os modelos de cálculo (b) dos campos de tensão e (c) da carga de instabilidade. 60
Figura 15 – Criação de um modelo de carregamento distribuído pela combinação de dois casos básicos (adaptado) [51]. 61
Figura 16 – Comparação entre os resultados numéricos obtidos neste trabalho e analíticos, sendo N1 o campo de tensões na direção y, N2 o campo de tensões na direção x e T3 o campo de tensões cisalhantes.....70
Figura 17 – Placa com todos os bordos simplesmente apoiados.....71
Figura 18 – Gráfico para a determinação do parâmetro K. 75

Figura 19 – a) Comparação das cargas críticas obtidas em regime linear e não linear e b) aproximação das cargas obtidas em regime linear e não linear. 76
Figura 20 – Comparação entre as curvas tensão versus deformação de um aço inoxidável austenítico 304 plotadas por meio das equações de Ramberg Osgood e pelo método proposto.....77
Figura 21 – Comprimento a ser considerado da parede lateral do banzo.....78
Figura 22 – Definição dos símbolos para ligações T soldadas (adaptado) [55]. 81
Figura 23 – Representação do elemento S4R (adaptado) [62]. 83
Figura 24 – Malha de elementos finitos da ligação tubular. 84
Figura 25 – Curvas tensão *versus* deformação usadas para a calibração dos modelos numéricos – parte 1.....86
Figura 26 – Curvas tensão *versus* deformação usadas para a calibração dos modelos numéricos – parte 2.....87
Figura 27 – Malha de elementos finitos da solda da ligação tubular [55]. 88
Figura 28 – Condições de contorno do modelo numérico de ligação tubular [55] de acordo com os experimentais realizados por Feng e Young [12].....89
Figura 29 – Curva de calibração da ligação TD-C40 x 2-B40 x 2-0. 90
Figura 30 – Curva de calibração da ligação TD-C50 x 1,5-B50 x 1,5-0. 91
Figura 31 – Curva de calibração da ligação TH-C150 x 3-B150 x 3-0. 91
Figura 32 – Curva de calibração da ligação TH-C150 x 6-B150 x 6-0. 91
Figura 33 – Curva de calibração da ligação TN-C40 x 2-B40 x 2-0. 92
Figura 34 – Curva de calibração da ligação TN-C40 x 4-B40 x 4-0. 92
Figura 35 – Curva de calibração da ligação TN-C80 x 2-B80 x 2-0. 92
Figura 36 – Curva de calibração da ligação TH-C200 x 4-B200 x 4-0. 93
Figura 37 – Curva de calibração da ligação TD-C160 x 3-B160 x 3-0. 93
Figura 38 – Curva de calibração da ligação TD-C140 x 3-B140 x 3-0. 93
Figura 39 – Comparação entre as deformadas experimental [17] e numérica.....94
Figura 40 – Determinação da carga de falha da parede lateral do banzo: a) $\mathrm{wpico} < 3\%\mathrm{b0}$, b) $\mathrm{wpico} > 3\%\mathrm{b0}$ (adaptado) [12].....97
Figura 41 – Comparação da distribuição das tensões de von Mises na parede lateral do banzo sem carga axial (em MPa).....98
Figura 42 – Curvas carga *vs* deslocamento da ligação TN-C40 x 2-B40 x 2 ($2\gamma = 20$). 100

Figura 43 – Curvas carga *vs* deslocamento da ligação TN-C40 x 4-B40 x 4 ($2\gamma = 10$). 100
Figura 44 – Curvas carga *vs* deslocamento da ligação TN-C80 x 2,25-B80 x 2,25 ($2\gamma = 35{,}5$). 100
Figura 45 – Curvas carga *vs* deslocamento da ligação TN-C80 x 6,3-B80 x 6,3 ($2\gamma = 12{,}7$). 101
Figura 46 – Curvas carga *vs* deslocamento da ligação TN-C150 x 6-B150 x 6 ($2\gamma = 25$). 101
Figura 47 – Curvas carga *vs* deslocamento da ligação TN-C150 x 10,6-B150 x 10,6 ($2\gamma = 14{,}1$). 101
Figura 48 – Curvas carga *vs* deslocamento da ligação TN-C200 x 8-B200 x 8 ($2\gamma = 25$). 102
Figura 49 – Curvas carga *vs* deslocamento da ligação TN-C200 x 14-B200 x 14 ($2\gamma = 14{,}3$). 102
Figura 50 – Comparação entre $\mathrm{Rn}/\mathrm{Rn0}$ e o nível de carga aplicada ao banzo de ligações tubulares T em aço inoxidável entre seções 40 x 40 com o parâmetro 2γ variando de 10 a 26,7. 103
Figura 51 – Comparação entre $\mathrm{Rn}/\mathrm{Rn0}$ e o nível de carga aplicada ao banzo de ligações tubulares T em aço inoxidável entre seções 80 x 80 com o parâmetro 2γ variando de 12,70 a 30,19. 104
Figura 52 – Comparação entre $\mathrm{Rn}/\mathrm{Rn0}$ e o nível de carga aplicada ao banzo de ligações tubulares T em aço inoxidável entre seções 150 x 150 com o parâmetro 2γ variando de 14,15 a 25,00. 104
Figura 53 – Comparação entre $\mathrm{Rn}/\mathrm{Rn0}$ e o nível de carga aplicada ao banzo de ligações tubulares T em aço inoxidável entre seções 200 x 200 com o parâmetro 2γ variando de 14,29 a 25,00. 105
Figura 54 – Distribuição das tensões de *von Mises* da ligação TN-C40 x 2-B40 x 2 (em MPa). 106
Figura 55 – Esquema ilustrativo da construção da curva definida por f, ...107
Figura 56 – Curvas Dupla Massa das resistências numéricas e das resistências analíticas. 109

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Parâmetros geométricos e verificações para ligações T, Y e X entre perfis RHS ou SHS [23]. 49
Tabela 2 – Seleção da curva de flambagem para seção transversal tubular [56]. 52
Tabela 3 – Fator de imperfeição α [56]. 52
Tabela 4 – Resumo das notações e símbolos a serem usadas ao longo do desenvolvimento analítico. 62
Tabela 5 – Resumo do dimensionamento proposto para ligações T entre seções de perfil SHS em aço inoxidável e β=1. 78
Tabela 6 – Propriedades físicas dos tubos de aço inoxidável (adaptado) [12]. 82
Tabela 7 – Dimensões dos protótipos (adaptado) [12]. 82
Tabela 8 – Tabela comparativa dos resultados numéricos e experimentais em termos de cargas últimas e deslocamentos associados 94
Tabela 9 – Resultados numéricos em comparação com os resultados semi-analíticos. 96
Tabela 10 – Tensões de von Mises na região de falha de algumas ligações tubulares. 99
Tabela 11 – Análise estatística global das relações entre resistências (considerando falha de pico ou a 3%$b0$) - Ligações com banzo carregado 108
Tabela 12 – Análise estatística global das relações entre resistências (considerando falha de pico ou a 5%$b0$) - Ligações com banzo carregado 108
Tabela 13 – Resistência numérica das ligações e respectiva falha da parede lateral do banzo. 121
Tabela 14 – Resistência das ligações T entre perfis tubulares em aço inoxidável. ..126

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISC	American Institute of Steel Construction
AISI	American Iron and Steel Institute
ASI	Australian Standards Institute
AWS	American Welding Society
CAPES	Coordenação de Aperfeiçoamento Pessoal de Nível Superior
CAE	Computer Assisted Engineering
CECS	China Engineering Construction Standardization Association
CEN	Comité Européen de Normalisation
CHS	Circular Hollow Section
CIDECT	Committee for International Development and Education on Construction of Tubular structures
CILAMCE	Ibero-Latin American Congress on Computational Methods in Engineering
COPPE / UFRJ	Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-Graduação e Pesquisa de Engenharia – Universidade Federal do Rio de Janeiro
COV	Coefficient of Variation
CSM	Continuous Strength Method
DEA	Tensões normais simétricas aos eixos x e y
DEB	Tensões normais simétricas ao eixo x e antissimétricas ao eixo y
DOA	Tensões normais antissimétricas ao eixo x e simétricas ao eixo y
DOB	Tensões normais antissimétricas aos eixos x e y
Eurocode	European Committee for Standardization
EC3	Eurocode 3 – European Committee for Standardization – Design of Steel Structures.

EN	European Standard
FORM	First Order Reliability Method
GB	Guobiao Standards
IIW	International Institute of Welding
ISO	International Organization for Standardization
ISTS	Simpósio Internacional de Estruturas Tubulares
LEC	Laboratório de Engenharia Civil
NBR	Norma Técnica Brasileira
RHS	Rectangular Hollow Section
SCI	The Steel Construction Institute
SEA	Tensões cisalhantes simétricas aos eixos x e y
SEB	Tensões cisalhantes simétricas ao eixo x e antissimétricas ao eixo y
SHS	Square Hollow Section
SOA	Tensões cisalhantes antissimétricas ao eixo x e simétricas ao eixo y
SOB	Tensões cisalhantes antissimétricas aos eixos x e y
SSINA	Specialty Steel Industry of North America
TUV	Technischer Überwachungsverein (Technical Inspection Association)
UERJ	Universidade do Estado do Rio de Janeiro
UFMG	Universidade Federal de Minas Gerais
UFOP	Universidade Federal de Ouro Preto
UNICAMP	Universidade Estadual de Campinas

LISTA DE SÍMBOLOS

a	Largura da placa
A_0	Área da seção transversal do banzo
A	Coeficiente da série de Fourier que descreve o carregamento na placa
A_n	Coeficiente da série de Fourier que descreve o carregamento na placa ($n = 2q\pi/b$, $q = 1, 2, 3, ...$)
A_q	Coeficiente da série de Fourier que descreve B_q e β_p ($q = 1, 2, 3, ...$)
$A_{q'}$	Coeficiente da série de Fourier que descreve B_q e β_p ($q' = 1, 2, 3, ...$)
b	Comprimento da placa
b_0	Largura da seção transversal do banzo para perfil tubular retangular
B_0	Coeficiente da série de Fourier que descreve a primeira parcela do campo de expansão volumétrica
b_1	Largura da seção transversal do montante para perfil tubular retangular
B_n	Coeficiente da série de Fourier que descreve a primeira parcela do campo de expansão volumétrica ($n = 2q\pi/b$, $q = 1, 2, 3, ...$)
B_q	Coeficiente da série de Fourier que descreve a primeira parcela do campo de expansão volumétrica em termos ($q = 1, 2, 3, ...$)
b_w	É um parâmetro usado para calcular a resistência da ligação tubular segundo o CIDECT e a norma ISSO 14346
C_1	Parâmetro de cálculo de Q_f
D	Rigidez da placa
$e(x)$	Função seno hiperbólico de x
E	Módulo de elasticidade ou módulo de Young
$E(x)$	Função cosseno hiperbólico de x
E_y	Módulo de elasticidade secante
f	Fator que leva em consideração o carregamento no banzo
F	Função auxiliar em termos do campo de expansão volumétrica
F_1	Função auxiliar em termos da primeira parcela do campo de expansão volumétrica
F_2	Função auxiliar em termos da segunda parcela do campo de expansão volumétrica

f_b	Tensão que leva em consideração a redução de resistência devido à flambagem segundo o Eurocode 3, parte 1-8 e a NBR 16239
F_i^*	Resistência de cálculo segundo o CIDECT e a norma ISO 14346
f_u	Tensão última do aço
f_y	Tensão de escoamento do aço
f_{y0}	Tensão de escoamento do aço do perfil do banzo
G_m	Parâmetro da série de Fourier que descreve a função auxiliar em termos da segunda parcela do campo de expansão volumétrica (m = 2pπ/a, p = 1, 2, 3, ...)
h_0	Altura da seção transversal do banzo para perfil tubular retangular
h_1	Altura da seção transversal do montante para perfil tubular retangular
H_n	Parâmetro da série de Fourier que descreve a função auxiliar em termos da primeira parcela do campo de expansão volumétrica (n = 2qπ/b, q = 1, 2, 3, ...)
K	Parâmetro da equação que estima a tensão de instabilidade de placas
k_n	Parâmetro que introduz o efeito de tensões axiais no banzo, utilizado pelas normas Eurocode 3, parte 1-8, e NBR 16239
L_0	Comprimento do perfil do banzo
L_1	Comprimento do perfil do montante
$M_{0,Sd}$	Momento solicitante de cálculo do banzo
$M_{pl,0}$	Momento plástico do banzo
n	Parâmetro de cálculo relativo ao nível de tensão axial no banzo
N_0	Carga atuante no banzo
N_1	Campo de tensões normais na direção x
N_2	Campo de tensões normais na direção y
$N_{1,Rd}$	Resistência de cálculo da ligação tubular segundo a NBR 16239 e o Eurocode 3, parte 1-8
$N_{pl,0}$	Carga de plastificação do banzo
N_x	Tensão de flambagem da placa em regime linear calculada por meio do processo analítico
m, n	Parâmetros de Ramberg-Osgood
$N_{0,Sd}$	Esforço axial solicitante de cálculo do banzo

Q_f	Parâmetro que introduz o efeito de tensões axiais no banzo, utilizado pelas normas ISO 14346 e CIDECT
r_0	Raio externo das curvas da seção transversal do banzo para perfil tubular retangular
R_0	Resistência de cálculo da ligação tubular sem a consideração da carga axial no banzo segundo o método desenvolvido neste trabalho
r_1	Raio externo das curvas da seção transversal do montante para perfil tubular retangular
R	Resistência de cálculo da ligação tubular segundo o método desenvolvido neste trabalho
$R_{CIDECT/ISO}$	Resistência de cálculo da ligação tubular segundo o CIDECT e a norma ISO 14346
R_{EC3}	Resistência de cálculo da ligação tubular segundo o Eurocode 3, parte 1-8
R_{FY}	Resistência de cálculo da ligação tubular segundo a formulação de Feng e Young
$R_{p0,05}$	Tensão correspondente à 0,05% de deslocamento plástico
R_n	Carga de pico numérica da ligação tubular
R_{n0}	Carga de pico numérica da ligação tubular sem a consideração da carga axial no banzo
R_{NBR}	Resistência de cálculo da ligação tubular segundo a NBR 16239
R_{n3}	Resistência numérica da ligação levando-se em consideração o critério de falha pela carga de pico ou deslocamento de $3\%b_0$
R_{n5}	Resistência numérica da ligação levando-se em consideração o critério de falha pela carga de pico ou deslocamento de $5\%b_0$
t	Espessura
t_0	Espessura da parede do banzo para perfil tubular retangular
t_1	Espessura da parede do montante
T_3	Campo de tensões cisalhantes no plano xy
t_p	Espessura da chapa de reforço da parede lateral do banzo
u	Campo de deslocamento na direção x
U	Energia de deformação da placa
v	Campo de deslocamento na direção y

V	Energia devido as forças externas
V_1	Primeira parcela da energia devido as forças externas
V_2	Segunda parcela da energia devido as forças externas
V_3	Terceira parcela da energia devido as forças externas
ϑ	Campo de expansão volumétrica
ϑ_1	Primeira parcela do campo de expansão volumétrica
ϑ_2	Segunda parcela do campo de expansão volumétrica
w	Campo de deslocamento na direção z
w	Largura da solda
W_{el}	Módulo de resistência elástica
W_{mn}	Parâmetro da série de Fourier dupla que descreve o campo de deslocamento na direção z ($m = 2p\pi/a$, $n = 2q\pi/b$, $p \wedge q = 1, 2, 3, ...$)
W_{pl}	Módulo de resistência plástica
α	Fator de imperfeição
$\bar{\alpha}$	Parâmetro de ajuste da curva tensão vs deformação em regime elástico
α_1	Parâmetro auxiliar em termos do parâmetro de Lamé e do módulo de elasticidade transversal
α_B	Parâmetro de ajuste da resistência da ligação tubular desenvolvido por Feng e Young
β	Parâmetro geométrico, que corresponde a razão entre a largura da seção transversal da diagonal ou montante e a largura da seção transversal do banzo para ligações entre perfis tubulares retangulares
$\bar{\beta}$	Parâmetro de ajuste da curva tensão vs deformação em regime plástico
β_0	Coeficiente da série de Fourier que descreve a segunda parcela do campo de expansão volumétrica
β_m	Coeficiente da série de Fourier que descreve a segunda parcela do campo de expansão volumétrica ($m = 2p\pi/a$, $p = 1, 2, 3, ...$)
β_p	Coeficiente da série de Fourier que descreve a segunda parcela do campo de expansão volumétrica ($p = 1, 2, 3, ...$)
2γ	Parâmetro geométrico, que corresponde a razão entre a largura da seção transversal do banzo e sua espessura para ligações entre perfis tubulares retangulares

γ_{a1}	Coeficiente de ponderação da resistência, utilizado pela norma NBR 16239, igual a 1,10
γ_{M5}	Coeficiente de ponderação da resistência, utilizado pela norma Eurocode 3, parte 1-8, igual a 1,00
γ_{xy}	Distorção no plano xy
ε	Deformação de engenharia
ε_l	Parâmetro auxiliar em termos do parâmetro de Lamé e do módulo de elasticidade transversal
ε_b	Deformação correspondente à tensão de flambagem da placa
ε_{el}	Deformação em regime elástico
ε_{ln}^{pl}	Deformação plástica verdadeira
ε_{pl}	Deformação em regime plástico
ε_u	Deformação na tensão última
ε_x	Deformação na direção x
ε_y	Deformação na direção y
ε_u	Deformação na tensão última
θ_1	Ângulo entre o montante e o banzo
θ_i	Ângulo entre diagonais ou montantes e banzo (i = 1, 2, 3, ...)
λ	Parâmetro de Lamé
$\bar{\lambda}$	Índice de esbeltez normalizado
λ_0	Índice de esbeltez reduzido
Λ_i	Funções auxiliares usadas para descrever os parâmetros B_q e β_p (i = 0, 1, 2, ...)
λ_{ov}	Superposição entre as diagonais
μ	Módulo de elasticidade transversal
Π	Energia potencial total da placa
ρ	Coeficiente angular da função linear de ajuste do fator que leva em consideração o carregamento no banzo
σ	Tensão de engenharia
$\sigma(x)$	Função auxiliar em termos de x
σ_b	Tensão de flambagem da placa em regime linear
σ_{b1}	Tensão de flambagem da placa em regime não linear

$\sigma_e(\varepsilon)$	Tensão elástica em função da deformação
σ_K	Tensão que leva em consideração a redução de resistência devido à flambagem segundo o CIDECT e a norma ISO 14346
$\sigma_p(\varepsilon)$	Tensão plástica em função da deformação
σ_{TRUE}	Tensão verdadeira
σ_x	Tensão normal na direção x
σ_y	Tensão normal na direção y
τ	Razão entre as espessuras do montante e do banzo
$\tau(x)$	Função auxiliar em termos de x
τ_{xy}	Tensão cisalhante no plano xy
υ	Coeficiente de Poisson
ϕ	Razão da largura da placa pelo comprimento da mesma
χ	Fator de redução associado à resistência à compressão
$\chi(x)$	Função auxiliar em termos de x
$\Psi(x)$	Função auxiliar em termos de x

SUMÁRIO

INTRODUÇÃO **22**
1 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA **35**
1.1 Introdução **35**
1.2 Ligações com β=1 em aço carbono **35**
1.3 Considerações sobre o aço inoxidável **37**
1.4 Ligações em aço inoxidável e de alta resistência **39**
1.5 Esforços axiais no banzo **42**
1.6 Considerações de cálculo **45**
2 METODOLOGIAS DE CÁLCULO PARA LIGAÇÕES TUBULARES EM AÇO CARBONO **47**
2.1 Modos de falha **47**
2.2 Parâmetros geométricos **49**
2.3 Recomendações do Eurocode 3, parte 1-8 [4] **50**
2.4 Recomendações da ABNT NBR 16239 [6] **53**
2.5 Recomendações do CIDECT [14] e ISO 14346 [16] **55**
2.6 Formulação proposta por Feng e Young [16][17] **57**
3 DESENVOLVIMENTO SEMI-ANALÍTICO **59**
3.1 Introdução **59**
3.2 Determinação dos campos de tensão exatos **61**
3.2.1 Considerações de cálculo 61
3.2.2 Solução de Mathieu 62
3.2.3 Cálculo do campo de tensões para o caso DEA 64
3.3 Formulação do problema de estabilidade **70**
3.3.1 Função de deslocamento adotada 71
3.3.2 Energia de deformação da placa 72
3.3.3 Ação das forças externas 73
3.3.4 Redução ao problema dos autovalores 74
3.4 Não linearidade do material **75**
4 ANÁLISE NUMÉRICA **79**
4.1 Considerações iniciais **79**
4.2 Programa experimental **80**

4.3 Definição do modelo 83
4.3.1 Tipo de elemento e tamanho de malha 83
4.3.2 Modelagem do material 84
4.3.3 Modelagem da solda 87
4.3.4 Carregamento e condições de contorno 88
4.4 Calibração dos modelos 90
5 ESTUDO PARAMÉTRICO 95
5.1 Parâmetros avaliados 95
5.2 Falha da parede lateral do banzo 97
5.3 Carregamento no banzo 99
5.4 Cálculo da resistência da ligação com carregamento no banzo 106
5.5 Resultados 108
6 CONSIDERAÇÔES FINAIS 110
6.1 Conclusões 110
6.2 Sugestões para trabalhos futuros 112
REFERÊNCIAS 113
APÊNDICE A 121
APÊNDICE B 126
APÊNDICE C 131

INTRODUÇÃO

Generalidades

Desde o início de sua utilização, o aço é considerado um material que representa modernidade, tanto por sua aparência quanto pela tecnologia envolvida. No entanto, a utilização de estruturas metálicas na engenharia civil vai muito além de aspectos estéticos. Mesmo que sendo uma solução mais cara, os custos são compensados com um bom retorno financeiro, tendo em vista que com o aço pode-se vencer vãos maiores, além de ser compatível com qualquer material de fechamento. A execução de obras desse tipo gera menos desperdícios oriundos de improvisações comuns a outros tipos de obra.

Existe uma gama muito variada de seções transversais de aço utilizadas para fins estruturais, tais perfis são utilizados como soluções para situações diversas, cada uma a pedir uma solução específica. Os perfis tubulares podem ser usados na maioria dos problemas. Perfis quadrados (SHS), retangulares (RHS) e circulares (CHS) são comumente utilizados no meio aeronáutico, mecânico, offshore, civil, de transporte, entre outros.

As vantagens das seções tubulares são expressivas quando analisadas suas propriedades mecânicas, características geométricas, resistência a compressão, a torção, entre outros. Diversos exemplos vistos na natureza evidenciam as boas qualidades das estruturas tubulares, como ilustra a Figura 1. Além disso, as seções tubulares mostram-se as mais eficientes para estruturas sujeitas a carregamentos de vento e de ondas [1].

A elevada distribuição de massa afastada do centro de gravidade da seção confere valores elevados para os raios de giração em relação aos eixos x e y, sendo estes comumente maiores que o menor raio de giração de seções abertas. Tal característica torna tal seção ideal para suportar esforços de compressão, sendo muito empregadas em colunas, treliças e elementos de contraventamento. Tal característica favorece a menor utilização de contraventamentos e colunas, o que permite maiores vãos livres [2].

A Figura 2 compara graficamente a resistência à compressão em função da massa de seções tubulares e seções abertas, considerando um comprimento efetivo de três metros. Observa-se que para um mesmo nível de compressão, as seções tubulares são mais leves que as seções abertas, o que a torna mais eficiente para resistir a estes esforços, resultando em um menor consumo de material.

(a) Juncos ao vento (b) Bambu

Figura 1 – Exemplos de estruturas tubulares na natureza [2].

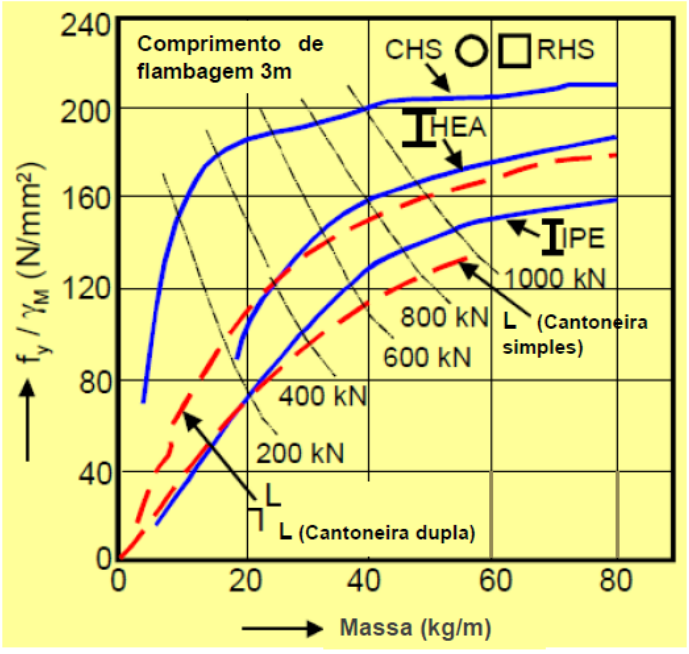


Figura 2 – Curvas tensão x massa de seções tubulares e abertas [2].

Além das diversas vantagens estruturais, os perfis tubulares também se mostram vantajosos por apresentarem menor área superficial exposta, o que representa uma economia com pintura contra corrosão e proteção contra incêndios.

Os perfis tubulares também podem ser usados como pilares mistos, ou seja, preenchidos com concreto. Dessa forma, a interação concreto-aço é capaz de proporcionar um aumento da resistência a flambagem e contra o fogo [2]. Além de preenchidas apenas com concreto, estas colunas também podem ser reforçadas com armaduras de flexão.

A Figura 3 ilustra a diferença entre a pintura de seções tubulares e de seções abertas, sendo detalhada a aplicação de pinturas anticorrosivas nos vértices da seção. É possível observar que os cantos mais arredondados das seções tubulares recebem de forma muito mais homogênea e eficiente a pintura [1].

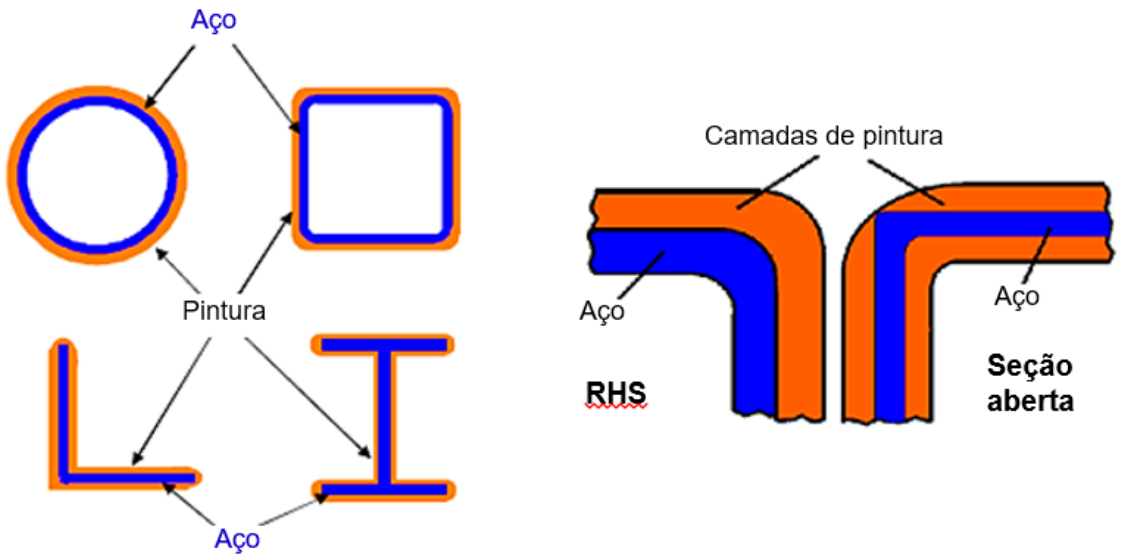


Figura 3 – Área superficial e um detalhe dos cantos para pintura - perfis com seções tubulares e com seções abertas (adaptado) [1].

Como ilustra a Figura 4, as seções tubulares apresentam outro aspecto favorável, que é seu menor coeficiente de arrasto [2], o que favorece sua utilização em estruturas que estão sujeitas a cargas de vento expressivas, como em torres eólicas e em estruturas offshore.

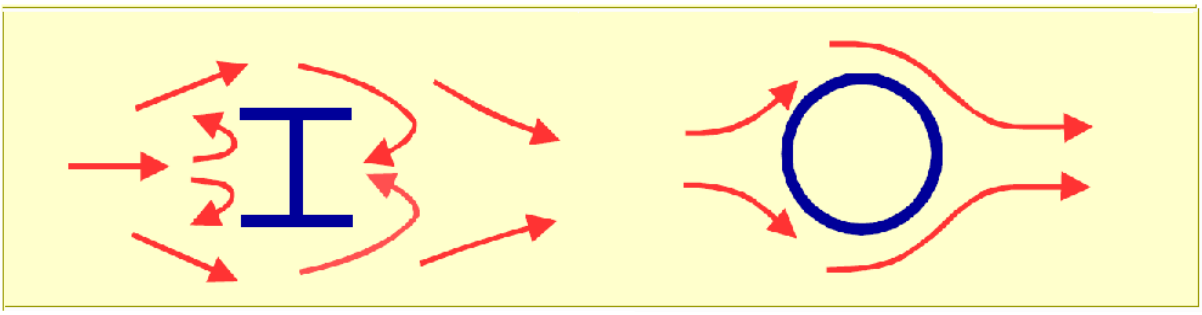


Figura 4 – Fluxo de vento em perfis com seção I e com seção CHS [1].

Por muito tempo a humanidade tem se aproveitado dos benefícios das seções tubulares, sendo estas de diversos materiais. Inicialmente de cobre e bronze, logo em seguida, de ferro fundido e por fim de aço. Inicialmente, tais seções foram utilizadas para o transporte de fluidos, tempos depois passou a ser adotada como solução para problemas estruturais. Nos dias atuais, a geometria das seções tem atraído bastante a atenção dos arquitetos, que em meio a ideias futuristas deixam as estruturas metálicas aparentes, como componentes da paisagem [1].

Os estudos relativos ao dimensionamento de estruturas metálicas envolvendo perfis tubulares teve início relativamente há pouco tempo, tendo em mente que a produção desses perfis se iniciou apenas nos anos 60, na Inglaterra. A utilização de perfis tubulares é amplamente difundida em países com alto grau de desenvolvimento tecnológico como o Canadá, Inglaterra, Holanda, Alemanha, entre outros. Até certo tempo atrás, a utilização desses perfis na construção ainda era bastante limitada, quadro que vem se modificando com a maior oferta de perfis tubulares estruturais [3].

Os perfis tubulares são usados na construção de vários tipos de estruturas como aeroportos, pontes, passarelas, shoppings e estruturas offshore. A Figura 5 apresenta alguns exemplos de tais estruturas.

Tendo em mente todas as vantagens que os perfis tubulares apresentam, as normas para o dimensionamento de estruturas tubulares passaram a ser desenvolvidas ao redor do mundo, surgindo então recomendações de projeto por parte do CIDECT, do ECCS, da ABNT, entre outros. Tais recomendações visam garantir a eficiência das estruturas, sendo importantes ferramentas nas mãos de engenheiros estruturais.

(a) Barreira sonora, Holanda

(b) Aeroporto internacional de Bangkok, Tailândia

(c) Ponte Ripshorster, Alemanha

(d) Villafranca de los Barros, Espanha

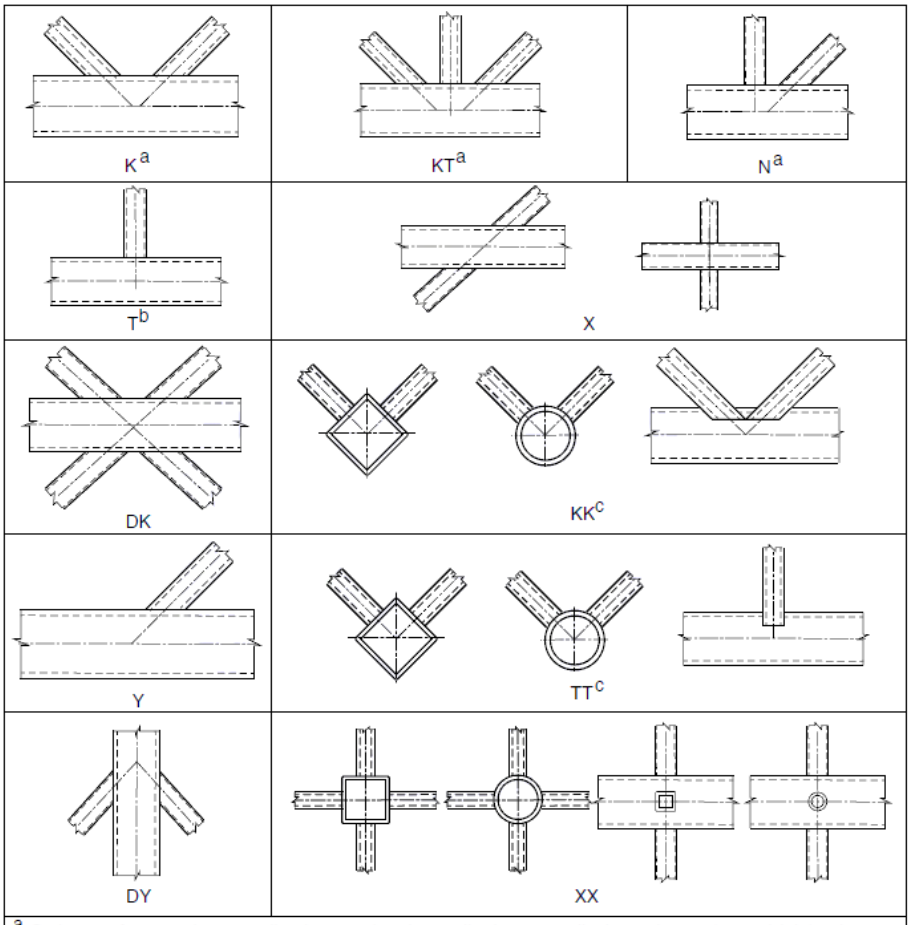
Figura 5 – Exemplos de estruturas em seções tubulares [3].

O *Comité International pour le Développement et l´Etude de la Construction Tubulaire* (CIDECT), fundado em 1962, foi responsável por iniciar as pesquisas acerca de perfis tubulares, promovendo sua ampla utilização. Foram desenvolvidos mais de duzentos projetos e publicados uma série de guias. Seus resultados são bastante aceitos e serviram de base para o desenvolvimento das normas AISC e Eurocode [4].

No Brasil, são notórios os trabalhos realizados em parceria com a *Vallourec Research Center* Brasil, na Universidade Federal do Rio de Janeiro (COPPE / UFRJ), na Universidade Federal de Ouro Preto (UFOP), na Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG) e na Universidade Estadual de Campinas (UNICAMP). É importante também ressaltar os diversos trabalhos desenvolvidos no programa de pós-graduação da Universidade do Estado do Rio de Janeiro (UERJ). Além disso, entrou em vigor em

2013, a norma brasileira ABNT NBR 16239 [6], elaborada e desenvolvida em conjunto com os fabricantes de perfis tubulares, acadêmicos e engenheiros estruturais.

Quando se fala sobre treliças planas ou espaciais dá-se importância à resistência à tração e à compressão das barras de forma tal que não seja comprometida a integridade mecânica da estrutura como um todo. Tal objetivo foi alcançado por muitos anos por meio de ligações entre estruturas de perfil tubular metálico, soldadas entre si, utilizadas na montagem de aeronaves e torres leves [3]. Tais ligações devem ser avaliadas com o devido cuidado, pois geralmente a resistência destas é menor que a dos demais elementos estruturais, ou seja, controla o dimensionamento. A Figura 6 a nomenclatura dos diferentes tipos de ligações tubulares segundo a ABNT NBR 16239 [6].



[a] Se houver forças externas aplicadas no nó, cuja resultante perpendicular ao banzo (em módulo) seja superior a 20 % da maior projeção perpendicular ao banzo (em módulo) das forças das diagonais ou montantes, a ligação deve ser classificada com DK.

[b] Se houver forças externas aplicadas no nó, cuja resultante perpendicular ao banzo (em módulo) seja superior a 20 % da maior projeção perpendicular ao banzo (em módulo) das forças das diagonais ou montantes, a ligação deve ser classificada com X.

[c] Se houver forças externas aplicadas no nó, sua resultante perpendicular ao banzo (em módulo) não pode ser superior a 20 % da maior projeção perpendicular ao banzo (em módulo) das forças das diagonais ou montantes.

Figura 6 – Tipos de ligação entre perfis tubulares [6]

O comportamento rotacional de ligações viga-coluna, viga-viga ou placa de base é previsto na Eurocode 3 [4] por um método geral conhecido como Método das Componentes. No entanto, quando se trata de perfis tubulares, as ligações são consideradas rotuladas, sendo assim, o que se torna relevante para a verificação da segurança são a capacidade de deformação e resistência dos elementos individuais submetidos a esforços axiais. Normalmente as normas de projeto de ligações de perfis tubulares se baseiam em uma análise plástica ou em critérios de deformação limite. A análise plástica é baseada no método dos mecanismos, através do qual cada mecanismo de colapso cinematicamente admissível está associado a um multiplicador das cargas da estrutura igual ou maior do que o seu multiplicador de colapso. Desta forma, a solução encontrada depende diretamente do mecanismo adotado, sendo tão mais exata quanto mais adequado for aquele mecanismo [3].

Aços inoxidáveis

Em 1912 surgia o aço inoxidável, a partir de estudos realizados na Inglaterra e Alemanha. O termo aço inoxidável na realidade refere-se a todo um grupo de ligas a base de ferro e carbono com um mínimo de 10,5% de cromo. O cromo é um dos elementos mais característicos do aço inoxidável pois é este que confere a alta resistência à corrosão das ligas. Estudos demonstraram que há uma redução significativa da velocidade de oxidação conforme é aumentada a concentração de cromo na liga [7].

Além do cromo, outro importante elemento presente nas ligas de aços inoxidáveis é o níquel, que confere uma melhoria das propriedades mecânicas do material. Segundo o Instituto Americano de Ferro e Aço (American Iron and Steel Institute – AISI [8]) existem mais de 50 ligas de aços inoxidáveis originalmente reconhecidas, sendo nomeadas pela AISI por números de três dígitos (200, 300 e 400). A série 200 apresenta em sua liga os elementos cromo, níquel e manganês; a série 300 apresenta apenas os elementos cromo e níquel e a série 400 somente o elemento cromo [9]. Os aços das séries 200 e 300 são chamados de austeníticos, sendo estes não magnéticos e apresentando estrutura atômica cúbica de face centrada. Já os aços da série 400 são magnéticos e se dividem em ferrítico, com teor

de cromo mais alto e de carbono mais baixo, e martensítico, com teor de cromo mais baixo e de carbono mais alto.

Os aços inoxidáveis ferríticos possuem teor de cromo entre 10,5% e 18% com muito pouco ou nenhum níquel em sua composição. Tais aços apresentam estrutura atômica cúbica de corpo centrado, como a do aço carbono, o que lhes confere propriedades de conformação e usinagem semelhantes. Ao ser comparado ao aço inoxidável austenítico, apresenta menor ductilidade e soldabilidade, mas por outro lado, apresenta menor custo para um mesmo nível de resistência à corrosão [11]. Além disso, titânio e nióbio podem ser adicionados a sua liga para melhorarem sua soldabilidade.

Os aços inoxidáveis austeníticos costumam possuir um teor de cromo entre 17 e 18% e um teor de níquel entre 8 e 11%. A adição do níquel permite a transformação da estrutura ferrítica em austenítica, modificando as propriedades mecânicas do aço em questão. Tal aço possui estrutura cúbica de face centrada, o que em relação aos demais aços carbono, representa uma maior ductilidade e maior soldabilidade. São muito utilizados na construção civil, sendo o 304 um dos mais conhecidos.

Os aços inoxidáveis duplex apresentam um teor de cromo entre 20 e 25% e teor de níquel entre 5 e 9%. Estes são basicamente uma combinação entre os aços ferrítico e austenítico, apresentando características comuns as duas ligas, como elevada resistência à corrosão, alta tenacidade e boa resistência mecânica. Não chegam a ser tão dúcteis quanto os aços austeníticos, mas apresentam resistência até duas vezes maior que estes.

Os aços inoxidáveis são altamente versáteis e possuem propriedades que os tornam excelentes materiais a serem explorados pela construção civil. Podem ser usados para constituir vigas, colunas, patamares, armaduras de concreto armado, entre outras. Apesar de seu alto custo em relação ao aço carbono, o aço inoxidável garante proteção contra a corrosão, o que a longo prazo pode se traduzir em uma economia, já que torna desnecessárias, possíveis restaurações futuras. Possuindo uma ampla variedade de ligas, o aço inoxidável é um material polivalente representando excelente solução para a engenharia estrutural.

Como pode ser visto na Figura 7, os aços inoxidáveis, em geral, possuem maior resistência que o aço carbono, possuem comportamento não linear tanto no regime elástico quanto no regime plástico e não apresentam um patamar de escoamento bem

definido. Em termos de projeto, o que se adota no lugar da tensão de escoamento é a tensão correspondente a 0,2% de deformação plástica.

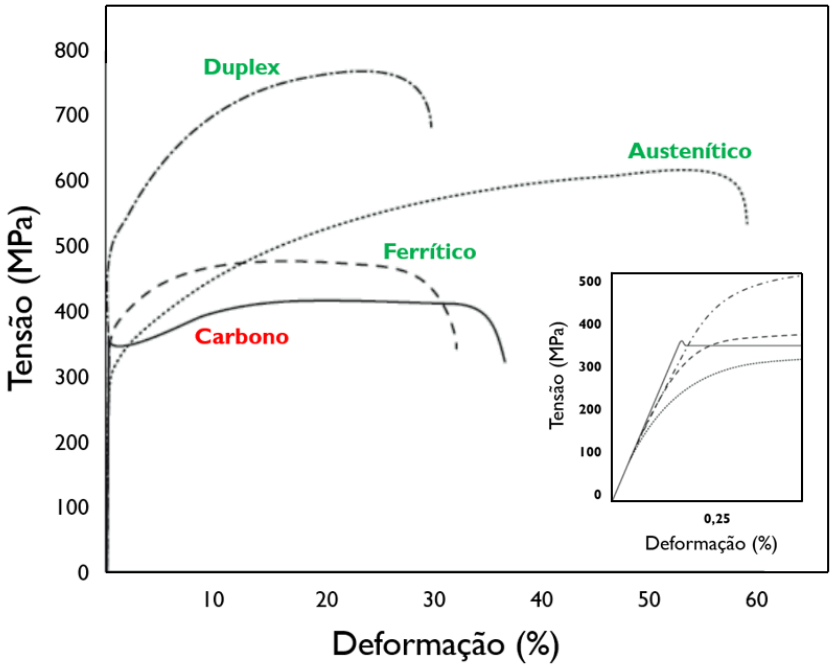


Figura 7 – Gráficos tensão *vs* deformação de diferentes ligas de aço inoxidável em comparação com o aço carbono (adaptado) [10].

Motivação

Conforme mencionado anteriormente, a utilização de perfis tubulares na engenharia civil tem sido amplamente difundida ao redor do mundo. Tais perfis trazem diversas vantagens estruturais e por este motivo fez-se necessário o desenvolvimento de normas que guiassem os profissionais da área. Atualmente, existem diversos trabalhos e recomendações no meio técnico-científico acerca de ligações entre perfis tubulares de aço carbono, mas muito pouco sobre o aço inoxidável. O aço inoxidável é um material versátil, que em geral, apresenta boa ductilidade, alta resistência mecânica e contra a oxidação. As normas internacionais que abordam o dimensionamento de estruturas em aço inoxidável baseiam-se em princípios do comportamento do aço carbono devido à falta de dados experimentais, o que as torna

muitas vezes inapropriadas. Recentemente, muitas estruturas têm sido executadas ao redor do mundo aproveitando-se as características das seções tubulares, mas constituídas de aços inoxidáveis, como por exemplo, uma passarela executada com perfis circulares e a edifícação da Bolsa de Valores, ambas em Hong Kong, apresentadas na Figura 8. Desta forma, a falta de informações sobre o comportamento de ligações tubulares em estruturas constituídas de aço inoxidável é o elemento motivador deste trabalho. Nunca antes a resistência de ligações tubulares em aços inoxidáveis com carregamento axial no banzo foi avaliada. Acredita-se que um estudo mais detalhado destas estruturas possa contribuir para a formulação de normas mais precisas, evitando assim, possíveis problemas e enriquecendo o acervo técnico-científico.

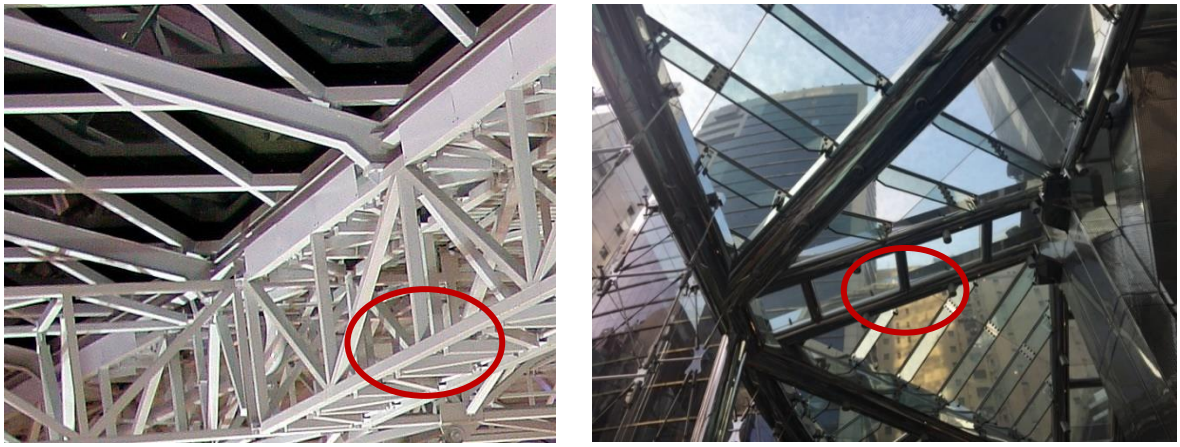
a) passarela

b) edifício da Bolsa de Valores

Figura 8 – Exemplo de estruturas tubulares em aços inoxidáveis – Hong Kong (acervo pessoal do autor).

Objetivos

Este trabalho tem por objetivo contribuir com os estudos acerca de ligações tubulares em aço inoxidável. A partir dos ensaios realizados por Feng e Young [12] com ligações T entre perfis RHS e SHS, pretende-se extrapolar modelos numéricos de ligações cuja razão entre a largura do montante e a largura do banzo (β) seja igual a 1, conforme apresentado na Figura 9, que possuam o banzo carregado axialmente. Posteriormente, pretende-se desenvolver uma formulação matemática baseada em procedimentos semi-analíticos que estime a resistência dessas ligações de forma adequada e relativamente simples. Pretende-se também, avaliar o limite de deslocamento da parede lateral do banzo, que atualmente, para perfis em aço carbono, é de $3\%b_0$. Tal formulação será então comparada às prescrições das normas vigentes, aos resultados experimentais de Feng e Young [12] e numéricos desenvolvidos nesta dissertação, para que seja confirmada sua eficácia.



a) b)

Figura 9 – Exemplo de ligações com β=1: a) cobertura do aeroporto internacional do Recife/Guararapes – Recife, PE [13] e b) edifício da Bolsa de Valores em Hong Kong (acervo pessoal do autor).

Estrutura da dissertação

Esta dissertação inicia-se com uma introdução que expõe as vantagens estéticas, econômicas e estruturais do uso de perfis tubulares em estruturas metálicas. Em seguida apresentam-se os aços inoxidáveis, seus tipos, composição química, principais características e aplicações na construção civil. A introdução também contém a motivação para o desenvolvimento deste trabalho, além de uma breve descrição de seu conteúdo.

Para um melhor entendimento do conteúdo da dissertação, o primeiro capítulo apresenta uma revisão bibliográfica que contempla trabalhos sobre ligações em aço carbono, ligações em aços inoxidáveis e de alta resistência, ligações sob o efeito de cargas axiais no banzo e estudos analíticos acerca do fenômeno de instabilidade em placas.

O segundo capítulo apresenta os possíveis modos de falha de ligações T, X e Y entre perfis SHS e RHS, os critérios de projeto a serem verificados e as prescrições do Eurocode 3, parte 1-8 [4], da NBR 16239 [6], do guia 3 da 2ª edição do CIDECT [14]-[15] e da ISO 14346 [16] para a avaliação da resistência de ligações tubulares soldadas com $\beta=1$ (as larguras do montante e do banzo são iguais).

No capítulo três é exposto todo o desenvolvimento semi-analítico baseado na teoria de Mathieu [52] para o cálculo da resistência à flambagem da placa que constitui a parede lateral do banzo em regime linear, em seguida é proposta uma formulação para considerar a não linearidade física do sistema. Por fim, com estas formulações é desenvolvida uma maneira simples de se calcular a resistência de ligações T em aço inoxidável.

O capítulo quatro inicia-se com uma breve apresentação dos estudos experimentais de Feng e Young [12] que serviram para calibrar os modelos numéricos desenvolvidos neste trabalho. Em seguida é exposto como foram criados tais modelos numéricos, tanto sem carga axial quanto com carga axial de tração ou compressão no banzo. Apresentam-se as condições de contorno, considerações acerca das não linearidades, tipo de elementos finitos usados e tamanho da malha considerado.

No capítulo cinco são apresentados os resultados da análise paramétrica realizada. Estes resultados foram comparados aos resultados obtidos por meio das formulações analíticas prescritas pelo Eurocode 3, parte 1-8 [4], pela NBR 16239 [6],

pelo guia 3 da 2ª edição do CIDECT [14] e pela ISO 14346 [16], além da formulação proposta por Feng e Young [17]. Os mesmos resultados paramétricos também serviram de base para o desenvolvimento de um método para estimar o efeito das tensões normais no banzo.

Por fim, o capítulo seis apresenta as conclusões obtidas com o desenvolvimento desta dissertação, além de sugestões para trabalhos futuros.

1 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

1.1 Introdução

O primeiro capítulo do trabalho em questão tem por objetivo apresentar uma revisão bibliográfica que contempla trabalhos relevantes para o meio acadêmico, a fim de elucidar os conteúdos necessários para o entendimento do comportamento das ligações tubulares aqui estudadas, das peculiaridades do aço inoxidável e da abordagem matemática adotada.

1.2 Ligações com β=1 em aço carbono

A seguir serão apresentados os principais trabalhos sobre ligações tubulares soldadas com o banzo e o montante de mesma largura (β=1).

Em 2016, Cheng e Becque [18] propuseram um método para o dimensionamento de ligações X compostas por perfis RHS com β igual a 1, cuja falha ocorre predominantemente na parede lateral do banzo. O método proposto leva em consideração uma possível pré-carga do banzo com esforços de compressão. Por conta da ausência de resultados experimentais relacionados ao tema, os autores desenvolveram um extenso estudo numérico no programa *ABAQUS* [61] para diferentes níveis de tensões de compressão aplicados no banzo, incluindo a não linearidade do material e a não linearidade geométrica. No estudo, verificou-se que a carga de pico na curva carga *vs* deslocamento diminuía à medida que aumentavam as tensões de compressão. No entanto, de modo geral, os esforços de tração aplicados no banzo não tiveram um efeito significativo na redução da carga crítica. Após uma análise de confiabilidade, baseada nas especificações do Eurocode e AISC, foi recomendando o uso do fator de segurança parcial γ_M = 1,6 no Eurocode e o fator de resistência ϕ = 0,55 no AISC.

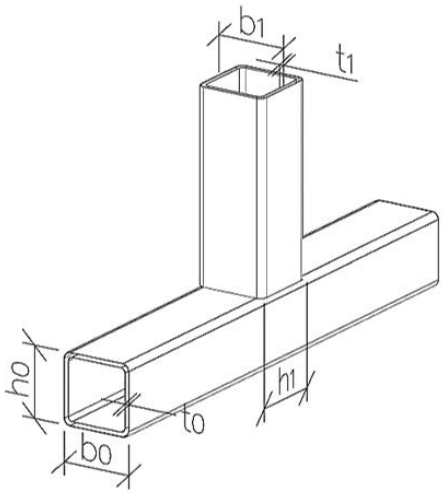
Gomes [19] investigou o comportamento de ligações soldadas T entre perfis quadrados (SHS) e retangulares (RHS) com β igual a 1. Foi conduzida uma análise experimental e numérica envolvendo seis protótipos de ligação T, com e sem reforço na parede lateral do banzo, com o intuito de avaliar as formulações analíticas para o cálculo da carga última de ligações soldadas entre perfis tubulares sujeitas a compressão no montante prescritas pelo Eurocode 3, parte 1-8 [4], pela ABNT NBR 16239 [6] e pela literatura. Com base nos resultados experimentais, foram desenvolvidos e calibrados dois modelos numéricos, que deram origem a uma análise paramétrica. Ao final do estudo concluiu-se que o aumento do comprimento da chapa de reforço não se traduz em um aumento considerável na resistência da ligação, o uso de uma chapa de reforço com a mesma espessura do banzo produziu um aumento médio de 38,2% na resistência última das ligações ensaiadas, o limite referente a espessura mínima do reforço proposto pelo Eurocode 3, parte 1-8 [4], que estabelece que $t_p \geq 2t_1$, é bastante conservadora e para as ligações sem reforço na parede lateral no banzo, as formulações que melhor se adequam são as da ABNT NBR 16239 [6], já para as ligações reforçadas, o Eurocode 3, parte 1-8 [4] se mostrou mais adequado.

Lima et al. [20] visando tanto a segurança quanto a economia do projeto de ligações tubulares, realizaram análises experimentais e numéricas para entender melhor o comportamento de ligações com o banzo reforçado. Foram avaliadas ligações T com placas a reforçarem as paredes laterais do banzo, sendo a espessura dessas placas variada, assim como as condições de contorno. As resistências das ligações reforçadas foram comparadas com suas equivalentes para ligações não reforçadas e com as obtidas pelas prescrições do Eurocode 3 [4] e da ABNT NBR 16239 [6]. Verificando-se que as normas forneciam valores inadequados, o trabalho propõe uma nova formulação baseada nas respectivas normas.

Gomes et al. [21] [22] estudaram os efeitos da placa de reforço na parede lateral do banzo de ligações tubulares T em aço carbono. Este tipo de reforço deve ser usado em ligações que possuem a mesma espessura tanto para o montante quanto para o banzo e é muito eficiente para quando a falha ocorre na parede lateral do banzo. Foram ensaiados protótipos reforçados e seus análogos sem reforço. Variou-se a largura e a espessura das placas de reforço. Com base nos resultados experimentais foram calibrados modelos numéricos cujos resultados foram comparados com os obtidos pelo Eurocode 3 [4] e pela ABNT NBR 16239 [6]. Verificou-se, então, que para

as ligações sem reforço, os resultados fornecidos pelas normas eram muito conservadores, mas para as ligações reforçadas as previsões superestimavam a resistência real. Assim foram desenvolvidas equações alternativas para o cálculo da resistência de ligações tubulares T com o banzo reforçado.

A Figura 10 ilustra uma ligação soldada tipo T entre perfis tubulares quadrados (SHS) com o parâmetro β=1.



$$\beta = \frac{b_1}{b_0} = 1$$

Figura 10 – Ligação T entre perfis quadrados (SHS) com β=1 (adaptado) [23].

1.3 Considerações sobre o aço inoxidável

Em 2013, Afshan e Gardner [24], percebendo que o dimensionamento de estruturas em aço inoxidável baseado no comportamento elástico, perfeitamente plástico do material, que era utilizado para o aço carbono, era muito conservador, decidiram elaborar um novo método de cálculo mais eficiente. Surgiu então o Método da Resistência Contínua (CSM). O método busca substituir o conceito de classificação da seção transversal pela capacidade de deformação e a suposição de que o material é elástico, perfeitamente plástico por um modelo que permite que o material se deforme até o encruamento. O artigo em questão apresenta o desenvolvimento do método cujos resultados foram comparados com os resultados de aproximadamente 140 experimentos, mostrando uma maior acurácia quando comparado aos métodos de cálculo vigentes.

Desde o estabelecimento do Eurocode 3, parte 1-4 [25], que expõe métodos de cálculo para estruturas em aço inoxidável, um considerável volume de informação, tanto estatística quanto experimental, acerca do assunto foi gerada. Com isso, Afshan et al. [26] reavaliam os fatores parciais de minoração da resistência apresentados em norma [25]. Foram avaliados os resultados de autores chave e com estes calculou-se a razão entre a média das tensões de escoamento e últimas e seus respectivos valores teóricos (*over-strength*), assim como seus coeficientes de variação (COV). Em relação à tensão de escoamento, os valores de *over-strength* e COV obitidos para o aço inoxidável austenítico foram de 1,3 e 0,060 respectivamente, para o duplex foram de 1,1 e 0,030 e para o ferrítico foram de 1,2 e 0,045. Em relação à tensão última, para o aço inoxidável austenítico tais valores foram de 1,1 e 0,035 respectivamente, para o duplex foram de 1,1 e 0,035 e para o ferrítico foram de 1,1 e 0,050. Foi feita uma análise de confiabilidade de primeira ordem (FORM) com os resultados dos resultados experimentais e concluiu-se que os fatores parciais de minoração da resistência não podem ser reduzidos, sendo que em alguns casos, são requeridas modificações nas equações apresentadas pelo Eurocode 3, parte 1-4 [25].

A curva tensão *vs* deformação é de grande importância para os materiais e, nesse caso, as ligas de aço inoxidável apresentam curvas não lineares tanto em regime elástico quanto em regime plástico, além de não possuírem um patamar de escoamento bem definido. Este comportamento pode ser representado analiticamente por diferentes modelos, sendo os mais populares baseados nas formulações de Ramberg-Osgood. Com base nisso, Arrayago et al. [27] realizaram um grande estudo para a determinação dos principais parâmetros que dão forma à curva do material. Foram avaliadas mais de 600 curvas tensão *vs* deformação, coletadas de 15 grupos internacionais de pesquisa. Foram avaliadas curvas de aços inoxidável austenítico, ferrítico e duplex e percebeu-se que alguns dos parâmetros avaliados não eram tão precisos. Em 2019, Afshan et al. [28] também se atentaram aos materiais utilizados nas estruturas. Enquanto as normas atuais fornecem propriedades dos materiais que atendem aos requisitos de projeto, estas ainda não são suficientes para a realização de análises estruturais mais profundas. Com base em um extenso banco de dados proveniente de testes em diferentes produtos de ligas de aços inoxidáveis, valores da tensão de escoamento, tensão última, deformação quando ocorre a tensão última e dos parâmetros de Ramberg-Osgood são propostos, permitindo a geração de curvas tensão-deformação padronizadas para aços inoxidáveis duplex, austenítico e ferrítico.

Em seguida, um extenso estudo numérico foi realizado para investigar a influência das diferenças do processo fabril e da liga metálica utilizada na flambagem e projeto de colunas tubulares retangulares (RHS), quadradas (SHS) e circulares (CHS).

1.4 Ligações em aço inoxidável e de alta resistência

Com o crescente avanço da tecnologia, surgem técnicas cada vez mais eficientes na produção de ligas ferrosas. Além disso, as exigências de projeto vêm aumentando e requerem materiais mais sofisticados. Neste contexto, o aço carbono está, aos poucos, sendo substituído por ligas mais resistentes. Para suprir essa demanda, são realizados cada vez mais estudos acerca do comportamento de estruturas compostas por ligas de aço inoxidável e de alta resistência. Tais ligas apresentam curvas tensão *vs* deformação similares, sem patamar de escoamento. Alguns desses estudos serão apresentados a seguir.

Lan et al. [29] investigaram o comportamento estrutural de ligações tubulares T circulares em aço de alta resistência com o banzo comprimido. Foram realizadas análises numéricas com ligações em aço S460, S700, S900 e S1100. O efeito da concentração de tensões nas regiões termicamente afetadas, a razão entre os diâmetros do banzo e montante (β) e a razão entre o diâmetro e a espessura da parede do banzo (2γ) foram os parâmetros avaliados. Percebeu-se que o efeito da região termicamente afetada pouco influencia na rigidez inicial das respectivas ligações, assim como a variação do parâmetro β. As considerações de cálculo previstas no CIDECT [14] [15] aproximam-se bem da realidade quando são avaliadas ligações em S460, mas conforme se aumenta o grau da liga e o parâmetro 2γ, tais considerações tornam-se muito conservadoras. Isso se deve pelo fato de toda a capacidade plástica da seção não ser completamente aproveitada pois a carga é muitas vezes limitada pela resistência equivalente a um deslocamento da parede do banzo para fora do plano de 3% do diâmetro. É sugerido, então, que seja estabelecido o limite de 40 para o parâmetro 2γ quando se tratar de ligações em S460 e S700, $2\gamma \leq 30$ para ligações em S900 e S1100 e $0.2 \leq \beta \leq 1.0$ para todas as ligas.

Feng e Young [12] realizaram uma série de experimentos em ligações T entre perfis de aço inoxidável formados a frio soldados entre si, de seções quadradas (SHS) e retangulares (RHS). Foram ensaiados 22 protótipos com ligações em aço duplex, austenítico 304 e austenítico de alta resistência. Nos testes, o banzo das ligações permanecia completamente apoiado enquanto era aplicada a carga ao montante e o parâmetro β (razão entre a largura do banzo e do montante) variava de 0,5 até 1,0 para garantir que a falha da ligação aconteceria na parede lateral do banzo. Os resultados dos ensaios foram comparados aos resultados calculados utilizando-se por base a norma australiana/neozelandesa [30] para aço inoxidável e as recomendações do CIDECT [14] e do Eurocode [4] para aço carbono. O trabalho mostra que a carga obtida por meio das normas citadas é muito conservadora, utilizando-se como tensões de escoamento, as tensões a 0,1%, 0,2%, 0,5% e 1,0%, já que se trata de um material que não possui um patamar de escoamento bem definido na curva tensão *vs* deformação.

Feng e Young [17] fizeram uma investigação numérica a respeito de ligações tubulares T, X e Y com o banzo carregado, todas em aço inoxidável, usando elementos finitos. As ligações são compostas por perfis quadrados (SHS) e retangulares (RHS). Foram consideradas as não linearidades física e geométrica e os modelos foram calibrados com ensaios realizados em ligações tubulares de mesma natureza, obtendo-se boa concordância entre os resultados. A partir de então foi realizada uma extensiva análise paramétrica com 172 ligações extrapoladas dos modelos calibrados. Os resultados das análises foram comparados aos resultados calculados utilizando-se por base a norma australiana/neozelandesa [30] para aço inoxidável e as recomendações do CIDECT [14] e do Eurocode [4] para aço carbono. Por fim, uma nova formulação foi proposta para a determinação da resistência de ligações tubulares T e X em aço inoxidável.

Lan et al. [31] aprofundaram-se no estudo da resistência de ligações tubulares K e N de perfis circulares com as diagonais sobrepostas e espaçadas sob altas temperaturas. As ligações são feitas de aço inoxidável duplex, austenítico de alta resistência e austenítico 304. Foi então realizada uma análise paramétrica baseada nos resultados dos modelos em elementos finitos desenvolvidos. Com isso, propuseram uma formulação nova para o cálculo da redução de resistência das ligações sob altas temperaturas.

Em 2019, Pandey e Young [32] realizaram testes em 24 ligações tubulares tipo T em aço de alta resistência. Foram consideradas ligações com o montante de perfil quadrado ou retangular e banzo igualmente quadrado ou retangular e ligações semelhantes, mas com o montante de perfil circular. Os perfis circulares e quadrados eram de aço S900, já os perfis retangulares de aço S960. Os protótipos possuíam o parâmetro β variando de 0,34 a 1, o parâmetro τ variando de 0,52 a 1,27 e o parâmetro 2γ variando de 20,63 a 38,55. Por fim, os resultados de resistência foram comparados aos obtidos pelo Eurocode 3 [4] e pelo CIDECT [14] e se percebeu que tais prescrições forneciam soluções não satisfatórias para as ligações ensaiadas.

Feng et al. [33] analisaram por meio de elementos finitos, a capacidade resistente de ligações tubulares de perfis híbridos CHS-SHS dos tipos T, Y e X em aço inoxidável. Os modelos numéricos foram calibrados com ensaios experimentais presentes na literatura e então uma extensa análise paramétrica com 144 modelos de ligações T/Y e 144 modelos de ligação X foi realizado. Foram avaliados os parâmetros geométricos das ligações, sendo eles a razão entre o diâmetro e a espessura do banzo (β), a razão entre as espessuras do montante e do banzo (τ), a razão entre a largura do banzo e sua espessura (2γ) e o ângulo entre o eixo do banzo e o montante (θ), e se percebeu que estes influenciam muito na resistência da ligação, principalmente o parâmetro β. Além disso, as cargas de falha obtidas nos ensaios foram comparadas às resistências calculadas com base nas normas vigentes e se observou que as normas não apresentam resultados satisfatórios, sendo uma formulação nova desenvolvida com base nas recomendações do CIDECT [14] [15]. Em seguida, Feng e Lin [34] estudaram ligações K híbridas em aço inoxidável, com as diagonais circulares e o banzo quadrado. Foram desenvolvidos 162 modelos computacionais em elementos finitos, usando elementos de casca, para a avaliação da razão entre a largura da seção transversal da diagonal ou montante e a largura da seção transversal do banzo (β), da razão entre a espessura da parede do montante pela espessura da parede do banzo (τ), da razão entre a largura da seção transversal do banzo e sua espessura (2γ), da superposição entre as diagonais (λ_{ov}) e da excentricidade (e). Percebeu-se que para ligações com as diagonais sobrepostas, a resistência aumenta conforme aumentam os parâmetros β, τ, λ_{ov} e diminui o parâmetro 2γ. Já para ligações com as diagonais espaçadas entre si, a resistência aumenta conforme aumenta β e τ e diminui 2γ e a excentricidade. Além disso, notou-

se que, por mais que as normas europeia [4] e chinesa [35] apresentassem resultados de resistência coerentes com os obtidos nas análises, as normas australiana/neozelandesa [30] e o CIDECT [14] apresentam resultados pouco conservadores. Portanto, foram sugeridos fatores de correção que levam em consideração a sensibilidade da ligação aos parâmetros antes citados.

Feng et al. [36] apresentaram os resultados dos ensaios experimentais que foram realizados para avaliar a resistência de ligações tubulares em aço inoxidável com banzo circular e montante quadrado. Foram fabricadas 9 ligações X, 4 ligações T e 5 ligações Y onde se verificou que para valores baixos do parâmetro β havia a predominância da falha por plastificação da face do banzo, sendo que não era claro um pico de resistência nas curvas carga *versus* deslocamento. Já para valores maiores de β, a falha ocorreu na parede lateral do banzo, sendo o pico de carga presente nas curvas carga *versus* deslocamento. Por fim, ao avaliar os resultados de resistência calculados com base nas normas vigentes, verificou-se que a norma australiana/neozelandesa [30] apresentava resultados cerca de 2% mais altos que os encontrados nos ensaios e o CIDECT [14], o Eurocode 3 [4] e a norma chinesa [37] são respectivamente, cerca de 6%, 19% e 20% mais conservadoras que os resultados laboratoriais.

1.5 Esforços axiais no banzo

Sabe-se que a presença de esforços de compressão ou tração no banzo das ligações tubulares tem influência sobre a resistência da mesma. Assim sendo, este têm sido um tema bastante explorado por pesquisadores ao redor do mundo.

Wardenier [38] analisou a influência das cargas axiais atuantes no banzo de ligações tubulares, mostrando que os dimensionamentos apresentados nas respectivas normas vigentes são inconsistentes. Sendo assim, foram apresentadas novas formulações para ligações RHS (X e T), sendo a acurácia destas confirmada pelos resultados de análises numéricas. As funções encontradas para a correção da resistência de ligações RHS X e T mediante a presença de esforço axial no banzo são descritas na tabela a seguir.

Nizer et al. [39] [40] realizaram ensaios de ligações tubulares T em aço carbono com o banzo submetido a carregamento axial com o intuito de melhor entender a influência das tenções no banzo sobre a resistência da ligação. Foram ensaiados 2 protótipos sem carregamento no banzo, 2 com o banzo comprimido e 2 com o banzo tracionado. Os resultados obtidos serviram para calibrar os modelos numéricos que seriam analisados e comparados com os valores calculados seguindo-se as recomendações do Eurocode 3 [4], da NBR 16239 [6] e da ISO 14346 [16]. Verificou-se então que os resultados obtidos para quando não há carga axial no banzo e para quando há compressão, são coerentes, mas quando há tração, estes são conservadores.

Lima et al. [41] avaliaram as normas vigentes para a resistência de ligações tubulares com esforços no banzo, percebendo que estes não condiziam com o que acontecia na realidade. Percebeu-se que ao aplicar carga de compressão no banzo, a resistência da ligação diminui consideravelmente, mas aplicando-se carga de tração até certo nível, a resistência aumenta, fenômeno este que não é contemplado por nenhuma norma. Além disso, estudou-se a influência de reforços na ligação e se concluiu que ao reforçar a parede lateral do banzo com placas de mesma espessura que este, pode haver um acréscimo de resistência de até 88%.

Mendes et al. [42] realizaram ensaios em ligações tubulares metálicas com esforços axiais no banzo para entender na prática, a influência das tensões no banzo sobre a resistência da ligação. Foram ensaiados treze protótipos, dentre os quais havia ensaios com o banzo não carregado, com o banzo comprimido e com o banzo tracionado. Por fim, ao se comparar os resultados com as previsões das normas vigentes, verificou-se o mesmo que fora observado por Nizer et al. [40].

Correia et al. [43] investigaram ligações T entre perfis tubulares quadrados, com e sem reforço no banzo e $\beta=1$ (razão entre os comprimentos do montante e do banzo). Deu-se particular atenção ao carregamento que é previamente aplicado ao banzo, seja de tração ou compressão. Tal investigação deu-se por meio de uma extensa análise numérica calibrada com ensaios experimentais previamente realizados [19], sendo os resultados comparados com formulações analíticas prescritas em normas e na literatura.

Feng at al [44] conduziram experimentos em ligações tubulares X em aço inoxidável entre perfis circulares (CHS) com o banzo submetido à compressão. Foram ensaiados 25 protótipos, dentre os quais havia ligações simples, ligações com o

montante preenchido com concreto e ligações com o banzo e o montante preenchidos com concreto. Dos ensaios foram registrados a resistência das ligações, os respectivos modos de falha e as curvas carga *versus* deslocamento vertical, carga *versus* deslocamento do banzo e de distribuição de deformações. Com os resultados dos ensaios foram calibrados modelos em elementos finitos das ligações, visando-se avaliar a influência dos parâmetros β, τ, presença ou não de concreto e resistência dela na resistência da ligação. Percebeu-se que a resistência das ligações, tanto preenchidas com concreto quanto não preenchidas, normalmente aumenta conforme aumentam os parâmetros β e τ. Além disso, a resistência das ligações com o montante e o banzo preenchidos com concreto aumenta de acordo com a resistência do concreto, no entanto esta resistência tem pouca influência quando se trata de uma ligação com apenas o banzo preenchido com concreto. Por fim, as resistências encontradas foram comparadas com as obtidas pelos cálculos das normas vigentes, que se mostraram pouco conservadoras e novas formulações foram propostas.

Lan et al. [45] estudaram o comportamento e resistência de ligações tubulares X de seção retangular (RHS) em aço de alta resistência por meio de análises numéricas e ensaios experimentais. Oito ligações tubulares fabricadas de aço com tensão de escoamento de 907 MPa foram testadas e dos resultados foram extrapolados modelos em aço S460, S690 e S960 que foram analisados pelo método dos elementos finitos. Foram investigados os modos de falha na face superior do banzo, falha na parede lateral do banzo e uma combinação destes dois. Percebeu-se com as análises que o efeito da redução de resistência em zonas termicamente afetadas tem pouca influência na rigidez inicial da ligação, mas podem diminuir a resistência da mesma. Além disso, percebeu-se que a resistência prevista pelo CIDECT [14] vai se tornando cada vez menos conservadora conforme se aumenta o grau da liga de aço utilizada para falhas na face do banzo. Ela é geralmente conservadora quando há uma falha combinada e se torna cada vez mais conservadora conforme o grau da liga metálica aumenta. Assim foi proposto que a razão entre a largura do banzo pela largura do montante (β) estivesse entre os limites de 0,4 e 0,85 e a razão da altura do banzo pela sua espessura (2γ) fosse de $60\beta - 1$ para quando há plastificação na face do banzo, que torna mais eficiente a capacidade resistente do material. Também foram propostas equações para a sua resistência. Para falhas na parede lateral do banzo, uma solução analítica foi proposta utilizando-

se o Método da Resistência Contínua (CSM), sendo nestes casos, β=1 e $2\gamma \leq 50$. Por fim, propôs-se que para $2\gamma \leq 50$ e $0.85 \leq \beta \leq 1$ a resistência é calculada por meio de uma interpolação linear entre os resultados antes discutidos.

1.6 Considerações de cálculo

O método das componentes é uma aproximação de projeto para a determinação das propriedades mecânicas de ligações estruturais. Atualmente, existem recomendações de cálculo no Eurocode 3 parte 1.8 [4], mas estas contemplam apenas ligações entre perfis de seção aberta. Jaspart e Weynand [46] começaram a estudar como o método das componentes poderia ser estendido para o dimensionamento de ligações de seção fechada (ligações tubulares). Ligações entre elementos tubulares são dimensionadas de forma diferente quando comparadas a ligações entre perfis de seção aberta, essas são consideradas como um todo. Os cálculos existentes para tais ligações baseiam-se em modelos teóricos mecânicos simples que são ajustados por comparação com testes experimentais. Como consequência disto, o campo de aplicação desses métodos está restrito ao domínio para o qual foram validados. Com o apoio do CIDECT, Jaspart e Weynand [47] avançaram com seus estudos para desenvolver um método unificado baseado no método das componentes, que seja aplicável a qualquer tipo de ligação tubular. Jaspart et al. [48] já trabalhavam em um documento de especificações técnicas que complementaria o Eurocode 3 parte 1.8 [4].

Liu [49] e em seguida Mijuskovic e Ćorić [50] analisaram o problema da estabilidade elástica de placas retangulares com diferentes condições de contorno sujeitas a carregamentos distribuídos utilizando o método de energia de Ritz, expandindo suas análises a uma maior variedade de condições de contorno, sujeitos tanto a carregamentos distribuídos como a carregamentos concentrados [51]. As dimensões da placa e a extensão dos carregamentos são variadas, tendo as placas todos os bordos apoiados ou os dois bordos perpendiculares à direção do carregamento engastados e os demais apoiados. De forma a garantir que os resultados fossem precisos, as funções de tensão foram obtidas por meio das

formulações desenvolvidas por Mathieu [52] e estendidas à casos mais abrangentes por Baker [53], como visto na Figura 11.

Para que se pudesse trabalhar com uma gama maior de carregamentos, além dos casos desenvolvidos por Timoshenko [54], estes foram aproximados por séries de Fourier e, dependendo da simetria do carregamento, os campos de tensão são obtidos pela soma de funções pares e ímpares. A carga de instabilidade é então obtida pela já conhecida formulação de Timoshenko, mas com diferentes valores para o parâmetro K, calculados para seus respectivos carregamentos e condições de contorno. Os resultados finais do trabalho mostraram-se bastante consistentes com os obtidos pelas análises numéricas realizadas em paralelo.

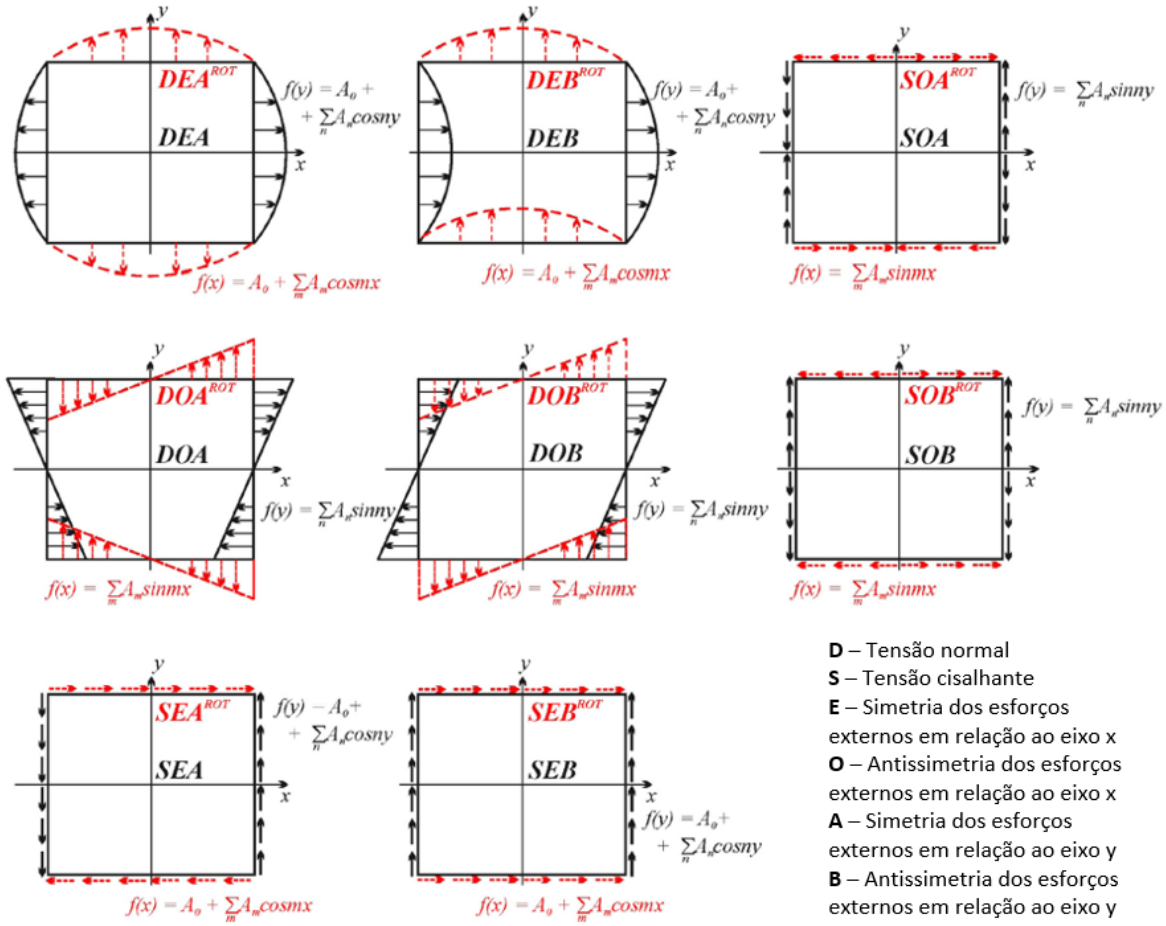


Figura 11 – Oito casos de carregamento fundamentais (adaptado) [51].

2 METODOLOGIAS DE CÁLCULO PARA LIGAÇÕES TUBULARES EM AÇO CARBONO

Neste capítulo serão apresentados os procedimentos de cálculo da resistência de ligações T, Y e X entre perfis tubulares adotados pelo Eurocode 3, parte 1-8 [4], ABNT NBR 16239 [6], CIDECT [14], ISO 14346 [16] e por Feng e Young [17]. Especificamente para ligações T, a Figura 12 define esquematicamente os principais símbolos a serem utilizados nos procedimentos de cálculo que serão apresentados.

2.1 Modos de falha

Conforme mencionado anteriormente, diversos modos de falha podem ocorrer em ligações com o banzo em perfil retangular ou quadrado e montante (ou diagonal) em perfil quadrado, retangular ou circular, conforme descrito no Eurocode 3, parte 1-8 [4], e na ABNT NBR 16239 [6] caracterizados na Figura 13 e descritos a seguir:

- modo A: plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo, junto a diagonais ou montantes;
- modo B: plastificação, amassamento ou instabilidade da face lateral da seção transversal do banzo junto a diagonais ou montantes sob compressão;
- modo C: plastificação ou instabilidade por cisalhamento do banzo, junto a diagonais ou montantes;
- modo D: ruptura por punção da parede do banzo na área de contato com diagonais ou montantes;
- modo E: ruptura ou plastificação na região da solda ou flambagem localizada de diagonais ou montantes devido a distribuição não uniforme de tensão;
- modo F: flambagem localizada de diagonais ou montantes comprimidos ou do banzo, na região da ligação.

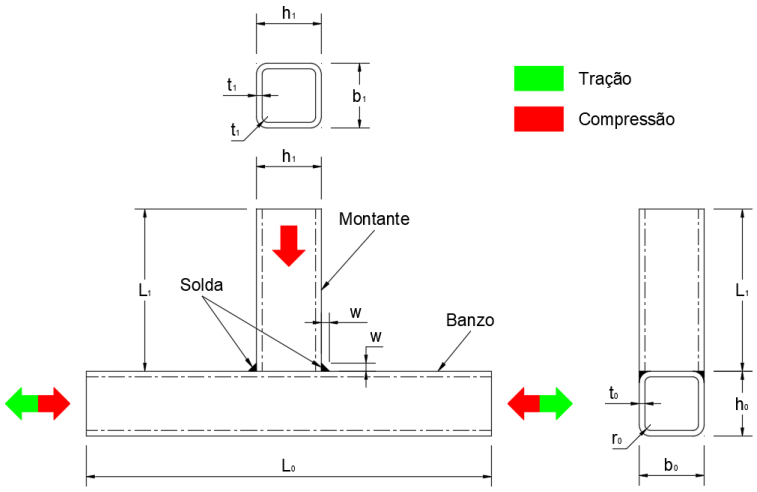


Figura 12 – Definição dos símbolos para ligações T soldadas.(adaptado) [55].

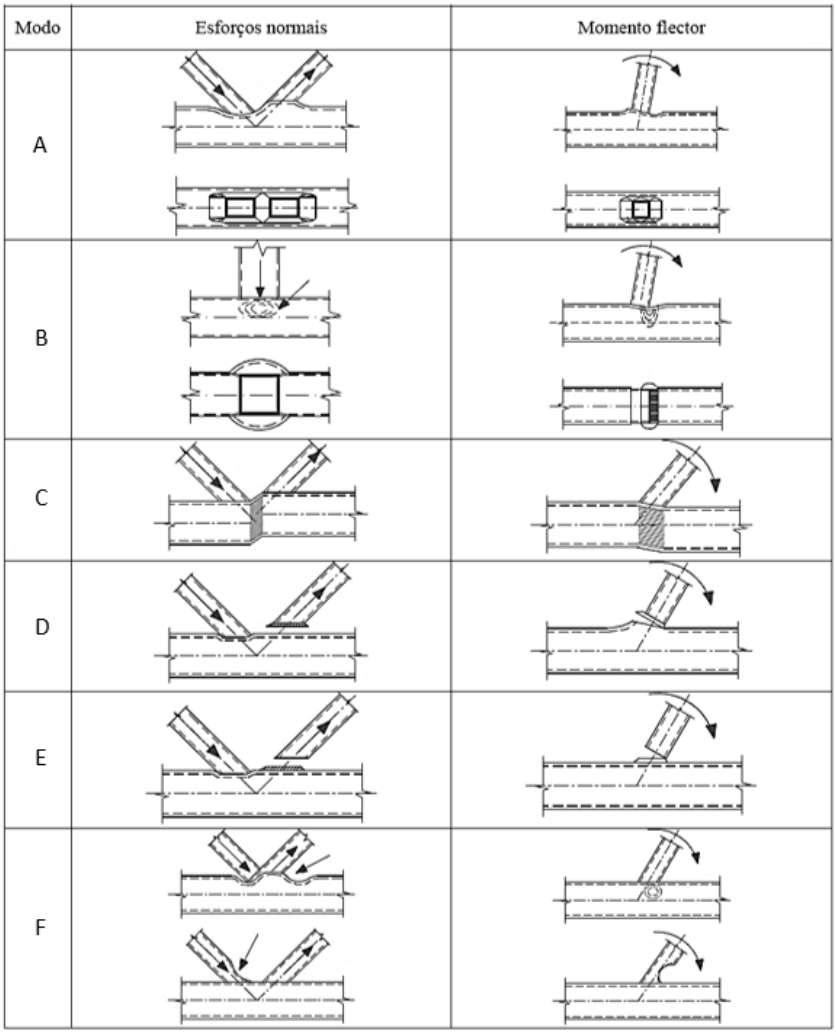


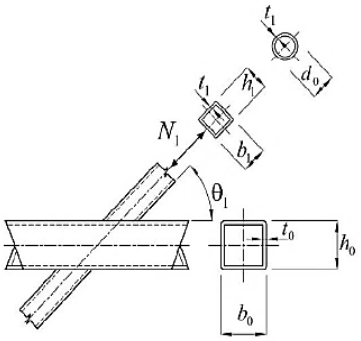
Figura 13 – Modos de falha em ligações com banzo em perfil retangular e montantes (ou diagonais) em perfis retangulares ou circulares, conforme Eurocode 3, parte 1-8 [4], e ABNT NBR 16239 [6].

Em ligações tubulares T, Y ou X entre perfis SHS ou RHS com $\beta = 1$, a falha é caracterizada pela plastificação, amassamento ou instabilidade da face lateral da seção transversal do banzo (modo de falha B). Logo, este trabalho abordará apenas as recomendações normativas para tal modo de falha.

2.2 Parâmetros geométricos

No geral, as normas utilizam os mesmos parâmetros geométricos β e γ, definidos na Tabela 1. Tais parâmetros são usados para a verificação de ligações T, Y e X entre perfis RHS e SHS. Os limites destes parâmetros devem ser validados para que seja calculada a resistência da ligação pelo modo de falha adequado, em caso contrário, todos os modos de falha devem ser avaliados.

Tabela 1 – Parâmetros geométricos e verificações para ligações T, Y e X entre perfis RHS ou SHS [23].

<table>
<tr><th>Parâmetros Geométricos
Ligações T, Y e X</th><th colspan="2">Eurocode 3, parte 1-8 [4]</th><th colspan="2">NBR 16239 [6]</th><th colspan="2">CIDECT [14] e ISO 14346 [16]</th></tr>
<tr><td rowspan="9"> 
<u>LEGENDA</u>
b_0 = Largura da seção transversal do banzo
h_0 = Altura da seção transversal do banzo
t_0 = Espessura da parede do banzo
b_i = Largura da seção transversal de diagonais ou montantes (i = 1, 2, 3)
h_i = Altura da seção transversal de diagonais ou montantes (i = 1, 2, 3)
t_i = Espessura da parede de diagonais ou montantes (i = 1, 2, 3)
θ_i = Ângulo entre diagonais ou montantes e banzo (i = 1, 2, 3)
N_1 = Esforço normal</td><td colspan="2">$0{,}25 \le \beta = \frac{b_i}{b_0}$</td><td colspan="2">$0{,}25 \le \beta = \frac{b_i}{b_0}$</td><td colspan="2">$\beta = \frac{b_i}{b_0} \ge 0{,}1 + 0{,}01\frac{b_0}{t_0}$
mas $0{,}25 \le \beta \le 1{,}0$</td></tr>
<tr><td colspan="2">$2\gamma = \frac{b_0}{t_0} \le 35$
e classe 1 ou 2</td><td colspan="2">$2\gamma = \frac{b_0}{t_0} \le \begin{cases} 36 \\ 1{,}45\sqrt{E/f_y} \end{cases}$
e seção compacta</td><td colspan="2">$0{,}5 \le \frac{h_0}{b_0} \le 2{,}0$</td></tr>
<tr><td colspan="2">$\frac{h_0}{t_0} \le 35$
e classe 1 ou 2</td><td colspan="2">$\frac{h_0}{t_0} \le \begin{cases} 36 \\ 1{,}45\sqrt{E/f_y} \end{cases}$
e seção compacta</td><td colspan="2">$0{,}5 \le \frac{h_i}{b_i} \le 2{,}0$</td></tr>
<tr><td colspan="2">$0{,}5 \le \frac{h_0}{b_0} \le 2{,}0$</td><td colspan="2">$0{,}5 \le \frac{h_0}{b_0} \le 2{,}0$</td><td>Banzo a compressão</td><td>Banzo a tração</td></tr>
<tr><td colspan="2">$0{,}5 \le \frac{h_i}{b_i} \le 2{,}0$</td><td colspan="2">$0{,}5 \le \frac{h_i}{b_i} \le 2{,}0$</td><td>$2\gamma = \frac{b_0}{t_0} \le 40$
e classe 1 ou 2</td><td>$2\gamma = \frac{b_0}{t_0} \le 40$</td></tr>
<tr><td>Membros a compressão (i = 1, 2, 3)</td><td>Membros a tração (i = 1, 2, 3)</td><td>Membros a compressão (i = 1, 2, 3)</td><td>Membros a tração (i = 1, 2, 3)</td><td>$\frac{h_0}{t_0} \le 40$
e classe 1 ou 2</td><td>$\frac{h_0}{t_0} \le 40$</td></tr>
<tr><td>$\frac{b_i}{t_i} \le 35$
e classe 1 ou 2</td><td>$\frac{b_i}{t_i} \le 35$</td><td>$\frac{b_i}{t_i} \le \begin{cases} 36 \\ 1{,}45\sqrt{E/f_y} \end{cases}$
e seção compacta</td><td>$\frac{b_i}{t_i} \le 35$</td><td>Membros a compressão (i = 1, 2, 3)</td><td>Membros a tração (i = 1, 2, 3)</td></tr>
<tr><td>$\frac{h_i}{t_i} \le 35$
e classe 1 ou 2</td><td>$\frac{h_i}{t_i} \le 35$</td><td>$\frac{h_i}{t_i} \le \begin{cases} 36 \\ 1{,}45\sqrt{E/f_y} \end{cases}$
e seção compacta</td><td>$\frac{h_i}{t_i} \le 35$</td><td>$\frac{b_i}{t_i} \le 40$, $\frac{h_i}{t_i} \le 40$
e classe 1 ou 2</td><td>$\frac{b_i}{t_i} \le 40$, $\frac{h_i}{t_i} \le 40$</td></tr>
</table>

2.3 Recomendações do Eurocode 3, parte 1-8 [4]

O Eurocode 3, parte 1-8 [4] define que para o modo de falha B, relativo a plastificação, amassamento ou instabilidade da face lateral do banzo, em ligações T, Y ou X entre perfis retangulares (RHS) ou quadrados (SHS), a resistência de cálculo é dada pela equação (1).

$$N_{1,Rd} = \frac{k_n f_b t_0}{sen\theta_1}\left(\frac{2h_1}{sen\theta_1} + 10t_0\right)\Big/\gamma_{M5} \qquad (1)$$

onde:

$N_{1,Rd}$ é a resistência de cálculo da ligação;

t_0 é a espessura da parede do banzo;

h_1 é a altura do perfil da(s) diagonal(is) ou montante(s);

θ_1 é o ângulo entre diagonal(is) ou montante(s) e banzo;

γ_{M5} é o fator de segurança parcial correspondente a resistência de ligações tubulares, igual a 1,00.

k_n é o parâmetro de cálculo que leva em consideração o efeito das tensões axiais no banzo. Segundo a norma europeia, k_n é calculado conforme a equação (2) se o banzo está comprimido (n > 0), ou conforme a equação (3) caso o banzo esteja tracionado (n < 0).

$$k_n = 1{,}3 - \frac{0{,}4n}{\beta} \leq 1{,}0 \qquad \text{se n > 0 (tensões de compressão no banzo)} \qquad (2)$$

$$k_n = 1 \qquad \text{se n} \leq 0 \text{ (tensões de tração no banzo)} \qquad (3)$$

β é a razão entre a largura da diagonal ou montante e a largura do banzo e o parâmetro n está associado ao nível de tensão normal no banzo, dado pela equação (34).

$$n = \frac{N_{0,Sd}}{A_0 f_{y0}} + \frac{M_{0,Sd}}{W_{el} f_{y0}} \quad (4)$$

onde:

$N_{0,Sd}$ é o esforço axial atuante no banzo;

A_0 é a área da seção transversal do banzo

f_{y0} é a tensão de escoamento do material do banzo;

$M_{0,Sd}$ é o momento fletor atuante no banzo;

W_{el} é o módulo de resistência elástica da seção transversal do banzo.

Segundo o Eurocode3, parte 1-8 [4], f_b pode assumir os valores das equações (5), (6) ou (7), dependendo do caso.

$f_b = f_{y0}$ diagonal(is) ou montante(s) a tração (5)

$f_b = \chi f_{y0}$ diagonal ou montante a compressão (Ligações T e Y) (6)

$f_b = 0{,}8\chi f_{y0} sen\theta_1$ diagonais ou montantes a compressão (Ligação X) (7)

Segundo o Eurocode 3, parte 1-1 [56], χ é o fator de redução para flambagem, que é obtido por meio da equação (38).

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \leq 1{,}0 \quad (8)$$

onde:

$$\phi = 0{,}5[1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0{,}2) + \bar{\lambda}^2] \quad (9)$$

$$\bar{\lambda} = \frac{3{,}46\left(\frac{h_0}{t_0} - 2\right)\sqrt{\frac{1}{sen\theta_1}}}{\pi\sqrt{\frac{E}{f_{y0}}}} \quad (10)$$

$\bar{\lambda}$ é o índice de esbeltez normalizado;

α é o fator de imperfeição;

h_0 é a altura do perfil do banzo;

t_0 a espessura da parede do banzo;

θ_1 é o ângulo entre diagonal(is) ou montante(s) e banzo;

E é o módulo de elasticidade do material do banzo;

f_{y0} é a tensão de escoamento do material do banzo.

É importante ressaltar que a convenção de sinais disposta no Eurocode 3, parte 1-8 [4] é contrária a usualmente utilizada em Resistência dos Materiais, como pode ser visto nas equações (2) e (3).

A equação (8) descreve analiticamente as curvas de flambagem dispostas no Eurocode 3, parte 1-1 [56], utilizadas no dimensionamento de elementos metálicos submetidos a compressão. A escolha de uma curva de flambagem dá-se com a definição do tipo de seção transversal, do processo de fabricação e do eixo para o qual se analisa a flambagem. Para seções tubulares deve ser usada a Tabela 2 e da Tabela 3 obtém-se o valor do fator de imperfeição α referente a cada curva de flambagem.

Tabela 2 – Seleção da curva de flambagem para seção transversal tubular [56].

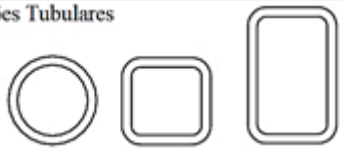
Seções Transversais	Limites	Flambagem em torno do eixo	Curva de Flambagem	
			S 235 S 275 S 355 S 420	S 460
Seções Tubulares 	Laminados a quente	Qualquer	a	a_0
	Formados a frio	Qualquer	c	c

Tabela 3 – Fator de imperfeição α [56].

Curva de Flambagem	a_0	a	b	c	d
Fator de imperfeição α	0,13	0,21	0,34	0,49	0,76

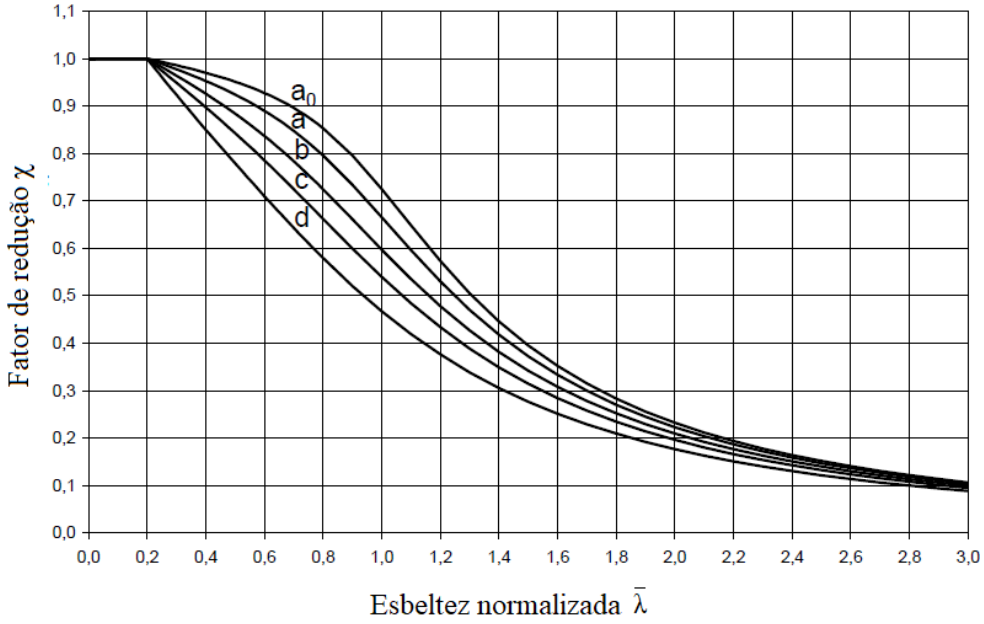


Figura 14 – Curvas de Flambagem - Eurocode 3, parte 1-1 [56].

2.4 Recomendações da ABNT NBR 16239 [6]

A ABNT NBR 16239 [6] define que para o modo de falha B, relativo a plastificação, amassamento ou instabilidade da face lateral do banzo, em ligações T, Y ou X entre perfis retangulares (RHS) ou quadrados (SHS), a resistência de cálculo é dada pela equação (11).

Tendo em vista que a formulação da norma brasileira [6] foi baseada na do Eurocode 3, parte 1-8 [4], a equação (11) apresenta-se corrigida em relação a apresentada na norma.

$$N_{1,Rd} = \frac{k_n f_b t_0}{sen\theta_1}\left(\frac{2,2h_1}{sen\theta_1} + 11t_0\right)\Big/\gamma_{a1} \qquad (11)$$

onde:

$N_{1,Rd}$ é a resistência de cálculo da ligação;

t_0 é a espessura da parede do banzo;

h_1 é a altura do perfil da(s) diagonal(is) ou montante(s);

θ_1 é o ângulo entre diagonal(is) ou montante(s) e banzo;

γ_{a1} é o coeficiente de ponderação das resistências para estados limites últimos relacionados a escoamento, flambagem e instabilidade, igual a 1,10 para aço estrutural.

k_n é o parâmetro de cálculo que leva em consideração o efeito das tensões axiais no banzo. Segundo a norma brasileira k_n é calculado conforme a equação (12) se o banzo está comprimido (n < 0), ou conforme a equação (13) caso o banzo esteja tracionado (n > 0).

$$k_n = 1{,}3 + \frac{0{,}4n}{\beta} \leq 1{,}0 \qquad \text{se n < 0 (tensões de compressão no banzo)} \qquad (12)$$

$$k_n = 1 \qquad \text{se n} \geq 0 \text{ (tensões de tração no banzo)} \qquad (13)$$

β é a razão entre a largura da diagonal ou montante e a largura do banzo e o parâmetro n está ligado ao nível de tensão normal no banzo, dado pela equação (14).

$$n = \frac{N_{0,Sd}}{A_0 f_{y0}} + \frac{M_{0,Sd}}{W_{el} f_{y0}} \qquad (14)$$

onde:

$N_{0,Sd}$ é o esforço axial atuante no banzo;

A_0 é a área da seção transversal do banzo

f_{y0} é a tensão de escoamento do material do banzo;

$M_{0,Sd}$ é o momento fletor atuante no banzo;

W_{el} é o módulo de resistência elástica da seção transversal do banzo.

Segundo a norma brasileira [6], f_b pode assumir os valores das equações (15), (16) ou (17), dependendo do caso.

$$f_b = f_{y0} \qquad \text{diagonal(is) ou montante(s) a tração} \qquad (15)$$

$$f_b = \chi f_{y0} \qquad \text{diagonal ou montante a compressão (Ligações T e Y)} \qquad (16)$$

$f_b = 0{,}8\chi f_{y0} sen\theta_1$ diagonais ou montantes a compressão (Ligação X) (17)

Segundo a ABNT NBR 16239 (subitem 5.2) [6], χ é o fator de redução para flambagem, que é obtido por meio da equação (18), exposta na ABNT NBR 8800 [57].

$$\chi = \frac{1}{(1+\lambda_0^{4,48})^{1/2,24}} \tag{18}$$

onde:

$$\lambda_0 = \frac{3{,}46\left(\frac{h_0}{t_0} - 2\right)\sqrt{\frac{1}{sen\theta_1}}}{\pi\sqrt{\frac{E}{f_{y0}}}} \tag{19}$$

λ_0 é o índice de esbeltez reduzido;

h_0 é a altura do perfil do banzo;

t_0 a espessura da parede do banzo;

θ_1 é o ângulo entre diagonal(is) ou montante(s) e banzo;

E é o módulo de elasticidade do material do banzo;

f_{y0} é a tensão de escoamento do material do banzo.

O valor de χ pode ser também obtido na Tabela 1 da ABNT NBR 16239 (subitem 5.2) [6], para valores de λ_0 inferiores a 3,0.

Basicamente, a única diferença que existe entre as formulações analíticas apresentadas pelo Eurocode 3, parte 1-8 [4] e pela ABNT NBR 16239 [6] é a forma como se calcula o fator de redução para flambagem (χ).

2.5 Recomendações do CIDECT [14] e ISO 14346 [16]

As prescrições descritas pelo IIW [58], que levaram a reformulação das equações para determinar a resistência de cálculo das ligações tubulares [59], foram

incorporadas à segunda edição do CIDECT [14]. Tendo isso em vista, a norma ISO 14346 [16], foi baseada nas prescrições da segunda versão do CIDECT [14].

As novas equações reconsideram o efeito de esforços axiais e de flexão no banzo, introduzido pelo parâmetro Q_f. Assim é possível avaliar de forma mais precisa a resistência das ligações.

O guia 3 do CIDECT [14] e a norma internacional ISO 14346 [16], definem que para o modo de falha relativo a plastificação, amassamento ou instabilidade da face lateral do banzo, em ligações T, Y ou X entre perfis retangulares (RHS) ou quadrados (SHS), a resistência de cálculo é dada pela equação (20).

$$F_i^* = \frac{\sigma_k t_0}{sen\theta_i} b_w Q_f \qquad (20)$$

onde:

F_i^* é a resistência de cálculo da ligação, que corresponde a menor força axial resistente das diagonais ou montantes (i = 1, 2, 3);

t_0 é a espessura da parede do banzo;

θ_i é o ângulo entre diagonal(is) ou montante(s) e banzo (i = 1, 2, 3);

Q_f é obtido pela Equação (21):

$$Q_f = (1 - |n|)^{C_1} \qquad (21)$$

$$n = \frac{N_{0,Sd}}{N_{pl,0}} + \frac{M_{0,Sd}}{M_{pl,0}} = \frac{N_{0,Sd}}{A_0 f_{y0}} + \frac{M_{0,Sd}}{W_{pl} f_{y0}} \text{ na face conectada} \qquad (22)$$

$C_1 = 0,6 - 0,5\beta$ se n < 0 (tensões de compressão no banzo) (23)

$C_1 = 0,10$ se n ≥ 0 (tensões de tração no banzo) (24)

$N_{0,Sd}$ é o esforço axial atuante no banzo;

A_0 é a área da seção transversal do banzo

f_{y0} é a tensão de escoamento do material do banzo;

$M_{0,Sd}$ é o momento fletor atuante no banzo;

W_{pl} é o módulo de resistência plástica da seção transversal do banzo;

β é a razão entre a largura da diagonal ou montante e a largura do banzo, ou seja, b_1/b_0.

Para $\beta = 1$, b_w é dado pela equação (25):

$$b_w = \left(\frac{2h_1}{sen\theta_1} + 10t_0 \right) \tag{25}$$

θ_1 é o ângulo entre diagonal(is) ou montante(s) e banzo;
h_1 é a altura do perfil da(s) diagonal(is) ou montante(s);

Segundo o CIDECT [14] e a norma ISSO 14346 [16], σ_k pode assumir os valores das equações (15), (16) ou (17), dependendo do caso.

$$\sigma_k = f_{y0} \quad \text{diagonal(is) ou montante(s) a tração} \tag{26}$$

$$\sigma_k = \chi f_{y0} \quad \text{diagonal ou montante a compressão (Ligações T e Y)} \tag{27}$$

$$\sigma_k = 0{,}8\chi f_{y0} sen\theta_1 \quad \text{diagonais ou montantes a compressão (Ligação X)} \tag{28}$$

Segundo o guia 3 do CIDECT [14] e a norma ISO 14346 [16],o fator de redução para flambagem de colunas χ pode ser obtido por meio do Eurocode 3, parte 1-1 [56], utilizando-se a curva de flambagem adequada, assim como o índice de esbeltez normalizado, $\bar{\lambda}$, determinado pela equação (19).

2.6 Formulação proposta por Feng e Young [16][17]

Feng e Young [17] realizaram uma extensiva análise paramétrica com 172 ligações extrapoladas de modelos numéricos devidamente calibrados com ensaios realizados previamente entre ligações tubulares T, X e Y compostas por perfis quadrados (SHS) e retangulares (RHS) em aço inoxidável sem carga axial no banzo.

Tal análise deu origem a uma nova formulação para a determinação da resistência das ligações tubulares em questão.

Para a finalidade deste trabalho, será apresentada a formulação proposta para ligações com o parâmetro β maior que 0,85, ou seja, que apresentam falha na parede lateral do banzo. A resistência para tal modo de falha é dada por N_{1np}, descrito a seguir.

$$N_{1np} = \alpha_B N_{1,Rd} \text{ x } 1{,}1 \tag{29}$$

α_B é um fator de redução definido por:

$$\alpha_B = \frac{2}{25}\left(\frac{h_0}{t_0} - 1\right) \tag{30}$$

Onde:

h_0 é a altura do perfil do banzo;

t_0 a espessura da parede do banz.

N_{1Rd} é a resistência da parede lateral de acordo com o Eurocode 3, parte 1-8 [4], dada pela equação (1) desenvolvida no item 502.3.

3 DESENVOLVIMENTO SEMI-ANALÍTICO

3.1 Introdução

Engenheiros estruturais da área de estruturas metálicas deparam-se constantemente com o problema da flambagem de placas. Tal problema encontra solução em análises experimentais e numéricas, o que confere uma menor abrangência para sua aplicação, já que para tanto, só são consideradas estruturas contempladas pelos respectivos estudos. O desenvolvimento analítico do problema torna-se muitas vezes complexo por não se conhecer o campo de tensões em questão, mas esta solução pode apresentar resultados tão precisos quanto uma análise numérica.

Na série de artigos baseados no método de Mathieu [52], Baker et al. [53] e depois Liu [49] e Mijušković [51] desenvolveram um método preciso para determinar o campo de tensões exato para o caso de placas retangulares submetidas à carregamentos arbitrários. A existência de tal solução foi a base para a análise de complexos problemas de instabilidade, como é o caso da falha da parede lateral do banzo de ligações tubulares abordadas neste trabalho.

Tem-se a ideia de que a carga de flambagem obtida analiticamente subestima os reais valores críticos, não só por não se usar o real campo de tensões para a solução do problema, mas também por se desconsiderar fatores importantes cuja implementação nos atuais métodos analíticos é muito difícil. Contudo, agora com a possibilidade da utilização do real campo de tensões, tais fatores podem ser incluídos no modelo analítico.

Para a determinação da carga crítica de instabilidade de placa para a parede lateral da ligação T com β=1 estudada nesta dissertação foi utilizado o método de energia de Ritz, levando-se em consideração os campos de tensão normal nas duas direções do plano e o campo de tensões cisalhantes. Por fim, os resultados são apresentados na forma da já conhecida expressão para o cálculo da flambagem de placas apresentada por Timoshenko [54].

Tendo em vista que os cálculos são muito extensos, um código foi desenvolvido com o auxílio do programa *Mathematica* [60] para determinar os campos de tensão

que surgem ao se aplicar o carregamento e em função destes, calcular a carga de instabilidade. Os carregamentos, campos de expansão volumétrica e campo de deslocamentos para fora do plano foram expressos em termos de séries de Fourier, todas pares (desenvolvidas em funções cosseno e cosseno hiperbólico), dada a natureza geométrica dos campos, com exceção do campo de deslocamentos que foi expresso em termos de uma série dupla de Fourier desenvolvida em função seno.

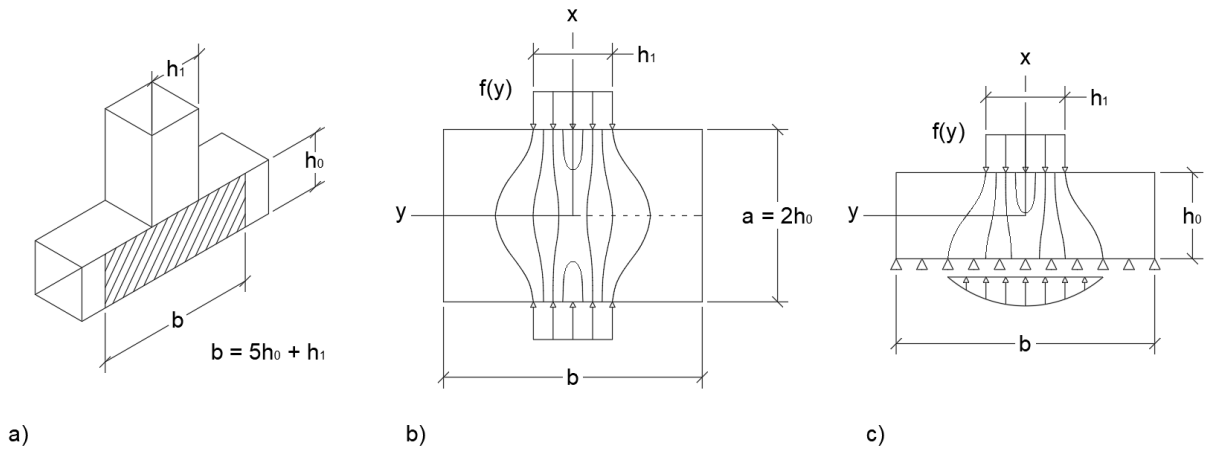


Figura 15 – Esquema que ilustra (a) a placa considerada e os modelos de cálculo (b) dos campos de tensão e (c) da carga de instabilidade.

Inicialmente, para resolver o problema da falha da parede lateral do banzo de ligações T, foi considerada apenas a parede da seção como uma placa como representado na Figura 15 (a). A rigidez dos bordos da placa é desconhecida, variando conforme é aplicada a carga, mas se observou que considerá-los simplesmente apoiados, de forma que seja restringido o deslocamento na direção z, é uma aproximação suficientemente boa com base em análises numéricas. Na direção do plano, para melhor simular analiticamente o apoio do banzo, a placa foi modelada com o dobro da altura h_0, conforme a Figura 15 (b), para a obtenção dos campos de tensão, mas para o cálculo do trabalho externo só foi considerado metade desses campos (devidamente transladados em relação ao referencial original). Dessa forma é mais simples calcular e ainda se verifica o espraiamento das tensões de acordo com Saint Venant.

Por fim, os resultados analíticos são comparados com análises numéricas calibradas com os ensaios realizados por Feng e Young [12].

3.2 Determinação dos campos de tensão exatos

3.2.1 Considerações de cálculo

A determinação dos campos de tensão exatos que atuam sobre a placa se inicia com a definição do modelo adequado a ser considerado conforme os desenvolvidos por Baker et al. [53] e podem ser observados na Figura 11, apresentada anteriormente.

Inicialmente, Mathieu [52] propôs para o problema de elasticidade em questão, a superposição dos casos denotados por DEA (tensões normais simétricas em relação aos eixos x e y) e DEB (tensões normais simétricas em relação a x e antissimétricas em relação a y) na Figura 16. A solução para os outros seis casos necessários para a resolução de quaisquer configurações de carregamento possíveis, derivam dessas duas iniciais, sendo desenvolvidas por Baker et al. [53].

O método de cálculo descrito consiste em compor o carregamento desejado com modelos simétricos e antissimétricos, como ilustra a Figura 16, mas devido a natureza do carregamento da parede lateral do banzo, foi adotada uma metodologia mais simples. Considerou-se inicialmente que o carregamento é do tipo DEA, mas tendo a placa o dobro da dimensão h_0, conforme ilustra a Figura 15 (b). Assim é permitido que a resposta considere o devido espraiamento das tensões e, em seguida, apenas a região com uma vez a altura do banzo (h_0) seja considerada. O campo é dividido ao meio, estando a placa restringida à translação na direção x ao longo de toda a dimensão (b), onde o banzo estaria apoiado. Dessa forma não é necessário calcular o caso DEB e aplicar a sobreposição dos campos de tensão.

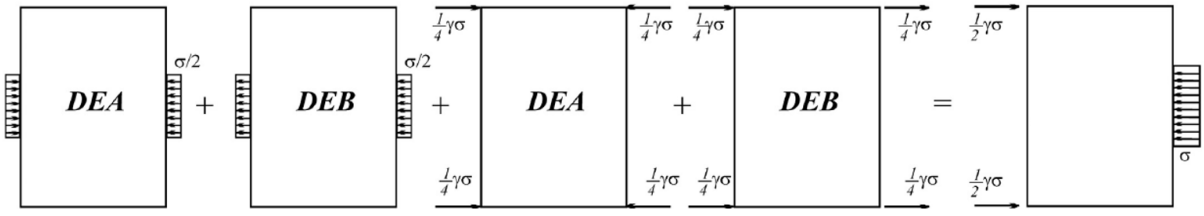


Figura 16 – Criação de um modelo de carregamento distribuído pela combinação de dois casos básicos (adaptado) [51].

A placa a ser avaliada representa a face lateral do banzo. Esta é considerada simplesmente apoiada ao longo de todos os bordos na direção perpendicular ao plano e possui comprimento igual a 5 vezes sua largura mais uma vez a altura do montante, como foi adotado por Feng e Young [12] em seus ensaios experimentais para assegurar que as tensões que surgem na ligação entre o banzo e o montante não sejam afetadas pelas extremidades do banzo.

3.2.2 Solução de Mathieu

Antes de prosseguir com a solução, faz-se necessário apresentar as principais equações da elasticidade bidimensional, assim como foram descritas por Mathieu [52]. Será apresentada também toda a simbologia e notações adotadas ao longo do desenvolvimento na Tabela 4.

Tabela 4 – Resumo das notações e símbolos a serem usadas ao longo do desenvolvimento analítico.

$\varepsilon_1 = \frac{\mu}{\lambda + \mu}$	$\lambda = \frac{\upsilon E}{(1+\upsilon)(1\text{-}2\ \upsilon)}$	$\mu = \frac{E}{2(1+\upsilon)}$	$\alpha_1 = \frac{(\lambda + 2\mu)}{\mu}$
$D = \frac{Et^3}{12(1\text{-}2\ \upsilon^2)}$	$e(x) = \sinh(x)$	$E(x) = \cosh(x)$	$\phi = \frac{a}{b}$
$\sigma(x) = \frac{\mathrm{e}(x) - x}{E(x)}$	$\tau(x) = \frac{\mathrm{E}(x) - x}{e(x)}$	$\chi(x) = \frac{\mathrm{E}(x)}{\sigma(x)}$	$\Psi(x) = \frac{\mathrm{e}(x)}{\tau(x)}$

Onde:

a: altura da placa ($2h_0$);

b: comprimento da placa;

E: módulo de elasticidade;

υ: coeficiente de Poisson;

D: rigidez da placa;

λ: primeiro parâmetro de Lamé;

μ: módulo de cisalhamento;

$e(x)$, $E(x)$, $\sigma(x)$, $\tau(x)$, $\chi(x)$ e $\Psi(x)$ são funções auxiliares utilizadas para simplificar a escrita do desenvolvimento analítico.

Em seu artigo, Mathieu [52] expressou as conhecidas equações de equilíbrio, sem a presença das forças de corpo, em termos dos deslocamentos.

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = 0 \qquad \Delta u = -\frac{1}{\varepsilon}\frac{\partial \vartheta}{\partial x} \tag{31}$$

Mathieu →

$$\frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial x} = 0 \qquad \Delta v = -\frac{1}{\varepsilon}\frac{\partial \vartheta}{\partial y} \tag{32}$$

Onde Δ é o operador laplaciano e ϑ é a dilatação volumétrica dada por

$$\vartheta = \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} \tag{33}$$

Resolvendo-se o sistema de equações definido pelas equações (31) e (32) conclui-se que

$$\Delta \vartheta = 0 \tag{34}$$

A solução de Mathieu inicia-se com a escolha de duas séries de Fourier ϑ_1 e ϑ_2 para definir a dilatação volumétrica, levando-se em consideração a simetria ou não das tensões em relação aos eixos x e y.

$$\vartheta = \vartheta_1 + \vartheta_2 \tag{35}$$

O próximo passo é a introdução da função $F = F_1 + F_2$, de forma tal que

$$\Delta F = -\frac{1}{\varepsilon_1}\vartheta \quad \rightarrow \quad \Delta F_1 = -\frac{1}{\varepsilon_1}\vartheta_1 \quad \text{e} \quad \Delta F_2 = -\frac{1}{\varepsilon_1}\vartheta_2 \tag{36}$$

Com o auxílio da função F e de (36), encontra-se os campos de deslocamentos u e v em termos de F.

$$u = \frac{dF}{dx} + \alpha_1 \int \vartheta_1 dx \tag{37}$$

$$v = \frac{dF}{dy} + \alpha_1 \int \vartheta_2 dy \tag{38}$$

Por fim, é possível calcular os campos de tensão por meio das seguintes relações provenientes da teoria da elasticidade,

$$N_1 = \lambda\vartheta + 2\mu\frac{\partial u}{\partial x} \quad \rightarrow \quad N_1 = \lambda\vartheta + 2\mu\alpha_1\vartheta_1 + 2\mu\frac{\partial^2 F}{\partial x^2} \tag{39}$$

$$N_2 = \lambda\vartheta + 2\mu\frac{\partial v}{\partial y} \quad \rightarrow \quad N_2 = \lambda\vartheta + 2\mu\alpha_1\vartheta_2 + 2\mu\frac{\partial^2 F}{\partial y^2} \tag{40}$$

$$T_3 = \mu\left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y}\right) \quad \rightarrow \quad T_3 = \mu\left(2\frac{\partial^2 F}{\partial x \partial y} + \alpha_1 \int \frac{\partial \vartheta_1}{\partial y} dx + \alpha_1 \int \frac{\partial \vartheta_2}{\partial x} dx\right) \tag{41}$$

Onde:

N_1: campo de tensões normais na direção do eixo x;

N_2: campo de tensões normais na direção do eixo y;

T_3: campo de tensões cisalhantes.

3.2.3 Cálculo do campo de tensões para o caso DEA

Em primeiro lugar, para o cálculo dos campos de tensão, deve-se aproximar uma função que descreverá o carregamento aplicado por meio de uma série de Fourier em função do carregamento, conforme a equação (42).

$$f(y) = A + \sum_n A_n \cos(ny) \tag{42}$$

Tal série aproxima a função $f(y) = -Nx$ no intervalo $-\frac{L_0-h_1}{2} \leq y \leq \frac{L_0-h_1}{2}$, sendo a mesma nula ao longo do restante do domínio e Ny é a carga de flambagem, portanto a incógnita do problema.

Como o caso DEA é caracterizado por simetria tanto em relação ao eixo x quanto ao eixo y, são definidas séries de Fourier pares para definir as duas parcelas da função da dilatação volumétrica, conforme as equações (43) e (44).

$$\vartheta_1 = B_0 + \sum_n B_n \cosh(nx)\cos(ny) \quad n = \frac{2q\pi}{b} \quad q = 1, 2, 3, \ldots \tag{43}$$

$$\vartheta_2 = \beta_0 + \sum_m \beta_m \cosh(my)\cos(mx) \quad m = \frac{2p\pi}{a} \quad p = 1, 2, 3, \ldots \tag{44}$$

Assim como a dilatação é definida pela superposição de duas funções, a função auxiliar F também é dividida em duas partes, sendo estas, a solução da equação diferencial (36).

$$F_1 = -\frac{1}{2\varepsilon_1} B_0 x^2 - \frac{1}{2\varepsilon_1} \sum_n \frac{1}{n} B_n x e(nx)\cos(ny) + \sum_n H_n E(nx)\cos(ny) \tag{45}$$

$$F_2 = -\frac{1}{2\varepsilon_1} \beta_0 y^2 - \frac{1}{2\varepsilon_1} \sum_m \frac{1}{m} \beta_m y e(my)\cos(mx) + \sum_m G_m E(my)\cos(mx) \tag{46}$$

Por fim, ao substituir a função F nas equações (39) a (41), o problema resume-se em encontrar o valor dos coeficientes B_0, β_0, B_n, β_m, H_n e G_m por meio das condições de contorno ilustradas na Figura 15, sendo elas as seguintes:

$$N_1 = f(y) \qquad x = \pm\frac{a}{2} \tag{47}$$

$$N_2 = 0 \qquad y = \pm\frac{b}{2} \tag{48}$$

$$T_3 = 0 \qquad x = \pm\frac{a}{2} \;\; e \;\; y = \pm\frac{b}{2} \tag{49}$$

Ao aplicar a condição de contorno (49) na equação (41), obtém-se,

$$H_n = B_n\left[-\frac{1}{2n^2}+\frac{a}{4n\varepsilon_1}\frac{E\left(\frac{1}{2}na\right)}{\mathrm{e}\left(\frac{1}{2}na\right)}\right] \tag{50}$$

$$G_m = \beta_m\left[-\frac{1}{2m^2}+\frac{b}{4m\varepsilon_1}\frac{E\left(\frac{1}{2}mb\right)}{\mathrm{e}\left(\frac{1}{2}mb\right)}\right] \tag{51}$$

Da condição (47) e da equação (42) aplicadas à equação (39), tem-se,

$$\lambda\vartheta + 2\mu\alpha_1\vartheta_1 + 2\mu\frac{\partial^2 F}{\partial x^2} = A + \sum_n A_n\cos(ny) \tag{52}$$

Ao substituir as equações (45) e (46) na equação (52) e posteriormente, as equações (50) e (51) na equação resultante, encontra-se,

$$\begin{aligned}&(\lambda+\mu)^{-1}[(\lambda+2\mu)B_0+\lambda\beta_0-A]\\ &+\sum_n\left\{B_n\left[E\left(\frac{na}{2}\right)+\frac{na}{2e\left(\frac{na}{2}\right)}\right]-\left(\frac{A_n}{\lambda+\mu}\right)\right\}\cos(ny)\\ &+\sum_m\beta_m\left\{E(my)\left[1-\frac{mb}{2}\frac{E\left(\frac{mb}{2}\right)}{e\left(\frac{mb}{2}\right)}+mye(my)\right]\right\}\cos\left(\frac{ma}{2}\right)=0\end{aligned} \tag{53}$$

Da mesma maneira, usando a condição (48) na equação (40), obtém-se,

$$\begin{aligned}&(\lambda+\mu)^{-1}[(\lambda+2\mu)\beta_0+\lambda B_0]+\sum_m\left\{\beta_m\left[E\left(\frac{mb}{2}\right)+\frac{mb}{2e\left(\frac{mb}{2}\right)}\right]\right\}\cos(mx)\\ &+\sum_n B_n\left\{E(nx)\left[1-\frac{1}{2}na\frac{E\left(\frac{na}{2}\right)}{e\left(\frac{na}{2}\right)}\right]+nxe(nx)\right\}\cos\left(\frac{nb}{2}\right)=0\end{aligned} \tag{54}$$

É possível eliminar da equação (53), os termos trigonométricos multiplicando-a por dy e a integrando entre $\pm\frac{b}{2}$. Desta forma, restam apenas os termos que possuem B_0 e β_0.

$$(\lambda+\mu)^{-1}[(\lambda+2\mu)B_0+\lambda\beta_0-A]b=0 \tag{55}$$

O mesmo pode ser feito com a equação (54), multiplicando-a por dx e a integrando entre $\pm\frac{a}{2}$.

$$(\lambda+\mu)^{-1}[(\lambda+2\mu)\beta_{0+}\lambda B_0]a=0 \tag{56}$$

Ao se resolver o sistema de equações (55) e (56), encontra-se B_0 e β_0.

$$B_0=\frac{\lambda+2\mu}{4\mu(\lambda+\mu)}A \tag{57}$$

$$\beta_0=-\frac{\lambda}{4\mu(\lambda+\mu)}A \tag{58}$$

Valendo-se da mesma estratégia utilizada anteriormente, agora serão definidos B_n e β_n, mas desta vez, eliminando os termos com B_0 e β_0 (não trigonométricos) multiplicando as equações (53) e (54) por $\cos(ny)\,dy$ e $\cos(mx)\,dx$, respectivamente, e as integrando entre $\pm\frac{b}{2}$ e $\pm\frac{a}{2}$. Assim obtém-se,

$$B_n=\frac{A_n}{(\lambda+\mu)\tau\left(\frac{1}{2}na\right)}-\frac{8n^2\cos\left(\frac{1}{2}nb\right)}{b\tau\left(\frac{1}{2}na\right)}\sum_m\beta_m\frac{me\left(\frac{1}{2}mb\right)\cos\left(\frac{1}{2}ma\right)}{(m^2+n^2)^2} \tag{59}$$

$$\beta_m=-\frac{8m^2\cos\left(\frac{1}{2}ma\right)}{a\tau\left(\frac{1}{2}mb\right)}\sum_n B_n\frac{ne\left(\frac{1}{2}na\right)\cos\left(\frac{1}{2}nb\right)}{(m^2+n^2)^2} \tag{60}$$

Após substituir recursivamente B_n em β_n e vice-versa, e rearrumar os somatórios com índices mais adequados, define-se $B_n=B_q$ e $\beta_n=\beta_p$ como

$$B_q = \frac{A_q}{(\lambda+\mu)\tau(q\pi\phi)} + \frac{16\phi^4 q^2(-1)^q}{(\lambda+\mu)\pi^2\,\tau(q\pi\phi)}\sum_{q'} q'\,A_{q'}(-1)^{q'}\Psi(q'\pi\phi)\left\{\Lambda_1(q,q') + \left(\frac{16\phi^4}{\pi^2}\right)\Lambda_3(q,q') + \left(\frac{16\phi^4}{\pi^2}\right)^2\Lambda_{5(q,q')} + \cdots\right\} \tag{61}$$

$$\beta_p = -\frac{4\phi p^2(-1)^p}{(\lambda+\mu)\pi\tau\left(\frac{p\pi}{\varphi}\right)}\sum_{q} qA_q(-1)^q\Psi(q\pi\phi)\left\{\Lambda_0(p,q) + \left(\frac{16\phi^4}{\pi^2}\right)\Lambda_2(p,q) + \left(\frac{16\phi^4}{\pi^2}\right)^2\Lambda_4(p,q) + \cdots\right\} \tag{62}$$

Sendo:

$$\Lambda_0(p,q) = \frac{1}{(p^2+\phi^2q^2)^2} \tag{63}$$

$$\Lambda_1(q,q') = \sum_{p}\frac{p^3\Psi\left(\frac{p\pi}{\phi}\right)}{(p^2+\phi^2q'^2)^2}\Lambda_0(p,q) \tag{64}$$

$$\Lambda_2(p,q) = \sum_{q'}\frac{q'^3\Psi(q'\pi\phi)}{(p^2+\phi^2q'^2)^2}\Lambda_1(q,q') \tag{65}$$

$$\Lambda_3(q,q') = \sum_{p}\frac{p^3\Psi\left(\frac{p\pi}{\phi}\right)}{(p^2+\phi^2q'^2)^2}\Lambda_2(p,q) \tag{66}$$

$$\Lambda_4(p,q) = \sum_{q'}\frac{q'^3\Psi(q'\pi\phi)}{(p^2+\phi^2q'^2)^2}\Lambda_3(q,q') \tag{67}$$

...

Agora é possível determinar os campos de deslocamento por meio das equações (37) e (38) obtendo-se as equações (68) e (69).

$$u = B_0 x + \sum_n B_n \left[\left(\frac{\alpha_1}{2n} + \frac{a}{4\varepsilon_1} \frac{E\left(\frac{1}{2}na\right)}{e\left(\frac{1}{2}na\right)} \right) e(nx) - \frac{xE(nx)}{2\varepsilon_1} \right] \cos(ny) + \sum_m \beta_m \left[\left(\frac{1}{2m} - \frac{b}{4\varepsilon_1} \frac{E\left(\frac{1}{2}mb\right)}{e\left(\frac{1}{2}mb\right)} \right) E(my) + \frac{ye(my)}{2\varepsilon_1} \right] \text{sen}(mx) \tag{68}$$

$$v = \beta_0 y + \sum_n B_n \left[\left(\frac{1}{2n} - \frac{a}{4\varepsilon_1} \frac{E\left(\frac{1}{2}na\right)}{e\left(\frac{1}{2}na\right)} \right) E(nx) + \frac{xe(nx)}{2\varepsilon_1} \right] \text{sen(ny)} + \sum_m \beta_m \left[\left(\frac{\alpha_1}{2m} + \frac{b}{4\varepsilon_1} \frac{E\left(\frac{1}{2}mb\right)}{e\left(\frac{1}{2}mb\right)} \right) e(my) - \frac{yE(my)}{2\varepsilon_1} \right] \cos(mx) \tag{69}$$

Finalmente, com os campos de deslocamentos é possível determinar, por meio das equações (39), (40) e (41), os campos de tensão que surgem com a aplicação do carregamento na placa apresentados da equação (70) a (72).

$$N_1 = A + (\lambda + \mu) \sum_n B_n \left[\left(1 + \frac{na}{2} \frac{E\left(\frac{1}{2}na\right)}{e\left(\frac{1}{2}na\right)} \right) E(nx) - nxe(nx) \right] \cos(ny) + (\lambda + \mu) \sum_m \beta_m \left[\left(1 - \frac{mb}{2} \frac{E\left(\frac{1}{2}mb\right)}{e\left(\frac{1}{2}mb\right)} \right) E(my) + mye(my) \right] \cos(mx) \tag{70}$$

$$N_2 = (\lambda + \mu) \sum_n B_n \left[\left(1 - \frac{na}{2} \frac{E\left(\frac{1}{2}na\right)}{e\left(\frac{1}{2}na\right)} \right) E(nx) + nxe(nx) \right] \cos(ny) + (\lambda + \mu) \sum_m \beta_m \left[\left(1 + \frac{mb}{2} \frac{E\left(\frac{1}{2}mb\right)}{e\left(\frac{1}{2}mb\right)} \right) E(my) - mye(my) \right] \cos(mx) \tag{71}$$

$$T_3 = (\lambda+\mu)\sum_n B_n\left(-\frac{na}{2}\frac{E\left(\frac{1}{2}na\right)}{e\left(\frac{1}{2}na\right)}e(nx)+nxE(nx)\right)sen(ny) + (\lambda+\mu)\sum_m \beta_m\left(-\frac{mb}{2}\frac{E\left(\frac{1}{2}mb\right)}{e\left(\frac{1}{2}mb\right)}e(my)+myE(my)\right)sen(mx) \quad (72)$$

De forma a validar os resultados obtidos por meio do método analítico, estes são comparados aos resultados oriundos da avaliação numérica que será descrita posteriormente nesta dissertação. Os resultados gráficos dos campos de tensão para o caso DEA obtidos podem ser visualizados na Figura 17. Foi considerado um carregamento $Nx = 1N/mm$ atuando em uma placa de 480 mm de comprimento por 80 mm de largura e 2 mm de espessura.

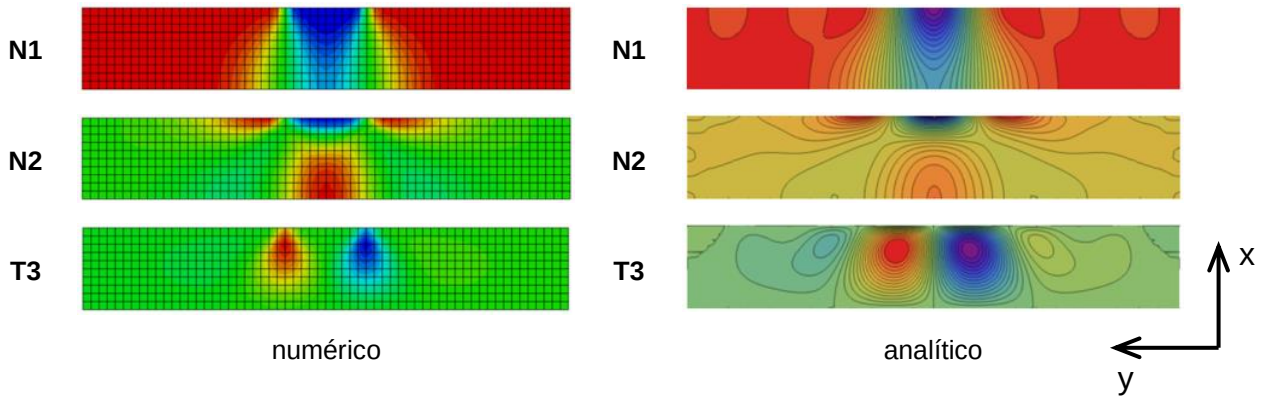


Figura 17 – Comparação entre os resultados numéricos obtidos neste trabalho e analíticos, sendo N1 o campo de tensões na direção y, N2 o campo de tensões na direção x e T3 o campo de tensões cisalhantes.

3.3 Formulação do problema de estabilidade

A tensão de flambagem da parede lateral do banzo é calculada utilizando-se o método de energia de Ritz, onde a energia de deformação é calculada normalmente, mas o trabalho externo é calculado considerando-se os campos de tensão exatos calculados anteriormente. Para a etapa em questão serão utilizados apenas as

metades dos campos de tensão calculados, devidamente transladados para coincidirem com a orientação da função aproximada pela série de Fourier dupla que descreve os deslocamentos para fora do plano, conforme mostra a Figura 15. Deve-se ainda ressaltar que todos os bordos da placa são considerados apoiados na direção z, aproximação que apresentou bons resultados.

3.3.1 Função de deslocamento adotada

Para a placa em questão foi adotada uma função de deslocamento para fora do plano na forma de uma série de Fourier dupla dada pela equação (73) que considera as condições de contorno adequadamente, ilustradas na Figura 18, e provou aproximar bem tais campos de deslocamento.

$$w = \sum_{m=1}^{s}\sum_{n=1}^{s} W_{mn} sen\left(\frac{m\pi x}{h_0} + \frac{m\pi}{2}\right) sen\left(\frac{n\pi y}{b} + \frac{n\pi}{2}\right) \tag{73}$$

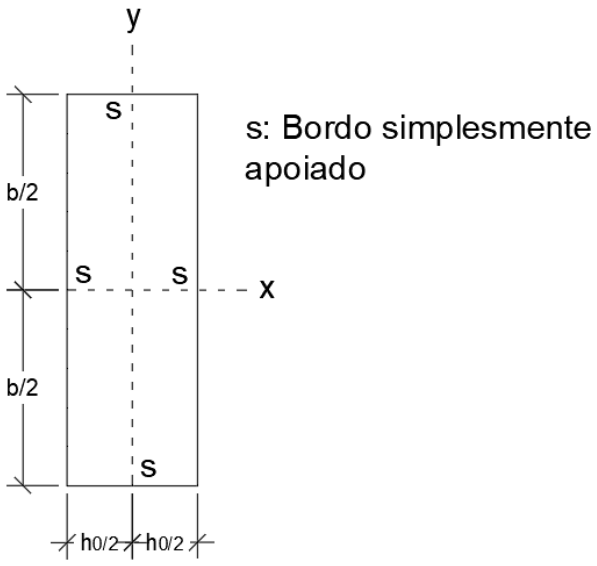


Figura 18 – Placa com todos os bordos simplesmente apoiados.

3.3.2 Energia de deformação da placa

O método de energia de Ritz é o processo pelo qual se define a mínima energia em que há instabilidade estrutural, sendo a energia total composta por uma parcela interna, que é a energia de deformação, e uma parcela externa, que é o trabalho das cargas aplicadas. A energia de deformação é dada por

$$U = \frac{t}{2}\int_{\frac{-b}{2}}^{\frac{b}{2}}\int_{\frac{-h_0}{2}}^{\frac{h_0}{2}}\left(\sigma_x\varepsilon_x + \sigma_y\varepsilon_y + \tau_{xy}\gamma_{xy}\right)dxdy \tag{74}$$

Colocando-se em termos de deslocamento, pode-se reescrevê-la da seguinte forma:

$$U = \frac{\mu t}{1-\nu}\int_{\frac{-b}{2}}^{\frac{b}{2}}\int_{\frac{-h_0}{2}}^{\frac{h_0}{2}}\left[{\varepsilon_x}^2 + {\varepsilon_y}^2 + 2\nu\varepsilon_x\varepsilon_y + \frac{1}{2}(1-\nu){\gamma_{xy}}^2\right]dxdy \tag{75}$$

Sabendo-se que,

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{1}{2}\left(\frac{\partial w}{\partial x}\right)^2 \tag{76}$$

$$\varepsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{1}{2}\left(\frac{\partial w}{\partial y}\right)^2 \tag{77}$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial x}\frac{\partial w}{\partial y} \tag{78}$$

Para pequenos deslocamentos u e $v \cong 0$, assim, ao substituir as equações (76) a (78) na expressão (75), obtém-se,

$$U = \frac{1}{2}D\int_{\frac{-b}{2}}^{\frac{b}{2}}\int_{\frac{-h_0}{2}}^{\frac{h_0}{2}}\left\{\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} - 2(1-\nu)\left[\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} - \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}\right)^2\right]\right\}dxdy \tag{79}$$

Substituindo-se (73) em (79) e resolvendo a integral, tem-se que

$$U = \frac{h_0 b}{8} D \sum_{m=1} \sum_{n=1} {w_{mn}}^2 \left(\frac{m^2 \pi^2}{{h_0}^2} + \frac{n^2 \pi^2}{b^2} \right)^2 \tag{80}$$

3.3.3 Ação das forças externas

A parcela da energia potencial do sistema que se relaciona às forças externas, ou seja, aos campos de tensão previamente calculados, é dada por

$$V = -\frac{t}{2} \int_{-\frac{b}{2}}^{\frac{b}{2}} \int_{-\frac{h_0}{2}}^{\frac{h_0}{2}} \left(N_1 \varepsilon_x + N_2 \varepsilon_y + T_3 \gamma_{xy} \right) dx dy \tag{81}$$

Substituindo-se as equações (76) a (78) na expressão (81) e considerando u e $v \cong 0$, tem-se

$$V = -\frac{t}{2} \int_{-\frac{b}{2}}^{\frac{b}{2}} \int_{-\frac{h_0}{2}}^{\frac{h_0}{2}} \left[N_1 \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 + N_2 \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 + 2 T_3 \frac{\partial w}{\partial x} \frac{\partial w}{\partial y} \right] dx dy \tag{82}$$

Introduzindo-se os campos de tensão exatos na equação (82), tal expressão torna-se extremamente complicada. Essa é a principal diferença do modelo de cálculo quando comparado a outros problemas de estabilidade. Para simplificar o trabalho computacional e reduzir o tempo de cálculo a equação é então dividida em três partes.

$$V = V_1 + V_2 + V_3 \tag{83}$$

Onde:

$$V_1 = -\frac{t}{2} \int_{-\frac{b}{2}}^{\frac{b}{2}} \int_{-\frac{h_0}{2}}^{\frac{h_0}{2}} N_1 \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 dx dy \tag{84}$$

$$V_2 = -\frac{t}{2}\int_{-\frac{b}{2}}^{\frac{b}{2}}\int_{-\frac{h_0}{2}}^{\frac{h_0}{2}} N_2\left(\frac{\partial w}{\partial y}\right)^2 dxdy \tag{85}$$

$$V_3 = -\frac{t}{2}\int_{-\frac{b}{2}}^{\frac{b}{2}}\int_{-\frac{h_0}{2}}^{\frac{h_0}{2}} T_3\frac{\partial w}{\partial x}\frac{\partial w}{\partial y}dxdy \tag{86}$$

3.3.4 Redução ao problema dos autovalores

Após a definição da energia de deformação da placa, U, e da ação das forças externas, V, a energia potencial total do sistema é dada por

$$\Pi = U + V \tag{87}$$

Do princípio da mínima energia potencial, tem-se que

$$\frac{\partial \Pi}{\partial W_{mn}} = \frac{\partial U}{\partial W_{mn}} + \frac{\partial V}{\partial W_{mn}} \tag{88}$$

A expressão (88) pode ser reduzida a um sistema de m x n equações, cuja matriz dos coeficientes está em função de N_y. A carga de instabilidade pode então ser determinada calculando-se o menor autovalor desta matriz ou encontrando-se as raízes da função determinante igual a zero, já que se trata de um sistema possível e indeterminado, sendo a carga, a menor raiz negativa (compressão).

Na literatura, a expressão (89) é comumente aceita para o cálculo da tensão de instabilidade de placas retangulares submetidas a carregamento distribuído.

$$\sigma_b = \frac{K\pi^2 D}{tb^2} \tag{89}$$

Calculando-se a tensão crítica de flambagem σ_b pelo método de cálculo exposto, pode-se definir o parâmetro K para uma gama de placas de geometrias variadas, conforme ilustra a Figura 19. Tal curva apresenta o parâmetro K para a

equação de instabilidade de placas descrita por Timoshenko [54], que já é bem conhecida e usada. Por facilidade, apenas a função do trecho contínuo em linha cheia foi regredida em um polinômio, pois além de a regressão da curva como um todo ser mais complexa, não costumam ser usados valores de ϕ menores que 0,1. Em geral, o K vale aproximadamente 72.

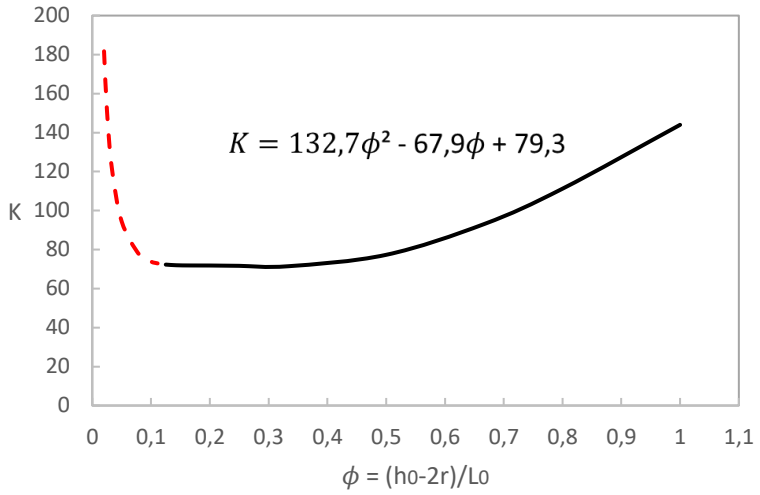


Figura 19 – Gráfico para a determinação do parâmetro K.

3.4 Não linearidade do material

Todos os cálculos realizados até então consideram um material com comportamento linear, mas não é o que se tem na realidade quando o aço inoxidável é considerado. O comportamento visto na Figura 20 pode ser verificado se forem comparadas as cargas críticas obtidas em regime linear com suas equivalentes considerando-se o comportamento real do material.

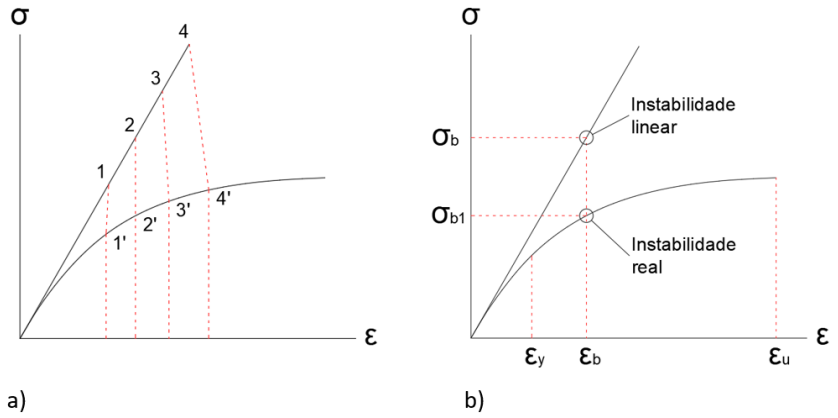


Figura 20 – a) Comparação das cargas críticas obtidas em regime linear e não linear e b) aproximação das cargas obtidas em regime linear e não linear.

Os números 1, 2, 3 e 4 representam os pontos onde ocorrem a falha de 4 placas de espessura crescente feitas do mesmo material em regime linear, já os números 1', 2', 3' e 4' são as equivalências quando é considerado o comportamento real do material. Naturalmente serão usadas funções que descrevem o regime elástico não linear e plástico não linear. Estas funções são baseadas no modelo de Ramberg Osgood e serão apresentadas a seguir. Os parâmetros $\bar{\alpha}$ e $\bar{\beta}$ foram ajustados e definidos por meio dos resultados experimentais de Feng e Young [12].

Regime elástico:

$$\sigma_e(\varepsilon) = E\varepsilon - (E\varepsilon_y - \sigma_y)\left(\varepsilon/\varepsilon_y\right)^{\bar{\alpha}} \tag{90}$$

Onde $\bar{\alpha}$ vale para os respectivos aços:

Duplex: $\bar{\alpha} = 3{,}0$
Austenítico: $\bar{\alpha} = 1{,}6$
Austenítico de alta resistência: $\bar{\alpha} = 2{,}6$

Regime plástico:

$$\sigma_p(\varepsilon) = \left(\frac{\sigma_u - \sigma_y}{\varepsilon_u - \varepsilon_y} ln(1+\varepsilon) + \sigma_y\right)\left(\frac{\sigma_y - \sigma_u}{\sigma_y ln\,(\varepsilon_y)} ln(\varepsilon) + \bar{\beta}\frac{\sigma_u}{\sigma_y}\right) \tag{91}$$

Onde $\bar{\beta}$ vale para os respectivos aços:

Duplex: $\bar{\beta} = 1{,}07$
Austenítico: $\bar{\beta} = 1{,}05$
Austenítico de alta resistência: $\bar{\beta} = 1{,}06$

Tendo em vista que uma flambagem em regime linear ocorre aproximadamente a um mesmo nível de deformação que quando considerada a não linearidade física do material, como visto na Figura 20, uma correção pode ser feita ao usar a deformação na qual a falha ocorre em regime linear para calcular a instabilidade em regime não linear. Para tanto serão usadas as funções que descrevem o regime elástico não linear e plástico não linear. A Figura 21 mostra a comparação entre as curvas tensão *vs* deformação de um aço com $\sigma_{0,2} = 565$ MPa, $f_u = 725$ GPa e $E = 196$ GPa.

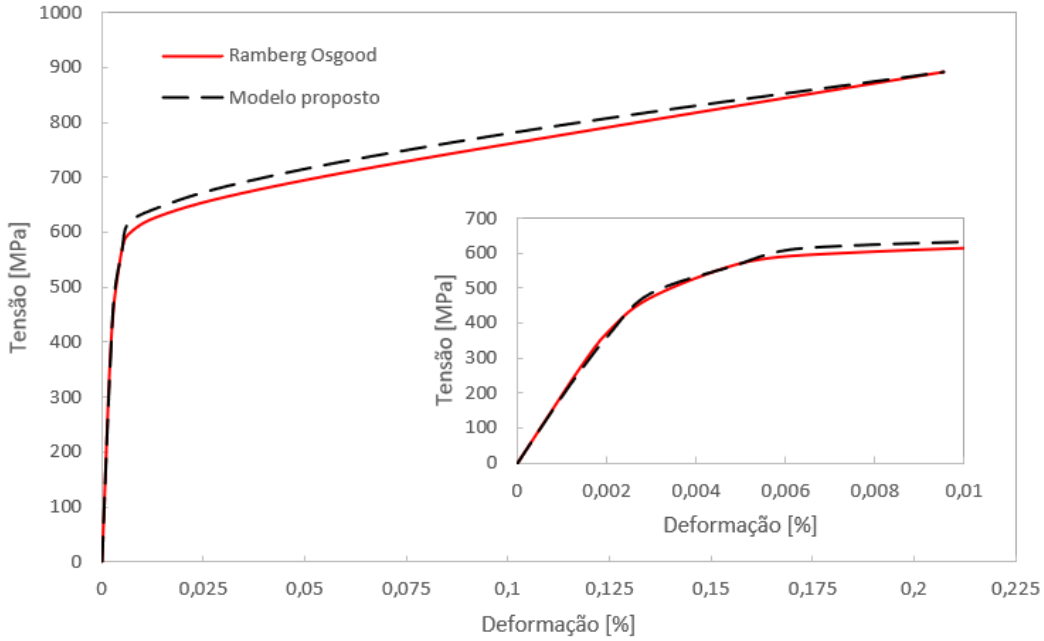


Figura 21 – Comparação entre as curvas tensão versus deformação de um aço inoxidável austenítico 304 plotadas por meio das equações de Ramberg Osgood e pelo método proposto.

Por fim, a determinação da carga crítica é obtida pela multiplicação da tensão crítica encontrada pela área solicitada, sendo esta a área da seção transversal das

duas paredes laterais do banzo. A Figura 22 ilustra o comprimento a ser considerado para o cálculo da área da respectiva seção. A Tabela 5 resume os procedimentos de cálculo sugeridos por este trabalho para a determinação da resistência de ligações T entre perfis tubulares com β=1, sem carregamento axial no banzo. Apresenta-se no apêndice C, um exemplo de cálculo usando a formulação sugerida.

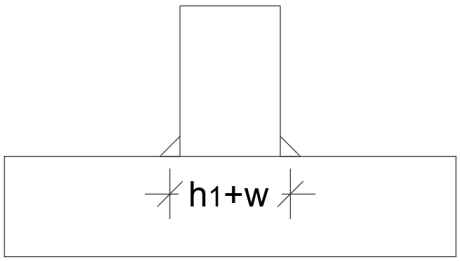


Figura 22 – Comprimento a ser considerado da parede lateral do banzo.

Tabela 5 – Resumo do dimensionamento proposto para ligações T entre seções de perfil SHS em aço inoxidável e β=1.

<table>
<tr><td colspan="3">1) Calcular K</td></tr>
<tr><td colspan="2">$K = 132{,}7\phi^2 - 67{,}9\phi + 79{,}3$</td><td>$\phi = \frac{h_0 - 2r}{L_0}$</td></tr>
<tr><td colspan="3">2) Calcular σ_b</td></tr>
<tr><td colspan="2">$\sigma_b = K\frac{\pi^2 D}{t_0 L_0^2}$</td><td>$D = \frac{E t_0^3}{12(1\text{-}2\,\upsilon^2)}$</td></tr>
<tr><td colspan="3">3) Calcular ε_b, ε_y e ε_u</td></tr>
<tr><td>$\varepsilon_b = \frac{\sigma_b}{E}$</td><td>$\varepsilon_y = \frac{\sigma_y}{E} + 0{,}002$</td><td>$\varepsilon_u = 1 - \frac{\sigma_y}{\sigma_u}$</td></tr>
<tr><td colspan="3">4) Calcular σ_{b1} com base nas equações (90) e (91)</td></tr>
<tr><td colspan="3">$\sigma_{b1} = \begin{cases} \sigma_e(\varepsilon_b)\ se\ \varepsilon_b \le \varepsilon_y \\ \sigma_p(\varepsilon_b)\ se\ \varepsilon_y < \varepsilon_b < \varepsilon_u \end{cases}$</td></tr>
<tr><td colspan="3">5) Calcular a resistência da ligação</td></tr>
<tr><td colspan="2">$R_0 = 2t_0(h_1 + w)\,\sigma_{b1}$</td><td>$w < \begin{cases} largura\ da\ solda \\ 2t \end{cases}$</td></tr>
</table>

4 ANÁLISE NUMÉRICA

4.1 Considerações iniciais

Com o avanço da computação, novas ferramentas surgiram para auxiliar o engenheiro. Cálculos que antes eram muito complexos para serem feitos manualmente, agora podem ser executados por um computador, permitindo a execução de trabalhos cada vez mais complexos e arrojados. Programas baseados em elementos finitos, permitem avaliar fenômenos físicos por meio de campos discretizados, sendo de ampla utilidade nos dias atuais, fornecendo resultados bastante coerentes com a realidade.

O trabalho em questão foi elaborado com o auxílio do programa de elementos finitos *ABAQUS*/CAE 2017 [61], sendo os modelos numéricos criados e devidamente parametrizados em linguagem de programação Python. Os resultados experimentais obtidos por Feng e Young [12] foram usados para calibrar os modelos computacionais e os resultados destes, por sua vez, serviram para validar o modelo semi-analítico desenvolvido.

Inicialmente foram calibrados dez modelos que reproduzem os ensaios experimentais realizados por Feng e Young [12] e destes foram extrapolados outros modelos com espessuras variadas. Tais modelos serviram para atestar a eficácia do modelo semi-analítico desenvolvido.

Avaliou-se uma grande variedade de ligações, sendo todas elas modeladas com elementos de casca e suas soldas com elementos sólidos. Foi dado o devido cuidado à região central da parede lateral do banzo, onde ocorre a falha, sendo a malha de elementos desta região mais refinada.

Por fim, incluíram-se diferentes níveis de esforço axial no banzo das ligações, tanto de tração quanto de compressão, para se avaliar a influência que as tensões normais atuantes têm sobre a resistência da ligação como um todo.

O que diferencia os modelos numéricos desenvolvidos são suas dimensões e o nível de carga aplicada ao banzo, assim eles são nomeados de acordo com as dimensões de suas seções transversais e com nível de carga aplicada ao banzo em

relação a sua carga de plastificação. Por exemplo, o nome “TN-C80 x 2-B80 x 2-50c” define a seguinte ligação T:

- a expressão “TN” no início, significa que se trata de uma ligação tubular do tipo T feita de aço inoxidável austenítico. As expressões “TD” e “TH” são usadas para aço inoxidável duplex e austenítico de alta resistência, respectivamente;
- a letra C refere-se ao banzo (chord) e a numeração seguinte, “80 x 2” indica as dimensões da seção transversal, sendo a largura e a altura iguais a 80 mm e a espessura igual a 2 mm;
- a letra B refere-se ao montante (brace) e a numeração seguinte “80 x 2” indica as dimensões da seção transversal, sendo a largura e a altura iguais a 80 mm e a espessura igual a 2 mm;
- o número 50 refere-se ao nível de carga aplicada ao banzo em percentagem em relação a sua carga de plastificação;
- a letra “c” depois da indicação do nível de carga aplicada ao banzo indica que o carregamento aplicado ao mesmo é de compressão. A letra “t” é usada para tração.

4.2 Programa experimental

Feng e Young [12] desenvolveram 22 testes que avaliaram a resistência de ligações T entre perfis tubulares SHS e RHS fabricados em aço austenítico, duplex e austenítico de alta resistência. Estes ensaios foram desenvolvidos apoiando-se o banzo das ligações ao longo de toda sua extensão e se aplicando uma carga concentrada que comprime o montante.

Os montantes de todas as ligações foram completamente soldados ao banzo formando um ângulo de 90 graus. As seções transversais dos banzos das ligações possuem altura e largura variando de 40 até 200 mm, e suas espessuras variam de 1,5 até 6 mm. Em relação aos montantes, estes possuem largura que varia de 40 a 150 mm, suas alturas variam de 40 até 200 mm e suas espessuras variam de 1,5 a 6 mm.

O comprimento dos banzos é dado por $5h_0 + h_1$, sendo h_0 a altura do banzo e h_1 a altura do montante, para assegurar que que as tensões na união do montante com o banzo não sejam afetadas pelas extremidades do banzo. Além disso, o comprimento dos montantes é dado por $2{,}5h_1$ para que não ocorra a flambagem global dos mesmos. As principais características geométricas da ligação T estudada são apresentadas na Figura 23 já apresentada anteriormente, mas repetida aqui de forma a facilitar o entendimento do leitor.

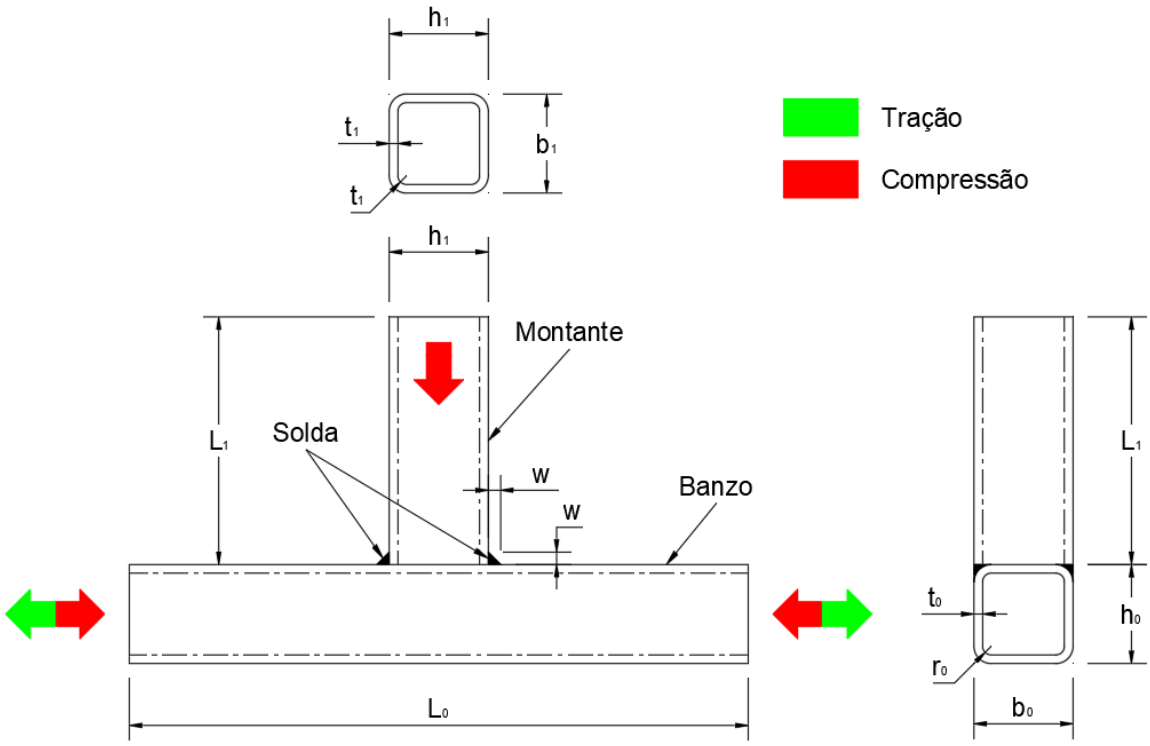


Figura 23 – Definição dos símbolos para ligações T soldadas (adaptado) [55].

As dimensões e propriedades físicas medidas das ligações consideradas no presente trabalho podem ser vistas na Tabela 6 e na Tabela 7.

Tabela 6 – Propriedades físicas dos tubos de aço inoxidável (adaptado) [12].

Seção	E (GPa)	σ_P (MPa)	$\sigma_{0.1}$ (MPa)	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	$\sigma_{0.5}$ (MPa)	$\sigma_{1.0}$ (MPa)	σ_u (MPa)	ε_f (%)
TN-C80 x 2-B80 x 2-0	201	120	360	398	426	438	608	59
TN-C40 x 2-B40 x 2-0	194	140	411	447	476	491	704	61
TN-C40 x 4-B40 x 4-0	196	140	494	565	624	638	725	52
TH-C150 x 3-B150 x 3-0	189	155	380	448	492	503	699	52
TH-C150 x 6-B150 x 6-0	194	147	393	497	541	561	761	52
TH-C200 x 4-B200 x 4-0	200	150	103	503	567	568	961	36
TD-C40 x 2-B40 x 2-0	216	164	633	707	748	780	827	29
TD-C50 x 1,5-B50 x 1,5-0	200	182	574	622	662	679	770	37
TD-C160 x 3-B160 x 3-0	208	167	481	536	570	595	766	40
TD-C140 x 3-B140 x 3-0	212	199	474	486	518	537	736	47

Tabela 7 – Dimensões dos protótipos (adaptado) [12].

Seção	$2.\gamma$	Banzo (mm)					Montante (mm)					Solda (mm)
		L_0	h_0	b_0	t_0	r_0	L_1	h_1	b_1	t_1	r_1	w
TN-C80 x 2-B80 x 2-0	40,00	483	80,2	80,5	2,0	4,0	193	80,3	80,6	1,95	4,0	5,8
TN-C40 x 2-B40 x 2-0	20,00	238	40,2	40,2	2,02	2,0	98	40,1	40,1	2,02	2,0	5,6
TN-C40 x 4-B40 x 4-0	10,00	239	40,2	40,2	3,94	4,0	99	40,1	40,2	3,98	4,0	7,4
TH-C150 x 3-B150 x 3-0	50,00	900	151,0	150,5	2,89	4,8	371	151,0	150,4	2,82	4,8	8,1
TH-C150 x 6-B150 x 6-0	25,00	899	150,5	150,7	5,78	6,0	366	150,3	150,5	5,84	6	10,5
TH-C200 x 4-B200 x 4-0	50,00	1202	197,5	109,2	4,06	8,5	493	197,8	109,5	4,02	8,5	8,3
TD-C40 x 2-B40 x 2-0	20,00	240	40,1	40,3	2,02	2,0	97	40,0	40,4	1,96	2,0	5,6
TD-C50 x 1,5-B50 x 1,5-0	33,33	300	50,5	50,2	1,56	1,5	123	50,5	50,2	1,57	1,5	4,7
TD-C160 x 3-B160 x 3-0	53,33	961	160,6	80,6	2,93	6	395	160,9	80,6	2,91	6,0	7,8
TD-C140 x 3-B140 x 3-0	46,67	838	141,1	80,1	3,15	6,5	349	140,4	80,5	3,13	6,5	7,8

4.3 Definição do modelo

4.3.1 Tipo de elemento e tamanho de malha

Para a construção do modelo foram usados elementos de casca com curvatura dupla de quatro nós e integração reduzida (S4R) e nove pontos de integração foram aplicados para simular a espessura. A Figura 24 ilustra o elemento em questão. Embora o elemento de casca possa permitir incorretamente a penetração de um elemento em outro por não considerar a espessura física, estes ainda fornecem uma solução acurada à maioria das aplicações a um baixo custo computacional.

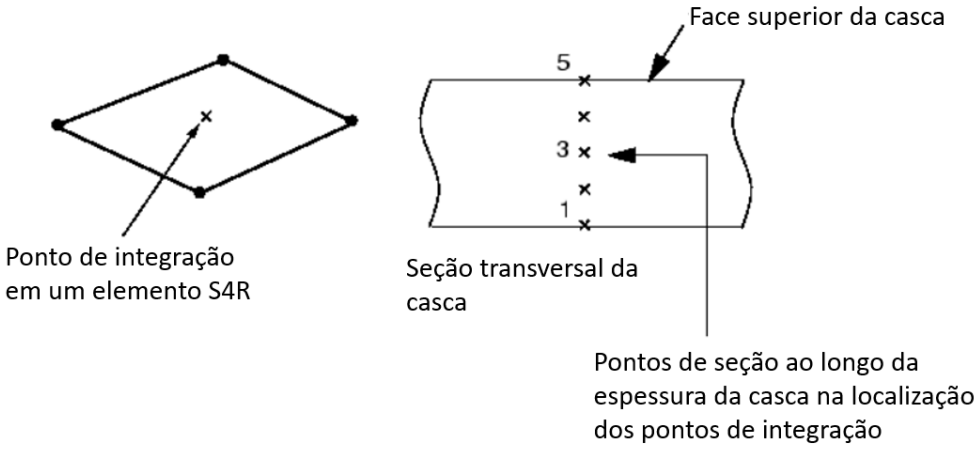


Figura 24 – Representação do elemento S4R (adaptado) [62].

Para se obter o tamanho de malha adequado fora realizado um estudo de sensibilidade de malha. Percebeu-se com o estudo que são obtidos bons resultados utilizando-se elementos com largura de aproximadamente um décimo da altura do banzo e metade disso na região da parede lateral. A Figura 25 mostra a malha de elementos finitos da ligação tubular T soldada.

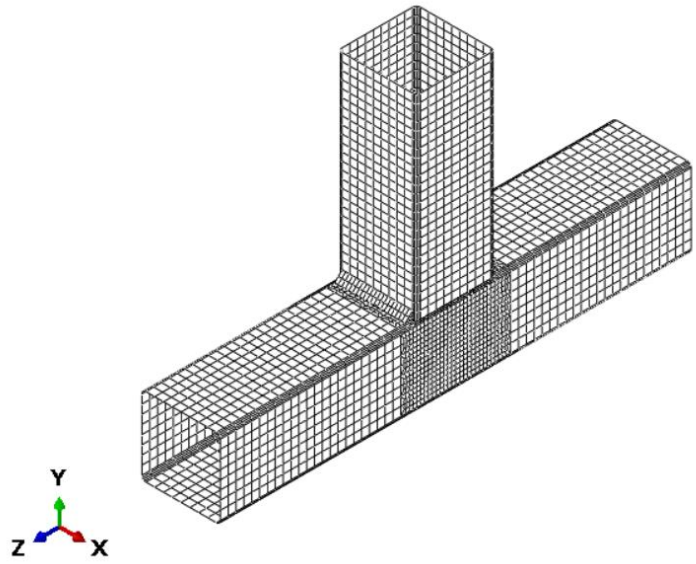


Figura 25 – Malha de elementos finitos da ligação tubular.

Os modelos criados para este trabalho possuem em média 6500 nós e aproximadamente 6000 elementos, levando em torno de 5 a 10 minutos para serem processados.

4.3.2 Modelagem do material

O aço inoxidável é um material que possui uma curva tensão *vs* deformação não-linear praticamente desde o início, o que deve ser considerado no modelo para que este represente de forma adequada os experimentos de Feng e Young [12]. Para tanto foram usadas as curvas obtidas pelos dados medidos na Tabela 6. Estas foram determinadas usando-se as cargas estáticas próxima à tensão limite de proporcionalidade e a tensão última do material. A primeira parte da curva representa o comportamento elástico do aço e é definido pelo módulo de Young da tabela e um coeficiente de Poisson igual a 0,3.

A não-linearidade física do material foi introduzida nos modelos considerando-se as curvas de tensão verdadeira *vs* deformação verdadeira no programa. A tensão verdadeira (σ_{true}) e a deformação logarítimica plástica (ε_{ln}^{pl}) foram calculadas conforme as recomendações do manual do usuário do *ABAQUS* [61]:

$$\sigma_{true} = \sigma.(1+\varepsilon) \tag{92}$$

$$\varepsilon_{ln}^{pl} = \ln(1+\varepsilon) - \frac{\sigma_{true}}{E} \tag{93}$$

Onde σ e ε são respectivamente, a tensão e a deformação de engenharia. Tais dados foram aproximados da Tabela 6, como dito anteriormente, seguindo o modelo de Ramberg-Osgood (Eqs. (94) a (99)), como indicado no manual de projeto para estruturas em aço inoxidável [10].

Para $\sigma \leq f_y$:

$$\varepsilon_{el} = \frac{\sigma}{E} + 0.002.\left(\frac{\sigma}{f_y}\right)^n \tag{94}$$

Para $\sigma > f_y$:

$$\varepsilon_{pl} = 0.002 + \frac{f_y}{E} + \frac{\sigma - f_y}{E_y} + \varepsilon_u.\left(\frac{\sigma - f_y}{f_u - f_y}\right)^m \tag{95}$$

Sendo:

$$\varepsilon_u = \frac{f_y}{f_u} \tag{96}$$

$$n = \frac{\ln(4)}{\ln\left(\frac{f_y}{R_{p0.05}}\right)} \tag{97}$$

$$m = 1 + 2.8\left(\frac{f_y}{f_u}\right) \tag{98}$$

$$E_y = \frac{E}{1 + 0.002.n.\left(\frac{E}{f_y}\right)} \tag{99}$$

Onde:

ε_{el} é a deformação em regime elástico;

ε_{pl} é a deformação em regime plástico;

ε_u é a deformação correspondente à tensão última;

σ é a tensão de engenharia;

f_y é a tensão de escoamento;

f_u é a tensão última;

E é o módulo de elasticidade;

E_y é o módulo de elasticidade secante;

$R_{p0.05}$ é a tensão correspondente à 0,05% de deslocamento plástico;

m e n são os parâmetros de Ramberg Osgood.

A Figura 26 e a Figura 27 apresentam as curvas tensão *versus* deformação utilizadas para a calibração dos modelos numéricos desenvolvidos neste trabalho. As curvas de engenharia foram extrapoladas por meio do método de Ramberg-Osgood com os dados das ligações ensaiadas dispostos na Tabela 6. Em seguida foram calculadas as tensões e deformações verdadeiras que deram origem as curvas usadas. Devido à natureza não-linear da relação entre os esforços aplicados e os deslocamentos, uma estratégia iterativa é adotada ativando-se a análise não linear no *ABAQUS* [61] para que a não-linearidade geométrica seja considerada. O método padrão considerado pelo programa é o de Newton-Raphson, que consiste na divisão da carga em incrementos (*substeps*), que são aplicados em vários passos (*steps*) de carga. Assim que o modelo atinge a condição de equilíbrio, um novo incremento é aplicado [63]. Tal processo continua até a solução atingir o critério de convergência.

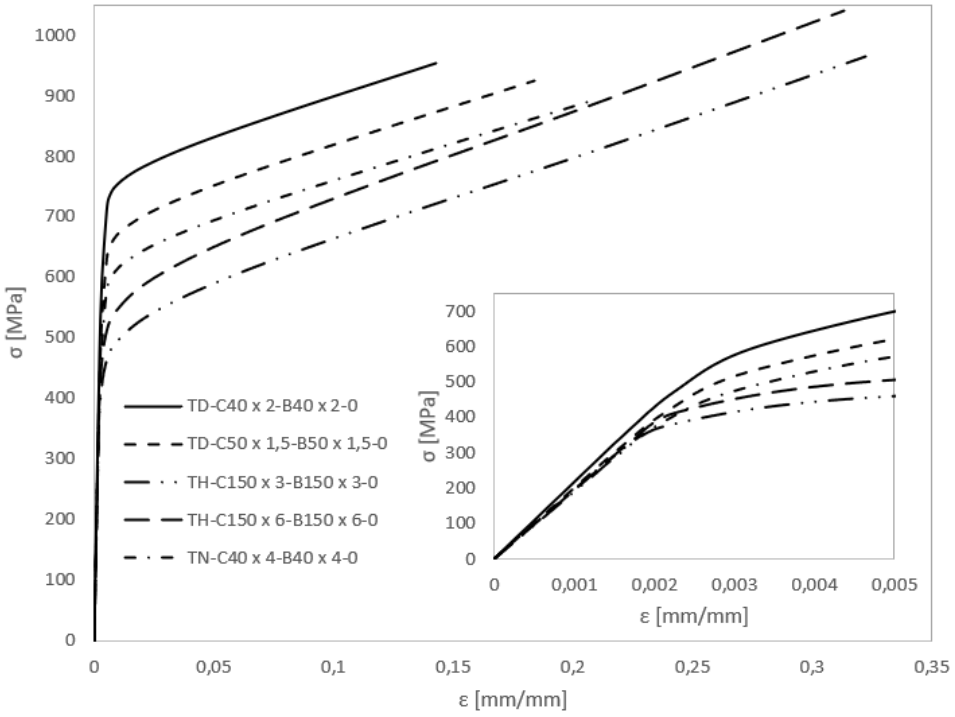


Figura 26 – Curvas tensão *versus* deformação usadas para a calibração dos modelos numéricos – parte 1

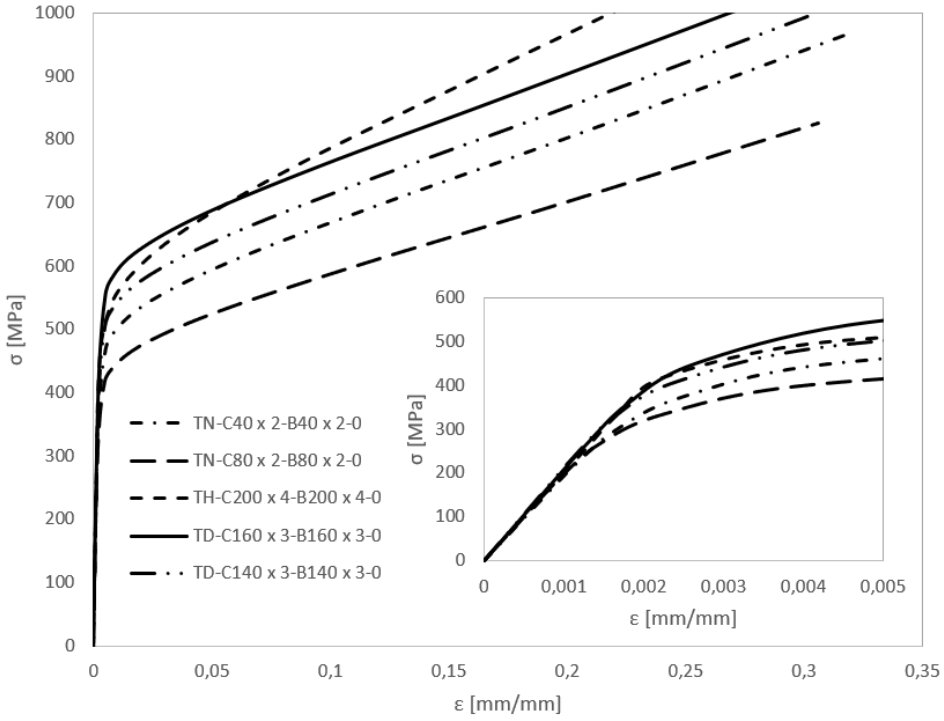


Figura 27 – Curvas tensão *versus* deformação usadas para a calibração dos modelos numéricos – parte 2

4.3.3 Modelagem da solda

As especificações da AWS A5.4/A5.4M [64] foram adotadas para determinar as propriedades do eletrodo E308L-17 usado por Feng e Young [12] em seus ensaios experimentais com ligações tubulares T em aço inoxidável. A solda é então modelada como um material bilinear, sendo a tensão última igual a 550 MPa no mínimo e o alongamento máximo igual a 35 mm no mínimo.

As soldas em si consistem em elementos tridimensionais sólidos, cada um com 8 nós e integração reduzida (C3D8R). A geometria da solda foi modelada de acordo com a Figura 28. O tamanho dos elementos varia com a espessura dos perfis de forma a compensar a falta de rigidez dos elementos que a compõe quando tais espessuras são grandes, sendo em geral, o tamanho do elemento, o dobro da espessura do perfil.

O contato da solda com o banzo e o montante foi feito de forma que a superfície mestre é a da solda, tendo em vista que é a parte mais rígida da ligação. Além disso,

teve-se o cuidado de se modelar as soldas de maneira simétrica para evitar qualquer tipo de excentricidade no carregamento.

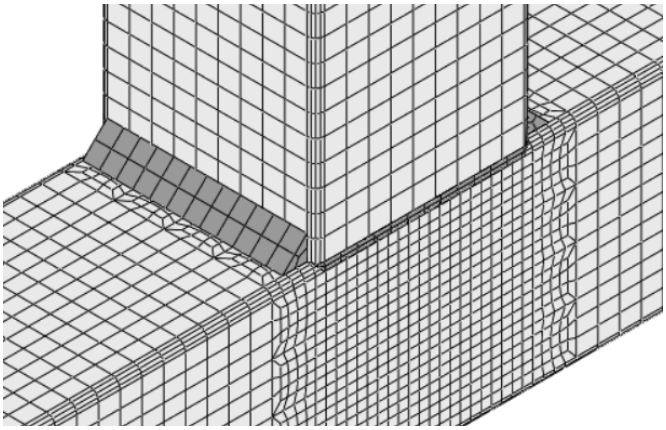


Figura 28 – Malha de elementos finitos da solda da ligação tubular [55].

4.3.4 Carregamento e condições de contorno

Para a modelagem das ligações tubulares T, pontos de referência foram criados e inseridos no topo do montante e nas extremidades do banzo sendo essas regiões modeladas como corpos rígidos restringindo-se todos os graus de liberdade, exceto pelo grau que impede o deslocamento na direção das cargas aplicadas ao banzo e ao montante. Além disso, as extremidades da face inferior do banzo são restringidas aos deslocamentos na direção da carga aplicada, ao longo de toda a sua extensão. A Figura 29 ilustra as condições de contorno da ligação tubular T em aço inoxidável adotadas na modelagem numérica no *ABAQUS* [61], bem como um foto dos ensaios realizados por Feng e Young [12]. Os pontos de referência RP1 e RP3 estão associados às faces das extremidades do banzo e possuem restrições de deslocamento nas direções x e y. O ponto de referência RP2 está associado à face superior do montante e possui restrições de deslocamento nas direções x e z. Quanto ao banzo, este possui restrição de deslocamento na direção y ao longo das arestas que seguem o comprimento da face inferior.

O contato entre a solda e os membros foi modelada usando-se uma restrição do tipo “tie”, disponível no *ABAQUS* [61]. Essa ferramenta acopla duas superfícies

diferentes de forma que não haja movimentação entre elas. Esse tipo de restrição permite a fusão entre duas regiões diferentes, mesmo que as malhas das duas não sejam semelhantes. Foi necessário definir corretamente quem seria a superfície mestre e quem seria a superfície escrava para evitar a penetração de uma na outra. Assim sendo, a superfície de malha mais refinada foi definida como mestre, nesse caso, a superfície da solda, sendo esta a superfície mais rígida.

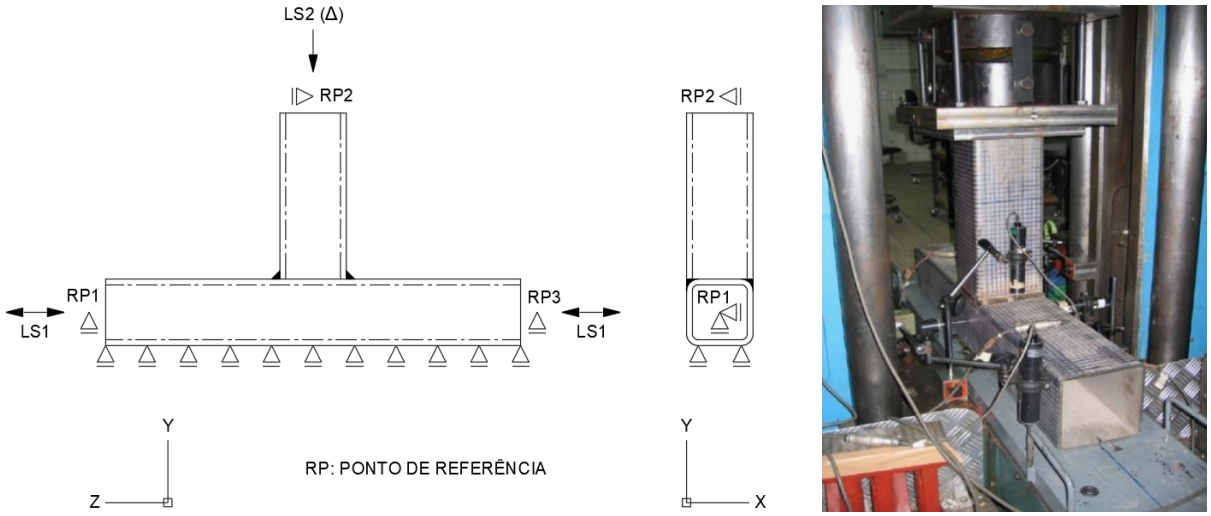


Figura 29 – Condições de contorno do modelo numérico de ligação tubular [55] de acordo com os experimentais realizados por Feng e Young [12].

A carga foi aplicada em incrementos usando-se o método (*STATIC) disponível na biblioteca do *ABAQUS* [61], sendo que no primeiro step de carregamento (LS1) é aplicada a força de tração ou compressão no banzo e no segundo step de carregamento (LS2) é aplicada a compressão no montante em termos de deslocamento. O parâmetro não linear (*NLGEOM) também foi usado para a consideração da análise de grandes deslocamentos e efeitos como a estricção. Para as análises nas quais existe carregamento axial no banzo, a este se aplica uma força e o nível de tensão normal no banzo é mantido enquanto a extremidade do montante é carregada através da aplicação de deslocamento prescrito. Todas as cargas foram aplicadas aos pontos de referência dos respectivos membros e transmitidas às suas extremidades, cada uma em um período total de passo de carga igual a 1.

4.4 Calibração dos modelos

Conforme já mencionado, os modelos de ligação T entre perfis tubulares desenvolvidos neste trabalho foram calibrados com os ensaios experimentais de Feng e Young [12]. Para tanto, foram escolhidos, inicialmente, dez ensaios, dentre os quais existem ligações entre perfis SHS e RHS, fabricadas em aços inoxidáveis austenítico, duplex e austenítico de alta resistência.

Para garantir que os modelos extrapolados a partir dos modelos calibrados comportem-se adequadamente, o tamanho dos elementos da solda varia com a espessura da parede lateral do banzo. Tal variação foi estimada pela calibragem dos modelos com banzos de paredes com diferentes espessuras. Essa medida foi adotada pois, dessa forma, é possível compensar a falta de rigidez que possuem as ligações entre perfis de paredes mais espessas, ocasionada pelos elementos de casca utilizados.

Os modelos foram calibrados pelas curvas carga *versus* deslocamento da parede lateral do banzo apresentadas da Figura 30 a Figura 39, sendo tal deslocamento, um dos critérios a serem considerados na caracterização da falha da ligação.

Nessa primeira etapa ainda não há carga axial aplicada ao banzo, tais modelos servirão para validar toda a formulação matemática desenvolvida no capítulo anterior para depois ser investigado o efeito das cargas de compressão e tração aplicadas no banzo.

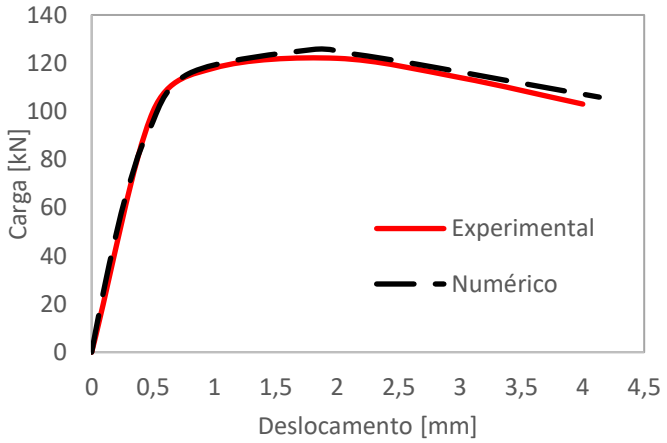


Figura 30 – Curva de calibração da ligação TD-C40 x 2-B40 x 2-0.

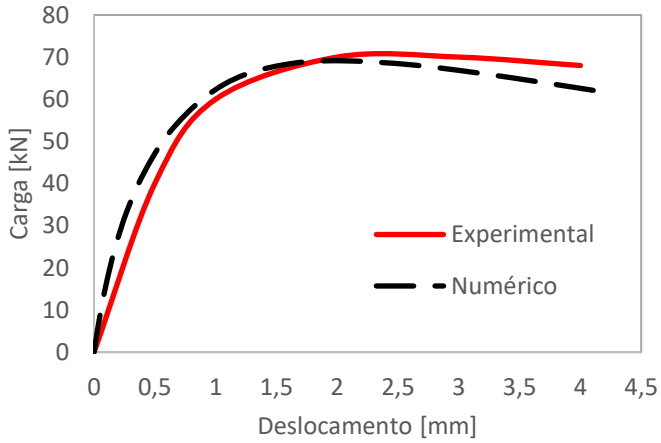


Figura 31 – Curva de calibração da ligação TD-C50 x 1,5-B50 x 1,5-0.

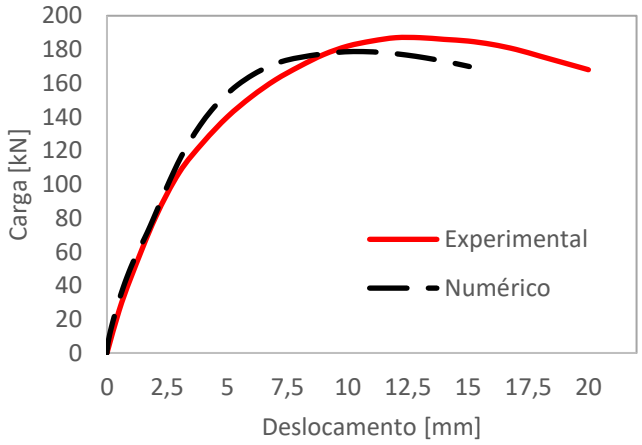


Figura 32 – Curva de calibração da ligação TH-C150 x 3-B150 x 3-0.

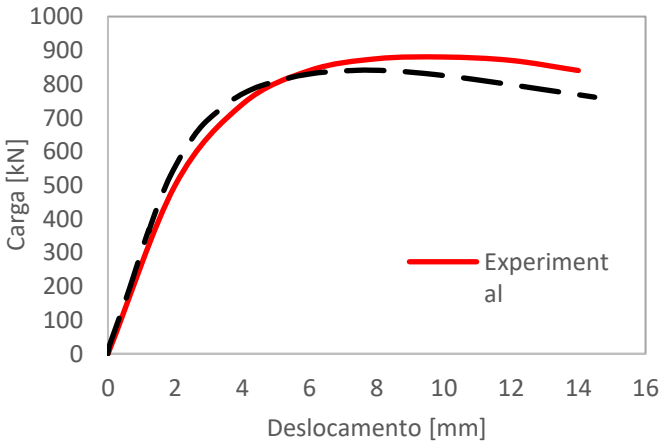


Figura 33 – Curva de calibração da ligação TH-C150 x 6-B150 x 6-0.

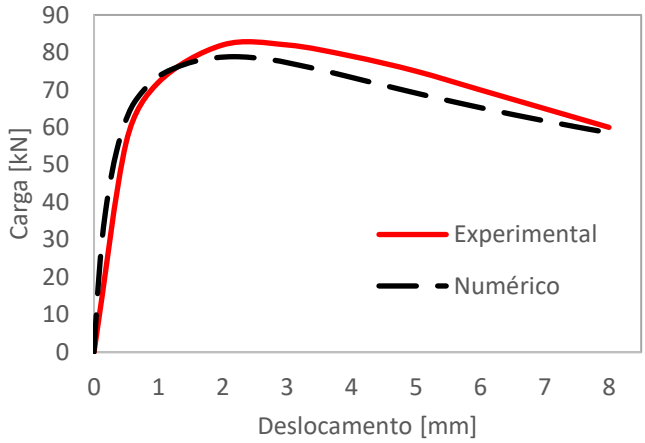


Figura 34 – Curva de calibração da ligação TN-C40 x 2-B40 x 2-0.

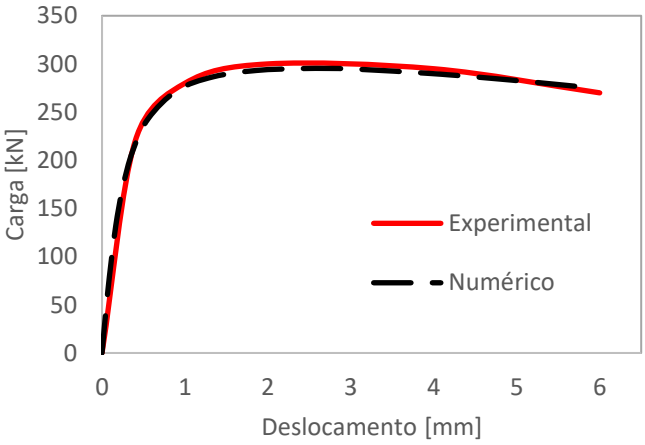


Figura 35 – Curva de calibração da ligação TN-C40 x 4-B40 x 4-0.

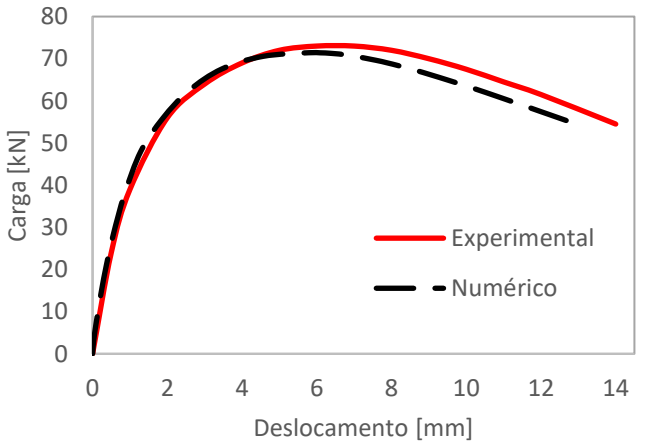


Figura 36 – Curva de calibração da ligação TN-C80 x 2-B80 x 2-0.

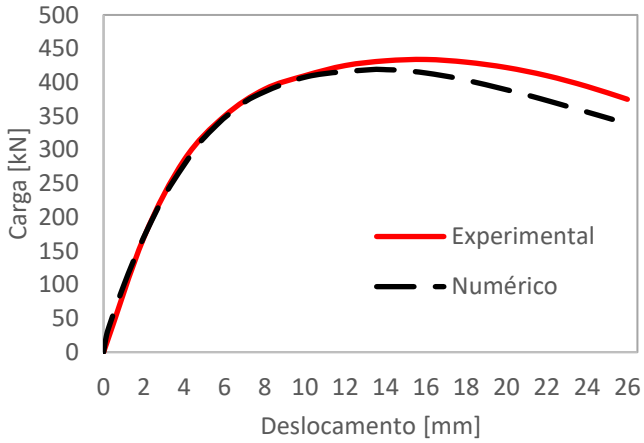


Figura 37 – Curva de calibração da ligação TH-C200 x 4-B200 x 4-0.

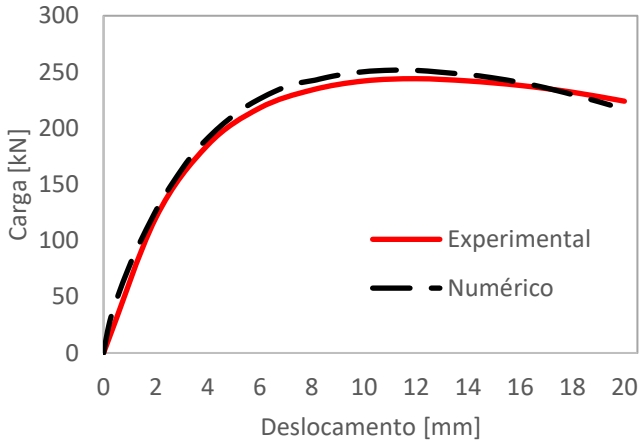


Figura 38 – Curva de calibração da ligação TD-C160 x 3-B160 x 3-0.

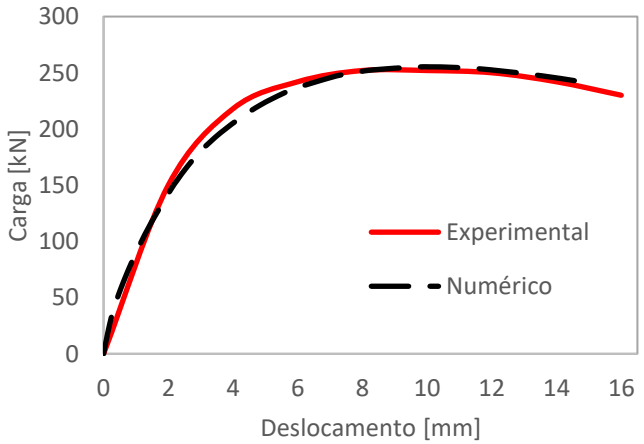
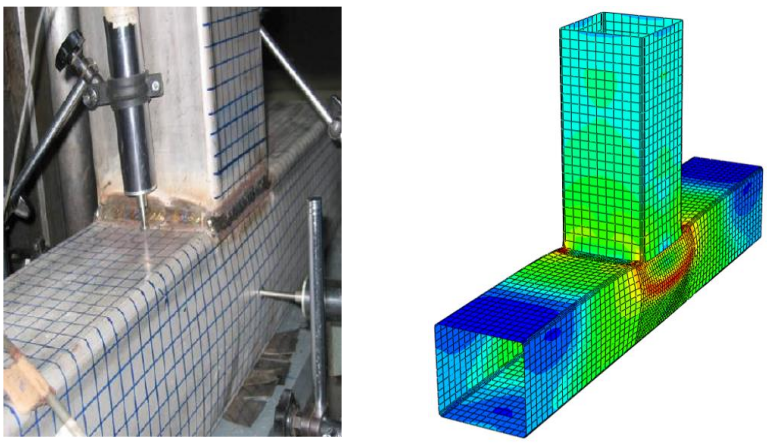


Figura 39 – Curva de calibração da ligação TD-C140 x 3-B140 x 3-0.

A Tabela 8 apresenta uma comparação entre as cargas últimas numéricas (R_n) e experimentais (R_e), além dos deslocamentos associados às cargas de pico numéricas (w_n) e experimentais (w_e). Da observação das curvas apresentadas da Figura 30 a Figura 39 e da Tabela 8, pode-se concluir que os modelos numéricos desenvolvidos para este trabalho representam bem o comportamento real das ligações ensaiadas em laboratório. A Figura 40 ilustra a comparação da deformada obtida no ensaio realizado por Feng e Young [15] com a deformada obtida no modelo numérico desenvolvido neste trabalho. Pode-se ver que as duas deformadas são muito semelhantes, o que indica uma boa calibração do modelo em elementos finitos.

Tabela 8 – Tabela comparativa dos resultados numéricos e experimentais em termos de cargas últimas e deslocamentos associados

Ligação	Carga última (kN)		$\frac{R_n}{R_e}$	Deslocamento (mm)		$\frac{w_n}{w_e}$
	Numérico	Experimental		Numérico	Experimental	
TD-C40 x 2-B40 x 2-0	125,63	122,00	1,03	1,80	1,80	1,00
TD-C50 x 1,5-B50 x 1,5-0	69,08	70,00	0,99	2,10	2,40	0,88
TH-C150 x 3-B150 x 3-0	178,80	187,00	0,96	10,24	12,50	0,82
TH-C150 x 6-B150 x 6-0	840,90	880,00	0,96	7,81	10,00	0,78
TN-C40 x 2-B40 x 2-0	78,86	82,00	0,96	2,16	2,50	0,86
TN-C40 x 4-B40 x 4-0	295,23	300,00	0,98	2,43	2,50	0,97
TN-C80 x 2-B80 x 2-0	71,42	73,00	0,98	5,78	6,50	0,89
TH-C200 x 4-B200 x 4-0	418,90	434,00	0,97	13,27	16,00	0,83
TD-C160 x 3-B160 x 3-0	251,52	244,00	1,03	11,92	12,00	0,99
TD-C140 x 3-B140 x 3-0	255,25	252,00	1,01	10,10	9,00	1,12



a) experimental b) numérica

Figura 40 – Comparação entre as deformadas experimental [17] e numérica.

5 ESTUDO PARAMÉTRICO

5.1 Parâmetros avaliados

A partir dos modelos numéricos calibrados foram criados outros com espessuras variadas. Além disso, procurou-se utilizar perfis comerciais, sendo todos de classe 1, 2 ou 3.

O parâmetro geométrico que mais influencia o comportamento da ligação quando as extremidades do banzo estão carregadas é a esbeltez ($2\gamma = h_0/t_0$), razão entre a altura da seção do banzo e sua espessura. Sendo assim, uma variada gama de ligações foi estudada, de forma que tal parâmetro variasse de 10 a 31,75, sendo o limite estipulado pelo Eurocode 3 [4] igual a 35 como apresentado na Tabela 9 totalizando 40 ligações diferentes. Para cada um destes modelos foram aplicadas cargas, tanto de tração quanto de compressão no banzo, em três diferentes níveis, $0{,}25.A_0.f_{y0}$, $0{,}5.A_0.f_{y0}$ e $0{,}75.A_0.f_{y0}$. A Tabela 9 apresenta os resultados obtidos para as ligações usadas na análise paramétrica [12] em comparação com os resultados semi-analíticos ainda sem a consideração de esforços normais no banzo. Na tabela, R_n representa a resistência máxima de cada ligação obtida por meio das análises numéricas realizadas com o auxílio do programa *ABAQUS* [61], $\%b_0$ é o deslocamento percentual da parede lateral do banzo em termos da largura do mesmo no instante em que a carga máxima (de pico) é obtida e R_0 é a resistência obtida por meio do método semi-analítico desenvolvido neste trabalho apresentado anteriormente. A Tabela 9 evidencia a eficácia do método semi-analítico desenvolvido ao apresentar resultados próximos dos desejados, ou seja, uma média da razão R_n/R_0 igual a 1,003 com um coeficiente de variação de 6,5%. Nesta primeira etapa são consideradas apenas ligações sem carregamento axial no banzo.

Tabela 9 – Resultados numéricos em comparação com os resultados semi-analíticos.

Ligação	2γ	R_n [kN]	$\%b_0$	R_0 [kN]	R_n/R_0
TD-C40 x 2-B40 x 2-0	20,00	124,25	3,68	124,19	1,001
TD-C40 x 2,25-B40 x 2,25-0	17,78	155,66	3,73	161,10	0,966
TD-C40 x 2,65-B40 x 2,65-0	15,09	202,63	4,00	196,80	1,030
TD-C40 x 3-B40 x 3-0	13,33	246,12	3,58	229,72	1,071
TD-C40 x 3,35-B40 x 3,35-0	11,94	284,24	4,35	264,26	1,076
TD-C40 x 3,75-B40 x 3,75-0	10,67	330,99	4,15	305,75	1,083
TD-C40 x 4-B40 x 4-0	10,00	334,07	5,90	332,77	1,004
TD-C140 x 5,3-B140 x 5,3-0	26,42	809,96	5,47	777,30	1,042
TD-C140 x 6,3-B140 x 6,3-0	22,22	1121,50	4,91	1158,38	0,968
TH-C150 x 6-B150 x 6-0	25,00	838,30	5,17	817,11	1,026
TH-C150 x 6,3-B150 x 6,3-0	23,81	913,18	4,92	985,12	0,927
TH-C150 x 7,1-B150 x 7,1-0	21,13	1130,00	4,96	1210,03	0,934
TH-C150 x 8-B150 x 8-0	18,75	1396,62	4,60	1527,33	0,914
TH-C150 x 8,5-B150 x 8,5-0	17,65	1547,92	4,10	1655,51	0,935
TH-C150 x 9,5-B150 x 9,5-0	15,79	1877,75	4,88	1921,61	0,977
TH-C150 x 10,6-B150 x 10,6-0	14,15	2243,88	4,96	2229,60	1,006
TH-C200 x 6,3-B200 x 6,3-0	31,75	964,06	6,23	876,34	1,100
TH-C200 x 7,1-B200 x 7,1-0	28,17	1210,32	5,48	1193,81	1,014
TH-C200 x 8-B200 x 8-0	25,00	1507,19	5,25	1571,76	0,959
TH-C200 x 9,5-B200 x 9,5-0	21,05	2073,87	5,34	2068,53	1,003
TH-C200 x 10,6-B200 x 10,6-0	18,87	2544,06	5,43	2572,76	0,989
TH-C200 x 11,2-B200 x 11,2-0	17,86	2827,46	5,08	2768,26	1,021
TH-C200 x 12,5-B200 x 12,5-0	16,00	3475,00	4,93	3207,23	1,083
TH-C200 x 14-B200 x 14-0	14,29	4309,91	4,75	3746,23	1,150
TN-C40 x 2-B40 x 2-0	20,00	78,86	5,40	86,11	0,916
TN-C40 x 1,5-B40 x 1,5-0	26,67	48,31	5,42	43,29	1,116
TN-C40 x 2,25-B40 x 2,25-0	17,78	95,48	4,53	104,37	0,915
TN-C40 x 2,65-B40 x 2,65-0	15,09	126,03	5,70	130,32	0,967
TN-C40 x 3-B40 x 3-0	13,33	154,96	5,79	154,61	1,002
TN-C40 x 3,35-B40 x 3,35-0	11,94	184,58	5,01	180,41	1,023
TN-C40 x 3,75-B40 x 3,75-0	10,67	219,73	5,93	211,77	1,038
TN-C40 x 4-B40 x 4-0	10,00	243,85	5,42	251,17	0,971
TN-C80 x 2,65-B80 x 2,65-0	30,19	125,94	5,49	123,88	1,017
TN-C80 x 3-B80 x 3-0	26,67	150,82	5,92	167,32	0,901
TN-C80 x 3,35-B80 x 3,35-0	23,88	199,07	5,45	214,75	0,927
TN-C80 x 3,75-B80 x 3,75-0	21,33	253,89	4,75	270,46	0,939
TN-C80 x 4,25-B80 x 4,25-0	18,82	321,74	4,45	345,22	0,932
TN-C80 x 4,75-B80 x 4,75-0	16,84	394,92	3,53	400,10	0,987
TN-C80 x 5,6-B80 x 5,6-0	14,29	537,48	4,35	499,28	1,077
TN-C80 x 6,3-B80 x 6,3-0	12,70	665,73	4,16	591,66	1,125
Média	-	-	4,93	-	1,003
COV	-	-	-	-	0,065

5.2 Falha da parede lateral do banzo

A falha da parede lateral do banzo ocorre com a instabilidade desta e, consequentemente, com um determinado nível de deslocamento para fora do plano. Os guias de projeto e do IIW [58] que tratam sobre dimensionamento de ligações tubulares metálicas preconizam que, se a carga de pico ocorrer para um deslocamento menor que $3\%b_0$, então a respectiva carga é considerada a carga de falha da ligação. Por outro lado, se essa carga de pico ocorrer para um nível de deslocamento da parede lateral maior que $3\%b_0$, então a carga de falha da ligação será a carga correspondente ao deslocamento de $3\%b_0$. A Figura 41 ilustra o descrito acima.

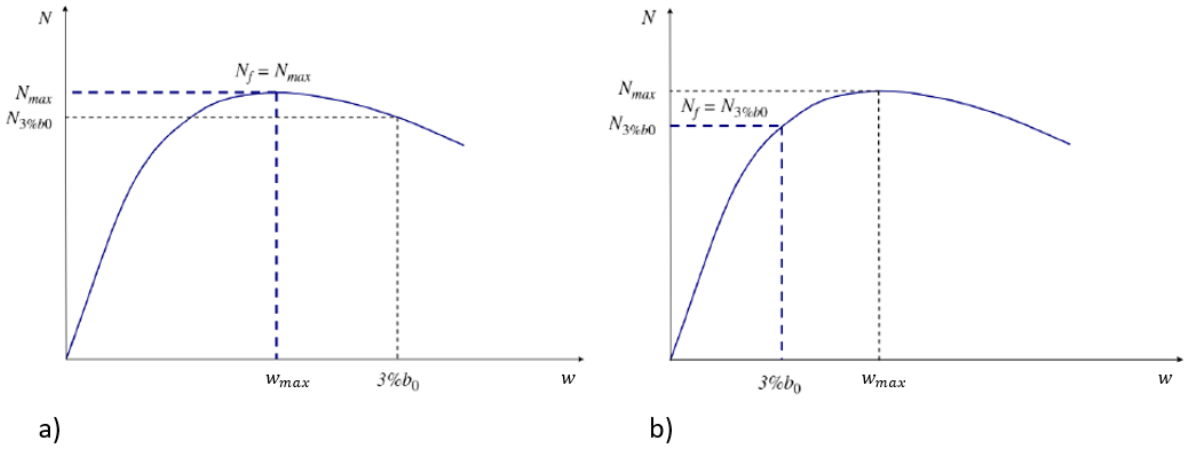


Figura 41 – Determinação da carga de falha da parede lateral do banzo: a) $w_{pico} < 3\%b_0$, b) $w_{pico} > 3\%b_0$ (adaptado) [12].

Tal limite existe porque em algumas situações, principalmente quando há um alto nível de carga de tração aplicada ao banzo, onde não se tem um pico na curva carga *versus* deslocamento ou este é excessivamente alto ou bem posterior a $3\%b_0$, grandes deslocamentos poderão ser desenvolvidos na parede lateral do banzo. Com base nos resultados da Tabela 9, observa-se que todas as ligações teriam suas resistências obtidas pelo critério de $3\%b_0$, o que desconsideraria parte da capacidade resistente do material. Os aços inoxidáveis, principalmente os da família dos austeníticos, suportam grandes deformações, maiores que as suportadas pelo aço carbono, tornando mais adequado uma alteração no limite de $3\%b_0$. Ainda com base

na Tabela 9, verifica-se que a média do deslocamento percentual da parede lateral do banzo no instante em que a carga máxima é obtida em termos da largura do banzo é $4{,}93\%b_0 \approx 5\,\%b_0$, sendo este um limite que se mostra mais apropriado para a definição da carga de falha da ligação.

Conforme pode ser visto na Figura 42, que mostra a distribuição das tensões de *von Mises*, no momento em que se atinge a carga de pico, e na Tabela 10 que apresenta o valor dessa tensão para algumas ligações estudadas, as tensões são crescentes na porção central do banzo, à meia altura, onde a parede lateral sofre os maiores deslocamentos para fora do plano. Tal região, devido ao espraiamento das tensões que se originam na junção do montante com o banzo, possui uma extensão de aproximadamente o dobro da altura do montante (h_1). Assim sendo, a Tabela 10 apresenta as tensões de *von Mises* nessa região das ligações, nos instantes em que o deslocamento transversal da parede é igual a $3\%b_0$, $5\%b_0$ e quando atua a carga de pico da ligação.

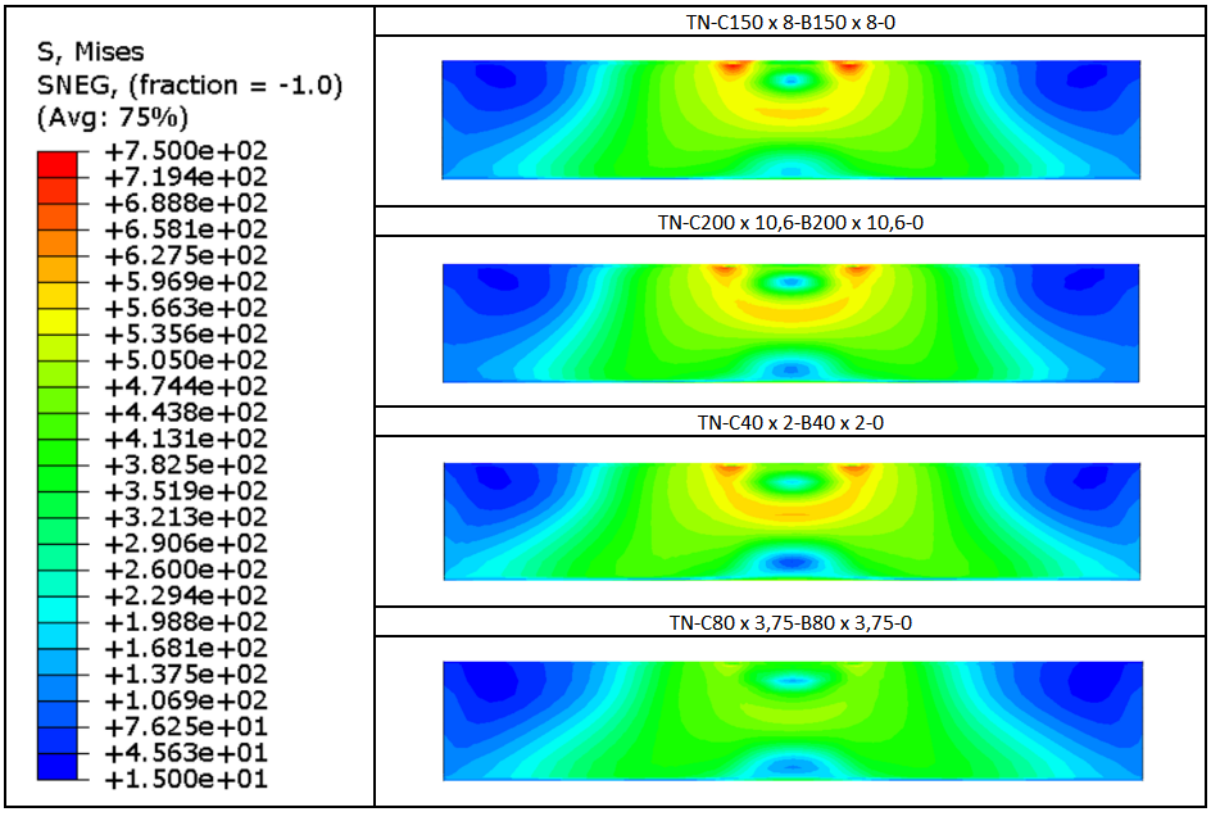


Figura 42 – Comparação da distribuição das tensões de von Mises na parede lateral do banzo sem carga axial (em MPa).

Tabela 10 – Tensões de von Mises na região de falha de algumas ligações tubulares.

Ligação	Tensão de *von Mises* [MPa]			$\sigma_{0,2}$ [MPa]
	$3\%b_0$	$5\%b_0$	pico	
TN-C150 x 6-B150 x 6-0	499,5	538,2	531,8	447
TN-C150 x 8-B150 x 8-0	512,9	557,7	541,4	447
TN-C150 x 10,6-B150 x 10,6-0	594,4	564,9	558,7	447
TN-C200 x 8-B200 x 8-0	540,3	573,4	573,4	447
TN-C200 x 10,6-B200 x 10,6-0	541,5	584,6	584,6	447
TN-C200 x 14-B200 x 14-0	565,3	608,4	594,6	447
TN-C40 x 2-B40 x 2-0	567,0	579,3	589,0	447
TN-C40 x 2,65-B40 x 2,65-0	577,8	595,6	615,0	447
TN-C40 x 4-B40 x 4-0	605,0	641,9	707,2	447
TN-C80 x 2,25-B80 x 2,25-0	432,2	481,0	487,6	398
TN-C80 x 3,75-B80 x 3,75-0	460,2	505,2	493,3	398
TN-C80 x 6,3-B80 x 6,3-0	507,5	533,6	518,2	398

Como pode ser visto na Tabela 10, não apenas as cargas de pico ocorrem em regime plástico, mas já a $3\%b_0$, verificam-se tensões superiores a $\sigma_{0,2}$ do material. Essa é mais uma forma de perceber a grande capacidade plástica que o material possui, o que torna ainda mais plausível a mudança do limite de falha de $3\%b_0$ para $5\%b_0$, tendo em vista que não há um aumento significativo das tensões de von Mises.

5.3 Carregamento no banzo

Para bem entender o comportamento da ligação e o que ocorre com a resistência da mesma, nas extremidades do banzo foram aplicadas cargas axiais de compressão e tração com intensidades de $0{,}25.A_0.f_{y0}$, $0{,}5.A_0.f_{y0}$ e $0{,}75.A_0.f_{y0}$ para as ligações constituídas de aço inoxidável austenítico. Níveis maiores de carga não foram aplicados pois tal configuração representaria situações em que a ligação estaria muito próxima de uma falha. Além disso, com esses níveis de carga já é possível entender como se comportam as ligações com diferentes níveis de esbeltez da parede lateral do banzo. Conforme mencionado anteriormente, nesta dissertação, o parâmetro (2γ) varia de 10 a 31,75. As figuras a seguir apresentam os gráficos carga *versus* deslocamento de algumas ligações estudadas. Estas são constituídas de perfis 40 x 40, 80 x 80, 150 x 150 e 200 x 200. Para um melhor entendimento do

comportamento das ligações, são apresentados os gráficos das ligações mais esbeltas e mais espessas para cada perfil. Os dados das demais ligações serão apresentados em forma de tabela no apêndice B. As linhas vermelhas na vertical marcam os limites de deslocamento a $3\%b_0$ e a $5\%b_0$.

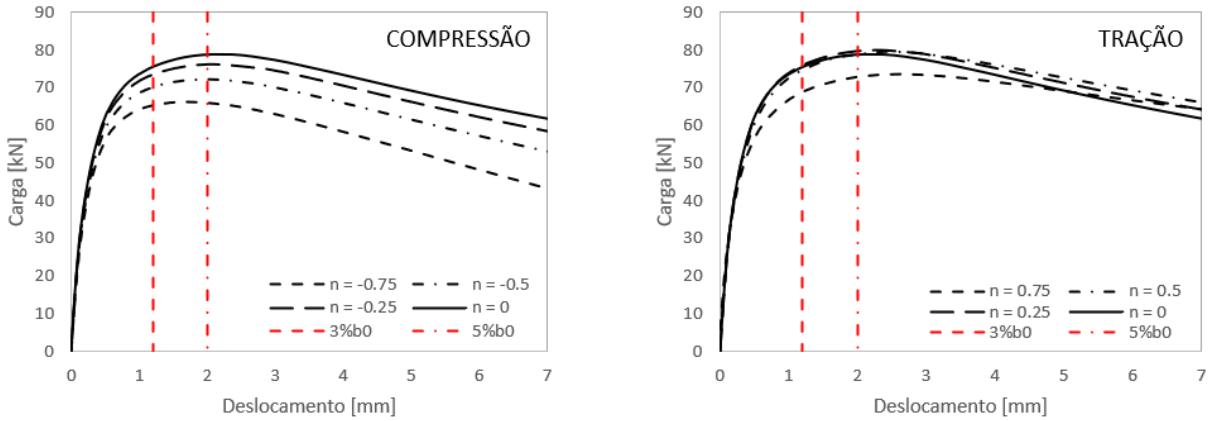


Figura 43 – Curvas carga *vs* deslocamento da ligação TN-C40 x 2-B40 x 2 ($2\gamma = 20$).

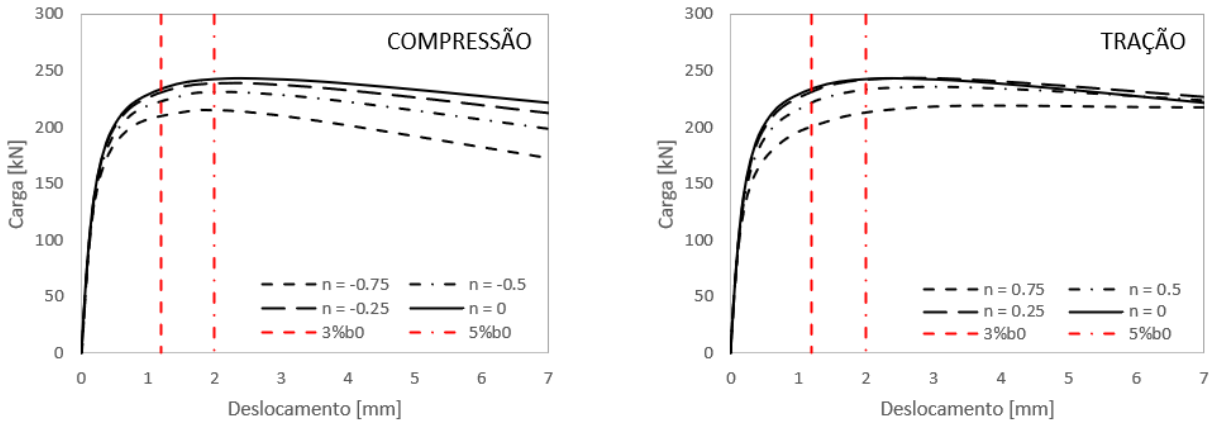


Figura 44 – Curvas carga *vs* deslocamento da ligação TN-C40 x 4-B40 x 4 ($2\gamma = 10$).

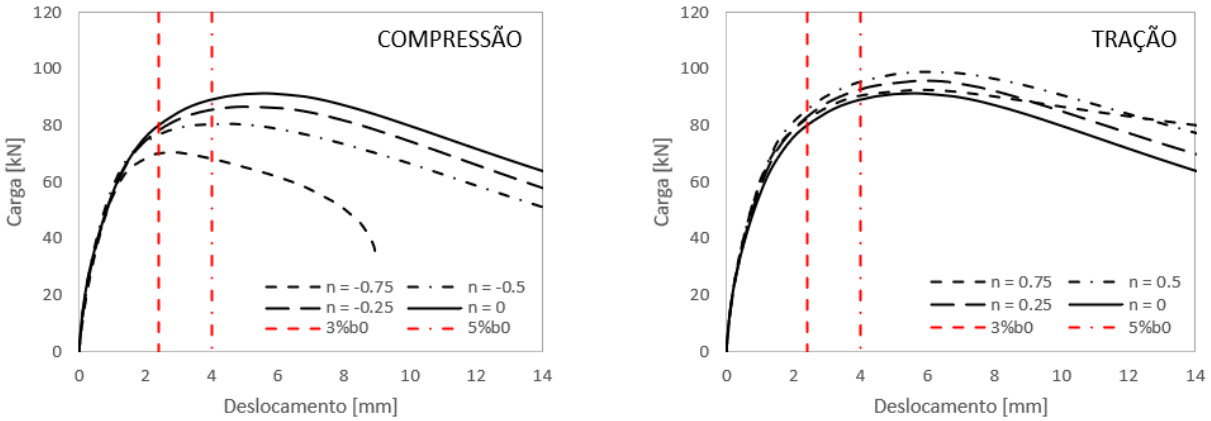


Figura 45 – Curvas carga *vs* deslocamento da ligação TN-C80 x 2,25-B80 x 2,25 ($2\gamma = 35,5$).

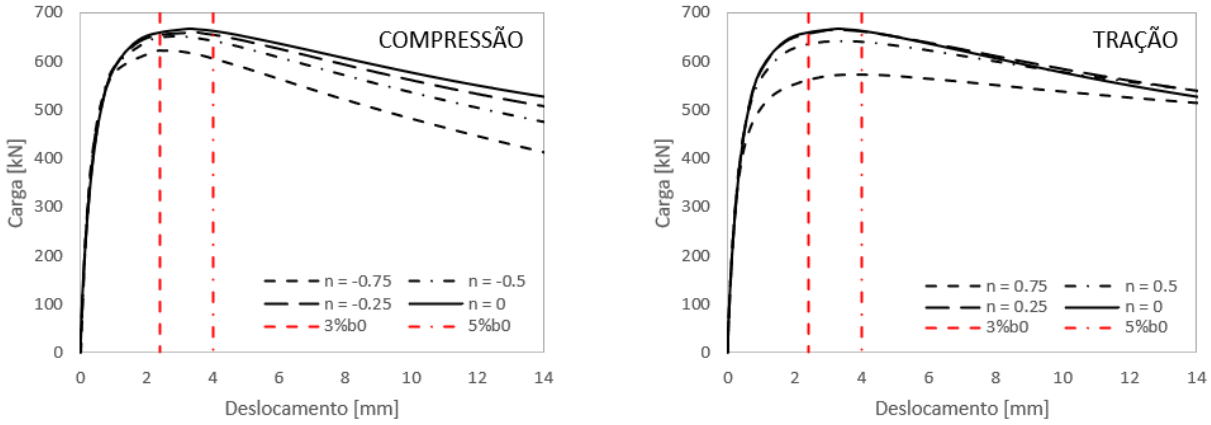


Figura 46 – Curvas carga *vs* deslocamento da ligação TN-C80 x 6,3-B80 x 6,3 ($2\gamma = 12,7$).

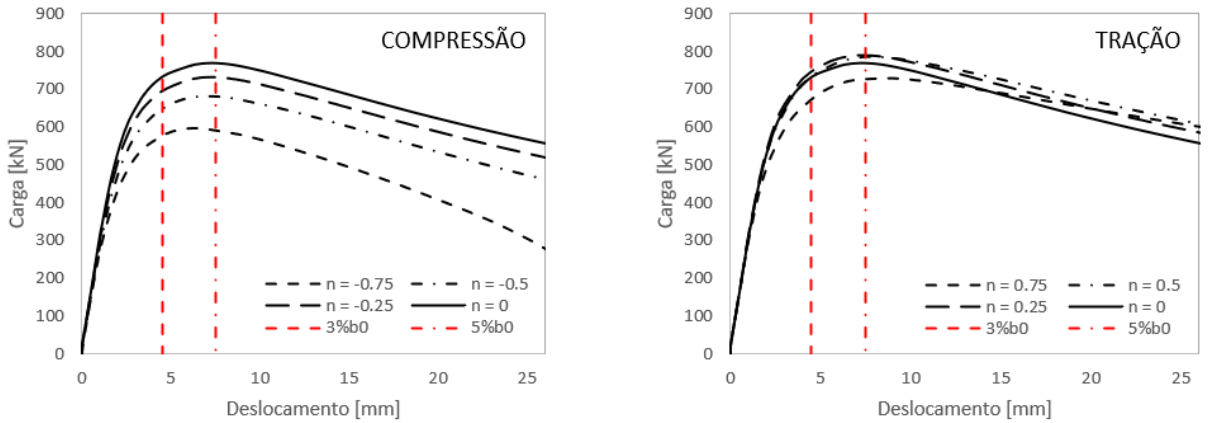


Figura 47 – Curvas carga *vs* deslocamento da ligação TN-C150 x 6-B150 x 6 ($2\gamma = 25$).

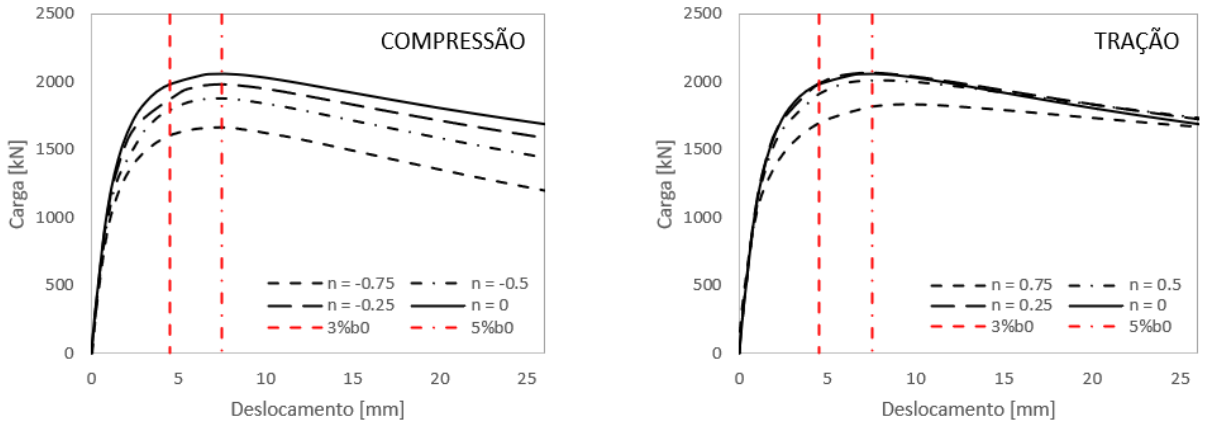


Figura 48 – Curvas carga *vs* deslocamento da ligação TN-C150 x 10,6-B150 x 10,6 ($2\gamma = 14,1$).

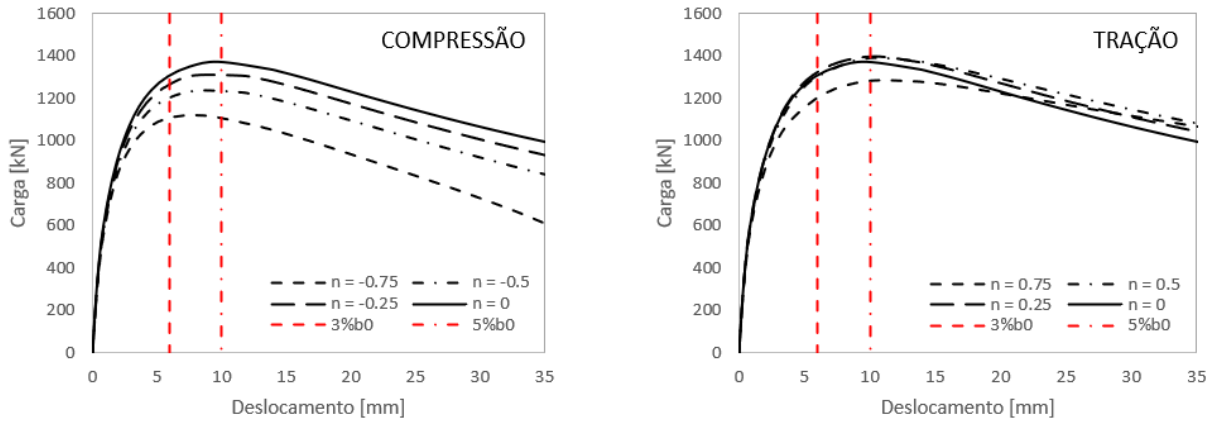


Figura 49 – Curvas carga *vs* deslocamento da ligação TN-C200 x 8-B200 x 8 ($2\gamma = 25$).

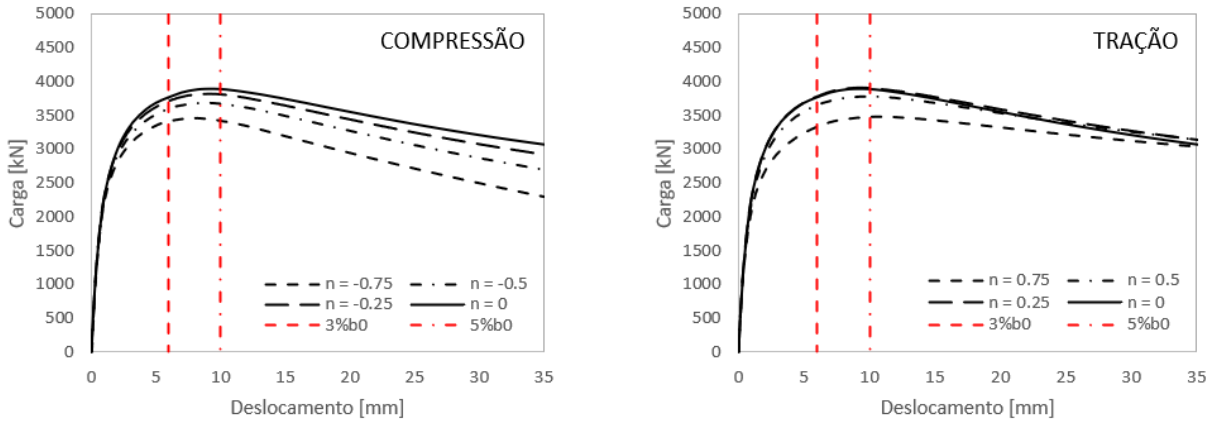


Figura 50 – Curvas carga *vs* deslocamento da ligação TN-C200 x 14-B200 x 14 ($2\gamma = 14,3$).

Os modelos numéricos desenvolvidos para as ligações 150 x 150 e 200 x 200 foram feitos com a curva tensão *vs* deformação da ligação 40 x 40, tendo em vista que esta é constituída por aço inoxidável austenítico e o trabalho de Feng e Young [12] não contempla ligações 150 x 150 e 200 x 200 feitas com este material.

Como pode ser verificado por meio das curvas apresentadas da Figura 43 a Figura 50, o limite de deslocamento de $5\%b_0$ está mais próximo da carga de pico que o limite de $3\%b_0$. Além disso, pode-se observar que conforme o parâmetro 2γ diminui, ou seja, o banzo fica mais rígido, menor é a queda de resistência devido à compressão e menor é o ganho de resistência devido à tração, o que é esperado, tendo em vista que conforme diminui o parâmetro 2γ, a espessura da parede aumenta e, consequentemente, sua rigidez. Quão maior for a rigidez da parede lateral, menor é o alívio de tensões provocado pelos esforços axiais de tração no banzo.

Isso também pode ser verificado nos gráficos apresentados da Figura 51 a Figura 54, que representam a razão entre a resistência numérica das ligações com o banzo carregado pela resistência destas sem carregamento no banzo (R_n/R_{n0}) *versus* o nível de carga plástica aplicada ao banzo (n). Com os gráficos, percebe-se que quando o banzo está comprimido há uma queda mais acentuada na resistência da ligação, mas quando o banzo está tracionado, há um pequeno acréscimo da resistência até certo nível, em torno de 40% da carga de plastificação do banzo, a partir do qual a resistência decresce. Em outras palavras, não só a carga de compressão aplicada ao montante influencia na falha da ligação, mas o nível de carga axial de tração ou compressão aplicada ao banzo também. Portanto, até certo nível, ocorre um alívio das tensões quando se aplica tração, o que ocasiona no acréscimo da resistência da ligação e, além desse nível, a tração aumenta a energia interna do sistema devido às altas deformações, de forma tal que o alívio das tensões não é mais suficiente para manter a resistência, o que causa a queda da mesma. Por outro lado, quando a carga aplicada ao banzo é de compressão, não há alívio de tensões e a resistência da ligação tende somente a diminuir.

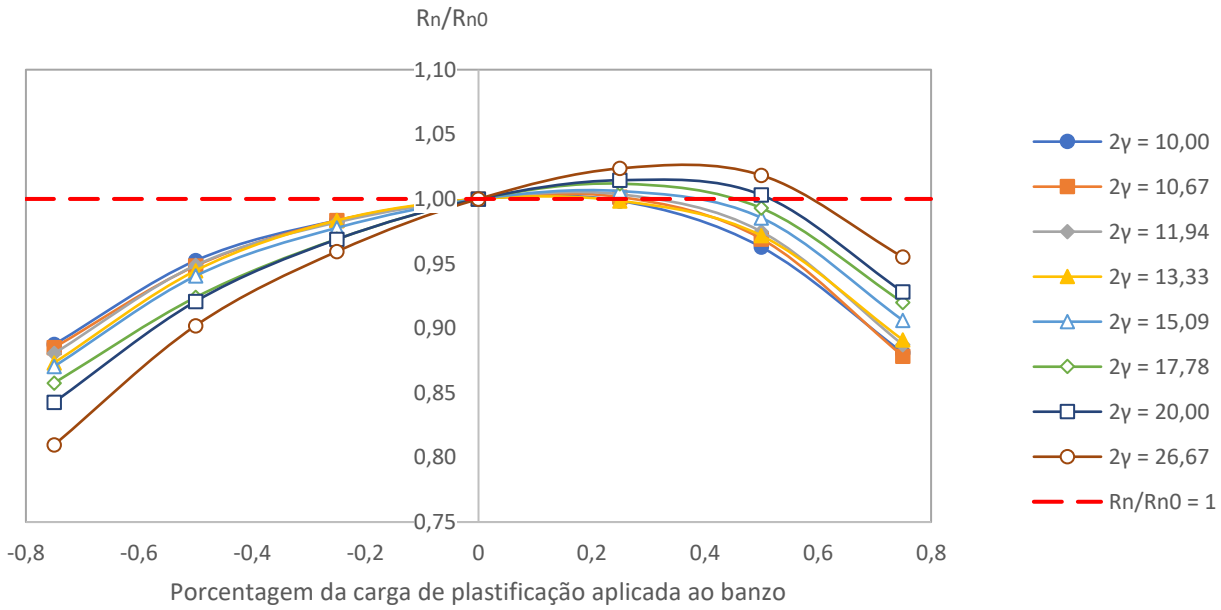


Figura 51 – Comparação entre R_n/R_{n0} e o nível de carga aplicada ao banzo de ligações tubulares T em aço inoxidável entre seções 40 x 40 com o parâmetro 2γ variando de 10 a 26,7.

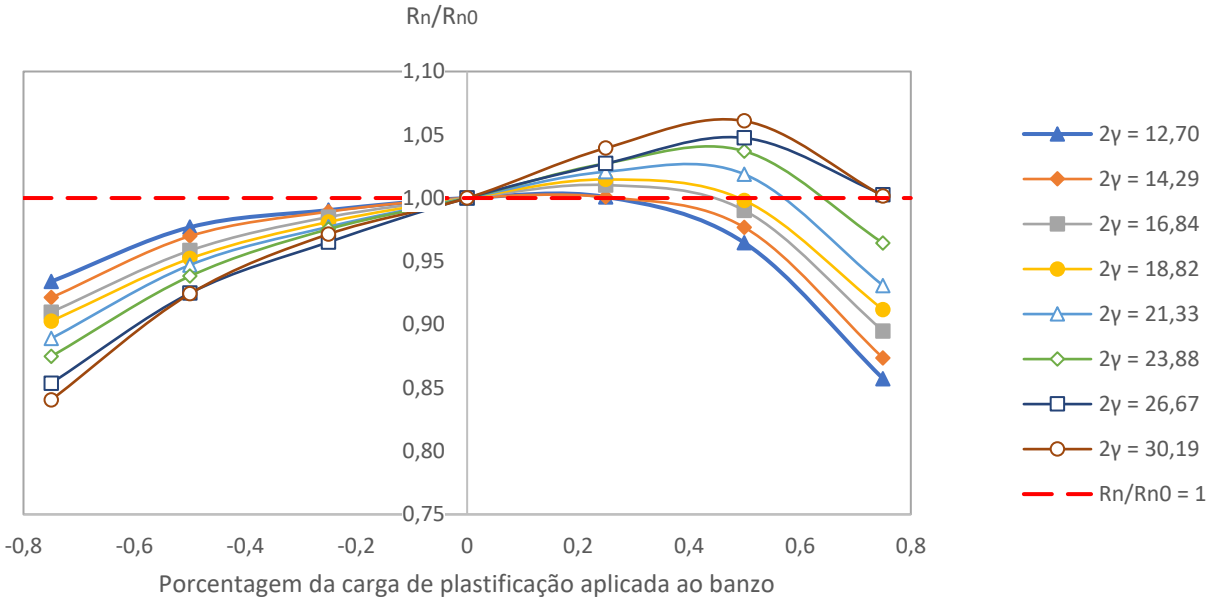


Figura 52 – Comparação entre R_n/R_{n0} e o nível de carga aplicada ao banzo de ligações tubulares T em aço inoxidável entre seções 80 x 80 com o parâmetro 2γ variando de 12,70 a 30,19.

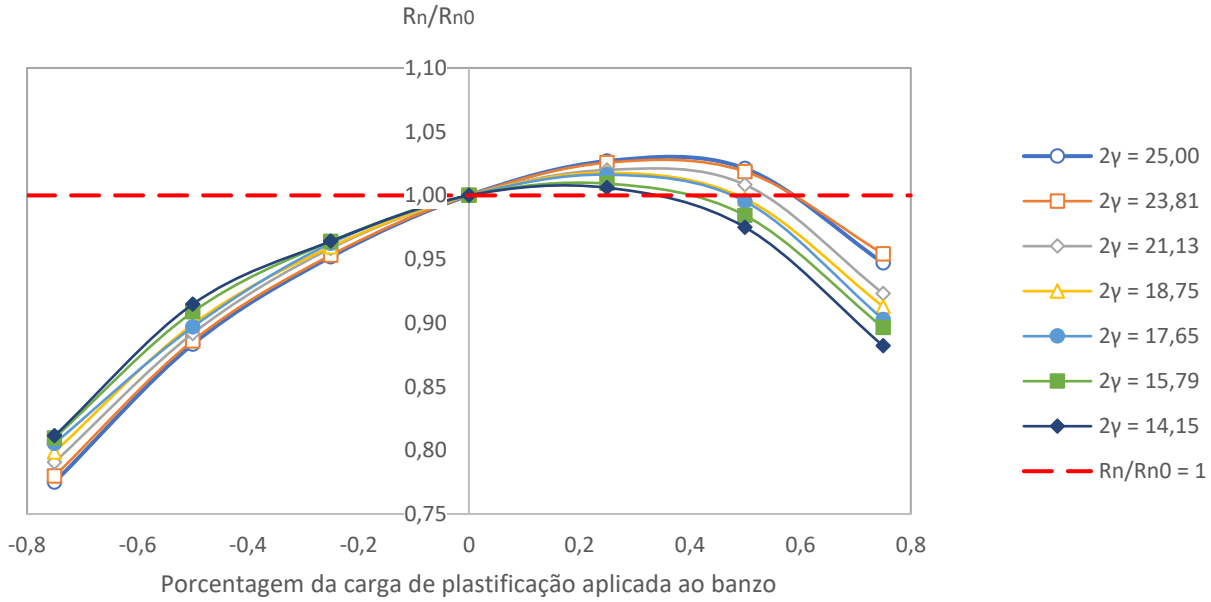


Figura 53 – Comparação entre R_n/R_{n0} e o nível de carga aplicada ao banzo de ligações tubulares T em aço inoxidável entre seções 150 x 150 com o parâmetro 2γ variando de 14,15 a 25,00.

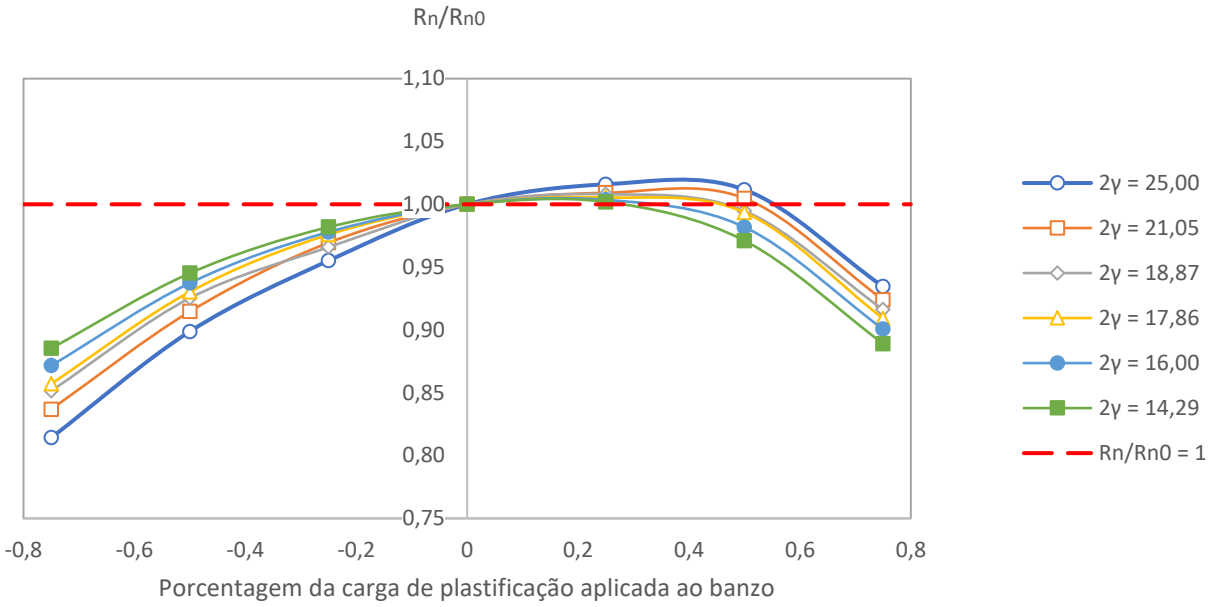


Figura 54 – Comparação entre R_n/R_{n0} e o nível de carga aplicada ao banzo de ligações tubulares T em aço inoxidável entre seções 200 x 200 com o parâmetro 2γ variando de 14,29 a 25,00.

De forma a contribuir para um melhor entendimento do efeito da aplicação de cargas axiais no banzo no comportamento global das ligações T constituídas de aço inoxidável austenítico estudadas neste trabalho, a Figura 55 apresenta a distribuição de tensões de *von Mises* de uma ligação tubular com banzo 40 x 40 x 2 mm em diferentes níveis de carga aplicada ao banzo. Para uma melhor visualização, foram retiradas as soldas e o montante sendo possível assim, verificar a variação das tensões, conforme é aplicada a carga no banzo. É possível verificar que nos casos em que foi aplicada carga axial de compressão no banzo, conforme se aumenta o percentual da mesma, aumenta-se a região onde as tensões de *von Mises* assumem valores mais elevados. Pode-se notar também, como era de se esperar, que a região próxima às extremidades do banzo, inicialmente com tensões próximas de zero (regiões em azul), provenientes somente da carga no montante, passam a estar também carregadas (migração para a cor verde). Nos casos em que a carga axial aplicada no banzo foi de tração, verifica-se que a região da parede lateral do banzo logo abaixo da projeção do montante, encontra-se com um nível de tensão mais baixo quando comparado com os casos de carga axial de compressão. O esforço normal de tração funciona basicamente como uma protensão atuante no banzo. Isso corrobora

com os resultados já apresentados onde o esforço normal de tração atuante no banzo proporciona um aumento de resistência até um certo nível a partir do qual, a resistência começa a decrescer.

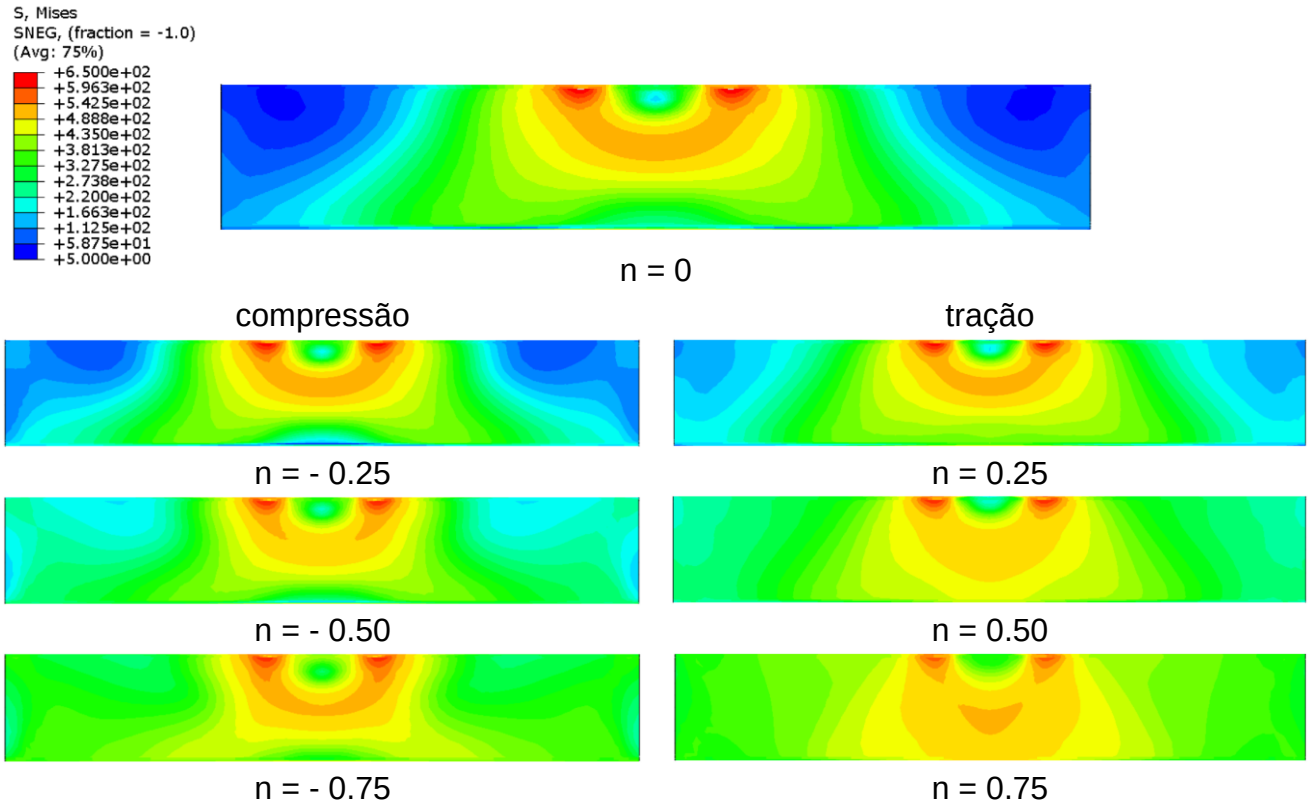


Figura 55 – Distribuição das tensões de *von Mises* da ligação TN-C40 x 2-B40 x 2 (em MPa).

5.4 Cálculo da resistência da ligação com carregamento no banzo

A resistência da ligação com o banzo carregado é obtida multiplicando-se a resistência da ligação com o banzo sem carregamento por um fator de correção que depende de n (nível de carga plástica aplicada ao banzo) e do parâmetro 2γ. A função que corrige a resistência das ligações agora consiste no produto de uma função do segundo grau que depende apenas de n, por uma expressão linear que é função de

2γ também, e leva em consideração o ganho de resistência na tração e a perda de resistência na compressão conforme tal parâmetro aumenta e vice-versa.

A função de segundo grau foi ajustada a partir das curvas relativas as ligações com os valores do parâmetro 2γ mais baixos dentre as ligações avaliadas nos gráficos da Figura 51 a Figura 54, já a função pela qual esta é multiplicada, é uma função linear que passa pelo ponto $Rn/Rn0 = 1$ dos mesmos gráficos e possui um coeficiente angular que varia de acordo com o parâmetro 2γ. A expressão que descreve tal coeficiente angular (ρ) corresponde a uma interpolação linear entre o coeficiente angular a ser adotado e os limites superior e inferior do parâmetro 2γ (10 e 35, respectivamente). O método desenvolvido é mostrado a seguir.

A Figura 56 esquematiza graficamente a construção da curva definida pelo parâmetro f, que leva em consideração o carregamento axial do banzo.

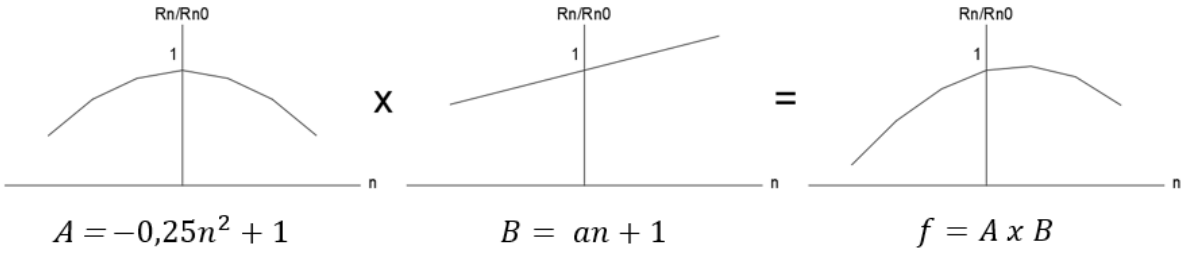


Figura 56 – Esquema ilustrativo da construção da curva definida por f,

$$f = (-0{,}25n^2 + 1)(\rho n + 1) \quad (100)$$

$$\rho = \frac{2\gamma - 10}{136} + 0{,}02 \quad (101)$$

$$n = N_0/N_{pl,0} \quad (102)$$

$$R = fR_0 \quad (103)$$

Onde:

f é o fator que leva em consideração a carga aplicada ao banzo;

ρ é o coeficiente angular da função linear;

R é a resistência da ligação com carregamento no banzo;

R_0 é a resistência da ligação sem carregamento no banzo.

Sendo N_0 a carga axial aplicada ao banzo, $N_{pl,0}$ a carga plástica da seção transversal do banzo, R_0 a resistência da ligação calculada pelo método semi-analítico desenvolvido neste trabalho e R é a resistência da ligação com esforço axial no banzo.

5.5 Resultados

Conforme pode ser visto na Tabela 11 e na Tabela 12, os resultados obtidos pela formulação matemática desenvolvida (R) são mais acurados que os resultados obtidos pelas prescrições do Eurocode 3, parte 1-8 [4], do CIDECT [14] ou ISO 14346 [16] e pela formulação definida por Feng e Young [17], apresentando média mais próxima a unidade e coeficiente de variação mais baixo. Já com relação a NBR 16239 [6], os resultados mostraram-se muito próximos quando é considerada a falha pela carga de pico ou por um deslocamento de 3%b_0 da parede lateral do banzo.

Tabela 11 – Análise estatística global das relações entre resistências (considerando falha de pico ou a 3%b_0) - Ligações com banzo carregado

	$\frac{R_{n3}}{R}$	$\frac{R_{n5}}{R}$	$\frac{R_{n3}}{R_{EC3}}$	$\frac{R_{n3}}{R_{NBR}}$	$\frac{R_{n3}}{R_{CIDECT/ISO}}$	$\frac{R_{n3}}{R_{FY}}$
Mínimo	0,793	0,845	1,051	0,881	1,207	0,578
Máximo	1,257	1,259	1,828	1,353	1,943	1,540
Média	0,968	1,005	1,405	1,085	1,502	0,965
Desvio padrão (DP)	0,092	0,088	0,163	0,096	0,160	0,221
Coef. de variação (COV)	0,095	0,088	0,116	0,089	0,107	0,229

Tabela 12 – Análise estatística global das relações entre resistências (considerando falha de pico ou a 5%b_0) - Ligações com banzo carregado

	$\frac{R_{n3}}{R}$	$\frac{R_{n5}}{R}$	$\frac{R_{n5}}{R_{EC3}}$	$\frac{R_{n5}}{R_{NBR}}$	$\frac{R_{n5}}{R_{CIDECT/ISO}}$	$\frac{R_{n5}}{R_{FY}}$
Mínimo	0,793	0,845	1,118	0,915	1,270	0,583
Máximo	1,257	1,259	1,956	1,448	2,097	1,603
Média	0,968	1,005	1,463	1,129	1,563	1,002
Desvio padrão (DP)	0,092	0,088	0,186	0,111	0,185	0,224
Coef. de variação (COV)	0,095	0,088	0,127	0,098	0,118	0,224

Conforme citado anteriormente, são consideradas duas resistências numéricas, R_{n3} e R_{n5}, sendo que a primeira leva em consideração a falha da parede lateral do banzo quando esta atinge um deslocamento para fora do plano de $3\%b_0$ ou a carga de pico; já a segunda considera a resistência para um deslocamento de $5\%b_0$ ou a carga de pico. Como pode ser visto no apêndice A, a grande maioria das ligações falham pelo excesso de deslocamento da parede lateral do banzo quando tal limite é de $3\%b_0$, logo então, propõe-se utilizar o limite de $5\%b_0$, que aproveita mais da capacidade resistente do material.

A Figura 57 apresenta as curvas Dupla Massa das resistências obtidas por meio das formulações analíticas apresentadas no Eurocode 3, parte 1-8 [4], na NBR 16239 [6], no CIDECT / ISO 14346 [14] [16], por Feng e Young [17] e as desenvolvidas nesta dissertação, em comparação com as resistências numéricas quando são considerados os critérios de falha pelo deslocamento de $3\%b_0$ e $5\%b_0$ da parede lateral do banzo. Cabe ressaltar que as formulações existentes nas normas supracitadas são aplicáveis para ligações constituídas de aço carbono. Somente a formulação de Feng e Young [17] contemplam ligações constituídas de aços inoxidáveis, mas sem carregamento axial no banzo.

Como pode ser visto nos gráficos da Figura 57, os resultados obtidos por meio da formulação analítica desenvolvida nesta dissertação apresentam ótima concordância com os resultados provenientes das análises numéricas desenvolvidas. A curva aproximadamente contínua indica resultados bastante homogêneos, o que não ocorre para os valores prescritos pelas normas. No geral estas normas apresentaram resultados muito conservadores.

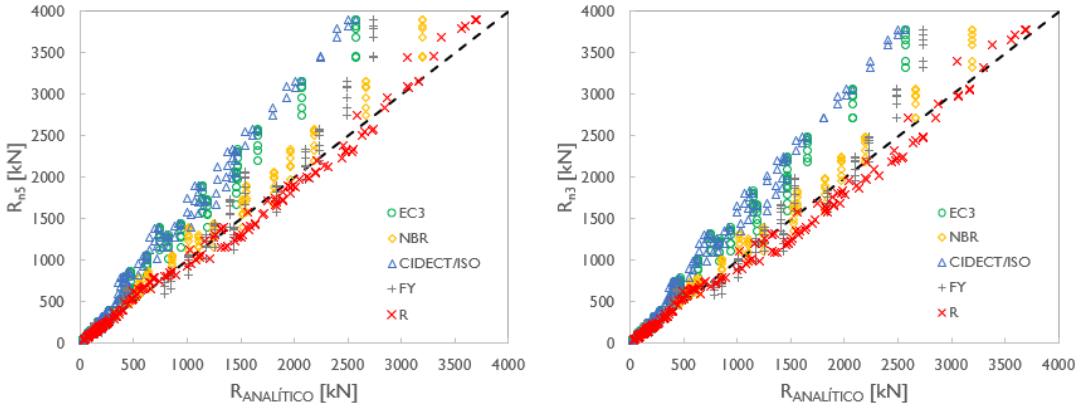


Figura 57 – Curvas Dupla Massa das resistências numéricas e das resistências analíticas.

6 CONSIDERAÇÔES FINAIS

A dissertação em questão apresenta um estudo que avalia uma maneira de calcular a resistência de ligações T entre perfis tubulares de aço inoxidável com carregamento axial de tração ou de compressão no banzo.

Uma metodologia de cálculo foi desenvolvida com base na teoria da desenvolvida por Mathieu [52] e em seguida, para validar os resultados obtidos, conduziu-se uma avaliação numérica no programa *ABAQUS* [62], com a criação de modelos em elementos finitos calibrados com os resultados dos ensaios experimentais realizados por Feng e Young [12].

Por fim, avaliou-se o comportamento das ligações estudadas submetidas a diferentes níveis de esforço axial no banzo, tanto de tração quanto de compressão. Tais resultados também foram comparados às resistências de cálculo obtidas por normas e pela literatura.

6.1 Conclusões

Inicialmente trabalhou-se com as ligações sem carregamento no banzo, sendo então desenvolvido um método de cálculo baseado na teoria de Mathieu [52]. Tal formulação prevê a resistência à falha da parede lateral do banzo, sendo a não linearidade do sistema devidamente considerada.

Os resultados obtidos por meio da formulação desenvolvida foram posteriormente confrontados com os resultados obtidos por meio de uma análise numérica desenvolvida e calibrada com base nos experimentos realizados por Feng e Young [12]. Tal comparação se mostrou bastante coerente, sendo levado em consideração que a falha se dá com a carga de pico do gráfico carga *vs* deslocamento das ligações.

Conforme é aplicada a carga no banzo, observa-se que para níveis muito elevados de tração, a curva carga *vs* deslocamento basicamente não apresenta um pico de carga, sendo necessário limitar a resistência pelo deslocamento. Usualmente é tomado como limite um deslocamento da parede lateral do banzo equivalente a

$3\%b_0$, mas este valor fora obtido para aço carbono e o aço inoxidável possui um encruamento muito mais expressivo.

Quando é considerado o critério de $3\%b_0$, observa-se que quase todas as ligações falham pelo deslocamento excessivo da parede lateral do banzo, quase nenhuma ligação chega a atingir a carga de pico, como pode ser visto no apêndice A. Dessa maneira é proposto um novo limite para o mesmo critério. Com base em novas análises numéricas extrapoladas das primeiras, agora com carregamento axial no banzo, chegou-se a conclusão de que um novo limite que seria mais adequado à situação é de $5\%b_0$.

Com base nas análises numéricas com esforço axial no banzo deu-se prosseguimento a um estudo paramétrico para determinar uma forma de considerar na formulação analítica tais esforços. Percebeu-se que para as ligações com β=1, os parâmetros 2γ e n são os mais influentes.

Verificou-se que tanto para tração quanto para compressão há uma queda de resistência da ligação, mas no caso da tração, até níveis de carga de aproximadamente 40% a 50% da carga de plastificação da seção transversal, há um acréscimo de resistência.

Observando os resultados dos modelos com esforço axial no banzo, percebe-se que as formulações do Eurocode 3, parte 1-8 [4], do CIDECT [14] e da norma ISO 14346 [16] são muito conservadoras e a formulação de Feng e Young [17] é mais precisa, mas quando levada em consideração a razão entre a resistência numérica e a resistência de cálculo, possui um coeficiente de variação maior que 20%. A formulação prescrita pela NBR 16239 [6] e a desenvolvida no presente trabalho são as que apresentam melhores resultados, sendo que a NBR é mais precisa quando considerado o critério de falha pela carga de pico ou pelo deslocamento de $3\%b_0$ da parede lateral do banzo, mas ainda assim é menos precisa que a formulação aqui desenvolvida quando considerada a falha pela carga de pico ou pelo deslocamento de $5\%b_0$ da parede lateral.

Por fim, da análise estatística das relações entre resistências, a formulação por este trabalho desenvolvida apresenta resultados satisfatórios, com média muito próximo a unidade e coeficiente de variação indicando resultados suficientemente homogêneos.

6.2 Sugestões para trabalhos futuros

Como sugestões para trabalhos futuros, é possível citar, para ligações em aço inoxidável:

- Realização de ensaios experimentais considerando a presença de esforço axial no banzo, com o montante sob compressão, tendo em vista os protótipos já fabricados para tal finalidade no Laboratório de Engenharia Civil (LEC) da UERJ;
- Realização de ensaios experimentais em ligações submetidas à flexão no banzo, com montante sob compressão ou tração;
- Realização de ensaios experimentais em ligações com outras configurações entre banzo e montante (ligações K, KK, KX, DT, DX, etc.) ou com seções diferenciadas, como as seções elípticas e ovais;
- Estudo do efeito das imperfeições geométricas iniciais em ligações tubulares, para uma grande variedade de ligações;
- Explorar o efeito das ações dinâmicas e cíclicas no comportamento das ligações;
- Explorar o método das componentes para avaliação das ligações tubulares.

REFERÊNCIAS

[1] Wardenier, J. **Hollow Section in Structural Applications**. 1. ed. Delft University of Technology, The Netherlands: CIDECT, 2001.

[2] Wardenier, J.; Packer, J. A.; Zhao, X. –L.; Vegte, G. J. van der. **Hollow Sections in Structural Applications**. 2. ed. Geneva, Switzerland: CIDECT, 2010.

[3] Silva, R. S.; Lima, L. R. O.; Vellasco, P. C. G. S.; Silva, J. G. S. **Análise Paramétrica de Ligações Tipo K entre Perfis Tubulares Circulares em Aço**. Proceedings of the XXXII CILAMCE – Iberian Latin American Congress On Computational Methods in Engineering. Ouro Preto: Editora da UFOP, 2011. V.1. p. 1-17.

[4] EN 1993-1-8. **Eurocode 3**: Design of steel structures – Part 1-8: Design of joints. Brussels: CEN, 2010.

[5] CIDECT. **Passion for Hollow Sections**. Disponível em: <https://www.cidect.org/>. Acesso em: 19 set. 2018.

[6] ABNT NBR 16239, Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edificações com perfis tubulares, Associação Brasileira de Normas Técnicas, São Paulo, Brasil, 2013.

[7] Carbó, H. (2008). Aços Inoxidáveis: aplicações e especificações. Arcelor Mittal, p.29.

[8] American Institute of Steel Construction, AISC. Specification for structural steel building. New York, NY. 1978.

[9] SSINA. Designer Handbook: Stainless Steel for Structural Applications. 2012.

[10] SCI 2017, Design Manual for Structural Stainless Steel, 4th Edition, Ascout, UK: The Steel Construction Institute.

[11] Design manual for structural stainless steel (4th ed.). (2017). Berkshire: SCI, Silwood Park, Ascot, Berkshire.

[12] Feng, R.; Young, B. **Experimental investigation of cold-formed stainless steel tubular T-joints**. Thin-Walled Structures, v. 46, n. 10, p. 1129-1142, 2008. Elsevier BV. https://doi.org/10.1016/j.tws.2008.01.008.

[13] Portal Met@lica Construção Civil. **Aeroporto de Recife**. s.d. Disponível em: <http://www.metalica.com.br/pg_dinamica/bin/pg_dinamica.php?id_pag=945>. Acesso em: 12 set. 2018.

[14] Comité International pour le Développement et l'Étude de la Construction Tubulaire (CIDECT). The strength and behavior of statically loaded welded connections in structural hollow sections. Corby, UK, 1986.

[15] Wardenier, J.; Kurobane, Y.; Packer, J. A.; Vegte, G. J. van der; Zhao, X. -L. **Design guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading**. CIDECT, 2ª. Edição, "Construction with Hollow Steel Sections series", Verlag TUV Rheinland, 2008.

[16] ISO 14346 (2013) Static design procedures for welded hollow section joins – Recommendations, International Organization for Standardization, Switzerland.

[17] Feng, R.; Young, B. **Design of Cold-Formed Stainless Steel Tubular T and X Joints**. Journal of Constructional Steel Research, v. 67, n. 3, p. 421-436, 2011. Elsevier BV. https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2010.09.011.

[18] Cheng, S.; Becque, J. **A design methodology for side wall failure of RHS truss X-joints accounting for compressive chord pre-load**. Engineering Structures, [s.l.], v. 126, p. 689-702, nov. 2016. Elsevier BV. http://dx.doi.org/10.1016/j.engstruct.2016.08.019.

[19] Gomes, N. V. **Avaliação de ligações tubulares tipo T com reforço de chapa lateral**. 2017. 104 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2017.

[20] Lima, L. R. O.; Guerreiro, L. C. B.; Vellasco, P. C. G. da S.; Costa-Neves, L. F.; da Silva, A. T.; Rodrigues, M. C. **Experimental and Numerical Assessment of Flange Plate Reinforcements on Square Hollow Section T Joints**. Thin-Walled Structures, v.131, p. 595-605, 2018. Elsevier BV. https://doi.org/10.1016/j.tws.2018.07.053.

[21] Gomes, N.; Lima, L.; Vellasco, P.; Costa-Neves, L.; Tenchini, A.; Rodrigues, M. **Experimental Investigation of SHS T Joints Reinforced With Sidewall Plates**. Proceedings of the 17th International Symposium on Tubular Structures, 2019.

[22] Gomes, N. V.; de Lima, L. R. O.; Vellasco, P. C. G. da S.; da Silva, A. T.; Rodrigues, M. C.; Costa-Neves, L. F. **Experimental and Numerical Investigation of SHS Truss T-joints Reinforced With Sidewall Plates**. Thin-Walled Structures, v. 145, 2019. Elsevier BV. https://doi.org/10.1016/j.tws.2019.106404.

[23] Correia, T. P. **Avaliação da influência de tensões normais no banzo para a resistência de ligações Soldadas entre perfis RHS e SHS**. 2019. 246 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2019.

[24] Afshan, S.; Gardner, L. **The Continuous Strength Method for Structural Stainless Steel Design**. Thin- Walled Structures, v. 68, p. 42-49, 2013. Elsevier BV. https://doi.org/10.1016/j.tws.2013.02.011.

[25] EN 1993-1-4. **Eurocode 3**: Design of steel structures – Part 1-4: General rules – Supplementary rules for stainless steels. Brussels: CEN, 2006.

[26] Afshan, S.; Francis, P.; Baddoo, N. R.; Gardner, L. **Reliability Analysis of Structural Stainless Steel Design Provisions**. Journal of Constructional Steel Research, v. 114, p. 293-304, 2015. Elsevier BV. https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2015.08.012.

[27] Arrayago, I.; Real, E.; Gardner, L. **Description of Stress-Strain Curves for Stainless Steel Alloys**. Materials and Design, v. 87, p. 540-552, 2015. Elsevier BV. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2015.08.001.

[28] Sfshan, S.; Zhao, O.; Gardner, L. **Standardised Material Properties for Numerical Parametric Studies of Stainless Steel Structures and Buckling Curves for Tubular Columns**. Journal of Constructional Steel Research, v. 152, p. 2-11, 2019. Elsevier BV. https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2018.02.019.

[29] Lan, X.; Chan, T. M.; Young B. **Structural Behaviour and Design of High Strengh Steel CHS T-Joints**. Thin-Walled Structures, v.159, 2020. Elsevier BV. https://doi.org/10.1016/j.tws.2020.107215.

[30] Australian Standard ASI538. Cold-formed steel structures code. Sydney, Australia: Standards Association of Australia; 1988.

[31] Lan, X.; Huang, Y.; Chan, T. M.; Young, B. **Static Strength of Stainless Steel K- and N-Joints at Elevated Temperatures**. Thin-walled Structures, v. 122, p. 501-509, 2018. Elsevier BV. https://doi.org/10.1016/j.tws.2017.10.009.

[32] Pandey, M.; Young, B. **Tests of Cold-Formed High Strength Steel Tubular T-Joints**. Thin-Walled Structures, v. 143, 2019. Elsevier BV. https://doi.org/10.1016/j.tws.2019.106200.

[33] Feng, R.; Huang, Z.; Chen, Z.; Roy, K.; Chen, B.; Lim, J. B. P. **Finite-Element Analysis and Design of Stainless-Steel CHS-to-SHS Hybrid Tubular Joints Under Axial Compression**. Thin-Walled Structures, v. 151, 2020. Elsevier BV. https://doi.org/10.1016/j.tws.2020.106728.

[34] Feng, R.; Lin, J. **Numerical Study of Hybrid Tubular K-Joints With Circular Braces and Square Chord in Stainless Steel**. Thin- Walled Structures, v. 145, 2019. Elsevier BV. https://doi.org/10.1016/j.tws.2019.106390.

[35] Chinese Code, Technical Specification for Stainless Steel Structures, vol. 410, CECS, Beijing, China, 2015.

[36] Feng, R.; Wu, C.; Chen, Z.; Roy, K.; Chen, B.; Lim, J. B. P. **An Experimental Study on Stainless Steel Hybrid Tubular Joints With Square Braces and Circular Chord**. Thin-Walled Structures, v. 155, 2020. Elsevier BV. https://doi.org/10.1016/j.tws.2020.106919.

[37] Chinese Code, Standard for Design of Steel Structures. GB50017-2017, Beijing, China, 2017.

[38] Wardenier, J.; Van der Vegte, G. J; Liu, D. K. **Chord Stress Function for Rectangular Hollow Section X and T Joints**. 17th International Offshore and Polar Engineering Conference, Lisbon, Portugal, 2007.

[39] Nizer, A.; de Lima, L. R. O.; Vellasco, P. C. G. da S.; de Andrade, S. A. L.; Goulart, E. da S.; da Silva, A. T.; Neves, L. F. da C. **Structural Behaviour of T RHS Joints Subjected to Chord Axial Force**. Tubular Structures: Proceedings of the 15th International Symposium on Tubular Structures, ISTS 2015.

[40] Nizer, A.; de Lima, L. R. O.; Vellasco, P. C. G. da S.; de Andrade, S. A. L.; Goulart, E. da S.; da Silva, A. T.; Neves, L. F. da C. **Experimental and Numerical Assessment of RHS T-joints Subjected to Brace and Chord Axial Forces**. Steel Construction, v. 9, n. 4, p. 315-322, 2016. https://doi.org/10.1002/stco.201610036.

[41] Lima, L.; Vellasco, P.; Silva, A.; Rodrigues, M.; Neves, L.; Guerreiro, L.; Mendes, F. **Recent Advances in Tubular Joints Experiments in Brazil**. Stahlbau, v. 87, n. 4, p. 355-362, 2018. https://doi.org/10.1002/stab.201810588.

[42] Mendes, F. F.; de Lima, L. R. O.; Vellasco, P. C. G. da S.; Rodrigues, M. C.; Neves, L. F. C. **Influence of Chord Stresses on the Strengh of RHS Joints**. 9th International Conference on Advance in Steel Structures, Hong Kong, China, 2018.

[43] Correia, T. P.; de Lima, L. R. O.; Rodrigues, M. C.; Vellasco, P. C. G. da S.; da Silva, A. T. **Assessment of SHS Tubular T Joints Subjected to Chord Axial Forces**. XII Congresso de Construção Metálica e Mista, Coimbra, Portugal, 2019.

[44] Feng, R.; Chen, Y.; Wei, J.; He, K.; Fu, L. **Behaviour of Grouted Stainless Steel Tubular X-Joints With CHS Chord Under Axial Compression**. Thin-Walled Structures, v. 124, p. 323-342, 2018. Elsevier BV. https://doi.org/10.1016/j.tws.2017.12.014.

[45] Lan, X.; Chan, T. M.; Young, B. **Structural Behaviour and Design of High Strengh Steel RHS X-Joints**. Engineering Structures, v. 200, 2019. Elsevier BV. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2019.109494.

[46] Weynard, K.; Jaspart, J. P. **Extension of the Component Method to Joints in Tubular Construction**. Proceedings of the 9th International Symposium on Tubular Structures, Dusseldorf, 517-524, 2001.

[47] Weynard, K.; Jaspart, J. P. **Design of Hollow Joints Using the Component Method**. Proceedings of the 15th International Symposium on Tubular Structures, Brazil, 403-410, 2015.

[48] Weynard, K.; Jaspart, J. P.; Demonceau, J. F. **Cen Technical Specification for Design of Hollow Section Joints According to the Component Method**. 543-549. 10.3850/978-981-11-0745-0_023-cd. 2019.

[49] Liu, Y.G. **Buckling of Plates Under Non-Uniform Stresses, With Particular Emphasis on Shear (Ph.D. thesis)**. Imperial College, London, 2006.

[50] Mijušković, O.; Ćorić, B. **Analytical Procedure for Determining Critical Load of Plates Under Variable Boundary Conditions**. Građevinar, p. 185-194, 2012. https://doi.org/10.14256/JCE.644.2011.

[51] Mijušković, O.; Ćorić, B.; Šćepanović, B.; Žugić, L. **Analytical Model for Buckling Analysis of the Plates Under Patch and Concentrated Loads**. Thin-Walled Structures, v. 101, p. 26-42, 2016. Elsevier BV. https://doi.org/10.1016/j.tws.2015.12.022.

[52] Mathieu, E. **Theorie de L'elasticite des Corps Solides, Seconde Partie**. Gauthier-Villars, Paris, 1890.

[53] Baker, G.; Pavlović, M. N.; Tahan, N. **An Exact Solution to the Two-Dimensional Elasticity Problem With Rectangular Boundaries Under Arbitrary Edge Forces**. Phil. Trans. R. Soc. Lond. A 393 (1993) 307-336.

[54] Timoshenko, S. P.; Gere, J. M. **Theory of Elastic Stability**. 2. ed. International Student Edition: McGraw-Hill, 1985.

[55] Nogueira, M. N.; Lima, L. R. O.; Vellasco, P. C. G. da S.; Young, B. **Numerical Assessment of Stainless Steel Tubular T-Joints Subjected to Brace and Chord Axial Forces**. Eurosteel, Sheffield, 2020.

[56] EN 1993-1-1. **Eurocode 3**: Design of steel structures – Part 1-1: General rules and rules for buildings. Brussels: CEN, 2010.

[57] ABNT. Associação de Normas Técnicas Brasileiras. **NBR 8800**: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios. Rio de janeiro, 2008.

[58] IIW 2009. **Static design procedure for welded hollow-section joints recommendations**. 3 ed International Institute of Welding, Sub-commission VX -E, Singapore, IIW XV-1329-09.

[59] Wardenier, J.; Puthli, R. S.; Van der Vegte, G. J. **Proposed corrections for EM 1993-1-8, Part "Hollow Section Joints"**. Tubular Structures XV: Proceedings of the 15th International Symposium on Tubular Structures, 2012.

[60] Wolfram Research, Inc., Mathematica, Version 12.1, Champaign, IL (2020).

[61] ABAQUS Inc S. ABAQUS Analysis user's manual 614th Ed, 2014.

[62] ABAQUS Documentation Version 6.6. **Shell thickness and section points**. S.d. Disponível em: <Getting Started with ABAQUS/Standard: Keywords Version (v6.6) (wustl.edu)>. Acesso em: 16 dez. 2020.

[63] SolidWorks Manual. **Incremental Control Techniques**. Dessault Systèmes, 2017. Disponível em: <http://help.solidworks.com/2017/english/SolidWorks/Cworks/c_Incremental_Control_Techniques.htm?format=P&value=>. Acesso em: 17 dez. 2020.

[64] American Welding Society (AWS). Specification for Stainless Steel Electrodes for Shielded Metal Arc Welding. AWS A5.4/A5.4M. Miami (USA); 2006.

APÊNDICE A

No apêndice A são apresentados os tipos de falha que se deram durante as análises, se ocorreram por atingir a carga de pico, ou se houve o deslocamento excessivo da parede lateral do banzo, levando-se em consideração dois níveis de deslocamento diferentes, a $3\%b_0$ e a $5\%b_0$.

Tabela 13 – Resistência numérica das ligações e respectiva falha da parede lateral do banzo.

Ligação	R_{n3} [MPa]	Falha (R_{n3})	R_{n5} [MPa]	Falha (R_{n5})
TN-C40 x 4-B40 x 4-75c	208,56	3%	214,82	pico
TN-C40 x 4-B40 x 4-50c	221,46	3%	230,53	5%
TN-C40 x 4-B40 x 4-25c	229,34	3%	238,04	5%
TN-C40 x 4-B40 x 4-0t	232,55	3%	242,08	5%
TN-C40 x 4-B40 x 4-25t	230,34	3%	241,71	5%
TN-C40 x 4-B40 x 4-50t	221,82	3%	233,04	5%
TN-C40 x 4-B40 x 4-75t	200,40	3%	213,26	5%
TN-C40 x 3,75-B40 x 3,75-75c	187,90	3%	193,02	5%
TN-C40 x 3,75-B40 x 3,75-50c	199,76	3%	206,78	pico
TN-C40 x 3,75-B40 x 3,75-25c	206,84	3%	214,44	5%
TN-C40 x 3,75-B40 x 3,75-0t	209,81	3%	218,09	5%
TN-C40 x 3,75-B40 x 3,75-25t	208,19	3%	218,41	5%
TN-C40 x 3,75-B40 x 3,75-50t	201,95	3%	211,34	5%
TN-C40 x 3,75-B40 x 3,75-75t	181,29	3%	191,57	5%
TN-C40 x 3,35-B40 x 3,35-75c	167,02	3%	171,34	pico
TN-C40 x 3,35-B40 x 3,35-50c	178,10	3%	184,60	5%
TN-C40 x 3,35-B40 x 3,35-25c	184,56	3%	191,08	5%
TN-C40 x 3,35-B40 x 3,35-0t	187,38	3%	194,60	5%
TN-C40 x 3,35-B40 x 3,35-25t	186,26	3%	195,29	5%
TN-C40 x 3,35-B40 x 3,35-50t	181,02	3%	189,67	5%
TN-C40 x 3,35-B40 x 3,35-75t	163,63	3%	172,64	5%
TN-C40 x 3-B40 x 3-75c	133,96	3%	134,92	5%
TN-C40 x 3-B40 x 3-50c	145,69	3%	145,93	5%
TN-C40 x 3-B40 x 3-25c	150,15	3%	151,94	5%
TN-C40 x 3-B40 x 3-0t	151,80	3%	154,51	5%
TN-C40 x 3-B40 x 3-25t	153,33	3%	154,28	5%
TN-C40 x 3-B40 x 3-50t	147,02	3%	150,12	5%
TN-C40 x 3-B40 x 3-75t	132,03	3%	137,66	5%
TN-C40 x 2,65-B40 x 2,65-75c	108,58	3%	109,40	pico
TN-C40 x 2,65-B40 x 2,65-50c	115,60	3%	118,20	pico
TN-C40 x 2,65-B40 x 2,65-25c	119,89	3%	122,88	5%
TN-C40 x 2,65-B40 x 2,65-0t	122,13	3%	125,69	5%

Ligação	R_{n3} [MPa]	Falha (R_{n3})	R_{n5} [MPa]	Falha (R_{n5})
TN-C40 x 2,65-B40 x 2,65-25t	122,15	3%	126,45	5%
TN-C40 x 2,65-B40 x 2,65-50t	118,46	3%	123,85	5%
TN-C40 x 2,65-B40 x 2,65-75t	107,75	3%	113,88	5%
TN-C40 x 2,25-B40 x 2,25-75c	80,86	3%	82,12	pico
TN-C40 x 2,25-B40 x 2,25-50c	86,86	3%	88,46	5%
TN-C40 x 2,25-B40 x 2,25-25c	90,38	3%	92,78	5%
TN-C40 x 2,25-B40 x 2,25-0t	93,20	3%	95,75	5%
TN-C40 x 2,25-B40 x 2,25-25t	93,72	3%	96,88	5%
TN-C40 x 2,25-B40 x 2,25-50t	91,08	3%	95,07	5%
TN-C40 x 2,25-B40 x 2,25-75t	83,70	3%	88,08	5%
TN-C40 x 2-B40 x 2-75c	65,14	3%	66,16	pico
TN-C40 x 2-B40 x 2-50c	70,07	3%	72,29	5%
TN-C40 x 2-B40 x 2-25c	73,03	3%	76,06	5%
TN-C40 x 2-B40 x 2-0t	75,22	3%	78,51	5%
TN-C40 x 2-B40 x 2-25t	75,94	3%	79,65	5%
TN-C40 x 2-B40 x 2-50t	74,68	3%	78,75	5%
TN-C40 x 2-B40 x 2-75t	68,47	3%	72,86	5%
TN-C40 x 1,5-B40 x 1,5-75c	38,34	3%	38,99	pico
TN-C40 x 1,5-B40 x 1,5-50c	41,75	3%	43,43	5%
TN-C40 x 1,5-B40 x 1,5-25c	43,94	3%	46,19	5%
TN-C40 x 1,5-B40 x 1,5-0t	45,60	3%	48,15	5%
TN-C40 x 1,5-B40 x 1,5-25t	46,06	3%	49,28	pico
TN-C40 x 1,5-B40 x 1,5-50t	45,51	3%	49,03	5%
TN-C40 x 1,5-B40 x 1,5-75t	42,61	3%	45,98	5%
TN-C80 x 6,3-B80 x 6,3-75c	620,02	3%	621,08	pico
TN-C80 x 6,3-B80 x 6,3-50c	646,99	3%	649,62	pico
TN-C80 x 6,3-B80 x 6,3-25c	649,65	3%	658,62	pico
TN-C80 x 6,3-B80 x 6,3-0t	654,06	3%	664,97	pico
TN-C80 x 6,3-B80 x 6,3-25t	654,53	3%	665,54	pico
TN-C80 x 6,3-B80 x 6,3-50t	633,68	3%	641,44	pico
TN-C80 x 6,3-B80 x 6,3-75t	557,32	3%	570,05	5%
TN-C80 x 5,6-B80 x 5,6-75c	491,84	3%	495,47	pico
TN-C80 x 5,6-B80 x 5,6-50c	518,35	3%	521,61	pico
TN-C80 x 5,6-B80 x 5,6-25c	526,79	3%	532,01	pico
TN-C80 x 5,6-B80 x 5,6-0t	531,70	3%	537,81	pico
TN-C80 x 5,6-B80 x 5,6-25t	529,40	3%	538,21	pico
TN-C80 x 5,6-B80 x 5,6-50t	518,29	3%	525,31	pico
TN-C80 x 5,6-B80 x 5,6-75t	459,59	3%	469,81	pico
TN-C80 x 4,75-B80 x 4,75-75c	358,86	3%	360,46	pico
TN-C80 x 4,75-B80 x 4,75-50c	378,11	3%	379,71	pico
TN-C80 x 4,75-B80 x 4,75-25c	385,05	3%	390,22	pico
TN-C80 x 4,75-B80 x 4,75-0t	386,66	3%	396,17	pico
TN-C80 x 4,75-B80 x 4,75-25t	393,14	3%	400,23	pico
TN-C80 x 4,75-B80 x 4,75-50t	385,65	3%	392,28	pico
TN-C80 x 4,75-B80 x 4,75-75t	347,02	3%	354,54	pico
TN-C80 x 4,25-B80 x 4,25-75c	289,31	3%	290,34	pico
TN-C80 x 4,25-B80 x 4,25-50c	299,12	3%	306,25	pico

Ligação	R_{n3} [MPa]	Falha (R_{n3})	R_{n5} [MPa]	Falha (R_{n5})
TN-C80 x 4,25-B80 x 4,25-25c	305,90	3%	315,57	pico
TN-C80 x 4,25-B80 x 4,25-0t	315,18	3%	321,64	pico
TN-C80 x 4,25-B80 x 4,25-25t	316,00	3%	326,36	pico
TN-C80 x 4,25-B80 x 4,25-50t	314,39	3%	321,03	5%
TN-C80 x 4,25-B80 x 4,25-75t	287,07	3%	293,27	pico
TN-C80 x 3,75-B80 x 3,75-75c	224,67	3%	225,39	pico
TN-C80 x 3,75-B80 x 3,75-50c	238,30	3%	240,11	pico
TN-C80 x 3,75-B80 x 3,75-25c	238,00	3%	247,77	pico
TN-C80 x 3,75-B80 x 3,75-0t	241,88	3%	253,53	pico
TN-C80 x 3,75-B80 x 3,75-25t	247,00	3%	258,80	pico
TN-C80 x 3,75-B80 x 3,75-50t	247,37	3%	258,30	pico
TN-C80 x 3,75-B80 x 3,75-75t	228,31	3%	236,00	pico
TN-C80 x 3,35-B80 x 3,35-75c	172,17	3%	173,56	pico
TN-C80 x 3,35-B80 x 3,35-50c	182,42	3%	186,13	pico
TN-C80 x 3,35-B80 x 3,35-25c	187,12	3%	193,50	pico
TN-C80 x 3,35-B80 x 3,35-0t	190,94	3%	198,38	5%
TN-C80 x 3,35-B80 x 3,35-25t	195,35	3%	203,82	5%
TN-C80 x 3,35-B80 x 3,35-50t	195,15	3%	205,73	5%
TN-C80 x 3,35-B80 x 3,35-75t	182,31	3%	191,32	5%
TN-C80 x 3-B80 x 3-75c	127,02	3%	128,55	pico
TN-C80 x 3-B80 x 3-50c	134,02	3%	139,27	pico
TN-C80 x 3-B80 x 3-25c	137,95	3%	145,34	5%
TN-C80 x 3-B80 x 3-0t	143,45	3%	150,59	5%
TN-C80 x 3-B80 x 3-25t	146,56	3%	154,69	5%
TN-C80 x 3-B80 x 3-50t	149,47	3%	157,74	5%
TN-C80 x 3-B80 x 3-75t	142,17	3%	150,98	5%
TN-C80 x 2,65-B80 x 2,65-75c	103,60	3%	104,49	pico
TN-C80 x 2,65-B80 x 2,65-50c	109,96	3%	114,92	pico
TN-C80 x 2,65-B80 x 2,65-25c	112,05	3%	120,78	5%
TN-C80 x 2,65-B80 x 2,65-0t	115,56	3%	124,33	5%
TN-C80 x 2,65-B80 x 2,65-25t	119,91	3%	129,23	5%
TN-C80 x 2,65-B80 x 2,65-50t	121,14	3%	131,90	5%
TN-C80 x 2,65-B80 x 2,65-75t	115,23	3%	124,52	5%
TN-C150 x 6-B150 x 6-75c	576,35	3%	596,68	pico
TN-C150 x 6-B150 x 6-50c	645,89	3%	679,98	pico
TN-C150 x 6-B150 x 6-25c	695,20	3%	732,77	pico
TN-C150 x 6-B150 x 6-0t	730,55	3%	769,90	5%
TN-C150 x 6-B150 x 6-25t	746,78	3%	790,65	pico
TN-C150 x 6-B150 x 6-50t	733,09	3%	786,10	pico
TN-C150 x 6-B150 x 6-75t	673,94	3%	729,10	pico
TN-C150 x 6,3-B150 x 6,3-75c	596,68	pico	655,02	pico
TN-C150 x 6,3-B150 x 6,3-50c	679,98	pico	744,08	pico
TN-C150 x 6,3-B150 x 6,3-25c	732,77	pico	800,57	pico
TN-C150 x 6,3-B150 x 6,3-0t	765,26	3%	839,96	pico
TN-C150 x 6,3-B150 x 6,3-25t	790,65	pico	861,51	pico
TN-C150 x 6,3-B150 x 6,3-50t	766,59	3%	855,63	pico
TN-C150 x 6,3-B150 x 6,3-75t	711,91	3%	801,43	pico

Ligação	R_{n3} [MPa]	Falha (R_{n3})	R_{n5} [MPa]	Falha (R_{n5})
TN-C150 x 7,1-B150 x 7,1-75c	794,55	3%	821,32	pico
TN-C150 x 7,1-B150 x 7,1-50c	882,32	3%	926,17	pico
TN-C150 x 7,1-B150 x 7,1-25c	951,78	3%	995,54	pico
TN-C150 x 7,1-B150 x 7,1-0t	1000,53	3%	1038,75	pico
TN-C150 x 7,1-B150 x 7,1-25t	1015,66	3%	1059,53	pico
TN-C150 x 7,1-B150 x 7,1-50t	993,12	3%	1047,43	pico
TN-C150 x 7,1-B150 x 7,1-75t	899,65	3%	958,79	5%
TN-C150 x 8-B150 x 8-75c	988,99	3%	1024,86	pico
TN-C150 x 8-B150 x 8-50c	1101,35	3%	1153,32	pico
TN-C150 x 8-B150 x 8-25c	1179,21	3%	1231,50	pico
TN-C150 x 8-B150 x 8-0t	1235,64	3%	1283,22	pico
TN-C150 x 8-B150 x 8-25t	1257,34	3%	1306,03	pico
TN-C150 x 8-B150 x 8-50t	1208,11	3%	1279,86	pico
TN-C150 x 8-B150 x 8-75t	1090,80	3%	1171,23	5%
TN-C150 x 8,5-B150 x 8,5-75c	1105,77	3%	1147,46	pico
TN-C150 x 8,5-B150 x 8,5-50c	1203,03	3%	1277,50	pico
TN-C150 x 8,5-B150 x 8,5-25c	1311,23	3%	1371,10	pico
TN-C150 x 8,5-B150 x 8,5-0t	1366,94	3%	1424,62	pico
TN-C150 x 8,5-B150 x 8,5-25t	1394,22	3%	1447,76	pico
TN-C150 x 8,5-B150 x 8,5-50t	1351,82	3%	1417,85	5%
TN-C150 x 8,5-B150 x 8,5-75t	1207,36	3%	1285,95	5%
TN-C150 x 9,5-B150 x 9,5-75c	1350,36	3%	1392,79	pico
TN-C150 x 9,5-B150 x 9,5-50c	1493,42	3%	1562,60	pico
TN-C150 x 9,5-B150 x 9,5-25c	1585,56	3%	1657,83	pico
TN-C150 x 9,5-B150 x 9,5-0t	1652,12	3%	1719,94	pico
TN-C150 x 9,5-B150 x 9,5-25t	1668,40	3%	1735,84	pico
TN-C150 x 9,5-B150 x 9,5-50t	1619,39	3%	1692,87	5%
TN-C150 x 9,5-B150 x 9,5-75t	1441,04	3%	1541,50	5%
TN-C150 x 10,6-B150 x 10,6-75c	1599,63	3%	1666,89	pico
TN-C150 x 10,6-B150 x 10,6-50c	1793,64	3%	1879,01	pico
TN-C150 x 10,6-B150 x 10,6-25c	1864,67	3%	1980,54	5%
TN-C150 x 10,6-B150 x 10,6-0t	1970,96	3%	2054,44	5%
TN-C150 x 10,6-B150 x 10,6-25t	1981,08	3%	2066,76	pico
TN-C150 x 10,6-B150 x 10,6-50t	1903,48	3%	2002,97	5%
TN-C150 x 10,6-B150 x 10,6-75t	1689,75	3%	1811,76	5%
TN-C200 x 8-B200 x 8-75c	1103,71	3%	1117,60	pico
TN-C200 x 8-B200 x 8-50c	1195,29	3%	1233,66	pico
TN-C200 x 8-B200 x 8-25c	1267,91	3%	1310,99	pico
TN-C200 x 8-B200 x 8-0t	1308,01	3%	1372,59	pico
TN-C200 x 8-B200 x 8-25t	1320,09	3%	1394,43	5%
TN-C200 x 8-B200 x 8-50t	1303,07	3%	1388,57	5%
TN-C200 x 8-B200 x 8-75t	1198,47	3%	1282,64	pico
TN-C200 x 9,5-B200 x 9,5-75c	1571,52	3%	1575,72	pico
TN-C200 x 9,5-B200 x 9,5-50c	1686,56	3%	1722,19	5%
TN-C200 x 9,5-B200 x 9,5-25c	1763,12	3%	1825,34	pico
TN-C200 x 9,5-B200 x 9,5-0t	1812,49	3%	1882,94	5%
TN-C200 x 9,5-B200 x 9,5-25t	1830,61	3%	1900,16	5%

Ligação	R_{n3} [MPa]	Falha (R_{n3})	R_{n5} [MPa]	Falha (R_{n5})
TN-C200 x 9,5-B200 x 9,5-50t	1800,06	3%	1891,88	5%
TN-C200 x 9,5-B200 x 9,5-75t	1655,49	3%	1739,70	5%
TN-C200 x 10,6-B200 x 10,6-75c	1950,28	3%	1969,73	pico
TN-C200 x 10,6-B200 x 10,6-50c	2087,84	3%	2140,55	pico
TN-C200 x 10,6-B200 x 10,6-25c	2178,75	3%	2234,21	5%
TN-C200 x 10,6-B200 x 10,6-0t	2231,66	3%	2313,26	pico
TN-C200 x 10,6-B200 x 10,6-25t	2245,82	3%	2331,80	pico
TN-C200 x 10,6-B200 x 10,6-50t	2197,37	3%	2301,03	pico
TN-C200 x 10,6-B200 x 10,6-75t	2013,62	3%	2119,37	5%
TN-C200 x 11,2-B200 x 11,2-75c	2180,24	3%	2195,02	pico
TN-C200 x 11,2-B200 x 11,2-50c	2327,40	3%	2382,52	pico
TN-C200 x 11,2-B200 x 11,2-25c	2418,24	3%	2499,17	pico
TN-C200 x 11,2-B200 x 11,2-0t	2477,97	3%	2561,04	pico
TN-C200 x 11,2-B200 x 11,2-25t	2492,96	3%	2575,08	pico
TN-C200 x 11,2-B200 x 11,2-50t	2438,06	3%	2544,53	pico
TN-C200 x 11,2-B200 x 11,2-75t	2224,60	3%	2328,30	pico
TN-C200 x 12,5-B200 x 12,5-75c	2707,26	3%	2744,77	pico
TN-C200 x 12,5-B200 x 12,5-50c	2878,04	3%	2951,62	pico
TN-C200 x 12,5-B200 x 12,5-25c	2983,75	3%	3079,64	pico
TN-C200 x 12,5-B200 x 12,5-0t	3050,26	3%	3149,09	pico
TN-C200 x 12,5-B200 x 12,5-25t	3059,15	3%	3160,26	pico
TN-C200 x 12,5-B200 x 12,5-50t	2968,96	3%	3091,90	pico
TN-C200 x 12,5-B200 x 12,5-75t	2710,03	3%	2836,01	5%
TN-C200 x 14-B200 x 14-75c	3404,00	3%	3449,34	pico
TN-C200 x 14-B200 x 14-50c	3590,87	3%	3682,35	pico
TN-C200 x 14-B200 x 14-25c	3718,32	3%	3825,31	pico
TN-C200 x 14-B200 x 14-0t	3768,15	3%	3896,01	pico
TN-C200 x 14-B200 x 14-25t	3771,92	3%	3903,41	pico
TN-C200 x 14-B200 x 14-50t	3654,25	3%	3783,29	5%
TN-C200 x 14-B200 x 14-75t	3320,86	3%	3463,84	5%

APÊNDICE B

No apêndice B são apresentados o resultado das resistências (em MPa) das ligações obtidos pelas análises numéricas, pelas prescrições do Eurocode 3, parte 1-8 [4], da NBR 16239 [6], do CIDECT / ISO 14346 [14] [16] e pela formulação definida por Feng e Young [17].

Tabela 14 – Resistência das ligações T entre perfis tubulares em aço inoxidável.

Ligação	R_{n3}	R_{n5}	R	R_{EC3}	R_{NBR}	$R_{CIDECT/ISO}$	R_{FY}
TN-C40 x 4-B40 x 4-75c	208,56	214,82	212,61	190,64	212,69	165,97	150,99
TN-C40 x 4-B40 x 4-50c	221,46	230,53	233,12	190,64	212,69	177,88	150,99
TN-C40 x 4-B40 x 4-25c	229,34	238,04	246,01	190,64	212,69	185,24	150,99
TN-C40 x 4-B40 x 4-0t	232,55	242,08	251,17	190,64	212,69	190,64	150,99
TN-C40 x 4-B40 x 4-25t	230,34	241,71	248,48	190,64	212,69	185,24	150,99
TN-C40 x 4-B40 x 4-50t	221,82	233,04	237,83	190,64	212,69	177,88	150,99
TN-C40 x 4-B40 x 4-75t	200,40	213,26	219,09	190,64	212,69	165,97	150,99
TN-C40 x 3,75-B40 x 3,75-75c	187,90	193,02	178,59	171,33	194,52	149,15	145,74
TN-C40 x 3,75-B40 x 3,75-50c	199,76	206,78	196,06	171,33	194,52	159,85	145,74
TN-C40 x 3,75-B40 x 3,75-25c	206,84	214,44	207,16	171,33	194,52	166,47	145,74
TN-C40 x 3,75-B40 x 3,75-0t	209,81	218,09	211,77	171,33	194,52	171,33	145,74
TN-C40 x 3,75-B40 x 3,75-25t	208,19	218,41	209,76	171,33	194,52	166,47	145,74
TN-C40 x 3,75-B40 x 3,75-50t	201,95	211,34	201,01	171,33	194,52	159,85	145,74
TN-C40 x 3,75-B40 x 3,75-75t	181,29	191,57	185,39	171,33	194,52	149,15	145,74
TN-C40 x 3,35-B40 x 3,35-75c	167,02	171,34	151,06	141,60	166,14	123,27	136,32
TN-C40 x 3,35-B40 x 3,35-50c	178,10	184,60	166,24	141,60	166,14	132,11	136,32
TN-C40 x 3,35-B40 x 3,35-25c	184,56	191,08	176,07	141,60	166,14	137,58	136,32
TN-C40 x 3,35-B40 x 3,35-0t	187,38	194,60	180,41	141,60	166,14	141,60	136,32
TN-C40 x 3,35-B40 x 3,35-25t	186,26	195,29	179,11	141,60	166,14	137,58	136,32
TN-C40 x 3,35-B40 x 3,35-50t	181,02	189,67	172,03	141,60	166,14	132,11	136,32
TN-C40 x 3,35-B40 x 3,35-75t	163,63	172,64	159,02	141,60	166,14	123,27	136,32
TN-C40 x 3-B40 x 3-75c	133,96	134,92	128,43	116,72	141,70	101,61	126,68
TN-C40 x 3-B40 x 3-50c	145,69	145,93	141,72	116,72	141,70	108,90	126,68
TN-C40 x 3-B40 x 3-25c	150,15	151,94	150,50	116,72	141,70	113,41	126,68
TN-C40 x 3-B40 x 3-0t	151,80	154,51	154,61	116,72	141,70	116,72	126,68
TN-C40 x 3-B40 x 3-25t	153,33	154,28	153,89	116,72	141,70	113,41	126,68
TN-C40 x 3-B40 x 3-50t	147,02	150,12	148,17	116,72	141,70	108,90	126,68
TN-C40 x 3-B40 x 3-75t	132,03	137,66	137,30	116,72	141,70	101,61	126,68
TN-C40 x 2,65-B40 x 2,65-75c	108,58	109,40	107,17	92,84	117,18	80,82	115,15
TN-C40 x 2,65-B40 x 2,65-50c	115,60	118,20	118,67	92,84	117,18	86,62	115,15
TN-C40 x 2,65-B40 x 2,65-25c	119,89	122,88	126,44	92,84	117,18	90,21	115,15
TN-C40 x 2,65-B40 x 2,65-0t	122,13	125,69	130,32	92,84	117,18	92,84	115,15
TN-C40 x 2,65-B40 x 2,65-25t	122,15	126,45	130,13	92,84	117,18	90,21	115,15

Ligação	R_{n3}	R_{n5}	R	R_{EC3}	R_{NBR}	$R_{CIDECT/ISO}$	R_{FY}
TN-C40 x 2,65-B40 x 2,65-50t	118,46	123,85	125,68	92,84	117,18	86,62	115,15
TN-C40 x 2,65-B40 x 2,65-75t	107,75	113,88	116,82	92,84	117,18	80,82	115,15
TN-C40 x 2,25-B40 x 2,25-75c	80,86	82,12	66,10	66,87	88,31	58,21	98,73
TN-C40 x 2,25-B40 x 2,25-50c	86,86	88,46	73,58	66,87	88,31	62,39	98,73
TN-C40 x 2,25-B40 x 2,25-25c	90,38	92,78	78,81	66,87	88,31	64,97	98,73
TN-C40 x 2,25-B40 x 2,25-0t	93,20	95,75	81,64	66,87	88,31	66,87	98,73
TN-C40 x 2,25-B40 x 2,25-25t	93,72	96,88	81,92	66,87	88,31	64,97	98,73
TN-C40 x 2,25-B40 x 2,25-50t	91,08	95,07	79,49	66,87	88,31	62,39	98,73
TN-C40 x 2,25-B40 x 2,25-75t	83,70	88,08	74,22	66,87	88,31	58,21	98,73
TN-C40 x 2-B40 x 2-75c	65,14	66,16	68,81	51,60	69,67	44,92	86,27
TN-C40 x 2-B40 x 2-50c	70,07	72,29	76,95	51,60	69,67	48,14	86,27
TN-C40 x 2-B40 x 2-25c	73,03	76,06	82,78	51,60	69,67	50,13	86,27
TN-C40 x 2-B40 x 2-0t	75,22	78,51	86,11	51,60	69,67	51,60	86,27
TN-C40 x 2-B40 x 2-25t	75,94	79,65	86,75	51,60	69,67	50,13	86,27
TN-C40 x 2-B40 x 2-50t	74,68	78,75	84,50	51,60	69,67	48,14	86,27
TN-C40 x 2-B40 x 2-75t	68,47	72,86	79,19	51,60	69,67	44,92	86,27
TN-C40 x 1,5-B40 x 1,5-75c	38,34	38,99	33,22	25,19	34,05	21,93	56,90
TN-C40 x 1,5-B40 x 1,5-50c	41,75	43,43	37,69	25,19	34,05	23,51	56,90
TN-C40 x 1,5-B40 x 1,5-25c	43,94	46,19	41,09	25,19	34,05	24,48	56,90
TN-C40 x 1,5-B40 x 1,5-0t	45,60	48,15	43,29	25,19	34,05	25,19	56,90
TN-C40 x 1,5-B40 x 1,5-25t	46,06	49,28	44,13	25,19	34,05	24,48	56,90
TN-C40 x 1,5-B40 x 1,5-50t	45,51	49,03	43,48	25,19	34,05	23,51	56,90
TN-C40 x 1,5-B40 x 1,5-75t	42,61	45,98	41,18	25,19	34,05	21,93	56,90
TN-C80 x 6,3-B80 x 6,3-75c	620,02	621,08	493,26	463,29	545,70	403,31	476,94
TN-C80 x 6,3-B80 x 6,3-50c	646,99	649,62	543,63	463,29	545,70	432,26	476,94
TN-C80 x 6,3-B80 x 6,3-25c	649,65	658,62	576,61	463,29	545,70	450,15	476,94
TN-C80 x 6,3-B80 x 6,3-0t	654,06	664,97	591,66	463,29	545,70	463,29	476,94
TN-C80 x 6,3-B80 x 6,3-25t	654,53	665,54	588,22	463,29	545,70	450,15	476,94
TN-C80 x 6,3-B80 x 6,3-50t	633,68	641,44	565,73	463,29	545,70	432,26	476,94
TN-C80 x 6,3-B80 x 6,3-75t	557,32	570,05	523,65	463,29	545,70	403,31	476,94
TN-C80 x 5,6-B80 x 5,6-75c	491,84	495,47	412,49	377,07	460,59	328,26	440,85
TN-C80 x 5,6-B80 x 5,6-50c	518,35	521,61	456,02	377,07	460,59	351,82	440,85
TN-C80 x 5,6-B80 x 5,6-25c	526,79	532,01	485,15	377,07	460,59	366,38	440,85
TN-C80 x 5,6-B80 x 5,6-0t	531,70	537,81	499,28	377,07	460,59	377,07	440,85
TN-C80 x 5,6-B80 x 5,6-25t	529,40	538,21	497,81	377,07	460,59	366,38	440,85
TN-C80 x 5,6-B80 x 5,6-50t	518,29	525,31	480,13	377,07	460,59	351,82	440,85
TN-C80 x 5,6-B80 x 5,6-75t	459,59	469,81	445,65	377,07	460,59	328,26	440,85
TN-C80 x 4,75-B80 x 4,75-75c	358,86	360,46	325,70	277,16	355,98	241,28	386,39
TN-C80 x 4,75-B80 x 4,75-50c	378,11	379,71	361,91	277,16	355,98	258,60	386,39
TN-C80 x 4,75-B80 x 4,75-25c	385,05	390,22	386,93	277,16	355,98	269,30	386,39
TN-C80 x 4,75-B80 x 4,75-0t	386,66	396,17	400,10	277,16	355,98	277,16	386,39
TN-C80 x 4,75-B80 x 4,75-25t	393,14	400,23	400,77	277,16	355,98	269,30	386,39
TN-C80 x 4,75-B80 x 4,75-50t	385,65	392,28	388,28	277,16	355,98	258,60	386,39
TN-C80 x 4,75-B80 x 4,75-75t	347,02	354,54	361,97	277,16	355,98	241,28	386,39
TN-C80 x 4,25-B80 x 4,25-75c	289,31	290,34	277,79	221,10	292,35	192,48	346,79
TN-C80 x 4,25-B80 x 4,25-50c	299,12	306,25	309,91	221,10	292,35	206,29	346,79
TN-C80 x 4,25-B80 x 4,25-25c	305,90	315,57	332,61	221,10	292,35	214,83	346,79

Ligação	R_{n3}	R_{n5}	R	R_{EC3}	R_{NBR}	$R_{CIDECT/ISO}$	R_{FY}
TN-C80 x 4,25-B80 x 4,25-0t	315,18	321,64	345,22	221,10	292,35	221,10	346,79
TN-C80 x 4,25-B80 x 4,25-25t	316,00	326,36	347,04	221,10	292,35	214,83	346,79
TN-C80 x 4,25-B80 x 4,25-50t	314,39	321,03	337,38	221,10	292,35	206,29	346,79
TN-C80 x 4,25-B80 x 4,25-75t	287,07	293,27	315,56	221,10	292,35	192,48	346,79
TN-C80 x 3,75-B80 x 3,75-75c	224,67	225,39	214,41	167,88	227,06	146,15	300,40
TN-C80 x 3,75-B80 x 3,75-50c	238,30	240,11	240,46	167,88	227,06	156,64	300,40
TN-C80 x 3,75-B80 x 3,75-25c	238,00	247,77	259,36	167,88	227,06	163,12	300,40
TN-C80 x 3,75-B80 x 3,75-0t	241,88	253,53	270,46	167,88	227,06	167,88	300,40
TN-C80 x 3,75-B80 x 3,75-25t	247,00	258,80	273,11	167,88	227,06	163,12	300,40
TN-C80 x 3,75-B80 x 3,75-50t	247,37	258,30	266,66	167,88	227,06	156,64	300,40
TN-C80 x 3,75-B80 x 3,75-75t	228,31	236,00	250,44	167,88	227,06	146,15	300,40
TN-C80 x 3,35-B80 x 3,35-75c	172,17	173,56	167,66	128,40	175,10	111,78	258,54
TN-C80 x 3,35-B80 x 3,35-50c	182,42	186,13	189,04	128,40	175,10	119,81	258,54
TN-C80 x 3,35-B80 x 3,35-25c	187,12	193,50	204,94	128,40	175,10	124,76	258,54
TN-C80 x 3,35-B80 x 3,35-0t	190,94	198,38	214,75	128,40	175,10	128,40	258,54
TN-C80 x 3,35-B80 x 3,35-25t	195,35	203,82	217,85	128,40	175,10	124,76	258,54
TN-C80 x 3,35-B80 x 3,35-50t	195,15	205,73	213,62	128,40	175,10	119,81	258,54
TN-C80 x 3,35-B80 x 3,35-75t	182,31	191,32	201,45	128,40	175,10	111,78	258,54
TN-C80 x 3-B80 x 3-75c	127,02	128,55	128,42	97,13	131,97	84,55	219,38
TN-C80 x 3-B80 x 3-50c	134,02	139,27	145,68	97,13	131,97	90,62	219,38
TN-C80 x 3-B80 x 3-25c	137,95	145,34	158,84	97,13	131,97	94,37	219,38
TN-C80 x 3-B80 x 3-0t	143,45	150,59	167,32	97,13	131,97	97,13	219,38
TN-C80 x 3-B80 x 3-25t	146,56	154,69	170,58	97,13	131,97	94,37	219,38
TN-C80 x 3-B80 x 3-50t	149,47	157,74	168,04	97,13	131,97	90,62	219,38
TN-C80 x 3-B80 x 3-75t	142,17	150,98	159,16	97,13	131,97	84,55	219,38
TN-C80 x 2,65-B80 x 2,65-75c	103,60	104,49	93,01	69,80	93,42	60,77	179,29
TN-C80 x 2,65-B80 x 2,65-50c	109,96	114,92	106,36	69,80	93,42	65,13	179,29
TN-C80 x 2,65-B80 x 2,65-25c	112,05	120,78	116,81	69,80	93,42	67,82	179,29
TN-C80 x 2,65-B80 x 2,65-0t	115,56	124,33	123,88	69,80	93,42	69,80	179,29
TN-C80 x 2,65-B80 x 2,65-25t	119,91	129,23	127,08	69,80	93,42	67,82	179,29
TN-C80 x 2,65-B80 x 2,65-50t	121,14	131,90	125,92	69,80	93,42	65,13	179,29
TN-C80 x 2,65-B80 x 2,65-75t	115,23	124,52	119,91	69,80	93,42	60,77	179,29
TN-C150 x 6-B150 x 6-75c	576,35	596,68	533,24	411,54	559,04	358,27	869,18
TN-C150 x 6-B150 x 6-50c	645,89	679,98	602,72	411,54	559,04	383,98	869,18
TN-C150 x 6-B150 x 6-25c	695,20	732,77	654,90	411,54	559,04	399,87	869,18
TN-C150 x 6-B150 x 6-0t	730,55	769,90	687,70	411,54	559,04	411,54	869,18
TN-C150 x 6-B150 x 6-25t	746,78	790,65	699,01	411,54	559,04	399,87	869,18
TN-C150 x 6-B150 x 6-50t	733,09	786,10	686,72	411,54	559,04	383,98	869,18
TN-C150 x 6-B150 x 6-75t	673,94	729,10	648,74	411,54	559,04	358,27	869,18
TN-C150 x 6,3-B150 x 6,3-75c	596,68	655,02	660,73	466,98	636,28	406,53	937,34
TN-C150 x 6,3-B150 x 6,3-50c	679,98	744,08	744,90	466,98	636,28	435,71	937,34
TN-C150 x 6,3-B150 x 6,3-25c	732,77	800,57	807,45	466,98	636,28	453,73	937,34
TN-C150 x 6,3-B150 x 6,3-0t	765,26	839,96	845,97	466,98	636,28	466,98	937,34
TN-C150 x 6,3-B150 x 6,3-25t	790,65	861,51	858,06	466,98	636,28	453,73	937,34
TN-C150 x 6,3-B150 x 6,3-50t	766,59	855,63	841,29	466,98	636,28	435,71	937,34
TN-C150 x 6,3-B150 x 6,3-75t	711,91	801,43	793,28	466,98	636,28	406,53	937,34
TN-C150 x 7,1-B150 x 7,1-75c	794,55	821,32	892,00	628,15	854,42	546,84	1112,56

Ligação	R_{n3}	R_{n5}	R	R_{EC3}	R_{NBR}	$R_{CIDECT/ISO}$	R_{FY}
TN-C150 x 7,1-B150 x 7,1-50c	882,32	926,17	999,91	628,15	854,42	586,09	1112,56
TN-C150 x 7,1-B150 x 7,1-25c	951,78	995,54	1078,06	628,15	854,42	610,34	1112,56
TN-C150 x 7,1-B150 x 7,1-0t	1000,53	1038,75	1123,78	628,15	854,42	628,15	1112,56
TN-C150 x 7,1-B150 x 7,1-25t	1015,66	1059,53	1134,38	628,15	854,42	610,34	1112,56
TN-C150 x 7,1-B150 x 7,1-50t	993,12	1047,43	1107,18	628,15	854,42	586,09	1112,56
TN-C150 x 7,1-B150 x 7,1-75t	899,65	958,79	1039,49	628,15	854,42	546,84	1112,56
TN-C150 x 8-B150 x 8-75c	988,99	1024,86	1212,47	827,23	1107,89	720,15	1292,14
TN-C150 x 8-B150 x 8-50c	1101,35	1153,32	1352,46	827,23	1107,89	771,83	1292,14
TN-C150 x 8-B150 x 8-25c	1179,21	1231,50	1451,35	827,23	1107,89	803,77	1292,14
TN-C150 x 8-B150 x 8-0t	1235,64	1283,22	1506,14	827,23	1107,89	827,23	1292,14
TN-C150 x 8-B150 x 8-25t	1257,34	1306,03	1513,87	827,23	1107,89	803,77	1292,14
TN-C150 x 8-B150 x 8-50t	1208,11	1279,86	1471,55	827,23	1107,89	771,83	1292,14
TN-C150 x 8-B150 x 8-75t	1090,80	1171,23	1376,21	827,23	1107,89	720,15	1292,14
TN-C150 x 8,5-B150 x 8,5-75c	1105,77	1147,46	1322,96	943,63	1247,91	821,48	1382,37
TN-C150 x 8,5-B150 x 8,5-50c	1203,03	1277,50	1472,40	943,63	1247,91	880,44	1382,37
TN-C150 x 8,5-B150 x 8,5-25c	1311,23	1371,10	1576,65	943,63	1247,91	916,87	1382,37
TN-C150 x 8,5-B150 x 8,5-0t	1366,94	1424,62	1632,79	943,63	1247,91	943,63	1382,37
TN-C150 x 8,5-B150 x 8,5-25t	1394,22	1447,76	1637,91	943,63	1247,91	916,87	1382,37
TN-C150 x 8,5-B150 x 8,5-50t	1351,82	1417,85	1589,08	943,63	1247,91	880,44	1382,37
TN-C150 x 8,5-B150 x 8,5-75t	1207,36	1285,95	1483,40	943,63	1247,91	821,48	1382,37
TN-C150 x 9,5-B150 x 9,5-75c	1350,36	1392,79	1552,71	1185,34	1522,32	1031,89	1542,68
TN-C150 x 9,5-B150 x 9,5-50c	1493,42	1562,60	1721,66	1185,34	1522,32	1105,96	1542,68
TN-C150 x 9,5-B150 x 9,5-25c	1585,56	1657,83	1836,94	1185,34	1522,32	1151,72	1542,68
TN-C150 x 9,5-B150 x 9,5-0t	1652,12	1719,94	1895,75	1185,34	1522,32	1185,34	1542,68
TN-C150 x 9,5-B150 x 9,5-25t	1668,40	1735,84	1895,32	1185,34	1522,32	1151,72	1542,68
TN-C150 x 9,5-B150 x 9,5-50t	1619,39	1692,87	1832,87	1185,34	1522,32	1105,96	1542,68
TN-C150 x 9,5-B150 x 9,5-75t	1441,04	1541,50	1705,61	1185,34	1522,32	1031,89	1542,68
TN-C150 x 10,6-B150 x 10,6-75c	1599,63	1666,89	1819,12	1462,00	1816,06	1272,75	1691,95
TN-C150 x 10,6-B150 x 10,6-50c	1793,64	1879,01	2010,55	1462,00	1816,06	1364,10	1691,95
TN-C150 x 10,6-B150 x 10,6-25c	1864,67	1980,54	2138,43	1462,00	1816,06	1420,54	1691,95
TN-C150 x 10,6-B150 x 10,6-0t	1970,96	2054,44	2200,16	1462,00	1816,06	1462,00	1691,95
TN-C150 x 10,6-B150 x 10,6-25t	1981,08	2066,76	2193,14	1462,00	1816,06	1420,54	1691,95
TN-C150 x 10,6-B150 x 10,6-50t	1903,48	2002,97	2114,75	1462,00	1816,06	1364,10	1691,95
TN-C150 x 10,6-B150 x 10,6-75t	1689,75	1811,76	1962,41	1462,00	1816,06	1272,75	1691,95
TN-C200 x 8-B200 x 8-75c	1103,71	1117,60	1025,90	746,57	1015,22	649,93	1576,75
TN-C200 x 8-B200 x 8-50c	1195,29	1233,66	1159,56	746,57	1015,22	696,57	1576,75
TN-C200 x 8-B200 x 8-25c	1267,91	1310,99	1259,96	746,57	1015,22	725,40	1576,75
TN-C200 x 8-B200 x 8-0t	1308,01	1372,59	1323,06	746,57	1015,22	746,57	1576,75
TN-C200 x 8-B200 x 8-25t	1320,09	1394,43	1344,81	746,57	1015,22	725,40	1576,75
TN-C200 x 8-B200 x 8-50t	1303,07	1388,57	1321,18	746,57	1015,22	696,57	1576,75
TN-C200 x 8-B200 x 8-75t	1198,47	1282,64	1248,11	746,57	1015,22	649,93	1576,75
TN-C200 x 9,5-B200 x 9,5-75c	1571,52	1575,72	1563,42	1144,72	1554,88	996,54	2020,02
TN-C200 x 9,5-B200 x 9,5-50c	1686,56	1722,19	1752,28	1144,72	1554,88	1068,07	2020,02
TN-C200 x 9,5-B200 x 9,5-25c	1763,12	1825,34	1888,96	1144,72	1554,88	1112,26	2020,02
TN-C200 x 9,5-B200 x 9,5-0t	1812,49	1882,94	1968,79	1144,72	1554,88	1144,72	2020,02
TN-C200 x 9,5-B200 x 9,5-25t	1830,61	1900,16	1987,09	1144,72	1554,88	1112,26	2020,02
TN-C200 x 9,5-B200 x 9,5-50t	1800,06	1891,88	1939,20	1144,72	1554,88	1068,07	2020,02

Ligação	R_{n3}	R_{n5}	R	R_{EC3}	R_{NBR}	$R_{CIDECT/ISO}$	R_{FY}
TN-C200 x 9,5-B200 x 9,5-75t	1655,49	1739,70	1820,43	1144,72	1554,88	996,54	2020,02
TN-C200 x 10,6-B200 x 10,6-75c	1950,28	1969,73	2040,81	1470,27	1966,37	1279,94	2311,81
TN-C200 x 10,6-B200 x 10,6-50c	2087,84	2140,55	2277,00	1470,27	1966,37	1371,81	2311,81
TN-C200 x 10,6-B200 x 10,6-25c	2178,75	2234,21	2444,05	1470,27	1966,37	1428,57	2311,81
TN-C200 x 10,6-B200 x 10,6-0t	2231,66	2313,26	2536,88	1470,27	1966,37	1470,27	2311,81
TN-C200 x 10,6-B200 x 10,6-25t	2245,82	2331,80	2550,44	1470,27	1966,37	1428,57	2311,81
TN-C200 x 10,6-B200 x 10,6-50t	2197,37	2301,03	2479,65	1470,27	1966,37	1371,81	2311,81
TN-C200 x 10,6-B200 x 10,6-75t	2013,62	2119,37	2319,45	1470,27	1966,37	1279,94	2311,81
TN-C200 x 11,2-B200 x 11,2-75c	2180,24	2195,02	2209,28	1656,04	2189,19	1441,67	2456,62
TN-C200 x 11,2-B200 x 11,2-50c	2327,40	2382,52	2459,89	1656,04	2189,19	1545,14	2456,62
TN-C200 x 11,2-B200 x 11,2-25c	2418,24	2499,17	2635,13	1656,04	2189,19	1609,08	2456,62
TN-C200 x 11,2-B200 x 11,2-0t	2477,97	2561,04	2730,04	1656,04	2189,19	1656,04	2456,62
TN-C200 x 11,2-B200 x 11,2-25t	2492,96	2575,08	2739,63	1656,04	2189,19	1609,08	2456,62
TN-C200 x 11,2-B200 x 11,2-50t	2438,06	2544,53	2658,94	1656,04	2189,19	1545,14	2456,62
TN-C200 x 11,2-B200 x 11,2-75t	2224,60	2328,30	2482,98	1656,04	2189,19	1441,67	2456,62
TN-C200 x 12,5-B200 x 12,5-75c	2707,26	2744,77	2588,14	2073,06	2662,36	1804,70	2736,44
TN-C200 x 12,5-B200 x 12,5-50c	2878,04	2951,62	2870,97	2073,06	2662,36	1934,23	2736,44
TN-C200 x 12,5-B200 x 12,5-25c	2983,75	3079,64	3064,44	2073,06	2662,36	2014,27	2736,44
TN-C200 x 12,5-B200 x 12,5-0t	3050,26	3149,09	3163,80	2073,06	2662,36	2073,06	2736,44
TN-C200 x 12,5-B200 x 12,5-25t	3059,15	3160,26	3164,29	2073,06	2662,36	2014,27	2736,44
TN-C200 x 12,5-B200 x 12,5-50t	2968,96	3091,90	3061,15	2073,06	2662,36	1934,23	2736,44
TN-C200 x 12,5-B200 x 12,5-75t	2710,03	2836,01	2849,64	2073,06	2662,36	1804,70	2736,44
TN-C200 x 14-B200 x 14-75c	3404,00	3449,34	3053,95	2573,76	3193,43	2240,59	3009,10
TN-C200 x 14-B200 x 14-50c	3590,87	3682,35	3376,21	2573,76	3193,43	2401,40	3009,10
TN-C200 x 14-B200 x 14-25c	3718,32	3825,31	3591,88	2573,76	3193,43	2500,77	3009,10
TN-C200 x 14-B200 x 14-0t	3768,15	3896,01	3696,50	2573,76	3193,43	2573,76	3009,10
TN-C200 x 14-B200 x 14-25t	3771,92	3903,41	3685,60	2573,76	3193,43	2500,77	3009,10
TN-C200 x 14-B200 x 14-50t	3654,25	3783,29	3554,73	2573,76	3193,43	2401,40	3009,10
TN-C200 x 14-B200 x 14-75t	3320,86	3463,84	3299,41	2573,76	3193,43	2240,59	3009,10

APÊNDICE C

No apêndice C será calculada a resistência de uma ligação T com β=1 entre perfis tubulares quadrados (SHS) em aço inoxidável austenítico com uma carga axial de compressão aplicada ao banzo equivalente a 75% de sua carga de plastificação. O módulo de elasticidade do aço é dado por 196 GPa, a tensão de escoamento é 565 MPa e a tensão última é 725 MPa.

Dimensões do montante:
h_1: 40,0 mm;
b_1: 40,0 mm;
t_1: 4,0 mm.
r_1: 8,0 mm.
L_1: 100,0 mm.

Dimensões do banzo:
h_0: 40,0 mm;
b_0: 40,0 mm;
t_0: 4,0 mm.
r_0: 8,0 mm.
L_0: 240,0 mm.

Dimensões da solda:
w: 7,4 mm.

Inicialmente calcula-se ϕ, para em seguida definir K:

$$\phi = \frac{h_0 - 2r}{L_0} = \frac{40 - 2 \text{ x } 8}{240} = 0{,}1$$

$$K = 132{,}7\phi^2 - 67{,}9\phi + 79{,}3 = 132{,}7 \text{ x } 0{,}1^2 - 67{,}9 \text{ x } 0{,}1 + 79{,}3 = 73{,}8$$

Com o parâmetro K e a rigidez da placa definidos (D), pode-se determinar a tensão de flambagem da parede lateral do banzo (σ_b).

$$D = \frac{E t_0^3}{12(1\text{-}2\ \upsilon^2)} = \frac{196000 \text{ x } 4^3}{12 \text{ x } (1\text{-}2 \text{ x } 0{,}3^2)} = 1274796{,}8$$

$$\sigma_b = K \frac{\pi^2 D}{t_0 L_0^2} = 73{,}8 \text{ x } \frac{\pi^2 \text{ x } 1274796{,}8}{4 \text{ x } 240^2} = 4030{,}1$$

Calculando-se ε_b, ε_y e ε_u obtém-se:

$$\varepsilon_b = \frac{\sigma_b}{E} = \frac{4030{,}1}{196000} = 0{,}021$$

$$\varepsilon_y = \frac{\sigma_y}{E} + 0{,}002 = \frac{565}{196000} + 0{,}002 = 0{,}005$$

$$\varepsilon_u = 1 - \frac{\sigma_y}{\sigma_u} = 1 - \frac{565}{725} = 0{,}221$$

Como $\varepsilon_y < \varepsilon_b < \varepsilon_u$, calcula-se σ_{b1} pela equação (91), sendo $\bar{\beta} = 1{,}05$.

$$\sigma_{b1} = \sigma_p(\varepsilon_b) = \left(\frac{\sigma_u - \sigma_y}{\varepsilon_u - \varepsilon_y} ln(1 + \varepsilon_b) + \sigma_y\right)\left(\frac{\sigma_y - \sigma_u}{\sigma_y \ln(\varepsilon_y)} ln(\varepsilon_b) + \bar{\beta}\frac{\sigma_u}{\sigma_y}\right) =$$

$$\left(\frac{725 - 565}{0{,}220 - 0{,}005} ln(1 + 0{,}021) + 565\right)\left(\frac{565 - 725}{565 \text{ x } \ln(0{,}005)} ln(0{,}021) + 1{,}05 \text{ x } \frac{725}{565}\right) = 661{,}7$$

A resistência da ligação sem considerar a carga axial no banzo é dada por:

$$R_0 = 2t_0(h_1 + w)\sigma_{b1} = 2 \text{ x } 4 \text{ x } (40 + 7{,}4) \text{ x } 661{,}7 = 251{,}2\ kN$$

Para o cálculo da resistência considerando-se a carga axial de compressão no banzo, deve-se calcular o fator de correção f, que é função do parâmetro a e do nível de carga axial aplicada em termos da carga de plastificação da seção transversal do banzo (n).

$$2\gamma = \frac{b_0}{t_0} = \frac{40}{4} = 10$$

$$\rho = \frac{2\gamma - 10}{136} + 0{,}02 = \frac{10 - 10}{136} + 0{,}02 = 0{,}02$$

$$n = \frac{N_0}{N_{pl,0}} = -0{,}75$$

$$f = (-0{,}25n^2 + 1)(\rho n + 1) = (-0{,}25(-0{,}75)^2 + 1)(0{,}02(-0{,}75) + 1) = 0{,}85$$

Por fim, a resistência da ligação é dada por:

$$R = fR_0 = 0{,}85 \text{ x } 251{,}2 = 212{,}6 \text{ kN}$$