

Universidade do Estado do Rio de Janeiro

Centro de Tecnologia e Ciências Faculdade de Engenharia

Rafael Pereira Marinho

Avaliação estrutural de ligações tubulares tipo T bird beak diamond constituídas de aços inoxidáveis

Rio de Janeiro 2024 Rafael Pereira Marinho

Avaliação estrutural de ligações tubulares tipo T bird beak diamond constituídas de aços inoxidáveis

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 Profa. Dra. Monique Cordeiro Rodrigues

CATALOGAÇÃO NA FONTE

UERJ / REDE SIRIUS / BIBLIOTECA CTC/B

M338 Marinho, Rafael Pereira. Avaliação estrutural de ligações tubulares tipo T bird beak diamond constituídas de aços inoxidáveis / Rafael Pereira Marinho. – 2024. 100 f.
Orientadores: Luciano Rodrigues Ornelas de Lima, Monique Cordeiro Rodrigues. Dissertação (Mestrado) – Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Faculdade de Engenharia.
1. Engenharia civil - Teses. 2. Análise estrutural (Engenharia) -Teses. 3. Aço tubular - Estruturas - Teses. 4. Aço inoxidável - Teses. I. Lima, Luciano Rodrigues Ornelas de. II. Rodrigues, Monique Cordeiro. III. Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Faculdade de Engenharia. IV. Título.

CDU 624.014.27

Bibliotecária: Júlia Vieira - CRB7/6022

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

Assinatura

Rafael Pereira Marinho

Avaliação estrutural de ligações tubulares tipo T *bird beak diamond* constituídas de aços inoxidáveis

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: 12 de março de 2024.

Banca Examinadora:

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

Maman wanno

Profa. Dra. Monique Cordeii o Rodrigues (Orientadora) Faculdade de Engenharia – UERJ

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

ת ההה √ lmomo

Profa. Dra. Fernanda Lins Gonçalves Pereira Faculdade de Engenharia – UERJ

aruanhos. IIH I and < 12

Profa. Dra. Arlene Maria Cunha Sarmanho Universidade Federal de Ouro Preto – UFOP

> Rio de Janeiro 2024

DEDICATÓRIA

Ao senhor Luis Henrique Pereira Marinho (*in memoriam*), por todo sangue, suor e lágrimas derramados para que eu pudesse sonhar grande. Dizem que uma pessoa só morre quando é completamente esquecida. Enquanto eu viver, o senhor jamais morrerá. "Bença" Pai.

AGRADECIMENTOS

A Deus por me dar ânimo e saúde, por me guiar quando estive perdido e quando estive fraco, Ele me fez forte.

Aos meus pais, Luis (*in memoriam*) e Rosilene, por todo amor e carinho, por todo incentivo, por serem minha referência e por toda a base para que eu pudesse ser quem eu quisesse ser.

A minha esposa Luana, por todo amor e companheirismo nesta jornada, por estar sempre ao meu lado. As minhas irmãs, Rafaela e Raquel, pela parceria e incentivo constante.

Aos meus orientadores, Prof. Luciano Lima e Profa. Monique Rodrigues por acreditarem em mim quando as circunstâncias não pareciam favoráveis, por me darem a oportunidade de tentar e por toda a ajuda, pela excelente orientação, apontando os melhores caminhos, dando estímulos para o desenvolvimento deste trabalho e pela atenção dedicada nesses anos.

Aos professores do PGECIV, pelos ensinamentos, dentro e fora da sala de aula, durante toda esta caminhada.

Aos meus amigos de trabalho pela paciência com os meus estudos e todo apoio.

Aos meus colegas de mestrado, em especial, luri Fonseca, por toda a dedicação em passar seus conhecimentos nos momentos em que tive grandes dificuldades, pelo companheirismo, pela paciência e pelo inegável apoio sempre que necessário. A Keila Letícia, por todo auxílio com o programa ABAQUS. Ao Eloan, Nathália, Anderson, Daniel, Max e Viviane, companheiros de jornada que tornaram a caminhada com certeza mais leve.

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

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

E trata de guardar estes poucos preceitos: Não dá voz ao que pensares, nem transforma em ação um pensamento tolo; Sejas amistoso, sim, jamais vulgar; Os amigos que tenhas, já postos à prova, prende-os na tua alma com grampos de aço; Mas não caleja a mão festejando qualquer galinho implume mal saído do ovo; Procura não entrar em nenhuma briga; mas, entrando, encurrala o medo no inimigo; Presta ouvido a muitos, tua voz a poucos; Acolhe a opinião de todos – mas você decide; (...) E, sobretudo, isto: sê fiel a ti mesmo. Jamais serás falso com ninguém. (Conselhos de Polônio a seu filho Laertes em Hamlet - William Shakespeare)

RESUMO

MARINHO, Rafael Pereira. *Avaliação estrutural de ligação tubular tipo T bird beak diamond em aço inoxidável.* 2024. 100 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2024.

Estruturas metálicas tubulares têm ganhado ampla notoriedade na área de construção civil ao longo das décadas, pelo fato de suas características distintas em comparação com perfis de seção transversal aberta, como cantoneiras, perfil I, entre outros. Estruturas tubulares apresentam melhor comportamento estrutural, especialmente guando submetidas a cargas de compressão, torção e flexão. Além disso, a seção de forma fechada, sem cantos agudos, reduz a área de superfície a ser protegida e estende a vida útil da proteção contra corrosão. Diversos estudos têm sido conduzidos para otimizar projetos e estruturas, e nesse contexto, as ligações bird beak *diamond*, que são ligações onde o montante e o banzo são rotacionados em 45º em torno do seu eixo, e estruturas em aços inoxidáveis são soluções promissoras, devido a sua maior ductiilidade e resistência a corrosão. Muitos estudos foram desenvolvidos sobre ligações tubulares em aço carbono, mas há uma escassez significativa de materiais que abordem satisfatoriamente ligações tubulares em aços inoxidáveis. Ligações bird beak visam otimizar estruturas, buscando, com um mesmo perfil, alcançar resistências maiores. Enquanto isso, os aços inoxidáveis, devido às suas maiores capacidades de ganho de resistência com o aumento da deformação, também se tornam uma opção interessante. O presente trabalho investiga, por meio de uma análise numérica, o comportamento de ligações bird beak diamond em aços inoxidáveis, com β =1, comparando três tipos de aços inoxidáveis: austenítico, ferrítico e lean duplex. Os modelos numéricos foram desenvolvidos por meio do programa de elementos finitos ABAQUS versão 6.14 e foram calibrados com ensaios experimentais, executados em aço carbono. Como não existe uma formulação nas normas para esse tipo de ligação, os resultados foram comparados com formulações propostas na literatura para outros tipos de aço. Para os três tipos de materiais, as formulações propostas mostraram-se muito conservadoras. Duas novas fórmulas foram desenvolvidas para o dimensionamento de ligações bird beak diamond em aços inoxidáveis com β=1, com base em fórmulas propostas na literatura, buscando alcancar respostas mais coerentes com os resultados obtidos na análise paramétrica e fornecendo bons resultados para a previsão de resistência dessas ligações. Os aços austenítico e ferrítico apresentaram resistências similares pelo critério de deformação limite, entretanto à medida que a deformação aumenta, o aço austenítico apresenta um ganho de resistência superior ao ferrítico. O aço lean duplex apresentou resistências superiores em todos os casos.

Palavras-chave: Estruturas em aço inoxidável; Ligações T; Ligações tubulares; Ligações *bird beak diamond;* Análise numérica.

ABSTRACT

MARINHO, Rafael Pereira. *Structural assesment of stainless steels bird-beak diamond tubular T-joints.* 2024. 100 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2024.

Tubular steel structures have gained wide recognition in the field of civil engineering over the decades due to their distinct characteristics compared to open cross-sectional profiles such as angles, I-beams, among others. Tubular structures exhibit better structural behaviour, especially when subjected to compression, torsion, and bending loads. Additionally, the closed-section shape, without sharp corners, reduces the surface area to be protected and extends the life of corrosion protection. Several studies have been conducted to optimize designs and structures, and in this context, bird beak diamond connections, where the brace and the chord are rotated 45° around their axis, and structures in stainless steels are promising solutions due to their higher ductility and corrosion resistance. Many studies have been developed on tubular connections in carbon steel, but there is a significant scarcity of studies that adequately address tubular connections in stainless steel. Bird beak connections aim to optimize structures, seeking to achieve higher resistances with the same profile. Meanwhile, stainless steels, due to their greater strength and capacity gain with increasing deformation, have also become an interesting option. This study investigates, through numerical analysis, the behavior of bird beak diamond connections in stainless steels, with β =1, comparing three types of stainless steels: austenitic, ferritic, and lean duplex. The numerical models were developed using the finite element program ABAQUS version 6.14 and were calibrated with experimental tests performed on carbon steel. Since there is no formulation in the standards for this type of connection, the results were compared with formulations proposed in the literature for other types of steel. For the three types of materials, the proposed formulations were found to be very conservative. Two new formulas were developed for the design of bird beak diamond connections in stainless steels with β =1, based on formulas proposed in the literature, aiming to achieve more consistent responses with the results obtained in the parametric analysis and providing good results for predicting the strength of these connections. Austenitic and ferritic steels showed similar strengths by the ultimate deformation criterion; however, as the deformation increases, austenitic steel shows superior strength gain over ferritic steel. Lean duplex steel showed superior strengths in all cases.

Keywords: Stainless steel structures; T-joints; Hollow section joints; Bird beak diamond joints; Numerical analysis.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Construções em estruturas metálicas tubulares	19
Figura 2 – Estruturas tubulares em construções no Brasil	20
Figura 3 – Gráficos tensão versus deformação de diferentes famílias de aço	
inoxidável em comparação com o aço carbono [6]	21
Figura 4 – Tipos de ligações tubulares [13]	22
Figura 5 – Exemplo de ligação bird beak [14]	22
Figura 6 – Tipos de ligações tubulares T <i>bird beak</i> [13]	23
Figura 7 – Terminologia da ligação do tipo T tradicional e bird beak diamond (E	3BD)
[13]	27
Figura 8 – Parâmetros geométricos e verificações para ligações T, Y e X entre	perfis
RHS ou SHS [13]	27
Figura 9 – Representação do cálculo da resistência pelo critério de deformaçã	o [1].
	44
Figura 10 – Deslocamento relativo das faces do banzo [13]	45
Figura 11 – Ensaios experimentais (adaptado de [13])	52
Figura 12 – Representação geométrica da ligação D1 (adaptado de [13])	52
Figura 13 – Gráfico dos ensaios de caracterização (adaptado de [13])	53
Figura 14 – Representação do posicionamento da placa de nivelamento (adap	tado
de [13])	54
Figura 15 – Curvas carga versus deslocamento (adaptado de [13])	54
Figura 16 – Deformação do ensaio da ligação BBD D1 [13]	55
Figura 17 – Detalhes das condições de contorno do modelo numérico	57
Figura 18 – Ilustração dos elementos finitos do modelo (adaptado de [12])	58
Figura 19 – Validação e estudo de sensibilidade de malha do modelo numérico	o59
Figura 20 – Detalhes do modelo numérico	61
Figura 21 – Deformadas finais experimental x numérico	62
Figura 22 – Evolução da distribuição da tensão de von Mises da ligação BBD.	64
Figura 23 – Comparação curva verdadeira e curva nominal dos diferentes tipo	s de
aços inoxídáveis	67
Figura 24 – Comparação das curvas de material entre os tipos de aço inoxidáv	/eis. 67
Figura 25 – Curvas carga <i>versus</i> deslocamento com variação de 2γ – b ₀ =90 m	m70

Figura 26 – Curvas carga <i>versus</i> deslocamento com variação de $2\gamma - b_0=120$ mm. 71
Figura 27 – Curvas carga <i>versus</i> deslocamento com variação de 2γ – b ₀ =150 mm. 71
Figura 28 – Curvas carga <i>versus</i> deslocamento com variação de 2γ – b ₀ =180 mm. 72
Figura 29 – Curvas carga <i>versus</i> deslocamento com variação de 2γ – b ₀ =200 mm. 72
Figura 30 – Curvas carga <i>versus</i> deslocamento com t fixo e variação de b ₀ –
Austenítico74
Figura 31 – Curvas carga <i>versus</i> deslocamento com t fixo e variação de b ₀ –
Ferrítico75
Figura 32 – Curvas carga versus deslocamento com t fixo e variação de b $_0$ – Lean
Duplex76
Figura 33 – Curvas carga <i>versus</i> 2γ variando a largura do banzo/montante78
Figura 34 – Gráfico de 2γ versus relação numérico por Gianini [13]79
Figura 35 – Gráfico de 2γ versus relação numérico por Pandey e Young [15]81
Figura 36 – Gráficos de linha de tendência e equações retificadoras para Equação
proposta 182
Figura 37 – Gráficos comparativos entre os resultados numéricos e a equação
proposta 183
Figura 38 – Gráficos de linha de tendência e equações ajustadas para Equação
proposta 2
Figura 39 – Gráficos comparativos entre os resultados numéricos e a equação
proposta 2
Figura 40 – Gráficos dos resultados numéricos versus fórmulas propostas

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Valores Limites de (b/t)	42
Tabela 2 – Limites de esbeltez para perfis tubulares sob compressão segundo o	
Eurocode 3, Parte 1-4 [35]	44
Tabela 3 – Fator de Imperfeição α [8]	48
Tabela 4 – Coeficientes para ligação T BBD [15]	50
Tabela 5 – Descrição dos ensaios (adaptado de [13])	51
Tabela 6 – Propriedades mecânicas do perfil	53
Tabela 7 – Comparação dos resultados experimentais e analíticos (adaptado de	
[13])	55
Tabela 8 – Estudo de refinamento da malha	59
Tabela 9 – Validação do modelo numérico em aço carbono com o experimental	61
Tabela 10 – Resultados numérico e teóricos da resistência da ligação BBD	63
Tabela 11 – Propriedades mecânicas de tensão a 0,2% de deformação	65
Tabela 12 – Propriedades plásticas dos tipos de aço inoxidável	68
Tabela 13 – Variação geométrica das ligações	69
Tabela 14 – Resultados obtidos das ligações de acordo com a variação das	
espessuras	77
Tabela 15 – Comparação dos resultados numéricos com Gianini [13]	79
Tabela 16 – Variação média dos resultados de acordo com b0	80
Tabela 17 – Comparação dos resultados numéricos com Pandey e Young [15]	80
Tabela 18 – Coeficientes para dimensionamento NPR1	82
Tabela 19 – Coeficientes para dimensionamento NPR2	85
Tabela 20 – Resultados estatísticos das fórmulas propostas	86
Tabela 19 – Resultados da análise paramétrica – Austenítico (Parte 1)	96
Tabela 20 – Resultados da análise paramétrica – Austenítico	97
Tabela 21 – Resultados da análise paramétrica – Ferrítico (Parte 1)	97
Tabela 22 – Resultados da análise paramétrica – Ferrítico (Parte 2)	98
Tabela 23 – Resultados da análise paramétrica – Lean Duplex (Parte 1)	99
Tabela 24 – Resultados da análise paramétrica – Lean Duplex (Parte 2)	100

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ASTM	American Society for Testing and Materials (Sociedade Americana
	para testagem e materiais)
BBC	Bird beak circular
BBD	Bird beak diamond
BBR	Bird beak rectangular
BBS	Bird beak square
CIDECT	Committee for International Development and Education on
	Construction of Tubular Structures (Comitê para Desenvolvimento
	Internacional e Educação na Construção de Estruturas Tubulares)
COPPE UFRJ	Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-Graduação e Pesquisa de
	Engenharia – Universidade Federal do Rio de Janeiro
CSN	Companhia Siderúrgica Nacional
CHS	Circular Hollow Section (Seção tubular circular)
DIN	German Institute for Standardization (Instituto Germânico para
	Normalização)
Eurocode	European Committee for Standardization (Comitê Europeu para
	Normalização)
EC3	<i>Eurocode 3 – Design of Steel Structures</i> (Projeto de Estruturas de
	Aço)
EN	<i>European Standard</i> (Normas Europeias)
FAPERJ	Fundação Carlos Chagas Filho de Amparo à Pesquisa do Estado do
	Rio de Janeiro
FCT	Fator de Concentração de Tensão
IIW	International Institute of Welding (Instituto Internacional de
	Soldagem)
LEC	Laboratório de Engenharia Civil
LVDT	Linear Variable Displacement Transducer (Transdutores variáveis
	de deslocamento linear)
MEF	Método dos Elementos Finitos

NBRNorma BrasileiraSHSSquare Hollow Section (Seção tubular quadrada)SCFStress Concentration Factor (Fator de concentração de tensões)SNCFStrain Concentration Factor (Fator de concentração de deformação)RHSRectangular Hollow Section (Seção tubular retangular)UERJUniversidade do Estado do Rio de JaneiroUFOPUniversidade Federal de Ouro Preto

LISTA DE SÍMBOLOS

A _{ef}	Área efetiva da seção transversal
Ag	Área bruta da seção transversal
Aw	Área efetiva da solda
b ₀	Largura da seção transversal do banzo para perfil tubular
b1	Largura do montante
bi	Largura da seção transversal de diagonais ou montantes (i =
	1,2,3)
be	Largura efetiva igual a 0,89b₁
b _{ef}	Largura efetiva do elemento comprimido
с	Distância entre elementos da seção transversal
Ca	Fator de correção para o cálculo da largura efetiva C _p
d	Diagonal da seção transversal para perfil tubular circular
do	Diagonal da seção transversal do banzo para perfil tubular
	circular
di	Diagonal da seção transversal de diagonais ou montantes
E	Módulo de elasticidade ou módulo de Young
е	Base do logaritmo natural
fu	Tensão última do aço
f _b	Tensão de escoamento do aço para ligação do tipo T com força
	de compressão no montante
fy	Tensão de escoamento do aço
f _{y0}	Tensão de escoamento do aço do perfil do banzo
fw	Resistência mínima à tração do metal da solda
h	Altura total do perfil
h ₀	Altura da seção transversal do banzo para perfil tubular
	retangular
hi	Altura da seção transversal de diagonais ou montantes (i =
	1,2,3) para perfil tubular retangular
k n	Parâmetro que introduz o efeito de tensões axiais no banzo,
	utilizado pelo Eurocode 3, parte 1-8 [8] e ABNT NBR 16239 [9]

lo	Comprimento do perfil do banzo
l1	Comprimento do perfil do montante
N	Resistência da ligação do tipo T tradicional sob compressão
	axial, dada pelo CIDECT [11]
N1,Rd	Resistência de cálculo da ligação
Nbbd	Resistência da ligação BBD
Nec	Carga calculada por meio do Eurocode 3, parte 1-8 [8]
Nexp	Carga experimental
Ngn	Resistência de cálculo obtido pela formulação de Gianini [13]
Nnum	Carga numérica
Nnbr	Carga calculada por meio da ABNT NBR 16239 [9]
Npr1	Resistência de cálculo obtida pela formulação proposta 1
N _{PR2}	Resistência de cálculo obtida pela formulação proposta 2
Npy	Resistência de cálculo obtida pela formulação de Pandey e
	Young [15]
Nu	Carga axial de deformação limite
Q	Fator de redução da capacidade plástica da seção
Qa	Fator de redução para elementos AA (apoio-apoio)
Qf	Parâmetro que introduz o efeito de tensões axiais no banzo,
	utilizado pelas normas ISO 14346 [10] e CIDECT [11]
Qs	Fator de redução para elementos AL (apoio-livre)
Qu	Refere-se a função que fornece a influência dos parâmetros
	geométricos β e γ na ligação
t	Espessura
to	Espessura da parede do banzo para perfil tubular retangular
W 1	Tamanho da solda
Wpl	Módulo de resistência plástica
α	Fator de imperfeição / Relação de duas vezes o comprimento
	do banzo com a sua largura
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

β´	Relação da diagonal da largura do montante com a diagonal da		
	largura do banzo da ligação <i>Bird Beak Rectangular</i>		
γ	Parâmetro geométrico, que corresponde a razão entre a		
	largura da seção transversal do banzo e duas vezes sua		
	espessura para ligações entre perfis tubulares retangulares		
γa1	Coeficiente de ponderação da resistência, utilizado pela norma		
	ABNT NBR 16239 [9], igual a 1,10		
γ M 5	Coeficiente de ponderação da resistência, utilizado pelo		
	Eurocode 3, parte 1-8 [8], igual a 1,00		
γn	Coeficiente de ajuste igual a 1,10		
γw2	Coeficiente de ponderação das resistências		
Δ	Deslocamento vertical da região da sela		
δ	Deslocamento vertical da borda do banzo		
3	Parâmetro definido pela equação de equivalência de tensão de		
	escoamento e módulo de elasticidade padrão		
ɛ 1, ɛ 2, ɛ 3	Deformações principais		
٤ 0° ,ɛ 45° ,ɛ 90°	Deformações principais		
η	Relação da profundidade do montante com a altura do banzo		
θi	Ângulo entre diagonais ou montantes e o banzo		
kc	Parâmetro definido pela equação 4/ √h/t_w, sendo		
	$0,35 \le k_c \le 0,76$		
Kt	Valor do fator de concentração de tensão		
λ	Índice de esbeltez		
$\overline{\lambda}$	Índice de esbeltez normalizado		
λο	Índice de esbeltez reduzido		
λρ	Limite de esbeltez para ligações compactas		
λr	Limite de esbeltez para ligações semicompactas		
ν	Coeficiente de Poisson		
Σ	Tensão máxima na raiz		
σ1	Tensão principal na direção x		
σ2	Tensão principal na direção y		
σn	Tensão nominal		
σ∨m	Tensão de von Mises		

τ	Relação da espessura do montante com a espessura do banzo
φ	Fator utilizado para o cálculo do coeficiente de redução
	associado à resistência à compressão
χ	Fator de redução associado à resistência à compressão
ψ_{BBD}	Fator de correção para ligação Bird Beak Diamond
Ψ_{D}	Fator de correção para ligação Bird Beak Diamond
Ψ_{S}	Fator de correção para ligação <i>Bird Beak Square</i>

SUMÁRIO

INTRODUÇÃO	19
Motivação	23
Objetivos	24
Estrutura da dissertação	24
1 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	26
1.1 Introdução	26
1.2 Parâmetros Geométricos	26
1.3 Estruturas em aços inoxidáveis	28
1.3.1 Curva tensão versus deformação e propriedades do aço inoxidável	30
1.4 Ligações <i>bird beak</i>	31
2 DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÕES TUBULARES SOLDADAS	39
2.1 Requisitos Gerais	39
2.2 Esbeltez	40
2.3 Deformações limites	44
2.4 Modos de Falha	45
2.5 Recomendações do Eurocode 3, parte 1-8 [8]	46
2.6 Formulação proposta por Gianini [13]	49
2.7 Formulação proposta por Pandey e Young [15]	49
3 PROGRAMA EXPERIMENTAL BASE	51
3.1 Ensaios	51
3.2 Resultados experimentais	54
4 MODELOS NUMÉRICOS	56
4.1 Introdução	56
4.2 Condições de contorno	57
4.3 Estudo de malha	57
4.4 Tipo de análise	60
4.5 Comparação dos modelos numéricos com os ensaios experimentais	61
4.6 Comparação dos modelos numéricos com formulações analíticas	63
4.7 Análise da distribuição de tensões de von Mises	63
5 ANÁLISE PARAMÉTRICA	65
5.1 Introdução	65

5.2 Introdução do material aço inoxidável no modelo calibrado	65
5.3 Modelos analisados	.68
5.4 Resultados e avaliações dos modelos numéricos da análise paramétrica .	.70
5.5 Verificação de equações existentes na literatura	.78
5.5.1 Comparação com a equação proposta de Gianini [13]	78
5.5.2 Comparação com a equação proposta de Pandey e Young [15]	.80
5.6 Propostas de Equações	81
5.6.1 Proposta de equação 1	.81
5.6.2 Proposta de equação 2	.83
5.6.3 Parâmetros estatísticos das equações propostas	.86
CONCLUSÕES	88
Considerações finais	88
Sugestões para trabalhos futuros	89
REFERÊNCIAS	.91
APÊNDICE A	.95

INTRODUÇÃO

Estruturas metálicas tubulares têm ganhado ampla notoriedade na área de construção civil ao longo das últimas décadas. A causa disso são algumas vantagens em relação a outras configurações estruturais como cantoneiras, perfil I, dentre outros. Estruturas tubulares tem melhor comportamento estrutural em comparação a perfis abertos, especialmente quando os elementos estão submetidos à compressão, torção e flexão. Além disso, a seção fechada sem cantos agudos reduz a área de superfície a ser protegida e estende a vida de proteção contra corrosão [1]. Essas vantagens atreladas à sua estética têm feito este tipo de estrutura ser cada vez mais utilizada ao redor do mundo, como nos exemplos da Figura 1.



(a) Aeroporto internacional de Bangkok, Tailândia [2]

(b) Ponte em arco, China [3]

Figura 1 – Construções em	estruturas metálicas	tubulares.
---------------------------	----------------------	------------

No Brasil, no entanto, o concreto armado ainda é muito empregado em empreendimentos devido a sua popularidade, um custo de execução menor e pelo fato de não demandar uma mão de obra tão qualificada. Porém, é possível pontuar algumas vantagens das estruturas metálicas, como a possibilidade de vencer maiores vãos, ter uma obra mais limpa por gerar menos resíduos, maior velocidade de execução e obtenção de estruturas mais leves. Apesar do maior uso do concreto armado, é possível encontrar em diversos empreendimentos, a utilização de elementos tubulares no país, como exposto na Figura 2.



(a) Passarela em Belo Horizonte [4]



(b) Estádio Mineirão, Belo Horizonte [5]

Figura 2 – Estruturas tubulares em construções no Brasil.

Os perfis tubulares podem ser fabricados de dois modos, com ou sem costura. Os perfis sem costura são aqueles que não tem emenda devido ao seu processo de fabricação feito por laminação a quente. Esse processo baseia-se em pegar um tarugo de aço e aquecê-lo acima da temperatura de recristalização; a partir daí, são utilizados pistões e cilindros para moldar o tubo. Os perfis com costura são obtidos por um processo diferente, são chapas conformadas mecanicamente e soldadas longitudinalmente ou helicoidalmente de modo a obter o tubo; esse método gera mais tensões residuais devido ao processo de soldagem. Após a obtenção do perfil circular, o tubo pode ser conformado a frio para adquirir outras formas (quadradas, retangulares, entre outras).

Devido às suas propriedades, estruturas tubulares funcionam muito bem em estruturas treliçadas, pois são uma excelente opção para otimização de projeto, gerando menos custo e proporcionando estruturas mais leves. Ao longo dos anos, muitas pesquisas têm sido feitas para aperfeiçoar a análise e o dimensionamento deste modelo construtivo.

O aço inoxidável é uma liga metálica caracterizada pela sua resistência à corrosão. Essa resistência ocorre devido ao fato de que o aço inoxidável deve ter em sua composição química, no mínimo 10,5% de cromo. O cromo é um elemento químico muito resistente à corrosão; assim, quanto maior o percentual de cromo, maior a resistência a esta degradação. Existem algumas famílias de aço inoxidáveis, podendo-se citar a ferrítica, lean duplex e o austenítico, sendo o último o mais utilizado.

Os aços inoxidáveis apresentam propriedades mecânicas distintas do aço carbono. Além de possuírem uma capacidade de deformação maior, têm resistência

maior do que o aço carbono, não apresentam um comportamento linear na fase elástica e não têm um patamar de escoamento definido, como é possível de se observar na Figura 3. Por esses motivos, o dimensionamento de estruturas constituídas de aços inoxidáveis torna-se mais complexo.



Figura 3 – Gráficos tensão versus deformação de diferentes famílias de aço inoxidável em comparação com o aço carbono [6].

Silva [7] realizou um estudo feito por meio de análise numérica e experimental e foi possível concluir que o ponto crítico no projeto de estruturas tubulares está nas ligações. Uma estrutura de treliça composta por estruturas tubulares foi representada numericamente, e ao se verificar as tensões de von Mises na estrutura, foi possível perceber que a ligação é a região onde as estruturas tendem a apresentar os primeiros pontos de falha.

Devido a esse ponto crítico, foram desenvolvidas e aperfeiçoadas normas específicas para as ligações, sendo as principais o Eurocode 3, parte 1-8 [8], a ABNT NBR 16239 [9], a ISO 14346 [10] e o manual do CIDECT [11]. Além das normas, muitos estudos têm sido validados para verificação do comportamento das ligações soldadas e a maioria indica a necessidade de mais análises e pesquisas futuras devido a gama de possibilidades geométricas e relações entre banzo e montante.

Existem diversos tipos de ligações previstos no Eurocode 3, parte 1-8 [8], de acordo com a configuração entre banzo e diagonais/ montantes, podendo ser do tipo

T, K, X, N, e outros, como apresentado na Figura 4, sendo a ligação T a mais simples de execução. Grande parte dos projetos tende a utilizar essas configurações propostas na norma pois os cálculos já estão previstos. Porém, novos formatos, como as recentes ligações *bird beak* tornaram-se objetos de estudo e de interesse em alguns empreendimentos. A Figura 5 apresenta um exemplo de ligação *bird beak diamond*.



Figura 4 – Tipos de ligações tubulares [13].



Figura 5 – Exemplo de ligação bird beak Erro! Fonte de referência não encontrada.

As ligações *bird beak* consistem em rotacionar em 45º em relação ao seu eixo longitudinal, um ou mais elementos da ligação, que podem receber nomes distintos de acordo com a configuração da ligação, conforme Figura 6: *bird beak diamond*

(BBD), item (a), é gerada quando o banzo e o montante são rotacionados; *bird beak square* (BBS), item (b), é quando apenas o banzo é rotacionado; *bird beak rectangular* (BBR), item (c), ocorre quando apenas o montante é rotacionado; *bird beak circular* (BBC), item (d), acontece quando um montante SHS é rotacionado e o montante é um perfil circular. A Figura 6(e) apresenta a configuração convencional da ligação tubular do tipo T.



Figura 6 – Tipos de ligações tubulares T bird beak [13].

Motivação

Dois fatores motivam o desenvolvimento deste trabalho científico. O primeiro é o aumento da utilização de perfis tubulares na construção civil, de modo que soluções mais eficientes são comumente procuradas, incluindo o estudo de ligações do tipo *bird beak*, que podem oferecer um ganho de resistência para um mesmo perfil tubular, gerando eficiência e economia, mas que ainda necessitam de maiores estudos, devido a não existência de normalização vigente. Concomitantemente, existem poucos estudos que definem parâmetros normativos para a utilização dos aços inoxidáveis em estruturas, onde as normas que determinam o dimensionamento de estruturas, que são feitas deste material, baseiam-se no comportamento do aço carbono. Como se sabe, esses dois materiais possuem diferenças tanto do ponto de vista da

resistência mecânica quanto da capacidade de deformação, levando a dimensionamentos inapropriados. Desta forma, este trabalho pretende buscar o melhor entendimento do uso de aços inoxidáveis em ligações *bird beak* para buscar aumentar o campo de utilização desta combinação de material e geometria no dimensionamento de estruturas em geral.

Objetivos

O objetivo deste trabalho é avaliar por meio de modelagem numérica, o comportamento de uma ligação *bird beak diamond* em aços inoxidáveis sob compressão axial do montante, de modo a obter informações como capacidade resistente, modos de falha e parâmetros geométricos que influenciam no comportamento da ligação.

Com o intuito de alcançar o objetivo proposto, foi desenvolvido um modelo numérico por meio do programa Abaqus [12], baseado no método dos elementos finitos e calibrado a partir dos ensaios experimentais em aço carbono desenvolvidos por Gianini [13].

Após a calibração do modelo, foi desenvolvida uma análise paramétrica considerando os aços inoxidáveis e os resultados obtidos foram comparados com as formulações de dimensionamento propostas na literatura por outros autores, visto de não existem normas vigentes que contemplem as ligações *bird beak*, ainda mais constituídas de aços inoxidáveis.

Estrutura da dissertação

Nesta introdução foram apresentadas algumas considerações para o entendimento das ligações tubulares *bird beak diamond* em aços inoxidáveis, citandose os tipos de ligações, bem como as vantagens arquitetônicas e estruturais das ligações em análise. Também aborda a motivação e os objetivos da presente dissertação. No primeiro capítulo é apresentada de forma cronológica, a revisão bibliográfica sobre o tema, com a finalidade de contextualizar os trabalhos técnicos nacionais e internacionais, que contribuem para um melhor entendimento e dimensionamento das ligações tubulares BBD constituídas de aços inoxidáveis.

No segundo capítulo são introduzidas as metodologias de dimensionamento utilizadas pelas normas técnicas, bem como os elementos necessários para a classificação e verificação da resistência das ligações T tradicionais e BBD entre perfis SHS. Como não existe uma norma específica para o dimensionamento deste tipo de ligação, são apresentadas duas formulações propostas na literatura.

No terceiro capítulo é apresentado o programa experimental realizado por Gianini [13], onde são descritas as configurações geométricas dos ensaios, a metodologia empregada e os resultados obtidos em ligações BBD constituídas de aço carbono.

No quarto capítulo apresenta-se o desenvolvimento dos modelos numéricos utilizados na dissertação criados a partir do programa ABAQUS [12], com base, nas premissas consideradas nos ensaios experimentais de Gianini [13]. Em seguida, as propriedades mecânicas das ligações são alteradas para os aços inoxidáveis austenítico, ferrítico e lean duplex.

O quinto capítulo apresenta a análise paramétrica desenvolvida com 149 modelos numéricos conforme as premissas mencionadas no capítulo quatro, com o propósito de expandir o número de resultados de análises de ligações BBD com índices de esbeltez diversos e variando os três tipos de aços inoxidáveis propostos. Com a análise paramétrica foi possível observar o comportamento das ligações para cada tipo de aço inoxidável considerado sendo propostas duas equações para o cálculo da resistência dessas ligações, a primeira com base na comparação dos resultados com a equação desenvolvida por Gianini [13] e a segunda comparando com a equação de Pandey e Young [15].

O sexto capítulo apresenta as principais conclusões obtidas no andamento do trabalho, bem como sugestões para futuros trabalhos.

1 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

1.1 Introdução

Como citado no capítulo de Introdução, as ligações são um ponto crítico no dimensionamento de estruturas, pois podem sofrer deformações excessivas e comprometer toda a estrutura. Por este motivo, o estudo das ligações é fundamental para o desenvolvimento de projetos mais seguros e econômicos. Devido a sua importância, muitos estudos tem sido desenvolvidos ao longo dos anos com o intuito de encontrar novas soluções mais otimizadas para esta região. Neste capítulo, será apresentada uma breve contextualização sobre as ligações tubulares *bird beak.*

1.2 Parâmetros Geométricos

Para o estudo de ligações tubulares, faz-se necessário estudar alguns parâmetros adimensionais que influenciam diretamente no comportamento estrutural da ligação, sendo eles: β (relação da largura do montante com a largura do banzo – b₁/b₀), β '(Relação da diagonal da largura do montante com a diagonal da largura do banzo da ligação *bird beak*), 2 γ (relação da largura do banzo pela sua espessura – b₀/t₀), τ (relação da espessura do montante com a espessura do banzo – t₁/t₀), e α (relação de duas vezes o comprimento do banzo com a sua largura – 2L₀/b₀). Para representar a geometria dos elementos é utilizado o índice zero (0) e o índice um (1), para o banzo e para o montante (ou diagonal), respectivamente. As dimensões geométricas utilizadas na definição destes fatores são apresentadas na Figura 7.

Em diferentes normas, há variações pequenas nos limites dos parâmetros para ligações. É fundamental validar esses limites antes de calcular a resistência das ligações. Caso as verificações não sejam atendidas, é necessário avaliar todos os modos de falha possíveis. A Figura 8 apresenta estes limites de acordo com o Eurocode 3, parte 1-8 [8] e a ABNT NBR 16239 [9] para ligações tradicionais.



Figura 7 – Terminologia da ligação do tipo T tradicional e *bird beak diamond* (BBD) [13].

Eurocode 3,	Eurocode 3, parte 1-8		NBR 16239	
0,25 ≤	$0,25 \le \beta = \frac{b_1}{b_0}$		$0,25 \le \beta = \frac{b_i}{b_b}$	
2γ = -	$2\gamma = \frac{b_0}{t_0} \le 35$		$2\gamma = \frac{b_0}{t_0} \le \begin{cases} 36\\ 145\sqrt{E/f_y} \end{cases}$	
e class	e 1 ou 2	e seção compacta		
$rac{h_{ m o}}{t_{ m o}}$	$\frac{h_0}{t_0} \le 35$		$\frac{h_0}{t_0} \le \begin{cases} 36\\ 1.45\sqrt{E/f_y} \end{cases}$	
e class	e <mark>1</mark> ou 2	e seção compacta		
0,5 ≤ -	$0.5 \le \frac{h_0}{b_0} \le 2.0$		$0,5 \le \frac{h_0}{b_0} \le 2,0$	
0,5 ≤	$\frac{h_i}{b_i} \leq 2,0$	$0,5 \le \frac{h_i}{b_i}$	≤2,0	
Membros à compressão (i = 1, 2, 3)	Membros à tração (i = 1, 2, 3)	Membros à compressão (i = 1, 2, 3)	Membros à tração (i = 1, 2, 3)	
$\frac{b_i}{t_i} \le 35$ e classe 1 ou 2	$\frac{b_i}{t_i} \le 35$	$\frac{b_{t}}{t_{r}} \leq \begin{cases} 36\\ 1,45\sqrt{E/f_{r}} \end{cases}$ e seção compacta	$\frac{b_i}{t_i} \le 35$	
$\frac{h_i}{t_i} \le 35$ e classe 1 ou 2	$\frac{h_i}{t_i} \le 35$	$\frac{h_{r}}{t_{r}} \leq \begin{cases} 36\\ 1,45\sqrt{E/f_{r}} \end{cases}$ e seção compacta	$\frac{h_i}{t_i} \le 35$	

Figura 8 – Parâmetros geométricos e verificações para ligações T, Y e X entre perfis RHS ou SHS [13].

1.3 Estruturas em aços inoxidáveis

Os aços inoxidáveis surgiram a partir de estudos realizados em 1912, tanto na Inglaterra quanto na Alemanha. Na Inglaterra, foi estudada uma liga de ferro e cromo (Fe-Cr) contendo aproximadamente 13% de cromo (Cr). Na Alemanha, por sua vez, tratou-se de uma liga que, além de ferro e cromo, também continha níquel (Ni). No primeiro caso, obteve-se um aço inoxidável muito semelhante ao aço 420 utilizado atualmente, enquanto no segundo caso obteve-se um aço inoxidável bastante similar ao aço 302 atual [16].

Em geral, todos os metais têm uma tendência natural a reagir com o meio ambiente em que estão inseridos, formando compostos químicos, como óxidos, hidróxidos e sais, por meio de reações espontâneas. Esse processo natural de transformação dos metais em compostos químicos é conhecido como corrosão. Para combater a corrosão, diversas técnicas vêm sendo desenvolvidas e aprimoradas, como a aplicação de revestimentos, metalizações e pinturas em superfícies metálicas. Outra abordagem é o desenvolvimento de ligas metálicas mais resistentes à corrosão, sendo os aços inoxidáveis uma dessas soluções.

A resistência à corrosão das ligas metálicas à base de ferro e cromo está associada ao fenômeno da passivação, que consiste na formação de uma camada de óxido e sua dissolução no meio corrosivo. Em geral, os aços inoxidáveis apresentam alta resistência à corrosão em meios oxidantes, que favorecem a formação e a manutenção das camadas passivas. No entanto, a resistência desses materiais é limitada em meios redutores, nos quais a formação dessas camadas é dificultada ou destruída.

As propriedades mecânicas e a resistência a diferentes ambientes corrosivos dos aços inoxidáveis são modificadas pela adição de elementos químicos em sua estrutura. Com base no tipo e na concentração dos elementos de liga na composição metálica, os aços inoxidáveis podem ser classificados em grupo ou famílias, destacando-se neste trabalho três deles:

Austeníticos: possuem alta resistência à corrosão, ductilidade e soldabilidade.
 São compostos por 17% a 18% de cromo e 8% a 11% de níquel. Apresentam uma estrutura atômica cúbica de face centrada (CFC). Em comparação com os aços carbono, os aços austeníticos possuem maior tenacidade em altas temperaturas. Além disso, são facilmente deformáveis a frio e podem ser

endurecidos por deformação a frio, mas não por processos térmicos. Sua resistência à corrosão pode ser aprimorada com a adição de molibdênio.

- Ferríticos: normalmente contêm de 10,5% a 18% de cromo e não possuem níquel em sua composição. Apresentam uma estrutura atômica cúbica de corpo centrado (CCC). Em geral, são menos dúcteis e apresentam menor soldabilidade em comparação com os aços austeníticos. A adição de molibdênio pode melhorar sua resistência à corrosão.
- Duplex (austeníticos-ferríticos): combinam características de austenita e ferrita em sua microestrutura. Possuem cromo, níquel, molibdênio e nitrogênio em sua composição. Apresentam alta resistência mecânica e boa resistência à corrosão. São menos deformáveis do que os aços austeníticos, porém, possuem boa soldabilidade e resistência à fissuração por corrosão.

Lan et al. [17] conduziram uma pesquisa abrangente sobre a resistência de ligações tubulares K e N, compostas por perfis circulares com as diagonais sobrepostas e espaçadas, quando submetidas a elevadas temperaturas. Essas ligações foram construídas com aço inoxidável duplex, austenítico de alta resistência e austenítico 304. A análise paramétrica foi realizada com base nos resultados obtidos a partir de modelos de elementos finitos desenvolvidos para esse fim. Como resultado desse estudo, eles apresentaram uma nova formulação para calcular a redução de resistência das ligações em condições de altas temperaturas.

Em 2019, Pandey e Young [18] conduziram um conjunto de ensaios em 24 ligações tubulares do tipo T, fabricadas com aço de alta resistência. Essas ligações foram caracterizadas por montantes de perfil quadrado ou retangular, e banzos igualmente quadrados ou retangulares. Também foram testadas ligações semelhantes, mas com montantes de perfil circular. Os perfis circulares e quadrados eram feitos de aço S900, enquanto os perfis retangulares eram de aço S960. Durante os testes, o parâmetro β variou de 0,34 a 1, o parâmetro τ variou de 0,52 a 1,27 e o parâmetro 2γ variou de 20,63 a 38,55. Os resultados de resistência obtidos foram então comparados com as previsões normativas fornecidas pelo Eurocode 3, parte 1-8 [8] e pelo CIDECT [11]. Ficou evidente que as prescrições desses códigos não forneceram soluções satisfatórias para as ligações que foram testadas.

Feng et al. [19] divulgaram os resultados de ensaios experimentais conduzidos para avaliar a resistência de ligações tubulares em aços inoxidáveis, nas quais o

banzo era circular e o montante, quadrado. Foram fabricadas 9 ligações tipo X, 4 ligações tipo T e 5 ligações tipo Y. Os resultados destacaram que para valores baixos do parâmetro β , houve predominância da falha por plastificação da face do banzo, sem um claro pico de resistência nas curvas carga *versus* deslocamento. Por outro lado, para valores maiores de β , a falha ocorreu na parede lateral do banzo, e um pico de carga foi observado nas curvas carga *versus* deslocamento. Ao comparar os resultados de resistência calculados com base nas normas vigentes, constatou-se que o CIDECT [11] e o Eurocode 3, parte 1-8 [8] demonstraram ser aproximadamente 6% e 19%, respectivamente, mais conservadores em relação aos resultados laboratoriais.

Em suma, os aços inoxidáveis são ligas metálicas que desempenham um papel crucial na indústria devido à sua alta resistência à corrosão e outras propriedades mecânicas desejáveis. A escolha do tipo adequado de aço inoxidável depende das condições de aplicação, do ambiente corrosivo e das propriedades mecânicas requeridas para cada aplicação específica.

1.3.1 Curva tensão versus deformação e propriedades do aço inoxidável

A extensa quantidade de estudos realizados com aço carbono naturalmente leva a uma comparação com o aço inoxidável. No entanto, esses dois materiais diferem em vários aspectos importantes, sendo a curva de tensão *versus* deformação o principal deles.

O aço carbono exibe um comportamento elástico-linear até atingir a tensão de escoamento, momento em que o comportamento torna-se não linear e o material entra no regime plástico de deformação. Porém, os aços inoxidáveis apresentam um comportamento não linear desde o início das deformações e não possui uma tensão de escoamento bem definida. Além disso, os aços inoxidáveis também exibem um fenômeno conhecido como anisotropia, resultando em diferentes curvas tensão *versus* deformação dependendo da direção de laminação do material. Do ponto de vista de engenharia, as curvas características mais relevantes para os aços inoxidáveis são aquelas obtidas a partir de ensaios de tração com a carga aplicada na direção paralela à laminação. Essas curvas fornecem maiores valores de deformação e tensões relativamente menores, o que resulta em um dimensionamento mais seguro.

Conforme observado na Figura 3, os aços inoxidáveis não exibem um patamar de escoamento bem definido. Portanto, a tensão de escoamento desse material ($\sigma_{0.2}$) é determinada por meio da interseção entre a tangente inicial (módulo de elasticidade inicial - E) deslocada até o ponto correspondente a uma deformação de 0,002 (0,2%).

Um aspecto importante a ser destacado em relação aos aços inoxidáveis, além da sua maior capacidade de deformação, é a influência de fatores que afetam suas curvas tensão *versus* deformação. Em comparação com o aço carbono, a metalurgia dos aços inoxidáveis é mais complexa e o processo de produção exerce um impacto significativo em suas propriedades finais. Para cada classe de aço inoxidável, a conformação a frio e a taxa de deformação podem alterar a forma da curva de tensão *versus* deformação.

1.4 Ligações bird beak

Nos últimos anos, vários pesquisadores, tanto nacionais quanto internacionais, têm realizado estudos sobre ligações *bird beak*.

Tong et al. [20] investigaram o comportamento em fadiga de ligações tipo *beak diamond* (BBD) com perfil de seção tubular quadrada (SHS) e compararam seu desempenho com ligações tradicionais. Para alcançar esse propósito, foram realizados testes de fadiga utilizando diferentes combinações de parâmetros adimensionais (β , $2\gamma \in \tau$) que afetam a geometria dessas ligações. Os resultados obtidos pelos autores revelaram que as ligações do tipo BBD apresentaram um desempenho superior em fadiga quando o valor do parâmetro β era inferior a 0,70. O modo de falha observado durante os experimentos foi denominado de "sela-paracoroa". Esse processo envolveu a iniciação de fissuras nas pontas de solda na área da sela do banzo, seguidas por outras fissuras na área da coroa do banzo. A falha final da ligação ocorreu devido ao desenvolvimento de fissuras tanto na área da sela quanto na área da coroa do banzo.

Peña e Chacón [21] realizaram um estudo com um modelo baseado em elementos finitos não lineares, a partir do qual foi desenvolvido um extenso estudo paramétrico. Foram desenvolvidas ligações *bird beak diamond* tipo X com perfis RHS. O artigo apresentou uma avaliação estrutural de tais ligações quando os membros estão sujeitos a forças de compressão e tração. Os resultados obtidos para membros

submetidos à compressão estavam de acordo com resultados experimentais encontrados na literatura, bem como com outros estudos numéricos com condições estruturais semelhantes. Por outro lado, para membros submetidos a forças de tração, não foram encontrados estudos prévios na literatura. Uma proposta de projeto destinada a prever a capacidade de carga final de tais membros foi também apresentada.

Huang et al. [22] tiveram como foco os fatores de concentração de tensão e o comportamento à fadiga de ligações K de sobreposição com seção tubular quadrada (SHS) tipo *bird beak*, quando submetidas à força no plano do montante. Para investigar esse aspecto, quatro modelos de ligações K sobrepostos tipo *bird beak* foram submetidos a testes estáticos, visando determinar os SCFs (Fator de concentração de tensão, *stress concentration fator,* em ingês) e prever os pontos críticos de início de trincas. Os resultados obtidos revelaram que as trincas sempre se iniciaram nos locais com maiores SCFs, sendo na região de sobreposição para ligações SHS *bird beak* e na área da coroa do montante para ligações BBD.

Chen e Wang [23] desenvolveram um modelo de elementos finitos de ligações tipo T de seção quadrada BBD com perfis SHS (Square Hollow Section) sob compressão axial, o qual foi verificado por meio dos resultados correspondentes aos ensaios. Um estudo paramétrico foi realizado para identificar os modos de falha e a propagação da plasticidade em ligações tipo T de seção quadrada BBD com perfis SHS. Foram avaliados os efeitos das relações de largura do banzo para largura do montante (β), largura do banzo para o dobro da espessura (γ) e largura do banzo para a espessura do montante (τ) nas resistências últimas das ligações. Os modos de falha típicos das ligações tipo T de seção quadrada BBS foram obtidos por meio da análise de elementos finitos, incluindo a flambagem na extremidade do montante (brace end buckling - BEB) e a falha da face do banzo (chord face failure - CF). Os modos de falha típicos das ligações tipo T BBD também foram obtidos por meio da análise de elementos finitos, incluindo a flexão do montante (brace bending - BB), flambagem na extremidade do montante (BEB) mais falha da face do banzo (CF) e falha da face do banzo somente (CF). Foi recomendado o uso de ligações tipo T bird beak com τ entre 0,6 e 0,8. Uma equação de projeto foi proposta utilizando regressão linear múltipla para ligações T BBS e BBD com perfis SHS sob compressão axial.

Pandey e Young [24] realizaram uma investigação numérica detalhada do projeto de ligações T e X de seção quadrada tipo *bird beak* (BBS) em perfil formado a

frio de aço de alta resistência S960. Nesta investigação, foram desenvolvidos modelos de elementos finitos para as ligações T e X BBS calibrados com os testes experimentais realizados pelos autores. Os modelos desenvolvidos reproduziram com sucesso as resistências estáticas, curvas carga *versus* deformação e modos de falha dos testes experimentais. A fim de obter uma melhor compreensão do comportamento estático das ligações BBS, foi realizada uma análise paramétrica, sendo verificadas as resistências de falha das ligações e as capacidades últimas de um total de 220 modelos de ligações T e X BBS, incluindo 200 modelos em elementos finitos investigados no estudo, e comparados às resistências nominais previstas na literatura e no código europeu. Todos os testes experimentais e modelos de ligações T e X SBB falharam pelo modo de falha na coroa do banzo. Ficou demonstrado que as disposições de projeto fornecidas na literatura e no Eurocode [8] não são adequadas nem econômicas para o projeto das ligações T e X BBS em aço S960 formado a frio investigadas no estudo, sendo então propostas equações de projeto para prever as resistências estáticas das ligações investigadas.

Gianini [13] analisou as ligações T BBD com perfis de aço carbono SHS sob compressão axial no montante com o banzo totalmente apoiado. Para alcançar esse objetivo, foram conduzidos três ensaios experimentais e uma análise paramétrica para avaliar o comportamento das ligações e compará-los com valores teóricos encontrados na literatura. O autor identificou que as equações existentes não apresentavam um nível adequado de confiabilidade para prever a carga resistente da ligação, o que limitou sua aplicabilidade prática. Por meio da análise paramétrica, os parâmetros 2γ , β e b₀ foram apontados como os de maior relevância na resistência da ligação BBD. Os resultados revelaram que o aumento do parâmetro β resultou em um aumento pequeno da capacidade de carga e rigidez da ligações com baixo índice de esbeltez. Por outro lado, para ligações com baixo índice de esbeltez, o ganho de resistência foi mais acentuado. Os ensaios experimentais confirmaram que um maior valor do parâmetro geométrico β resulta em uma melhor distribuição de tensões e, consequentemente, em uma maior resistência na face superior da ligação.

Tong et al. [25] realizaram testes experimentais para determinar os fatores de concentração de tensão (SCF) das ligações T *bird beak diamond* com perfil SHS (*Square Hollow Section*). Foram realizadas análises de elementos finitos, estudo paramétrico e propostas de fórmulas para os SCFs dessas ligações. Modelos de

elementos finitos tridimensionais foram desenvolvidos e validados com dados experimentais. O modelo de elementos finitos foi usado para um estudo paramétrico dos SCFs das ligações T *Bird beak diamond* com perfil SHS, investigando a influência de parâmetros geométricos não dimensionais β , $2\gamma \in \tau$. Por fim, foram propostas fórmulas para os SCFs das ligações T *bird beak diamond* com perfil SHS sob quatro casos de carregamento: força axial e flexão no plano do montante, bem como força axial e flexão no plano do banzo.

Cheng et al. [26] utilizaram uma estratégia paramétrica de modelagem por elementos finitos para prever os fatores de concentração de tensão (SCFs) no ponto crítico de ligações tubulares bird beak de seção quadrada (SHS), tanto na forma diamond quanto na square. Para isso, foi utilizado o programa ANSYS e introduzidos três parâmetros não dimensionais típicos (β , 2γ , τ) das ligações SHS como variáveis de controle principais. Durante o processo de modelagem, as novas configurações das áreas da coroa e da sela foram simuladas com precisão. Foram utilizados elementos sólidos tetraédricos para que as malhas de elementos finitos refinadas, geradas a partir do mapeamento da malha, atendessem aos requisitos da região de extrapolação especificados nos guias de projeto existentes. Todo o trabalho de extrapolação foi implementado automaticamente por meio de programas précodificados. A precisão dos modelos de elementos finitos construídos foi validada por meio da comparação com dados experimentais existentes. As variações dos SCFs com parâmetros não dimensionais foram obtidas por meio de análise paramétrica e as comparações dos SCFs entre os dois tipos de ligações bird beak foram conduzidas. Foram propostas abordagens de modelagem aplicáveis a ligações bird beak de diferentes formas e a ligações sob diversas condições de carga e de contorno.

Huang et al. [27] apresentaram uma investigação experimental sobre o comportamento à fadiga de ligações em X do tipo *bird beak* sob carga axial no banzo. Foram fabricados dois espécimes de ligação *bird beak square* e dois espécimes de ligação *bird beak diamond* utilizando soldas com penetração parcial (80%). Inicialmente, foram realizados testes de carga estática para medir as tensões nos pontos críticos das soldas, a partir das quais foram extrapolados os fatores de concentração de tensão (SCFs) e identificadas as localizações críticas. Em seguida, foi aplicada uma carga axial cíclica na extremidade do montante. O comportamento à fadiga investigado incluiu a iniciação de trincas, propagação de trincas, modo de falha, vida à fadiga e degradação da rigidez. Os resultados mostraram que os SCFs
calculados a partir dos dados dos testes foram capazes de prever com precisão a localização da iniciação de trincas. Além disso, as vidas à fadiga das trincas que atravessam a espessura total foram encontradas para serem maiores do que as vidas à fadiga derivadas das curvas de projeto S/N do IIW (Instituto Internacional de Soldagem), o que indicou que essas curvas para ligações convencionais podem ser usadas de forma conservadora para estimar a vida à fadiga de ligações *bird beak* SHS em X.

Duan et al. [28] realizaram investigações experimentais e numéricas para estudar os fatores de concentração de tensão (SCFs) de ligações bird beak com afastamento do tipo K sob carga no plano do montante. Quatro tipos de ligação bird beak SHS com afastamento do tipo K foram testados. A distribuição de tensão nos pontos críticos das soldas na área da coroa e da sela foi determinada, a partir da qual os fatores de concentração de tensão (SNCFs) puderam ser extrapolados. Em seguida, um estudo paramétrico foi realizado por meio de análises numéricas para explorar as influências de três parâmetros não dimensionais (β , 2γ , τ) nos SCFs, e as fórmulas de projeto SCF foram estabelecidas correspondentemente. Além disso, foram feitas comparações entre os SCFs de bird beak com afastamento do tipo K e ligações convencionais. Os resultados revelaram que a área da coroa do montante possuía os maiores SNCFs em toda a ligação bird beak. As ligações bird beak diamond com afastamento do tipo K geralmente apresentam menos concentração de tensão do que as ligações *bird beak square* com as mesmas geometrias de membros. Além disso, foi mostrado que os SCFs de ligações com afastamento do tipo K convencionais são muito maiores do que os das ligações bird beak.

Pandey e Young [29] investigaram os fatores de concentração de tensão de ligações tubulares em T de aço de alta resistência conformadas a frio (CFHSS) a partir de chapas de aço das classes S900 e S960 processadas termo-mecanicamente, tanto tradicionais quanto *bird beak*. Neste estudo, as ligações tubulares com rotação de membros incluem a rotação do montante (BR), *bird beak square* (BBS) e *bird beak diamond* (BBD). Um total de 12 testes foram realizados nesta investigação experimental. Uma carga de compressão axial foi aplicada por meio do membros de montante, enquanto as extremidades da banzo foram apoiadas em rolos. Os membros de montante e banzo das ligações tubulares em T foram conectados usando o processo de soldagem a arco de gás robótica. Os valores da razão normal de largura do montante para largura da banzo (β) variaram de 0,33 a 0,73, a razão efetiva de

largura do montante para largura da banzo (β ') variou de 0,40 a 0,87, a razão de espessura do montante para espessura da banzo (τ) variou de 0,66 a 1,28 e a razão de largura da banzo para espessura da banzo (2γ) variou de 20,6 a 39,0. O método de extrapolação quadrática foi usado para estimar as tensões de ponto quente nas extremidades das soldas usando as tensões medidas nas regiões de extrapolação. Os valores experimentais de SCF das ligações tubulares tradicionais e com rotação dos membros de CFHSS foram comparados com os valores de SCF obtidos a partir das equações paramétricas do CIDECT e de outros estudos. Constatou-se que as equações paramétricas de SCF existentes na literatura não puderam prever com precisão o SCF das ligações tubulares tradicionais e com rotação dos membros de SCF das ligações tubulares tradicionais o dos membros conformadas a frio das classes de aço S900 e S960.

Cheng et al. [30] realizaram uma análise experimental das concentrações de tensões e do comportamento em fadiga de ligações *bird beak* em formato de X submetidas à flexão no plano do montante. Durante os testes de fadiga, foram investigados detalhadamente os processos de iniciação e propagação de trincas, bem como a vida útil das ligações e a degradação da rigidez estrutural. Os resultados obtidos revelaram que o início das trincas sempre ocorreram na área da coroa da ligação, onde os fatores de concentração de tensão (SCFs) foram maiores. Além disso, as ligações em formato de X com perfil *bird beak* e seção quadrada demonstraram um comportamento em fadiga superior em comparação com as ligações tradicionais, quando sujeitas à mesma carga de serviço. Foi constatado também que as ligações BBD apresentaram SCFs menores do que as ligações em formato *bird beak square* sob os mesmos parâmetros adimensionais.

Santos [31] realizou um estudo onde foram investigadas ligações tubulares do tipo T *bird beak*, compostas por perfis tubulares de paredes esbeltas, por meio de análises numéricas e paramétricas, com o objetivo de desenvolver equações de dimensionamento teórico. Três tipologias de ligações *bird beak* foram estudadas: *bird beak square* (BBS), *bird beak diamond* (BBD) e *bird beak circular* (BBC), todas submetidas a carregamento axial de compressão. Modelos numéricos foram desenvolvidos usando o *software* ANSYS, e estudos de refinamento da malha e condições de contorno foram realizados para determinar o modelo mais eficiente. Um estudo paramétrico variando os parâmetros geométricos β e 2γ foi conduzido em 60 modelos, além da comparação com 12 modelos de ligações T tradicionais com montante circular, as cargas resistentes dos modelos numéricos, obtidas pelo método

da deformação limite, foram comparadas com as cargas obtidas pelas equações desenvolvidas na pesquisa de Chen e Wang [23]. Os resultados destacam que a BBD geralmente apresentou a maior resistência, exceto em casos específicos. As equações de dimensionamento foram propostas com fatores de correção para cada tipologia de ligação, com base nas cargas resistentes dos modelos numéricos, e mostraram coerência com os valores numéricos.

Em 2023, Pandey e Young [32] realizaram uma investigação numérica detalhada e um estudo de ligações tubulares T e X de aço S960 conformadas a frio e com rotação de montante (BR). A investigação envolveu análise de elementos finitos (FE) para simular o comportamento dessas ligações em diversas condições. Testes experimentais conduzidos pelos autores serviram de base para o desenvolvimento de modelos FE das ligações tubulares BR T e X. Esses modelos replicaram com precisão a resistência da ligação, as características de carga versus deformação e os modos de falha observados nos espécimes de teste físicos. Para complementar a análise inicial, foi realizada uma extensa análise paramétrica usando os modelos FE validados. A comparação das resistências nominais, conforme previsto na literatura existente e no código europeu, com as resistências reais das ligações em 211 espécimes de ligações tubulares BR T e X foi realizada. Este conjunto de dados incluiu 192 espécimes FE investigados como parte deste estudo. Os resultados revelaram que as disposições de projeto disponíveis são inadequadas para o projeto de ligações tubulares BR T e X de aço S960 conformadas a frio. Em resposta a isso, o estudo propõe três abordagens de projeto que oferecem equações mais precisas, menos dispersas, confiáveis e de fácil utilização. Essas equações visam estimar eficazmente as resistências à falha das ligações tubulares BR T e X de aço S960 conformadas a frio.

Canellas [33] apresentou um trabalho onde realizou uma análise numérica de ligações do tipo X *bird beak diamond* (BBD) feitas de aço inoxidável sob cargas de compressão e tração. Foram investigados 32 modelos diferentes, variando dois parâmetros adimensionais ($\beta e 2\gamma$). Os principais resultados e conclusões deste estudo foram que tanto para tração quanto para a compressão a resistência de projeto aumenta à medida que o β aumenta, e diminui à medida que 2γ aumenta. As curvas carga *versus* deslocamento mostram que, com o aumento de β , a ductilidade aumenta, permitindo que a resistência máxima seja alcançada em maiores

deslocamentos. Por outro lado, um aumento em 2γ resulta em menor resistência de projeto e menor ductilidade, levando à falha em menores deslocamentos. Sobre a comparação entre o aço carbono e o inoxidável os resultados indicam que o aço inoxidável BBD tem uma resistência máxima muito maior do que os modelos de aço carbono com geometria idêntica; para cargas de compressão, o aço inoxidável atinge a resistência máxima a deslocamentos significativamente maiores do que o aço carbono e para cargas de tração, a resistência máxima do aço inoxidável é mais do que o dobro da resistência de projeto do aço carbono na maioria dos casos, devido à maior ductilidade do aço inoxidável.

Dado que se trata de um tema novo, não foram encontrados na literatura estudos que apresentassem resultados experimentais de ligações *bird beak* em aços inoxidáveis. Com exceção do estudo de Canellas [33], também não foi encontrado outro estudo que relacionasse as ligações *bird beak* e aços inoxidáveis.

2 DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÕES TUBULARES SOLDADAS

O dimensionamento de ligações é uma etapa crítica no cálculo de estruturas, uma vez que essa área desempenha um papel fundamental no projeto como um todo. Apesar da importância, as normas atuais não oferecem cálculos específicos para ligações do tipo *bird beak*, o que leva a uma abordagem baseada nas formulações de ligações tradicionais.

Neste capítulo, serão apresentadas as formulações de dimensionamento de ligações tubulares SHS conforme a ABNT NBR 16239 [9] e o Eurocode 3, parte 1-8 [8]. Na sequência, serão abordadas algumas formulações propostas em estudos anteriores para ligações do tipo b*ird beak*.

2.1 Requisitos Gerais

A validade dos procedimentos de cálculo estabelecidos na ABNT NBR 16239 [9], os quais são discutidos nesta seção, depende do cumprimento dos seguintes requisitos:

- Os ângulos θ_i entre o banzo e o montante (ou diagonais) e entre montantes e diagonais adjacentes não podem ser inferiores a 30°.
- As extremidades dos tubos que se encontram em uma ligação devem ser preparadas de modo que a forma da seção transversal não seja modificada tendo em vista que ligações de tubos com extremidades amassadas não são previstas.
- Para perfis de aço com resistência ao escoamento superior a 350 MPa, a resistência de cálculo, deve ser dividida, ainda, por um coeficiente de ajuste γn, igual a 1,1, com a exceção da resistência da solda.
- A espessura nominal da parede dos perfis tubulares não pode ser inferior a 2,5 mm.

Para os procedimentos de cálculo do Eurocode 3, parte 1-8 [8], devem ser obedecidos os seguintes requisitos:

- Os perfis tubulares não podem ter uma tensão de escoamento nominal maior do que 460 MPa. Para tubos com uma tensão de escoamento maior do que 355 MPa, a resistência de projeto deve ser reduzida por um fator de 0,9.
- A espessura da parede nominal do tubo não deve ser menor do que 2,5 mm.
- A espessura da parede nominal do banzo não deve ser maior do que 25 mm, a menos que medidas especiais sejam tomadas para assegurar que as propriedades por meio da espessura sejam adequadas.
- Os elementos sob compressão devem pertencer as classes de esbeltez 1 ou 2 do código europeu.
- Os ângulos θ_i entre o banzo e o montante ou diagonal(is) e entre montante e diagonal(is) adjacentes não podem ser inferiores a 30°.

2.2 Esbeltez

A esbeltez é definida como a relação entre o comprimento efetivo de um elemento estrutural e sua espessura. Ela é uma métrica significativa para determinar seu comportamento sob diferentes condições de carregamento, incluindo ação de carga axial, momento fletor e combinações destes. Ela desempenha um papel fundamental no dimensionamento, uma vez que elementos excessivamente esbeltos são mais propensos a apresentar instabilidades elásticas ou plásticas, como a flambagem, comprometendo a capacidade de carga e a segurança da estrutura como um todo.

Na ABNT NBR 8800 [34], são delineados os critérios para categorização das seções transversais dos elementos sujeitos a compressão. Conforme o valor do parâmetro de esbeltez (λ) em relação aos parâmetros λ_p e λ_r , as seções transversais são classificadas em:

Compactas: elementos comprimidos cuja λ ≤ λ_p, e as mesas sejam ligadas ininterruptamente à(s) alma(s).

- Semicompactas: elementos comprimidos com limite de relação λ_p ≤ λ ≤ λ_r respeitada.
- Esbeltas: elementos comprimidos cujo $\lambda \ge \lambda_r$.

No Anexo F da Norma ABNT NBR 8800 [34], são estabelecidos os critérios dos limites de esbeltez para elementos submetidos à compressão, com consideração das seções transversais, apresentados na Tabela 1. Quando os valores de esbeltez ultrapassam os limites ocorrerá a instabilidade elástica conhecida como flambagem local no componente estrutural. Em tais situações, é necessário calcular o fator de redução da capacidade plástica da seção, conforme definido pela Equação (1), sendo a multiplicação da relação do fator de redução devido aos elementos classificados como AA (apoio - apoio) e AL (apoio - livre). Especificamente para os elementos do tipo AA (pertencentes aos Grupos 1 e 2), o fator Q_a é calculado mediante a aplicação da Equação (2).

$$Q=Q_s.Q_a \tag{1}$$

$$Q = \frac{Aef}{Ag}$$
(2)

onde:

Ag é a área bruta da seção transversal;

A_{ef} é a área efetiva da seção transversal, calculada pela Equação (3).

$$A_{ef} = A_g - \sum (b - b_{ef}) t$$
(3)

onde:

b é a largura do elemento comprimido;

t é a espessura do elemento comprimido;

bef é a largura efetiva do elemento comprimido AA, calculado pela Equação (4).

$$b_{ef} = 1,92t \sqrt{\frac{E}{\sigma}} \left[1 - \frac{c_a}{b/t} \sqrt{\frac{E}{\sigma}} \right] \le b$$
 (4)

onde:

c_a é igual a 0,38 para mesas ou almas de seções tubulares retangulares, e 0,34 para todos os outros casos;

 $\sigma\text{=}\chi\text{f}_{\text{y}}$ ou de forma mais simples e conservadora $\sigma\text{=}\text{f}_{\text{y}}.$

Elementos	Grupo	Direção dos elementos	Alguns exemplos com indicação de <i>b</i> e t	(b/t) _{lim}
	1	 Mesas ou almas de seções tubulares retangulares Lamelas e chapas de diafragmas entre linhas de parafusos ou soldas 	t t t t t t t t t t	1,40 $\sqrt{\frac{E}{f_{y}}}$
W	2	 Almas de seções I, H ou U Mesas ou almas de seção- caixão Todos os demais elementos que não integram o grupo 1 	b_1 b_2 b_2 b_2 b_2 b_3 b_4 b_4 b_4 b_5 b_5 b_1 b_1 b_2 b_1 b_2 b_1 b_2 b_1 b_2 b_1 b_2 b_1 b_2 b_1 b_2 b_1 b_2 b_2 b_1 b_2 b_2 b_1 b_2 b_2 b_1 b_2 b_2 b_2 b_2 b_2 b_2 b_2 b_2 b_2 b_2 b_2 b_3 b_1 b_2 b_1 b_2 b_2 b_2 b_2 b_3 b_1 b_2	1,49√ <mark>E</mark> f _y

Tabela 1 – Valores Limites de (b/t).

De acordo com o Eurocode 3, parte 1-8 [8], no subitem 5.5, ocorre a classificação das seções transversais dos elementos sujeitos a compressão com base no valor do parâmetro de esbeltez (c/t). Esse parâmetro é a relação entre o comprimento efetivo de um elemento e sua espessura ou largura característica. Com base nessa relação, as seções transversais são classificadas da seguinte forma:

 Classe 1: são as seções transversais que têm a capacidade de formar uma rótula plástica com a capacidade de rotação necessária, a partir da análise plástica, sem redução da resistência. Isso significa que essas seções são capazes de atingir a capacidade plástica total sem sofrer redução da resistência devido à formação de rótulas plásticas, e a análise plástica é uma abordagem válida para prever seu comportamento.

- Classe 2: são as seções transversais que têm a capacidade de desenvolver resistência ao momento plástico, mas têm sua capacidade de rotação limitada devido à possibilidade de ocorrência de flambagem local. Isso indica que essas seções podem suportar momentos plásticos, mas a ocorrência de flambagem local pode restringir a capacidade de rotação necessária para desenvolver a capacidade plástica completa.
- Classe 3: são as seções transversais nas quais a tensão na fibra mais externa comprimida do aço assume uma distribuição elástica de tensões. Essas seções podem alcançar a resistência ao escoamento do material, mas a ocorrência de flambagem local é responsável por impedir o desenvolvimento da resistência ao momento plástico total. Isso indica que a flambagem local é o fator limitante para o desenvolvimento da capacidade plástica e resistência ao momento plástico nessas seções.
- Classe 4: São as seções transversais nas quais a flambagem local ocorre antes que a capacidade de tensão de escoamento do material seja atingida em uma ou mais partes da seção. Isso significa que, devido às condições de esbeltez e distribuição de tensões, a flambagem local é o modo predominante de falha, ocorrendo antes de a resistência ao escoamento do material ser alcançada em certas áreas da seção.

De acordo com o Eurocode 3, parte 1-4 [35], que trata especificamente de considerações para o aço inoxidável, uma abordagem distinta é requerida para classificar seções transversais de elementos submetidos a cargas de compressão, com base em um parâmetro de esbeltez particular. A fórmula do parâmetro a ser adotada é a representada na Tabela 2.

Seção transversal	Classes	(c/t) _{lim}					
	1		С	/t ≤ 33ε			
	2		c/t ≤ 35ε				
<u>t</u>	3		C	/t ≤ 37ε			
	4		С	/t>37ε			
[235 E] ^{0,5}	f _y (N/mm²)	210	220	460			
$r = \left[\frac{f_y}{10000} \right]$	ε	1,03	1,01	0,698			

Tabela 2 – Limites de esbeltez para perfis tubulares sob compressão segundo o Eurocode 3, Parte 1-4 [35].

2.3 Deformações limites

Lu et al. [36] introduziram o critério de deformação limite, uma abordagem amplamente adotada por pesquisadores na área. Esse critério estabelece que a resistência última da ligação deve ser calculada a partir do ponto máximo no gráfico de carga *versus* deslocamento, caso esse ponto seja atingido antes de uma deformação de 3%b₀ ou 3%d₀. Se esse ponto máximo ocorrer após o valor de 3%b₀, a resistência será definida pela carga correspondente a 3% de deformação da largura do banzo. Esse processo é explicado na Figura 9.



Figura 9 – Representação do cálculo da resistência pelo critério de deformação [1].

O critério de deformação limite mencionado anteriormente foi estabelecido para ligações convencionais, conforme ilustrado na Figura 10(a). No contexto das ligações BBD, foram adotados o deslocamento vertical no ponto de sela, representado como Δ , e o deslocamento vertical no canto do banzo, representado como δ , como exemplificado na Figura 10(b). O cálculo do valor do deslocamento relativo pode ser obtido simplesmente subtraindo δ de Δ .



(a) Ligação do tipo T tradicional



(b) Ligação do tipo T BBD

Figura 10 – Deslocamento relativo das faces do banzo [13].

2.4 Modos de Falha

Diversos fatores influenciam a capacidade de carga e a resistência das ligações, sendo os modos de falha um aspecto crítico a ser considerado. Uma ampla variedade de modos de falha pode ocorrer em ligações com diferentes configurações geométricas, incluindo banzos em perfil retangular ou quadrado e montantes (ou diagonais) em perfil quadrado, retangular ou circular. Tais considerações são abordadas tanto no Eurocode 3, parte 1-8 [8], quanto na norma brasileira ABNT NBR 16239 [9]. Esses modos de falha são categorizados de acordo com o tipo de ligação, o carregamento aplicado e os parâmetros geométricos.

No contexto das ligações tubulares do tipo T tradicional, a determinação de sua resistência requer uma análise minuciosa, sendo influenciada por uma série de fatores. A ABNT NBR 16239 [9] e o Eurocode 3, parte 1-8 [8], compartilham formulações similares para o cálculo da resistência, no entanto, a determinação dessa resistência é sensivelmente influenciada pelos modos de falha pertinentes a cada configuração.

Para os modelos do presente trabalho, o modo de falha que rege o dimensionamento é o modo de falha A, correspondente a plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo, junto a diagonais ou montantes.

2.5 Recomendações do Eurocode 3, parte 1-8 [8]

O Eurocode 3, parte 1-8 [8] define, para ligação em aço carbono, que quando se trata do modo de falha A, que diz respeito à plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo, junto a diagonais ou montantes em ligações T, Y ou X entre perfis retangulares (RHS) ou quadrados (SHS), a determinação da resistência de cálculo é realizada por meio da aplicação da Equação (5).

$$N_{1,Rd} = \frac{k_n f_{y0} t_0^2}{(1-\beta) \operatorname{sen} \theta_1} \left(\frac{2\beta}{\operatorname{sen} \theta_1} + 4\sqrt{1-\beta} \right) / \gamma_{M5}$$
(5)

onde:

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

fy0 é a tensão de escoamento do material do banzo;

to é a espessura da parede do banzo;

β é a razão entre a largura da diagonal ou montante e a largura do banzo;

 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 (6) se o banzo está comprimido (n > 0), ou conforme a Equação (7) caso o banzo esteja tracionado (n < 0).

$$k_n = 1, 3 - \frac{0, 4n}{\beta} ≤ 1, 0$$
 se n > 0 (tensões de compressão no banzo) (6)

$$k_n = 1,0$$
 se n ≤ 0 (tensões de tração no banzo) (7)

 β é a razão entre a largura da diagonal ou montante e a largura do banzo;

n está associado ao nível de tensão normal no banzo, dado pela Equação (8).

$$n = \frac{N_{0,Sd}}{A_0 f_{y0}} + \frac{M_{0,Sd}}{W_{el} f_{y0}}$$
(8)

onde:

N_{0,Sd} é o esforço axial atuante no banzo; A₀ 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;

Wel é o módulo de resistência elástica da seção transversal do banzo.

Segundo o Eurocode 3, parte 1-8 [8], dependendo do caso, f_b pode assumir os valores das Equações (9), (10) ou (11); e χ , que corresponde ao fator de redução para flambagem, é obtido por meio da Equação (12).

$$f_b = f_{y0}$$
 para diagonal(is) ou montante(s) a tração (9)

 $f_b = \chi f_{v0}$ para diagonal ou montante a compressão (Ligações T e Y) (10)

 $f_b=0.8\chi f_{y0} \sin \theta_1$ para diagonais ou montantes a compressão (Ligação X) (11)

$$\chi = \frac{1}{\varphi + \sqrt{\varphi^2 - \overline{\lambda}^2}} \le 1$$
(12)

onde:

$$\emptyset = 0,5 \left[1 + \alpha(\overline{\lambda} - 0,2) + \overline{\lambda}^2 \right]$$
(13)

$$\overline{\lambda} = \frac{3,46\left(\frac{h_0}{t_0} - 2\right)\sqrt{\frac{1}{\operatorname{sen}\theta_1}}}{\pi\sqrt{\frac{E}{f_{y0}}}}$$
(14)

onde:

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

α é o fator de imperfeição;

h₀ é a altura do perfil do banzo;

to 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 fundamental destacar que a convenção de sinais adotada no Eurocode 3, parte 1-8 [8], diverge da convenção geralmente empregada na teoria de resistência dos materiais, como evidenciado nas Equações (6) e (7). A Equação (12), por sua vez, oferece uma descrição analítica das curvas de flambagem delineadas no Eurocode 3, parte 1-1 [37], as quais desempenham um papel central no dimensionamento de componentes metálicos sujeitos a compressão.

A seleção da curva de flambagem específica está intrinsecamente relacionada à natureza da seção transversal, ao processo de fabricação adotado e ao eixo em que a flambagem é analisada. Quando se tratam de seções tubulares, a Tabela 3 é empregada para determinar a escolha adequada e fornece o fator de imperfeição (α) correspondente a cada curva de flambagem.

			Flomborom		Curva de		va de
					flambagem		
Seções transversais	Limiter	Limitaa		torno do	S 235 /		
	LITILES	5	em		S 275 /	S 460	
				eixu	S 355 /	5 400	
					S 420		
	Laminade	о а	0	ualquer	а	a	
	quente		Qualque		ŭ	a ₀	
	Formado a		Qualquer		C	C	
	frio			uulquoi	Ũ	Ũ	
Curva de flambagem	a 0		а	b	с	d	
Fator de imperfeição α	0,13	C),21	0,34	0,49	0,76	

Tabela 3 – Fator de Imperfeição α [8].

A formulação adotada na norma brasileira ABNT NBR 16239 [9] foi derivada a partir do código europeu [8] resultando em formulações similares.

2.6 Formulação proposta por Gianini [13]

Não há, nas normas em vigor, uma formulação prevista para ligações *bird beak*. Portanto, diversos estudos têm sido conduzidos para o desenvolvimento de uma fórmula que represente melhor o comportamento desse tipo de ligação.

Gianini [13] conduziu uma análise paramétrica utilizando 279 ligações T *bird beak* derivadas de modelos numéricos devidamente calibrados com resultados experimentais previamente realizados em seu trabalho, utilizando o material em aço carbono.

Este estudo levou ao desenvolvimento de uma nova formulação para determinar a resistência dessas ligações tubulares *bird beak* em aço carbono. Para os fins deste trabalho, o foco a ser abordado é a formulação destinada a ligações com um parâmetro β igual a 1. A resistência para esse tipo de ligação é definida como N_{BBD1}, conforme descrito na Equação (15).

$$N_{\rm GN} = \frac{8.1 b_0^2 f_y}{(2\gamma)^{1.82}}$$
(15)

onde:

N_{GN} é resistência calculada por meio das equações propostas por Gianini [13];

 b_0 é a largura do perfil do banzo;

fy é a tensão de escoamento do material do banzo;

 2γ é a relação da largura do banzo pela sua espessura.

2.7 Formulação proposta por Pandey e Young [15]

Pandey e Young conduziram uma investigação numérica e de projeto para ligações tipo T e X *bird beak diamond* utilizando aço de alta resistência conformado a frio (CFHSS). Modelos numéricos devidamente calibrados com resultados

experimentais previamente realizados em seu trabalho foram desenvolvidos para a realização de uma análise paramétrica.

Este estudo levou ao desenvolvimento de uma nova formulação para determinar a resistência dessas ligações tubulares. Os limites de aplicabilidade definidos por eles foram $0,20 \le \beta' \le 0,84$, $16,6 \le 2\gamma \le 40$ e $0,50 \le \tau \le 1,28$.

A resistência para esse tipo de ligação é definida como N_{PY}, conforme descrito na Equação (16).

$$N_{PY} = f_{y0} t_0^2 \frac{(A\beta' + B)(C\tau + D)}{[E + F(2\gamma)]}$$
(16)

Onde:

4.

 N_{PY} é resistência calculada por meio da equação proposta por Pandey e Young [15]; f_{y0} é a tensão de escoamento do material do banzo;

t₀ é a espessura do perfil do banzo;

β' é a razão efetiva de largura do montante para largura da banzo;

 τ é razão da espessura do montante para espessura da banzo;

 2γ é a relação da largura do banzo pela sua espessura.

O valor dos coeficientes (A à F) para ligações tipo T BBD é dado pela Tabela

Resistência	Α	В	С	D	E	F
Falha da Ligação	0,5	1	0,1	1	0,16	-0,001
Capacidade última	0,4	0,75	0,12	0,94	0,09	-0,0007

Tabela 4 – Coeficientes para ligação T BBD [15].

3 PROGRAMA EXPERIMENTAL BASE

Após extensa pesquisa, não foi encontrado um estudo com ensaios experimentais de ligações BBD em aço inoxidável, portanto, a pesquisa usou como base, um ensaio experimental em aço carbono. Os ensaios conduzidos por Gianini [13] no Laboratório de Engenharia Civil da Universidade do Estado do Rio de Janeiro (LEC) tiveram como objetivo a análise do desempenho de ligações tubulares do tipo T *bird beak* entre perfis SHS. Nestas ligações, o montante foi submetido exclusivamente a esforços de compressão. O estudo compreendeu três ensaios experimentais: um envolvendo uma ligação tradicional do tipo T, outro uma ligação tipo T b*ird beak diamond* (BBD) com β inferior a 1 e, por fim, um terceiro com uma ligação *bird beak diamond* com β igual a 1. Neste contexto, o foco deste trabalho recai sobre a análise dos resultados obtidos no último modelo mencionado.

3.1 Ensaios

Os três ensaios realizados foram denominados como T1 (ligação tradicional), D1 (BBD com β igual a 1) e D2 (BBD com β menor que 1) são ilustrados na Figura 11. Esses protótipos foram nomeados com base no tipo de ligação, seguido da ordem de ensaio. A primeira letra denota o tipo de ligação (T - tradicional / D - *diamond*), e em seguida o número de ensaio, conforme detalhado na Tabela 5, que também descreve as dimensões dos protótipos. Para melhor compreensão, a representação das ligações está ilustrada na Figura 12.

	Dimensões no	Dime	0				
Ensalo	Banzo	Montante	$b_0 = h_0$	t ₀	$b_1 = h_1$	t ₁	р
T1	90x90x6,35	60x60x6,35	89,8	6,83	60,0	6,67	0,67
D1	90x90x6,35	90x90x6,35	89,8	6,83	89,8	6,83	1,00
D2	90x90x6,35	60x60x6,35	89,8	6,83	60,0	6,67	0,67

Tabela 5 – Descrição dos ensaios (adaptado de [13]).



Figura 11 – Ensaios experimentais (adaptado de [13]).



Figura 12 – Representação geométrica da ligação D1 (adaptado de [13]).

Os perfis utilizados nas ligações foram perfis com costura de aço ASTM A36, fabricados pela empresa Tuper por meio do processo de soldagem de indução por alta frequência. Após a caracterização, foi determinado que esses perfis são compostos de aço 1020, com tratamentos específicos para atender às especificações do aço A36, com a curva do material representada na Figura 13, as propriedades mecânicas do material estão descritas na Tabela 6. A ligação dos elementos tubulares foi realizada utilizando solda do tipo filete, com uma dimensão de perna de solda de aproximadamente 5,5 mm, pelo método de soldagem por arco elétrico com eletrodo revestido, utilizando o eletrodo AWS E6010, que possui uma resistência à tração de

415 MPa. Conforme a ABNT NBR 8800 [34], esse eletrodo é o mais adequado para a soldagem de tubos e do metal base.



Figura 13 – Gráfico dos ensaios de caracterização (adaptado de [13]).

Perfil	Propriedades	fy (MPa)	fu (MPa)	E (GPa)	εy (%)
90x90x6,35	Nominal	250	400-500	200	0,12
	Real	459	492	185	0,50

Tabela 6 – Propriedades mecânicas do perfil.

As condições de contorno de todos os protótipos ensaiados foram totalmente apoiadas. Essa abordagem foi essencial para assegurar que a análise da ligação não fosse afetada por possíveis momentos fletores. Para garantir isso, grampos tipo C foram empregados e fixados nas extremidades das ligações, anulando assim o efeito de alavanca.

Adicionalmente, uma placa foi incorporada sobre o montante das ligações, visando uma distribuição uniforme dos esforços na parte superior do mesmo. As dimensões da placa são 200x150x30 mm, conforme pode ser observado na Figura 14.



Figura 14 – Representação do posicionamento da placa de nivelamento (adaptado de [13]).

3.2 Resultados experimentais

Os resultados experimentais foram apresentados por Gianini [13], com o intuito de avaliar o comportamento global dos protótipos sob aplicação de carga axial de compressão no montante, com base na distribuição de tensões e deformações, por meio de curvas carga *versus* deslocamento, bem como os modos de falha observados.

Na Figura 15 são apresentadas as curvas carga *versus* deslocamento do protótipo D1. Pode-se observar que não foram geradas excentricidades de carga, já que os deslocamentos entre os LVDTs de mesma posição invertidos não apresentam resultados significativamente distintos.



Figura 15 – Curvas carga versus deslocamento (adaptado de [13]).

Os valores obtidos dos ensaios experimentais e das prescrições normativas estão listados na Tabela 7, onde se pode observar que o protótipo D1 teve a sua resistência menor do que os valores normativos, indicando que as formulações para ligações tradicionais, não convergem com os resultados experimentais das ligações BBD. Ressalta-se que este foi o ponto de partida para a definição dos possíveis desvios analíticos, uma vez que essas fórmulas não são aplicáveis para o cálculo das resistências das ligações BBD. A ligação apresentou o modo de falha A.

Na Figura 16 é apresentada a configuração deformada do protótipo D1, onde pode ser observado que não ocorreu falha no montante.

Encoio	Nexp	NEC3	Nnbr	<u>N</u> exp	<u>N</u> exp	ß
Elisaio	(kN)	(kN)	(kN)	Nec3	Nnbr	р
T1	383	234,90	234,90	1,63	1,63	0,67
D1	436	537,56	553,98	0,81	0,79	1,00
D2	324	234,90	234,90	1,38	1,38	0,67

Tabela 7 – Comparação dos resultados experimentais e analíticos (adaptado de [13]).



Figura 16 – Deformação do ensaio da ligação BBD D1 [13].

4 MODELOS NUMÉRICOS

4.1 Introdução

Com o progresso contínuo da computação, emergem ferramentas sofisticadas para capacitar engenheiros em suas análises e projetos. Tarefas complexas, outrora inviáveis de serem realizadas manualmente, agora podem ser executadas de maneira eficiente por computadores, possibilitando a abordagem de projetos cada vez mais complexos e inovadores. Programas baseados em métodos de elementos finitos se destacam nesse cenário, oferecendo a capacidade de avaliar estruturas de variados tipos, enfrentando diferentes cargas e geometrias nos diversos domínios da engenharia. Essa abordagem metodológica oferece uma série de vantagens significativas, incluindo a agilidade nas análises de modelos, a precisão nos resultados (desde que devidamente calibrados) e uma efetiva economia, decorrente da redução das análises experimentais.

O presente estudo foi realizado com a utilização do programa de elementos finitos Abaqus [12]. Os modelos numéricos foram elaborados e parametrizados por meio da linguagem de programação Python e devidamente calibrados com os ensaios experimentais desenvolvidos por Gianini [13], que desenvolveu seu trabalho em aço carbono. Após calibração, as propriedades das ligações foram alteradas para os três tipos de aço inoxidável a serem estudados: austenítico, ferrítico e *lean duplex*.

Assim, são apresentadas as etapas desenvolvidas: calibração do modelo numérico com os resultados experimentais de Gianini [13], em aço carbono; as alterações de propriedades aplicadas para a realização das análises numéricas idealizadas para as ligações tipo T BBD em aço inoxidável, repetindo o carregamento e as condições de contorno. Portanto, será descrito o tipo de elemento utilizado, as propriedades mecânicas dos materiais empregadas nos modelos e um estudo para a geração das malhas.

4.2 Condições de contorno

As condições de contorno foram estabelecidas com a base do banzo totalmente apoiada (RP-2). Para simular o carregamento de compressão empregado no montante, foi aplicado um deslocamento prescrito (RP-1), por conta da eficiência na obtenção da convergência, especialmente em situações de instabilidade por *snapthrough*. A Figura 17 apresenta os detalhes da condição de contorno e ponto de aplicação da força do modelo. A solda foi modelada desprezando o contorno na área da sela e da coroa, pois estudos mostram que apesar de demandar maior complexidade computacional, os resultados são similares.



Figura 17 – Detalhes das condições de contorno do modelo numérico.

4.3 Estudo de malha

Para a formulação do modelo numérico, foram adotados elementos sólidos 3D de primeira ordem, com integração reduzida, denominados *8-node brick element with reduced integration* (C3D8R), na construção da malha para o banzo e a solda. Quanto ao montante, foi necessário empregar elementos *10-node tetrahedral element* (C3D10) devido aos cantos com ângulos muito agudos nas áreas da coroa e de sela.

na região de contato entre o montante e o banzo. Ambos os elementos (C3D8R e C3D10) são ilustrados na Figura 18.





Foi realizado um estudo de sensibilidade de malha para verificar que tamanho de elemento melhor representava o comportamento da curva obtida no ensaio experimental. Por meio da análise dos resultados, pode ser observado que as curvas carga *versus* deslocamento das malhas com medidas de 5 e 8 mm assemelham-se mais com as curvas carga *versus* deslocamento do modelo experimental de Gianini [13], como pode ser averiguado na Figura 19, por este motivo estas foram as medidas adotadas no estudo. A comparação das malhas e o número de elementos gerados para cada um dos modelos são descritos na Tabela 8.



Figura 19 – Validação e estudo de sensibilidade de malha do modelo numérico

Identificação da malha	Isométrico do modelo	Detalhe frontal	N° de elementos
M5			62875
M8			27430
M10			13324

Tabela 8 – Estudo de refinamento da malha.



4.4 Tipo de análise

As propriedades mecânicas da ligação foram aplicadas de acordo com o modelo numérico apresentado por Gianini [13]. A estratégia de solução empregada nos modelos foi o algoritmo de Newton-Raphson (*Full Newton*), sendo esse um dos métodos mais utilizados em programas de elementos finitos para obter soluções de sistemas de equações não lineares. Essa escolha deve-se à não linearidade das curvas carga *versus* deslocamento, demandando o uso desse método iterativo para atingir a convergência da análise. Essencialmente, a técnica envolve a divisão do deslocamento em *substeps*. Quando o modelo atinge a condição de equilíbrio em cada *substep*, um incremento adicional é adicionado até a conclusão da aplicação do deslocamento total. O solucionador de equações e a matriz de armazenamento utilizados nos modelos foram, respectivamente, o *direct method* e o *user solver default*.

Em relação aos contatos do modelo, foi empregada uma interação do tipo *hard contact* entre o banzo e o montante para evitar a sobreposição dos elementos durante a análise. Quanto ao contato entre a solda, o banzo e o montante, foi adotada uma interação do tipo *tie*, garantindo que as superfícies em contato com os nós da solda compartilhassem o mesmo deslocamento. Detalhe dos contatos são apresentados na Figura 20(a).

Foram aplicados dois *reference points* (pontos de referência) no modelo, o primeiro no centroide da face superior do montante para garantir o deslocamento das áreas na face superior; e o segundo centralizado na base da ligação, para reger a condição de contorno apoiada em toda a face. Detalhes desses pontos de referência são apresentados na Figura 20(b).



Figura 20 – Detalhes do modelo numérico.

4.5 Comparação dos modelos numéricos com os ensaios experimentais

Na Tabela 9, os resultados dos modelos numéricos são confrontados com os resultados experimentais, revelando uma consistente concordância com uma razão entre as cargas máximas de 0,99 no ponto da sela e 1,08 no ponto da coroa. A Figura 21 ilustra as deformações finais, proporcionando uma comparação com o modelo experimental. Pode-se concluir que o modelo numérico desenvolvido apresenta boa conformidade com os resultados obtidos nos ensaios.

Ligação		Valores das Resistências								
	LVDT Média (V1 e V2)		<u>N_{num}</u>	LVDT Média (V3 e V4)		<u>Nnum</u>				
	Exp. [kN]	Num. [kN]	Nexp	Exp. [kN]	Num. [kN]	Nexp				
D1	358	387	1,08	428	424	0,99				

Tabela 9 – Validação do modelo numérico em aço carbono com o experimental.



Figura 21 – Deformadas finais experimental x numérico.

4.6 Comparação dos modelos numéricos com formulações analíticas

Os resultados analíticos para ligações tradicionais obtidos a partir do Eurocode 3, parte 1-8 [8], ABNT NBR 16239 [9] e do resultado experimental de Gianini [13] estão descritos na Tabela 10. Vale destacar que não existe formulação em norma para ligações BBD. De acordo com as análises dos resultados, pode-se concluir que os resultados das normas vigentes ficaram superiores para a ligação tipo BBD tanto para o resultado numérico quanto para o experimental.

Tabela 10 – Resultados numérico e teóricos da resistência da ligação BBD.

Modelo	N _{NUM}	N _{EC3}	N _{NBR}	N _{EXP}
	[kN]	[kN] [8]	[kN] [9]	[kN] [13]
D1	387,00	537,56	553,98	358,00

4.7 Análise da distribuição de tensões de von Mises

A distribuição da tensão de von Mises possibilita a avaliação dos modos de falha nos modelos numéricos e a comparação com os resultados dos ensaios. A Figura 22 ilustra a evolução da plastificação (representada por pontos na cor cinza) da ligação BBD com β =1, juntamente com a deformação correspondente em relação à seus níveis de carga aplicada. O gráfico abrange, por meio das curvas apresentadas, a resistência da coroa e da sela do banzo da ligação, respectivamente. Vale destacar que as soldas foram removidas para melhor representação das cores no banzo e no montante, considerando a maior capacidade resistente da solda.

No contexto das ligações T BBD, observa-se que a coroa atingiu uma carga menor para o mesmo deslocamento de 3% de b₀, indicando este ponto como crítico na ligação. Os pontos de plastificação iniciaram-se nas regiões de sela do montante e coroa do banzo. Além disso, ao analisar a inclinação da região elástica, nota-se que o ponto de coroa possui uma rigidez inferior ao ponto de sela.



Figura 22 – Evolução da distribuição da tensão de von Mises da ligação BBD.

5 ANÁLISE PARAMÉTRICA

5.1 Introdução

Este capítulo busca aprofundar a análise de ligações T BBD com β =1 em aços inoxidáveis por meio de uma análise paramétrica calibrada pelo ensaio experimental de Gianini [13]. O autor utilizou o aço carbono como material, e como apresentado no capítulo anterior, o modelo numérico desenvolvido no programa ABAQUS [12] foi validado, apresentando boa concordância. Esse modelo então foi modificado, primeiramente em relação ao material, considerando agora o emprego dos aços inoxidáveis. Em seguida foi feito um estudo de variação de dimensões dos perfis utilizados, a fim de aumentar o escopo da análise do comportamento das ligações. Os modelos numéricos foram criados e devidamente parametrizados em linguagem de programação Python totalizando 149 modelos, sendo 50 modelos utilizando as propriedades do aço inoxidável do tipo Austenítico, 50 do tipo ferrítico e 49 do tipo lean duplex.

5.2 Introdução do material aço inoxidável no modelo calibrado

Após a calibração do modelo numérico com os resultados experimentais de Gianini [13] para ligação BBD em aço carbono, as propriedades dos materiais foram alteradas para os aços inoxidáveis com base em ensaios de caracterização realizados nos laboratórios da UERJ por Sarquis [40] e Paula Sobrinho [41]. Os resultados de $\sigma_{0.2}$ obtidos nos ensaios experimentais são apresentados na Tabela 11. O modelo numérico considera a não-linearidade física do material e a inserção dos regimes elástico e plástico.

Tabela 11 – Propriedades mecânicas de tensão a 0,2% de deformação.

	Austenítico	Ferrítico	Lean Duplex
σ0.2	279,00	325,00	291,76

Para a análise paramétrica, no regime elástico foram inseridos o módulo de Young e o coeficiente de Poisson, utilizando valores de 213 GPa para o aço austenítico, 358,11 GPa para o ferrítico e 212,5 GPa para o lean duplex, todos com um coeficiente de Poisson de 0,3. No regime plástico, foram inseridos pares da curva tensão *versus* deformação, utilizando a tensão verdadeira, σ_t , e a deformação verdadeira, ε_t , conforme as diretrizes do Eurocode 3, parte 1-4 [35]. Vale destacar que esses valores são calculados pelas Equações (17) e (18), considerando a verdadeira deformação da seção transversal do material, uma vez que os valores nominais não contemplam esse efeito, onde $\sigma_n e \varepsilon_n$ são as tensões e deformações nominais obtidas diretamente do ensaio de caracterização.

$$\sigma_{t} = \sigma_{n} \cdot (1 + \varepsilon_{n}) \tag{17}$$

$$\varepsilon_t = \ln(1 + \varepsilon_n)$$
 (18)

A Figura 23 apresenta a comparação entre a curva nominal e verdadeira para os aços utilizados e a Figura 24 apresenta o gráfico tensão *versus* deformação com a comparação entre as curvas reais dos três materiais. A Tabela 12 apresenta as propriedades plásticas inseridas no Abaqus [12] para cada tipo de aço inoxidável considerado nesta dissertação.







Figura 23 – Comparação curva verdadeira e curva nominal dos diferentes tipos de aços inoxídáveis.



Figura 24 – Comparação das curvas de material entre os tipos de aço inoxidáveis.

Para o material da solda foi considerada uma curva teórica elasto-plástica perfeita, com tensão de escoamento de 1000 MPa, a fim de que as falhas nos modelos não ocorressem neste material.

Austenítico		Fe	Ferrítico			Duplex
Tensão [MPa]	Deformação [mm/mm x10 ⁻³]	Tensão [MPa]	Deformação [mm/mm x10 ⁻³]		Tensão [MPa]	Deformação [mm/mm x10 ⁻³]
84,5	0,0	57,5	0,0		170,1	0,0
169,7	0,8	113,5	0,3		434,6	2,1
354,5	2,2	192,6	0,6		472,0	2,4
372,3	2,5	254,4	0,9		507,7	2,9
393,7	3,0	269,3	1,0		528,9	3,9
419,0	4,0	287,7	1,2		547,0	9,9
463,9	10,0	305,4	1,6		557,7	13,9
480,1	15,9	340,6	4,3		569,0	15,8
507,3	29,6	346,8	5,8		583,1	22,7
544,6	48,8	352,0	7,2		597,4	29,5
644,0	95,3	357,3	8,7		640,5	48,7
807,5	182,3	362,5	10,2		726,0	95,3
940,5	262,4	372,7	13,2		846,0	182,3
1054,4	336,5	400,2	21,8		936,0	262,3
1082,4	357,5	451,5	41,5		994,0	336,4
		523,0	81,3		1027,5	405,4
		561,1	118,6			
		583,0	156,7			

584,8

577,7 546,4 165,2 173,6

182,0

Tabela 12 – Propriedades plásticas dos tipos de aço inoxidável.

5.3 Modelos analisados

Foram adotados para a definição geométrica, perfis comerciais, todos pertencentes às classes 1 ou 2. Um total de 149 modelos foram analisados, com 50 modelos utilizando as propriedades do aço inoxidável do tipo Austenítico, 50 do tipo ferrítico e 49 do tipo Lean Duplex. Essa análise considerou variações nas larguras e espessuras dos perfis. Os resultados foram comparados aos resultados das formulações analíticas propostas por Gianini [13] e Pandey e Young [15]. Vale ressaltar que não existem prescrições normativas para o cálculo de resistência das ligações bird beak.

Foram estudadas cinco larguras de perfis diferentes e, em seguida, variou-se as espessuras para cada perfil visando avaliar a influência do parâmetro 2γ na resistência da ligação, conforme pode ser visto na Tabela 13. O parâmetro 2γ variou de 9,38 a 30. Importante ressaltar que o limite máximo estabelecido pelas normas para a esbeltez (2γ) é de 35. A escolha dos modelos foi fundamentada na análise da classe dos perfis, seguindo o método proposto pelo Eurocode 3, parte 1-4 [35], conforme apresentado na Tabela 4, de modo que todos fossem da classe 1 ou 2. É relevante destacar que tanto o banzo quanto o montante apresentaram espessuras idênticas, mantendo os valores de τ sempre iguais a um.

Inicialmente, foram investigadas as ligações utilizando propriedades do aço inoxidável austenítico. Posteriormente, a análise foi estendida para testes com perfis de dimensões semelhantes, mas com propriedades do aço inoxidável ferrítico e lean duplex. A ligação com uma largura de banzo de 90 mm e espessura de 3 mm foi excluída da análise com aço lean duplex, uma vez que esse perfil não se enquadrava nas classes 1 ou 2, objetivo deste estudo. As condições de contorno adotadas foram as mesmas empregadas no modelo calibrado por meio do ensaio experimental conduzido por Gianini [13].

b₀ (mm)	b₁ (mm)	t₀=t₁ (mm)	2γ
90	90	3 - 6,3	14,29 - 30,00
120	120	4,25 - 10,6	11,32 - 28,24
150	150	5,3 – 16	9,38 - 28,30
180	180	6,30 – 15	12,00 - 28,57
200	200	7,10 - 16	12,50- 28,17

Tabela 13 – Variação geométrica das ligações.

Após a conclusão da análise paramétrica, são apresentadas duas equações propostas para o dimensionamento das ligações T BBD em aço inoxidável com β=1 sujeitas a carregamento axial de compressão no montante.

5.4 Resultados e avaliações dos modelos numéricos da análise paramétrica

Da Figura 25 a Figura 29 são comparadas, graficamente, para os três tipos de aço inoxidável, as ligações com mesma largura de banzo, mas variando o índice de esbeltez, em conjunto com a resistência, por meio do critério de deformação limite, que é representado pela linha vertical do gráfico. Destaca-se que, quanto maior a esbeltez (2γ) , menor a resistência da ligação e a rigidez também reduz consideravelmente.



Figura 25 – Curvas carga versus deslocamento com variação de 2γ – b₀=90 mm.

Observa-se que, no caso do aço inoxidável ferrítico, o critério de deformação limite demonstra boa concordância, pois o ganho de resistência das ligações após a deformação limite não é muito grande. No entanto, nos aços austeníticos e lean duplex, é evidente uma maior capacidade de deformação, indicando que, mesmo após o critério de deformação limite, a ligação continua a ganhar considerável resistência até atingir a carga última.


Figura 26 – Curvas carga *versus* deslocamento com variação de 2γ – b_0 =120 mm.



Figura 27 – Curvas carga versus deslocamento com variação de 2γ – b_0 =150 mm.



Figura 28 – Curvas carga *versus* deslocamento com variação de 2γ – b₀=180 mm.





No critério de deformação limite, as resistências das ligações de aços inoxidáveis austenítico e ferrítico são próximas, sendo que o ferrítico apresenta maior

resistência em relação ao critério de deformação limite em alguns casos. Sobre o aço austenítico, entretanto, o ganho de resistência ao longo da deformação até a carga última é maior em relação ao ferrítico. Por outro lado, o aço inoxidável lean duplex exibe cargas de resistência limite e última consideravelmente superiores em relação ao austenítico e ferrítico, com razões cerca de 25% e 15% maiores em média, respectivamente, em comparação com os outros dois tipos para a resistência limite, respectivamente.

A significativa influência da esbeltez da seção do banzo na resistência da ligação é evidente da Figura 30 a Figura 32, onde é possível observar que ligações com as mesmas espessuras, mas com dimensões de banzos diferentes (e, portanto, diferentes valores de esbeltez) apresentam resistências distintas. Para os três tipos de aço inoxidável estudados, no caso de espessuras iguais, a ligação com o maior perfil exibe uma resistência menor do que a ligação com um perfil pequeno. É perceptível que apesar dos perfis maiores proporcionarem à ligação, propriedades geométricas superiores, raio de giração, momento de inércia, entre outras, o que, por sua vez, poderia caracterizar uma resistência maior, não é o que se observa nos resultados das ligações, devido à influência da esbeltez na resistência da ligação.

A influência de b_0 na determinação da resistência da ligação deve ser cuidadosamente considerada. A Figura 33 ilustra a relação entre a influência de b_0 e a esbeltez na resistência da ligação. Para os três tipos de materiais, à medida que o índice de esbeltez (2γ) aumenta, a resistência da ligação para um mesmo b_0 reduz **muito**. Também é observável que, para um mesmo índice de esbeltez, quanto maior o valor de b_0 , maior será a resistência da ligação.

A ligação com banzo de 200 mm e 2γ de 16 exibe uma resistência 4,4 vezes maior do que a resistência da ligação com banzo de 90 mm e mesma esbeltez. Essa relação demonstra uma proporcionalidade direta entre essas variáveis.



Figura 30 – Curvas carga *versus* deslocamento com t fixo e variação de b₀ – Austenítico.



Figura 31 – Curvas carga *versus* deslocamento com t fixo e variação de b₀ – Ferrítico.



Figura 32 – Curvas carga *versus* deslocamento com t fixo e variação de b₀ – Lean Duplex.

Conforme evidenciado nos gráficos apresentados na Figura 33, é perceptível que, para valores menores de 2γ , a dispersão na resistência das ligações entre diferentes valores de b₀ é maior. À medida que o valor de 2γ aumenta, essa dispersão diminui significativamente. Este fenômeno pode ser atribuído à maior contribuição da coroa na resistência da ligação em índices de esbeltez inferiores, enquanto, à medida que 2γ aumenta, a influência da coroa diminui e a sela passa a contribuir mais para a resistência. Esta observação destaca a mudança na dinâmica estrutural das ligações

conforme variações no índice de esbeltez, com implicações importantes para o comportamento mecânico das estruturas estudadas.

Espessura	b₀ (mm)	Esbeltez	Resistência Numérica (kN)				
(mm)	50 (1111)	(2γ)	Austenítico	Ferrítico	Lean Duplex		
	90	14,29	240,05	257,20	294,41		
6 30	120	19,05	222,50	249,62	277,09		
0,00	150	23,81	215,25	245,08	271,76		
	180	28,57	210,45	236,05	264,51		
	120	16,90	282,64	308,40	345,23		
7 10	150	21,13	272,63	312,42	343,41		
7,10	180	25,35	263,29	296,90	330,86		
	200	28,17	253,51	282,57	316,06		
	120	15,00	372,84	394,60	455,02		
8.00	150	18,75	345,61	386,52	433,54		
0,00	180	22,50	334,04	380,06	419,37		
	200	25,00	319,57	358,83	400,61		
	120	12,00	591,48	599,71	723,51		
10.00	150	15,00	556,57	596,80	694,67		
10,00	180	18,00	525,59	589,23	654,19		
	200	20,00	498,58	562,40	628,92		

Tabela 14 – Resultados obtidos das ligações de acordo com a variação das espessuras.



(c) Lean Duplex

Figura 33 – Curvas carga *versus* 2γ variando a largura do banzo/montante.

5.5 Verificação de equações existentes na literatura

5.5.1 Comparação com a equação proposta de Gianini [13]

Os resultados dos modelos numéricos foram comparados com a equação proposta por Gianini [13], e as estatísticas dos resultados são exibidas na Tabela 15. A análise da tabela revela que os valores de Gianini [13] mostraram-se excessivamente conservadores para a aplicação em ligações BBD nos diferentes tipos de aços inoxidáveis, ressaltando-se que estas equações foram desenvolvidas para ligações constituídas de aço carbono.

Na Figura 34, observa-se que a fórmula de Gianini [13] forneceu todos os pontos excessivamente conservadores quando comparados aos modelos numéricos deste estudo. Gianini [13] apresentou em sua pesquisa a importância da consideração da variável b_0 no dimensionamento, motivo pelo qual a incluiu em sua fórmula proposta. Verificou-se, no entanto, que, para os aços inoxidáveis austeníticos e lean duplex, as ligações com menores valores de b_0 mostraram-se muito conservadoras em relação aos resultados numéricos, e à medida que b_0 aumenta, os valores ainda se mostram conservadores, porém em menores proporções. O mesmo fenômeno acontece com a variação da esbeltez, quanto maior o valor de 2γ , mais os resultados aproximam-se dos resultados numéricos.

Para o aço ferrítico, a variação dos resultados apresentou um comportamento um pouco mais linear, mas ainda conservadora, com uma variação média de 35%. A Tabela 16 detalha a variação média dos resultados de acordo com o valor de b₀.

Parâmetro	Austenítico	Ferrítico	Lean Duplex		
Estatístico	Nnum/Ngn	Nnum/Ngn	Nnum/Ngn		
Média	1,2468	1,3470	1,2814		
Desvio Padrão	0,1192	0,0853	0,1125		
CoV	0,0956	0,0633	0,0878		

Tabela 15 – Comparação dos resultados numéricos com Gianini [13].



Figura 34 – Gráfico de 2γ versus relação numérico por Gianini [13].

be (mm)	NNUM/NGN							
D0 (IIIII)	Austenítico	Ferrítico	Lean Duplex					
90	1,31	1,47	1,35					
120	1,31	1,40	1,34					
150	1,29	1,36	1,33					
180	1,19	1,30	1,23					
200	1,15	1,25	1,18					

Tabela 16 – Variação média dos resultados de acordo com b0.

5.5.2 Comparação com a equação proposta de Pandey e Young [15]

Os resultados dos modelos numéricos também foram comparados com a equação proposta por Pandey e Young [15] para ligações de aço de alta resistência tipo BBD T, e os resultados são exibidos na Tabela 17. A análise da tabela revela que os valores de Pandey e Young [15] mostraram-se excessivamente conservadores para a aplicação em ligações BBD em aços inoxidáveis com β =1.

Na Figura 35, observa-se que a fórmula de Pandey e Young [15] forneceu todos os pontos excessivamente conservadores quando comparados aos modelos numéricos deste estudo. Verificou-se, no entanto, que, para os aços inoxidáveis austeníticos e lean duplex, as ligações com menores valores de 2γ mostraram-se muito conservadoras em relação aos resultados numéricos, e à medida que 2γ aumenta, os valores ainda se mostram conservadores, porém em um grau menor.

Para o aço ferrítico, a variação dos resultados apresentou um comportamento um pouco mais linear, mas ainda bastante conservador, com uma variação média de 58%.

Parâmetro	Austenítico	Ferrítico	Lean Duplex
Estatístico	NNUM/NPY	NNUM/NPY	NNUM/NPY
Média	1,4494	1,5673	1,4895
Desvio Padrão	0,1174	0,0920	0,1097
CoV	0,0810	0,0587	0,0736

Tabela 17 – Comparação dos resultados numéricos com Pandey e Young [15].



Figura 35 – Gráfico de 2γ versus relação numérico por Pandey e Young [15].

5.6 Propostas de Equações

5.6.1 Proposta de equação 1

Com base nos resultados da análise paramétrica, identificou-se que as variáveis de maior influência na resistência da ligação T BBD são 2γ , f_y e b₀. Observando essa relação e os resultados comparativos das equações propostas por Gianini [13], realizou-se o cálculo, utilizando gráficos e uma análise de linha de tendência com formato de potência, para ajustar os resultados e gerar uma nova equação para o dimensionamento de ligações em aço inoxidável BBD com β =1. As equações de ajuste obtidas da relação entre o modelo numérico e a fórmula proposta por Gianini [13], estão apresentadas na Figura 36.

Com base nas análises apresentadas, ajustes nas variáveis foram realizados para buscar um comportamento mais próximo com os resultados obtidos na análise paramétrica e respeitando o limite da relação $N_{NUM}/N_{GN} \ge 1$. A Equação (19) foi proposta para o dimensionamento de ligações BBD com β =1 constituídos de aços inoxidáveis. Os coeficientes A e B são apresentados na Tabela 18.

$$N_{PR1} = Ab_0^2 f_y(2\gamma)^B$$
(19)

Tabela 18 – Coeficientes para dimensionamento NPR1.

Material	А	В
Austenítico	17,82	-2,06
Ferrítico	13,45	-1,93
Lean Duplex	17,01	-2,03



Figura 36 – Gráficos de linha de tendência e equações retificadoras para Equação proposta 1.

Os resultados da fórmula proposta NPR1 foram comparados com os resultados numéricos, conforme pode ser observado na Figura 37.



Figura 37 – Gráficos comparativos entre os resultados numéricos e a equação proposta 1.

5.6.2 Proposta de equação 2

Um processo de análise semelhante foi aplicado à equação proposta por Pandey e Young [15]. Por meio de uma análise de linha de tendência e obtenção de equações ajustadas, uma nova proposta de dimensionamento para Ligações BBD com β =1 foi desenvolvida. As equações de ajuste obtidas da relação entre o modelo numérico e a fórmula proposta por Pandey e Young [15] estão detalhadas na Figura 38. Com base nessas equações, foi possível formular a Equação (20), e os coeficientes A e B estão apresentados na Tabela 19.



Figura 38 – Gráficos de linha de tendência e equações ajustadas para Equação proposta 2.

$$N_{PR2} = \frac{Af_y t_0^2 10^3}{(160 - 2\gamma) 2\gamma^B}$$
(20)

Material	А	В
Austenítico	3,63	0,19
Ferrítico	2,90	0,08
Lean Duplex	3,56	0,17

Tabela 19 – Coeficientes para dimensionamento NPR2.

Os resultados da fórmula proposta N_{PR1} foram comparados com os resultados numéricos, conforme pode ser observado na Figura 39.



Figura 39 – Gráficos comparativos entre os resultados numéricos e a equação proposta 2.

5.6.3 Parâmetros estatísticos das equações propostas

A eficácia das equações propostas é evidenciada na Tabela 20 e na Figura 40, onde são apresentados os parâmetros estatísticos e os gráficos comparativos entre os resultados numéricos e as fórmulas propostas, respectivamente. Vale destacar que o valor mínimo adotado de relação entre o resultado numérico e o resultados das equações propostas é de 1,00, indicando concordância entre a resistência do modelo numérico e a resistência calculada.

Parâmetro Estatístico	Auste	enítico	Ferr	ítico	Lean Duplex		
	<u> N</u> ии	N NUM	<u> N</u> NUM	<u>Nnum</u>	<u> N</u> NUM	<u> N</u> иим	
	N _{PR1}	N _{PR2}	N _{PR1}	N _{PR2}	N _{PR1}	N _{PR2}	
Média	1,12	1,14	1,11	1,12	1,10	1,10	
Desvio	0.07	0.07	0.07	0.07	0.06	0.06	
Padrão	0,07	0,01	0,07	0,07	0,00	0,00	
CoV	0,06	0,06	0,06	0,06	0,05	0,05	

Tabela 20 – Resultados estatísticos das fórmulas propostas.



(a) Equação proposta 1



Figura 40 – Gráficos dos resultados numéricos versus fórmulas propostas.

CONCLUSÕES

A presente dissertação realizou uma investigação sobre o comportamento de ligações tubulares tipo T *bird beak diamond* em aço inoxidável, submetidas a carga axial de compressão no montante. O estudo abrange três tipos de materiais inoxidáveis: austenítico, ferrítico e lean duplex.

Foi conduzido um estudo numérico utilizando o *software* Abaqus [12], com a criação de modelos em elementos finitos calibrados com base nos resultados de ensaios experimentais realizados por Gianini [13] no Laboratório de Engenharia Civil (LEC) da UERJ, realizados em aço carbono.

Os resultados obtidos permitiram a avaliação do comportamento das ligações analisadas, considerando diferentes tipos de aço inoxidável. Posteriormente, foram propostas duas fórmulas para o dimensionamento desse tipo de ligação. Dado a ausência de normas específicas para esse tipo de ligação, os resultados foram comparados com valores teóricos propostos na literatura.

Considerações finais

Após análise realizada pela análise paramétrica, identificou-se que as variáveis mais significativas na resistência da ligação BBD com β =1 em aço inoxidável são 2 γ e b₀. Foi observado por meio dos modelos numéricos que a coroa teve a carga e a rigidez menor do que o ponto de sela, para todos os modelos e observou-se que o modo de falha predominante nessas ligações é o modo de falha A.

Os aços inoxidáveis apresentam uma notável capacidade de deformação, e, uma vez que as normas não destacam essa propriedade, a resistência foi avaliada com base no critério de deformação limite proposto por Lu et al. [36].

Ficou evidente que o critério de deformação limite se mostra excessivamente conservador para ligações em aço inoxidável. Isso se deve à considerável capacidade de deformação desses materiais, resultando em ganhos significativos de carga após atingir a deformação limite. Esse comportamento é mais proeminente nos aços

inoxidáveis austeníticos e lean duplex, onde os ganhos de resistência após a deformação limite ultrapassam 50%.

Devido à ausência de normas específicas para a ligação em questão e à escassez de estudos sobre ligações *bird beak*, especialmente em aço inoxidável, os resultados obtidos na análise paramétrica foram confrontados com a literatura, utilizando os trabalhos de Gianini [13] e Pandey e Young [15] como referência. Importante notar que, embora ambos tratem de ligações *bird beak*, os estudos não consideravam o aço inoxidável, pois as fórmulas propostas eram para aço carbono e aço de alta resistência, respectivamente. Em ambos os casos, as fórmulas demonstraram ser excessivamente conservadoras.

Com base nos resultados e nas fórmulas propostas por Gianini [13] e Pandey e Young [15], foram desenvolvidas duas novas fórmulas para o dimensionamento de ligações *bird beak* Diamond com β =1 em aço inoxidável. Essas novas propostas buscam preencher a lacuna existente na literatura em relação a esse tipo específico de ligação e material. Observa-se que os ajustes feitos apresentaram boa concordância com os resultados numéricos obtidos.

Sugestões para trabalhos futuros

Como sugestões para trabalhos futuros, é possível citar:

- Realizar um programa experimental em aço inoxidável, bem como expandir a análise paramétrica com uma gama maior de larguras e espessuras.
- Realizar uma análise paramétrica variando os parâmetros geométricos β e τ.
- Realizar estudos do efeito do dimensionamento para aço inoxidável expandindo o limite de deformação.
- Realizar ensaios experimentais considerando a ligação submetida a cargas de flexão, tração e compressão no banzo, com o montante sofrendo tração ou compressão.
- Explorar o efeito das ações dinâmicas e cíclicas no comportamento das ligações.
- Estudo do efeito das imperfeições geométricas iniciais em ligações tubulares, para uma grande variedade de ligações.

 Realização de ensaios experimentais em ligações *bird beak* com outras configurações entre banzo e montante (ligações K, X, KX, DT, DX, etc.), bem como seções diferenciadas, como as seções elípticas e ovais.

REFERÊNCIAS

[1] WARDENIER, J., PACKER, J.A., X.-L. ZHAO AND VAN DER VEGTE, G.J. (2010a) Hollow sections in Structural Applications, CIDECT.

[2] ISTOCK. Aeroporto Internazionale di Suvarnabhumi Bangkok Thailandia.
 Disponível em: ">https://www.istockphoto.com/it/foto/aeroporto-internazionale-di-suvarnabhumi-bangkok-thailandia-gm802742434-130185275>. Acesso em: 29 jan.
 2024.

[3] GIGANTES DO MUNDO. **Ponte em arco mais alta do mundo.** Disponível em: https://gigantesdomundo.blogspot.com/2012/04/ponte-em-arco-mais-alta-do-mundo.html>. Acesso em: 29 jan. 2024.

[4] AEASMS. Curso de dimensionamento de passarelas metálicas. Disponível
 em: https://aeasms.org.br/curso-dimensionamento-de-passarelas-metalicas/.
 Acesso em: 29 jan. 2024.

[5] TRIP ADVISOR. Estádio Mineirão – Belo Horizonte. Disponível em: <https://www.tripadvisor.com.br/Attraction_Review-g303374-d1550268-Reviews-Estadio_Mineirao-Belo_Horizonte_State_of_Minas_Gerais.html>. Acesso em: 29 jan. 2024.

[6] NOGUEIRA, M. M. Avaliação da resistência de ligações T entre perfis tubulares soldados em aço inoxidável com o banzo carregado axialmente. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2021.

[7] SILVA, R. S. da. Avaliação de ligações K e T entre perfis estruturais tubulares circulares. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2012.

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

[9] ABNT. Associação de Normas Técnicas Brasileiras. NBR 16239: Projeto de estrutura de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edificações com perfis tubulares. Rio de Janeiro, 2013.

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

[11] **CIDECT**. Passion for Hollow Sections. Disponível em: https://www.cidect.org/. Acesso em: 13 jul. 2023.

[12] ABAQUS, Inc. Theory Reference (version 6.14), 2014.

[13] GIANINI, I. F. Investigação experimental e numérica do comportamento estrutural das ligações-T bird beak diamond. 2021.129f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2021.

[14] ZHAO, X. L.; TONG, L. W. New Development in Steel Tubular Joints.
Advances In Structural Engineering, [S.L.], v. 14, n. 4, p. 699-715, ago. 2011. SAGE
Publications. http://dx.doi.org/10.1260/1369-4332.14.4.699

[15] PANDEY, M.; YOUNG, B. **Design of Cold-Formed High-Strength Steel Diamond Bird-Beak Tubular T-Joints and X-Joints.** Journal of Structural Engineering. 149. 2023.

[16] Arcelor Mittal Inox Brasil, **Aços Inoxidáveis: aplicações e especificações.** São Paulo: Arcelor Mittal Inox Brasil, 2008.

[17] 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.

[18] PANDEY, M.; YOUNG, B. Tests of Cold-Formed High Strength Steel TubularT-Joints. Thin-Walled Structures, v. 143, 2019. Elsevier BV.

[19] 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.

[20] TONG, L.; XU, G.; YAN, D.; ZHAO, X.L. Fatigue tests and design of Diamond *bird beak* SHS T-joints under axial loading in brace. Journal of Constructional Steel Research 118 (2016) 49–59.

[21] PEÑA, A.; CHACÓN, R. Structural analysis of diamond bird-beak joints subjected to compressive and tensile forces. Journal of Constructional Steel Research 98 (2014).

[22] HUANG, F.; CHENG, B.; DUAN, Y.; CHEN, M.T.; Tian, J. Stress concentrations and fatigue behavior of *bird beak* SHS overlap K-joints subjected to brace inplane force. Thin–Walled Structures 161 (2021). [23] CHEN, Y.; WANG, J. Numerical study and design equations of square and diamond *bird beak* SHS T-joints under axial compression. Thin-Walled Structures,
 [S.L.], v. 97, p. 215-224, dez. 2015. Elsevier Ltda.

[24] PANDEY, M.; YOUNG, B. S960 steel grade square bird beak T- and X-joints:
 Numerical investigation and design. Journal of Constructional Steel Research. 208.
 2023.

[25] TONG, L.; XU, G.; LIU, Y.; YAN, D.; ZHAO, X. L. Finite element analysis and formulae for stress concentration factors of diamond *bird beak* SHST-joints. Thin-Walled Structures. 86. 2015. p. 108–120.

[26] CHENG, B.; LI, C.; LOU, Y.; ZHAO, X. L. Parametric FE modeling to predict hot spot stress concentrations of *bird beak* SHS joints in offshore structures. Ocean Engineering 160. 2018. p. 54–67.

[27] HUANG, F.; CHENG, B.; LI, C.; ZHAO, X. L. Fatigue behavior of *bird beak* SHS
X-joints under cyclic brace axial forces. Journal of Constructional Steel Research.
169. 2020.

[28] DUAN, Y.; CHENG, B.; HUANG, F.; CHEN, M. T. Stress concentration factors of brace in-plane loaded *bird beak* SHS gap K-joints. Journal of Constructional Steel Research. 181. 2021.

[29] PANDEY, M.; YOUNG, B. Stress concentration factors of cold-formed high strength steel tubular T-joints. Thin-Walled Structures. 166. 2021.

[30] CHENG, B.; HUANG, F.; LI, C.; DUAN, Y.; ZHAO, X. L. Hot spot stress and fatigue behavior of *bird beak* SHS X-joints subjected to brace in-plane bending. Thin–Walled Structures. 150. 2020.

[31] SANTOS, T. H. S. Estudo de Ligações Tipo "T" Bird-Beak com Perfis
 Tubulares de Paredes Esbeltas. 2019. 83f. Dissertação (Mestrado Acadêmico).
 Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, 2019.

[32] PANDEY, M.; YOUNG, B. Modelling and design of cold-formed S960 steelbrace-rotated tubular T and X-joints. Journal of Constructional Steel Research 211(2023)

[33] CANELLAS, E. R.. Numerical analysis on stainless steel diamond bird-beak joints subjected to compressive and tensile forces. 2018.180f. Treball Final De Màster Enginyeria de Camins, Canals i Ports de Barcelona – DECA - Departament d'Enginyeria Civil i Ambiental, Universitat Politècnica de Catalunya - Barcelona Tech, Barcelona, 2018.

[34] 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.

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

[36] LU, L. H.; WINKEL, G. D. de; YU, Y. ; WARDENIER, J. **Deformation limit for the ultimate strength of hollow section joints.** Proceedings of the 6th International Symposium on Tubular Structures, Rotterdam, Balkema, p. 341-347, 1994.

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

[38] 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.

[39] TUPER. Tabela técnica de produtos: Edição 2014. Disponível em: https://www.tuper.com.br/wp-content/uploads/2014/05/tuper_tabela_tecnica.pdf>. Acesso em: 23 set. 2023.

[40] SARQUIS, F. R. Avaliação estrutural de cantoneiras em aço inoxidável austenítico submetido à compressão. 2019.198f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2019.

[41] PAULA SOBRINHO, K. F. Avaliação do efeito curling no comportamento de ligações aparafusadas de aços inoxidáveis submetidas ao corte. 2019.120f.
Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2019.

APÊNDICE A

Neste apêndice são apresentados os resultados da resistência das ligações estudadas na análise paramétrica. Esses resultados são comparados com as formulações de Gianini [13] e Pandey e Young [15] e com as fórmulas propostas neste trabalho, com variação de esbeltez igual a 9,40 $\leq 2\gamma \leq 30$, para as equações propostas.

Descreve-se aqui, as siglas utilizadas da Tabela 21 a Tabela 25: N_{NUM} é a resistência do modelo numérico no ponto da coroa; N_{GN} é resistência calculada por meio das equações propostas por Gianini [13]; N_{PY} é resistência calculada por meio das equações propostas por Pandey e Young [15]; N_{PR1} é a resistência calculada por meio das equação proposta 1 no presente trabalho, presente no índice 0; N_{PR2} é a resistência calculada por meio das equação proposta 2 no presente trabalho, presente no índice 0. Como apresentado anteriormente, a coroa apresenta menor rigidez, por este motivo, a favor da segurança, o deslocamento de 3% da coroa rege o dimensionamento.

Γ									
b ₀ =b ₁	$t_0 = t_1$	2γ	Classe	N _{NUM}	Modos de falha	N _{GN} [kN]	N _{PY}	N _{PR1}	N _{PR2}
[11111]	[11111]			ניואן	Iailia	נגואן	נגואן		נגואן
90	3,00	30,00	1	57,92	3% de B ₀	44,23	37,58	43,16	43,32
90	3,35	26,87	1	69,62	3% de B ₀	54,07	45,75	54,17	53,86
90	3,75	24,00	1	84,16	3% de B ₀	66,39	56,12	68,34	67,50
90	4,25	21,18	1	106,24	3% de B ₀	83,37	70,62	88,43	86,98
90	4,75	18,95	1	130,89	3% de B ₀	102,08	86,82	111,18	109,22
90	5,60	16,07	1	185,96	3% de B ₀	137,74	118,26	156,04	153,50
90	6,30	14,29	1	240,05	3% de B_0	170,67	147,84	198,87	196,23
120	4,25	28,24	1	106,26	3% de B ₀	87,81	74,40	86,94	86,77
120	4,75	25,26	1	129,71	3% de B ₀	107,51	90,89	109,31	108,26
120	5,60	21,43	1	173,18	3% de B ₀	145,06	122,83	153,42	150,95
120	6,30	19,05	1	222,50	3% de B ₀	179,74	152,83	195,52	192,07
120	7,10	16,90	1	282,64	3% de B_0	223,43	191,20	250,09	245,81
120	8,00	15,00	1	372,84	3% de B_0	277,64	239,56	319,75	315,05
120	9,00	13,33	1	474,47	3% de B ₀	344,01	299,75	407,51	403,12
120	9,50	12,63	1	534,71	3% de B ₀	379,59	332,39	455,50	451,64
120	10,00	12,00	1	591,48	3% de B ₀	416,73	366,72	506,24	503,17
120	10,60	11,32	1	672,69	3% de B ₀	463,35	410,17	570,77	569,05
150	5,30	28,30	1	155,02	3% de B_0	136,61	115,76	135,18	134,94
150	5,60	26,79	1	172,40	3% de B_0	151,01	127,77	151,41	150,50
150	6,30	23,81	1	215,25	3% de B_0	187,11	158,17	192,96	190,54
150	7,10	21,13	1	272,63	3% de B_0	232,59	197,01	246,82	242,77
150	8,00	18,75	1	345,61	3% de B_0	289,02	245,92	315,57	309,99
150	9,50	15,79	1	500,76	3% de B ₀	395,14	339,67	449,54	442,37
150	10,00	15,00	1	556,57	3% de B ₀	433,81	374,31	499,61	492,26
150	10,60	14,15	1	627,77	3% de B ₀	482,34	418,13	563,30	556,01
150	12,50	12,00	1	903,20	3% de B ₀	651,14	573,01	790,99	786,21
150	14,00	10,71	1	1142,11	3% de B ₀	800,30	712,59	998,88	999,01
150	15,00	10,00	1	1330,78	3% de B ₀	907,37	814,13	1151,35	1156,42
150	16,00	9,38	1	1565,17	3% de B ₀	1020,46	922,45	1314,98	1326,45
180	6,30	28,57	1	210,45	3% de B ₀	193,35	163,90	190,90	190,72
180	7,10	25,35	1	263,29	3% de B ₀	240,35	203,20	244,18	241,87
180	8,00	22,50	1	334,04	3% de B ₀	298,66	252,63	312,19	307,60
180	9,00	20,00	1	420,92	3% de B ₀	370,06	314,02	397,88	391,01
180	9,50	18,95	1	471,86	3% de B ₀	408,33	347,27	444,73	436,87
180	10,00	18,00	1	525,59	3% de B ₀	448,28	382,22	494,27	485,55
180	10,60	16,98	1	594,62	3% de B ₀	498,43	426,40	557,27	547,71
180	11,20	16,07	1	671,00	3% de B ₀	550,97	473,03	624,17	613,99
180	12,50	14,40	1	862,28	3% de B ₀	672,86	582,45	782,53	771,96
180	14,00	12,86	1	1090,70	3% de B ₀	827,00	722,97	988,19	979,05
180	15,00	12,00	1	1264,87	3% de B ₀	937,64	825,13	1139.03	1132,14

Tabela 21 – Resultados da análise paramétrica – Austenítico (Parte 1).

			1		1	r			
b ₀ =b ₁ [mm]	t ₀ =t ₁ [mm]	2γ	Classe	N _{NUM} [kN]	Modos de falha	N _{GN} [kN]	N _{PY} [kN]	N _{PR1} [kN]	N _{PR2} [kN]
200	7,10	28,17	1	253,51	3% de B ₀	244,95	207,54	242,66	242,14
200	8,00	25,00	1	319,57	3% de B_0	304,38	257,30	310,26	307,09
200	9,00	22,22	1	400,99	3% de B_0	377,15	319,09	395,41	389,44
200	9,50	21,05	1	448,34	3% de B ₀	416,14	352,53	441,97	434,70
200	10,00	20,00	1	498,58	3% de B_0	456,86	387,68	491,21	482,72
200	10,60	18,87	1	564,76	3% de B ₀	507,98	432,10	553,82	544,03
200	12,50	16,00	1	823,43	3% de B_0	685,75	588,92	777,68	765,06
200	14,00	14,29	1	1047,44	3% de B ₀	842,83	730,05	982,07	969,05
200	15,00	13,33	1	1220,11	3% de B ₀	955,59	832,63	1131,97	1119,79
200	16,00	12,50	1	1405,51	3% de B ₀	1074,70	941,99	1292,85	1282,50

Tabela 22 – Resultados da análise paramétrica – Austenítico.

Tabela 23 – Resultados da análise paramétrica – Ferrítico (Parte 1).

b₀=b₁ [mm]	t₀ =t₁ [mm]	2γ	Classe	N _{NUM} [kN]	Modos de falha	Ngn [kN]	Npy [kN]	N _{pr1} [kN]	N _{pr2} [kN]
90	3,00	30,00	1	66,77	3% de B ₀	44,51	37,81	50,82	50,69
90	3,35	26,87	1	80,24	3% de B ₀	54,41	46,04	62,89	62,27
90	3,75	24,00	1	97,82	3% de B ₀	66,81	56,47	78,18	77,08
90	4,25	21,18	1	122,22	3% de B ₀	83,90	71,06	99,54	97,97
90	4,75	18,95	1	145,96	3% de B ₀	102,72	87,36	123,38	121,51
90	5,60	16,07	1	205,48	3% de B ₀	138,60	119,00	169,52	167,71
90	6,30	14,29	1	257,20	3% de B ₀	171,74	148,76	212,79	211,65
120	4,25	28,24	1	120,60	3% de B ₀	88,36	74,87	101,57	100,86
120	4,75	25,26	1	148,73	3% de B ₀	108,18	91,46	125,89	124,32
120	5,60	21,43	1	197,12	3% de B ₀	145,97	123,60	172,97	170,23
120	6,30	19,05	1	249,62	3% de B ₀	180,87	153,79	217,12	213,82
120	7,10	16,90	1	308,40	3% de B ₀	224,83	192,39	273,46	270,07
120	8,00	15,00	1	394,60	3% de B ₀	279,38	241,06	344,29	341,62
120	9,00	13,33	1	491,05	3% de B ₀	346,17	301,62	432,17	431,50
120	9,50	12,63	1	546,95	3% de B ₀	381,96	334,47	479,70	480,56
120	10,00	12,00	1	599,71	3% de B ₀	419,34	369,02	529,62	532,39
120	10,60	11,32	1	674,94	3% de B ₀	466,25	412,74	592,66	598,24

r	1		1					1	
b₀=b₁ [mm]	t₀ =t₁ [mm]	2γ	Classe	N _{NUM} [kN]	Modos de falha	Ngn [kN]	Npy [kN]	N _{pr1} [kN]	N _{PR2} [kN]
150	5,30	28,30	1	175,59	3% de B ₀	137,46	116,49	157,98	156,91
150	5,60	26,79	1	196,02	3% de B ₀	151,95	128,57	175,69	173,95
150	6,30	23,81	1	245,08	3% de B ₀	188,28	159,16	220,53	217,38
150	7,10	21,13	1	312,42	3% de B ₀	234,05	198,25	277,76	273,36
150	8,00	18,75	1	386,52	3% de B ₀	290,83	247,46	349,71	344,49
150	9,50	15,79	1	543,29	3% de B ₀	397,62	341,79	487,25	482,40
150	10,00	15,00	1	596,80	3% de B ₀	436,53	376,66	537,96	533,79
150	10,60	14,15	1	668,75	3% de B ₀	485,36	420,75	601,99	599,06
150	12,50	12,00	1	916,35	3% de B ₀	655,22	576,59	827,53	831,86
150	14,00	10,71	1	1126,37	3% de B ₀	805,31	717,05	1029,85	1043,92
150	15,00	10,00	1	1289,84	3% de B ₀	913,05	819,23	1176,53	1199,27
150	16,00	9,38	1	1462,89	3% de B ₀	1026,85	928,23	1332,60	1365,87
180	6,30	28,57	1	236,05	3% de B ₀	194,56	164,93	223,37	221,99
180	7,10	25,35	1	296,90	3% de B ₀	241,85	204,47	281,33	277,86
180	8,00	22,50	1	380,06	3% de B ₀	300,53	254,21	354,20	348,76
180	9,00	20,00	1	478,52	3% de B ₀	372,38	315,99	444,61	437,62
180	9,50	18,95	1	535,02	3% de B ₀	410,88	349,44	493,51	486,06
180	10,00	18,00	1	589,23	3% de B_0	451,09	384,61	544,87	537,17
180	10,60	16,98	1	663,05	3% de B_0	501,56	429,07	609,72	602,07
180	11,20	16,07	1	737,17	3% de B_0	554,42	475,99	678,08	670,86
180	12,50	14,40	1	918,80	3% de B_0	677,08	586,10	838,16	833,32
180	14,00	12,86	1	1118,00	3% de B ₀	832,18	727,49	1043,08	1043,78
180	15,00	12,00	1	1267,79	3% de B_0	943,51	830,30	1191,64	1197,87
200	7,10	28,17	1	282,57	3% de B ₀	246,48	208,84	283,41	281,41
200	8,00	25,00	1	358,83	3% de B ₀	306,28	258,92	356,83	352,24
200	9,00	22,22	1	454,23	3% de B ₀	379,51	321,08	447,90	440,95
200	9,50	21,05	1	505,79	3% de B ₀	418,75	354,74	497,16	489,28
200	10,00	20,00	1	562,40	3% de B ₀	459,73	390,11	548,90	540,27
200	10,60	18,87	1	640,46	3% de B ₀	511,16	434,81	614,23	605,00
200	12,50	16,00	1	907,41	3% de B_0	690,04	592,61	844,36	835,51
200	14,00	14,29	1	1119,28	3% de B ₀	848,11	734,63	1050,80	1045,17
200	15,00	13,33	1	1280,78	3% de B ₀	961,58	837,84	1200,46	1198,62
200	16,00	12,50	1	1437,03	3% de B ₀	1081,43	947,89	1359,71	1363,07

Tabela 24 – Resultados da análise paramétrica – Ferrítico (Parte 2).

b ₀ =b ₁ [mm]	t ₀ =t ₁ [mm]	2γ	Classe	N _{NUM} [kN]	Modos de falha	Ngn [kN]	Npy [kN]	N _{pr1} [kN]	N _{pr2} [kN]
90	3,35	26,87	1	86,60	3% de B ₀	65,10	55,08	68,95	69,13
90	3,75	24,00	1	104,23	3% de B ₀	79,93	67,57	86,67	86,39
90	4,25	21,18	1	131,88	3% de B ₀	100,38	85,02	111,71	110,97
90	4,75	18,95	1	161,90	3% de B ₀	122,90	104,52	139,97	138,96
90	5,60	16,07	1	236,99	3% de B ₀	165,84	142,38	195,45	194,49
90	6,30	14,29	1	294,41	3% de B ₀	205,48	177,99	248,19	247,91
120	4,25	28,24	2	130,58	3% de B ₀	105,71	89,58	110,81	111,50
120	4,75	25,26	1	161,34	3% de B ₀	129,43	109,42	138,85	138,73
120	5,60	21,43	1	213,56	3% de B ₀	174,65	147,88	193,88	192,64
120	6,30	19,05	1	277,09	3% de B ₀	216,40	184,00	246,19	244,40
120	7,10	16,90	1	345,23	3% de B ₀	269,00	230,19	313,74	311,85
120	8,00	15,00	1	455,02	3% de B ₀	334,26	288,42	399,65	398,49
120	9,00	13,33	1	575,84	3% de B ₀	414,18	360,88	507,48	508,40
120	9,50	12,63	1	647,95	3% de B ₀	457,01	400,18	566,29	568,81
120	10,00	12,00	1	723,51	3% de B ₀	501,72	441,52	628,37	632,91
120	10,60	11,32	1	822,44	3% de B ₀	557,86	493,83	707,19	714,72
150	5,30	28,30	2	195,12	3% de B ₀	164,47	139,37	172,32	173,42
150	5,60	26,79	1	216,95	3% de B ₀	181,81	153,83	192,68	193,15
150	6,30	23,81	1	271,76	3% de B ₀	225,27	190,43	244,66	243,80
150	7,10	21,13	1	343,41	3% de B ₀	280,03	237,20	311,78	309,72
150	8,00	18,75	1	433,54	3% de B ₀	347,96	296,08	397,16	394,29
150	9,50	15,79	1	627,18	3% de B ₀	475,74	408,94	562,76	560,25
150	10,00	15,00	1	694,67	3% de B ₀	522,29	450,65	624,46	622,65
150	10,60	14,15	1	783,91	3% de B ₀	580,72	503,41	702,78	702,25
150	12,50	12,00	1	1128,84	3% de B ₀	783,95	689,87	981,83	988,92
150	14,00	10,71	1	1403,65	3% de B ₀	963,52	857,93	1235,52	1253,02
150	15,00	10,00	1	1627,89	3% de B ₀	1092,44	980,17	1421,07	1447,96
150	16,00	9,38	1	1855,61	3% de B_0	1228,59	1110,59	1619,78	1658,19
180	6,30	28,57	2	264,51	3% de B_0	232,79	197,33	243,42	245,15
180	7,10	25,35	1	330,86	3% de B_0	289,37	244,64	310,20	309,97
180	8,00	22,50	1	419,37	3% de B_0	359,57	304,15	395,14	393,04
180	9,00	20,00	1	526,99	3% de B_0	445,54	378,07	501,75	498,14
180	9,50	18,95	1	589,01	3% de B_0	491,61	418,10	559,90	555,82
180	10,00	18,00	1	654,19	3% de B_0	539,71	460,18	621,28	616,96
180	10,60	16,98	1	739,55	3% de B_0	600,09	513,37	699,21	694,93
180	11,20	16,07	1	830,02	3% de B_0	663,34	569,51	781,81	777,96
180	12,50	14,40	1	1069,20	3% de B ₀	810,10	701,25	976,83	975,43
180	14,00	12,86	1	1348,79	3% de B_0	995,67	870,42	1229,23	1233,60
180	15,00	12,00	1	1549,37	3% de B ₀	1128,88	993,42	1413,83	1424,04

Tabela 25 – Resultados da análise paramétrica – Lean Duplex (Parte 1).

b₀=b₁ [mm]	t ₀ =t ₁ [mm]	2γ	Classe	N _{NUM} [kN]	Modos de falha	Ngn [kN]	Npy [kN]	N _{pr1} [kN]	N _{pr2} [kN]
200	7,10	28,17	2	316,06	3% de B ₀	294,91	249,87	309,28	311,14
200	8,00	25,00	1	400,61	3% de B_0	366,46	309,78	393,98	393,42
200	9,00	22,22	1	499,45	3% de B ₀	454,07	384,17	500,27	497,45
200	9,50	21,05	1	558,23	3% de B ₀	501,02	424,43	558,25	554,52
200	10,00	20,00	1	628,92	3% de B ₀	550,05	466,75	619,45	614,99
200	10,60	18,87	1	701,84	3% de B_0	611,58	520,23	697,15	692,08
200	12,50	16,00	1	1012,52	3% de B ₀	825,61	709,04	973,95	969,27
200	14,00	14,29	1	1283,91	3% de B ₀	1014,73	878,95	1225,61	1224,22
200	15,00	13,33	1	1492,54	3% de B ₀	1150,49	1002,45	1409,67	1412,22
200	16,00	12,50	1	1717,25	3% de B ₀	1293,89	1134,12	1606,79	1614,82

Tabela 26 – Resultados da análise paramétrica – Lean Duplex (Parte 2).