



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

Iuri Fonseca Gianini

**Investigação experimental e numérica do comportamento estrutural
das ligações-T *bird beak diamond***

Rio de Janeiro
2021

Iuri Fonseca Gianini

**Investigação experimental e numérica do comportamento estrutural das
ligações-T *bird beak diamond***



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.

Orientador: Profa. Dra. Monique Cordeiro Rodrigues

Prof. Dr. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima

Rio de Janeiro

2021

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

G433 Gianini, Iuri Fonseca.
Investigação experimental e numérica do comportamento
estutural das ligações-T bird beak diamond / Iuri Fonseca
Gianini. – 2021.
129f.

Orientadores: Monique Cordeiro Rodrigues, Luciano
Rodrigues Ornelas de Lima.

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

1. Engenharia civil - Teses. 2. Análise estrutural (Engenharia)
- Teses. 3. Juntas (Engenharia) - Teses. 4. Engenharia de
estruturas - Teses. 5. Análise numérica - Teses. I. Rodrigues,
Monique Cordeiro. II. Lima, Luciano Rodrigues Ornelas de. III.
Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Faculdade de
Engenharia. IV. Título.

CDU 624.014

Bibliotecária: Júlia Vieira – CRB7/6022

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

Assinatura

Data

Iuri Fonseca Gianini

**Investigação experimental e numérica do comportamento estrutural das
ligações-T *bird beak diamond***

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: 04 de novembro de 2021.

Banca Examinadora:



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



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

Profa. Dra. Adenilcia Fernanda Grobério Calenzani
Universidade Federal do Espírito Santo – UFES



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

Rio de Janeiro

2021

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho aos meus Pais: Rosângela e Osvaldino; a minha mulher Geórgia; e aos meus irmãos: Ezequiel, Yasmin, Iago e Ysaque; agradecendo-os pelo apoio, carinho e dedicação.

AGRADECIMENTOS

A Deus por me guiar, proteger e auxiliar nos momentos de dúvidas e dificuldades ao longo da vida, dando-me saúde e sabedoria para superá-los.

Aos meus Pais, por terem me dado toda a base para que eu pudesse evoluir, não somente na área acadêmica, mas em toda a minha vida.

Ao meu irmão Ezequiel Gianini, por ter cumprido todas as missões enquanto eu estava ausente devido ao mestrado, e aos meus irmãos Iago Gianini e Ysaque Gianini pela ajuda na confecção dos protótipos.

A professora e orientadora Monique Rodrigues, pela dedicação, compreensão, empenho na revisão do trabalho e por toda a ajuda prestada.

Ao professor e orientador Luciano Lima, pela paciência e dedicação para a elaboração deste trabalho. Sempre se pôs disposto a ajudar, auxiliando-me a cada etapa deste projeto.

Aos amigos de mestrado, em especial, Daniel Coelho, pela ajuda em todos os aspectos, principalmente o psicológico; Alan Barile, por toda a dedicação em passar à frente seus conhecimentos nos momentos em que tive grandes dificuldades; Vinicius Baptista, pelos momentos de estudos e grande ajuda no laboratório; Juan por toda ajuda prestada, principalmente no Python; Mateus Nogueira, por elucidar dúvidas relacionadas a dissertação independente do dia ou horário; Tatiana Correia, por toda a ajuda prestada, principalmente com o MATLAB; Kelvin de Paula, Edison Ramalho, Gabriel Moreira, Fernando Sarquis, Flávio Lacerda, Ana Waldila e Keila Letícia, agradeço pela amizade e companheirismo nos estudos. Certamente, todos foram fundamentais para o desenvolvimento deste trabalho.

A Universidade do Estado do Rio de Janeiro (UERJ), em especial ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, pelo excelente programa de mestrado.

Dai-me, Senhor meu Deus, o que Vos resta;
Aquilo que ninguém Vos pede.
Não Vos peço o repouso nem a tranquilidade,
Nem da alma nem do corpo.
Não Vos peço a riqueza nem o êxito nem a saúde;
Tantos Vos pedem isso, meu Deus,
Que já não Vos deve sobrar para dar.
Dai-me, Senhor, o que Vos resta,
Dai-me aquilo que todos recusam.
Quero a insegurança e a inquietação,
Quero a luta e a tormenta.
Dai-me isso, meu Deus, definitivamente;
Dai-me a certeza de que essa
será a minha parte para sempre,
Porque nem sempre terei a coragem de Vo-la pedir.
Dai-me, Senhor, o que Vos resta,
Dai-me aquilo que os outros não querem;
Mas dai-me, também, a coragem
E a força e a fé.

(Esta oração foi encontrada por um General francês, no bolso de um paraquedista morto em ação. Passou a ser a oração oficial do paraquedista militar brasileiro, conforme Bol. Int. n° 7, de 17/01/1969, da Brigada Aero terrestre).

RESUMO

GIANINI, Iuri Fonseca. *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.

O uso de estruturas metálicas, por meio de elementos fabricados a partir de seções tubulares, têm sido amplamente empregado. Isto se deve ao fato das seções tubulares terem propriedades mais vantajosas, como por exemplo: redução de custo devido ao menor emprego de material por conta de maior resistência dos tubos quando comparados com seções convencionais, apelo estético, facilidade de montagem, eficiência em estruturas mistas, entre outros benefícios. Prescrições sobre o dimensionamento dessas ligações podem ser verificadas nas normas ABNT NBR 16239 e Eurocode 3, parte 1-8, além de outras normas internacionais. As ligações T *Bird Beak* (BB) são um tipo mais recente de ligações, inicialmente empregadas em treliças com seção tubular quadrada (SHS - *Square Hollow Section*) com um ou dois de seus elementos rotacionados em 45°. De acordo com a possibilidade de rotação ou não dos perfis que compõem as ligações, esse modelo possui quatro tipos diferentes de configurações. As ligações *Bird Beak* podem ser utilizadas para novos modelos arquitetônicos, que podem promover obras mais econômicas, ousadas e atraentes para seus usuários, sem que para isso, ocorra aumento de custos ou de peso do conjunto. Contudo, esses tipos de ligações são recentes, e necessitam de pesquisas com o intuito de obter um melhor entendimento do seu comportamento estrutural. Assim, um estudo experimental e numérico para as ligações-T tradicional e *BBD* (*Bird beak diamond*) foi realizado, comparando os resultados obtidos por meio do critério de deformação limite e com as fórmulas existentes na literatura técnica, onde se concluiu que os resultados comparados com a literatura não foram satisfatórios. Os modelos numéricos foram desenvolvidos por meio do programa de elementos finitos ABAQUS, onde as não linearidades físicas e geométricas foram inseridas aos modelos numéricos. Ao final da dissertação são propostas novas equações para o cálculo da resistência das ligações *BBD*, onde os resultados obtidos apresentam boa correlação com os modelos experimentais e numéricos desenvolvidos. A proposta é analisada por meio de um estudo de confiabilidade que confirma a eficácia das fórmulas.

Palavras-chave: Ligações T. Ligações tubulares. Ligações *bird beak Diamond*.
Análise numérica. Análise experimental.

ABSTRACT

GIANINI, Iuri Fonseca. *Experimental and numerical investigation of the structural behaviour of bird beak diamond T-joints*. 2021. 129f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2021.

The use of steel structures through hollow section elements has been widely used. This is because the hollow sections have more advantageous properties, such as cost reduction due to the material reduction due to the tubes' greater resistance when compared to conventional sections, aesthetic appeal, ease of assembly, and efficiency in composite structures, among other benefits. Prescriptions on the dimensioning of these connections can be verified in the ABNT NBR 16239 and Eurocode 3, part 1-8 standards, in addition to other international standards. T Bird Beak (BB) joints are a more recent type of connections, initially used in trusses with square hollow sections (SHS) with one or two of its elements rotated 45°. According to the possibility of rotation or not of the profiles that make up the connections, this model has four different types of configurations. Bird Beak joints can be used for new architectural models, which can promote bolder and more attractive works for their users without increasing the cost or weight of the set. However, these connections types are recent and need research to understand their structural behaviour better. Thus, an experimental and numerical study for the traditional and BBD (Bird beak diamond) T joints was carried out, comparing the obtained results through the deformation limit criterion and existing formulas from the technical literature. It was concluded that the results compared with the literature were not satisfactory. The numerical models were developed using the finite element program ABAQUS, where the physical and geometric nonlinearities were added to the models to obtain the overall behaviour compared with the experimental. In the end, new equations are proposed to calculate the strength of BBD joints, where the results obtained show a good correlation with the experimental and numerical models developed. The proposal is analyzed through a reliability study that confirms the effectiveness of the formulas.

Keywords: T-joints. Hollow sections joints. Bird beak diamond joints. Numerical analysis. Experimental analysis.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Estruturas usando perfis tubulares.....	22
Figura 2 – Perfil tubular sem costura [5].....	23
Figura 3 – Disposição da solda em tubos com costura [5].....	24
Figura 4 – Tipos de ligações tubulares (Adaptado de [7]).	25
Figura 5 – Aplicação da ligação <i>BBD</i> na ponte Takishita, Hokkaido, Japão [6].	26
Figura 6 – Tipos de ligações tubulares T <i>Bird Beak</i>	26
Figura 7 – Parâmetros das ligações tubulares tipo T tradicional [12].	30
Figura 8 – Modos de falha das ligações tipo X BBS no MEF [17].	32
Figura 9 – Modos de falha das ligações tipo X <i>BBD</i> no MEF [17].	33
Figura 10 – Modos de falha típicos dos ensaios: (a) nove protótipos; (b) ligações tradicionais com $\beta \leq 0,85$; (c) ligações tradicionais com $\beta = 1$; (d) ligações <i>BBS</i> ; (e) ligações <i>BBD</i> [18].	34
Figura 11 – Terminologia da ligação do tipo T tradicional e <i>Bird Beak Diamond</i> (<i>BBD</i>).	37
Figura 12 – Representação do cálculo da resistência pelo critério de deformação [23].	43
Figura 13 – Deslocamento relativo das faces do banzo (Adaptado de [19]).	43
Figura 14 – Modos de falhas para ligações <i>BBD</i> [11].	50
Figura 15 – Protótipos experimentais.	53
Figura 16 – Representação geométrica das ligações.	53
Figura 17 – Geometria do corpo de prova.	54
Figura 18 – Sistema de ensaio e aquisição de dados – Instron 3382.	55
Figura 19 – Gráfico dos ensaios de caracterização.	55
Figura 20 – Posicionamento das rosetas – Ligação tipo T <i>BBD</i>	57
Figura 21 – Posicionamento dos extensômetros – Ligação tipo T tradicional.	59
Figura 22 – Posicionamento dos LVDTs – Ligação tipo T <i>BBD</i>	60
Figura 23 – Posicionamento dos LVDTs – Ligação tipo T tradicional.	60
Figura 24 – Representação do posicionamento dos grampos de fixação nas ligações totalmente apoiadas.	61
Figura 25 – Representação do posicionamento da placa de nivelamento.	61
Figura 26 – Sistema de aplicação de carga e coleta de dados.	62

Figura 27 – Suporte das ligações <i>BBD</i>	63
Figura 28 – Protótipos não ensaiados.....	63
Figura 29 – Ensaio T1 -curvas carga <i>versus</i> deslocamento.....	65
Figura 30 – Ensaio D1 - Curvas carga <i>versus</i> deslocamento.....	65
Figura 31 – Ensaio D2 - Curvas carga <i>versus</i> deslocamento.....	66
Figura 32 – Curvas carga <i>versus</i> deslocamento.	67
Figura 33 – Deformação dos ensaios.....	67
Figura 34 – Equação para a determinação da tensão de von Mises.....	68
Figura 35 – T1 – Curva Carga <i>versus</i> Tensão de von Mises.	69
Figura 36 – D1 – Curva Carga <i>versus</i> Tensão de von Mises.....	70
Figura 37 – D2 – Curva Carga <i>versus</i> Tensão de von Mises.....	70
Figura 38 – Equações para a determinação do fator de intensidade de deformações.	71
Figura 39 – T1 – Gráfico do fator de intensidade de deformação para diferentes níveis de carga aplicada.....	72
Figura 40 – D1 – Gráfico do fator de intensidade de deformação para diferentes níveis de carga aplicada.....	73
Figura 41 – D2 – Gráfico do fator de intensidade de deformação para diferentes níveis de carga aplicada.....	73
Figura 42 – Modelos numéricos.	75
Figura 43 – Elementos finitos de primeira ordem (adaptado de [26]).....	76
Figura 44 – Condições de contorno do modelo numérico.	77
Figura 45 – Validação e estudo de malhas do modelo T1.	79
Figura 46 – Validação e estudo de malhas do modelo D1.	79
Figura 47 – Validação e estudo de malhas do modelo D2.	80
Figura 48 – Deformada final T1.....	84
Figura 49 – Deformada final D1.	85
Figura 50 – Deformada final D2.	85
Figura 51 – Tensões de von Mises do modelo T1.....	87
Figura 52 – Tensões de von Mises do modelo D1.	87
Figura 53 – Curvas carga <i>versus</i> deslocamento da coroa com β fixo e variação de 2γ - $b_0=90$ mm.	91
Figura 54 – Curvas carga <i>versus</i> deslocamento da coroa com β fixo e variação de 2γ - $b_0=150$ mm.	92

Figura 55– Curvas carga <i>versus</i> deslocamento da coroa com β fixo e variação de 2γ - $b_0=200$ mm.....	93
Figura 56 – Curvas carga <i>versus</i> deslocamento na coroa, com 2γ fixo e variação de β	94
Figura 57 – Curvas carga <i>versus</i> deslocamento, com β fixo e variação de t	95
Figura 58 – Curvas carga <i>versus</i> deslocamento, com β e t fixos e variação de 2γ . ..	97
Figura 59 – Variação de t com banzos de 90, 150 e 200 mm.	97
Figura 60 – Curvas variando simultaneamente β e 2γ	98
Figura 61 – Variação simultânea de β e 2γ	99
Figura 62 – Comparação da variação de β com esbeltez aproximada.....	101
Figura 63 – Relação entre a resistência da sela com a resistência da coroa.....	101
Figura 64 – Gráfico dos resultados numéricos <i>versus</i> fórmula de Chen et al. [11].	103
Figura 65 – Gráfico 3D da equação de Chen et al.[11].	104
Figura 66 – Comparação das resistências com o $\beta=0,80$ e variação de 2γ	105
Figura 67 – Relação do aumento de b_0 com o fator de majoração da resistência. .	106
Figura 68 – Gráfico dos resultados numéricos <i>versus</i> fórmula proposta.....	109
Figura 69 – Gráfico 3D da Equação (40) com um banzo de 90mm.	109

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Limites dos parâmetros geométricos, para ligações T, Y e X entre perfis RHS e SHS [7], [21] e [9].	38
Tabela 2 – Valores de $(b/t)_{lim}$ [22].	41
Tabela 3 – Limites de esbeltez para perfis tubulares sob compressão [7].	42
Tabela 4 – Definição dos modos de falha.	45
Tabela 5 – Fator de imperfeição α [7].	49
Tabela 6 – Descrição dos protótipos.	53
Tabela 7 – Propriedades mecânicas do perfil.	55
Tabela 8 – Comparação dos resultados experimentais e analíticos.	68
Tabela 9 – Valores de cargas para a plastificação no ponto.	71
Tabela 10 – Pontos utilizados da curva tensão <i>versus</i> deformação.	78
Tabela 11 – Estudo de refinamento da malha (T1).	81
Tabela 12 – Estudo de refinamento da malha (D1).	82
Tabela 13 – Estudo de refinamento da malha (D2).	83
Tabela 14 – Validação dos modelos numéricos com os modelos experimentais.	84
Tabela 15 – Resultados numéricos e teóricos da resistência das ligações.	86
Tabela 16 – Variação geométrica das ligações.	90
Tabela 17 – Influência da espessura do banzo no comportamento das ligações.	96
Tabela 18 – Resultados estatísticos.	102
Tabela 19 – Comparação estatística com os resultados numéricos com a equação existente.	103
Tabela 20 – Variação de resistência em função de b_0 e 2γ para $\beta=0,80$.	105
Tabela 21 – Resultados estatísticos das fórmulas propostas.	108
Tabela 22 – Parâmetros utilizados para o cálculo do Índice de confiabilidade alvo (β_0).	111
Tabela 23 – Resultados da análise paramétrica – $0,39 \leq \beta \leq 0,40$.	122
Tabela 24 – Resultados da análise paramétrica – $0,44 \leq \beta \leq 0,50$.	122
Tabela 25 – Resultados da análise paramétrica – $0,53 \leq \beta \leq 0,60$.	123
Tabela 26 – Resultados da análise paramétrica – $0,65 \leq \beta \leq 0,70$.	124
Tabela 27 – Resultados da análise paramétrica – $0,78 \leq \beta \leq 0,80$.	125

Tabela 28 – Resultados da análise paramétrica – $0,87 \leq \beta \leq 0,89$	126
Tabela 29 – Resultados da análise paramétrica – $0,93 \leq \beta \leq 0,95$	127
Tabela 30 – Resultados da análise paramétrica – $\beta = 1$	128
Tabela 31 – Resultados da análise paramétrica variando f_y	129

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ASTM	American Society for Testing and Materials
BBC	<i>Bird Beak Circular</i>
BBD	<i>Bird Beak Diamond</i>
BBR	<i>Bird Beak Rectangular</i>
BBS	<i>Bird Beak Square</i>
CIDECT	<i>Committee for International Development and Education on Construction of Tubular structures</i>
COPPE UFRJ	Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-Graduação e Pesquisa de Engenharia – Universidade Federal do Rio de Janeiro
CSN	Companhia Siderúrgica Nacional
CHS	<i>Circular Hollow Section</i> (Ligação tubular circular)
DIN	<i>German Institute for Standardization</i>
Eurocode	<i>European Committee for Standardization</i>
EC3	Eurocode 3 – European Committee for Standardization – Design of Steel Structures.
EN	<i>European Standard</i>
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
LEC	Laboratório de Engenharia Civil
LVDT	<i>Linear Variable Displacement Transducer</i> (Transdutores variáveis de deslocamento linear)
MEF	Método dos Elementos Finitos
NBR	Norma Técnica Brasileira

Pa	Pascal
SHS	<i>Square Hollow Section</i> (Ligação tubular quadrada)
SCF	<i>Stress Concentration Factor</i> (Fator de concentração de tensões)
SNCF	<i>Strain Concentration Factor</i> (Fator de concentração de deformação)
RHS	<i>Rectangular Hollow Section</i> (Ligação tubular retangular)
UERJ	Universidade do Estado do Rio de Janeiro
UFOP	Universidade Federal de Ouro Preto

LISTA DE SÍMBOLOS

A_{ef}	Área efetiva da seção transversal
A_g	Área bruta da seção transversal
A_w	Área efetiva da solda
b_0	Largura da seção transversal do banzo para perfil tubular retangular
b_1	Largura do montante
b_i	Largura da seção transversal de diagonais ou montantes ($i = 1, 2, 3$) para perfil tubular retangular
b_e	Largura efetiva igual a $0,89b_1$
b_{ef}	Largura efetiva do elemento comprimido
c	Distância entre elementos da seção transversal
C_a	Fator de correção para o cálculo da largura efetiva
C_p	Fator de correção
C_ϕ	Coeficiente de calibração
d	Diagonal da seção transversal para perfil tubular circular
d_0	Diagonal da seção transversal do banzo para perfil tubular circular
d_i	Diagonal da seção transversal de diagonais ou montantes ($i = 1, 2, 3$) para perfil tubular circular
E	Módulo de elasticidade ou módulo de Young
e	Base do logaritmo natural
f_u	Tensão última do aço
f_b	Tensão de escoamento do aço para ligação do tipo T com força de compressão no montante
F_m	Valor médio do fator calibração
f_y	Tensão de escoamento do aço
f_{y0}	Tensão de escoamento do aço do perfil do banzo
f_{k0}	Tensão de flambagem pelo Eurocode 3
f_w	Resistência mínima à tração do metal da solda
$F_{w,Rd}$	Força resistente de cálculo
h	Altura total do perfil
h_0	Altura da seção transversal do banzo para perfil tubular retangular

h_i	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 pelas normas Eurocode 3 parte 1-8 e NBR 16239
l_0	Comprimento do perfil do banzo
l_1	Comprimento do perfil do montante
m	Grau de liberdade, igual a $n-1$
M_i	Varição do tamanho da malha
M_{ip}	Momento resistente da ligação tradicional sob flexão no plano
M_{ipD}	Momento resistente da ligação BBD sob flexão no plano
M_{ips}	Momento resistente da ligação BBS sob flexão no plano
M_m	Valor médio do fator material
M_s	Momento de serviço limite
M_u	Momento de deformação limite
n	Número de ensaios experimentais ou modelos numéricos
N	Resistência da ligação do tipo T tradicional sob compressão axial, dada pelo CIDECT
N_2	Carga de iniciação da fissura
N_3	Carga quando a fissura atravessa a espessura do perfil
N_4	Carga por falha à fadiga
$N_{1,Rd}$	Resistência de cálculo da ligação
N_{BBD}	Resistência da ligação BBD
N_c	Resistência da coroa
N_d	Resistência da ligação BBD
N_{EC}	Carga calculada através da Eurocode 3, parte 1-8
N_{exp}	Carga experimental
N_{num}	Carga numérica
N_{NBR}	Carga calculada através da NBR 16239
N_s	Carga axial de serviço limite/Resistência da ligação BBS/Resistência da sela
N_u	Carga axial de deformação limite
P_m	Valor médio fator profissional
p_u	Resistência da ligação

Q	Fator de redução da capacidade plástica da seção
Q _a	Fator de redução para elementos AA
Q _f	Parâmetro que introduz o efeito de tensões axiais no banzo, utilizado pelas normas ISO 14346 e CIDECT
Q _s	Fator de redução para elementos AL
Q _u	Refere-se a função que fornece a influência dos parâmetros geométricos β e γ na ligação
S _i	Posição do extensômetro no ensaio experimental
t	Espessura
t ₀	Espessura da parede do banzo para perfil tubular retangular
t _w	Espessura da alma
V _f	Coeficiente de variação do fator fabricação
V _i	Posição do transdutor de deslocamento no ensaio experimental
V _M	Coeficiente de variação do fator material
V _p	Coeficiente de variação obtidos nos ensaios numéricos
V _Q	Coeficiente de variação do fator carga
w ₁	Tamanho da solda
W _{pl}	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 largura do banzo da ligação <i>Bird Beak Rectangular</i>
β_0	Índice de confiabilidade alvo
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
γ_{a1}	Coeficiente de ponderação da resistência, utilizado pela norma ABNTNBR 16239, igual a 1,10
γ_{M5}	Coeficiente de ponderação da resistência, utilizado pela norma Eurocode 3, parte 1-8, igual a 1,00

γ_n	Coeficiente de ajuste igual a 1,10
γ_{w2}	Coeficiente de ponderação das resistências
Δ	Deslocamento vertical da região da sela
δ	Deslocamento vertical da borda do banzo
ε	Parâmetro definido pela equação $\sqrt{235/f_y}$
$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$	Deformações principais
$\varepsilon_{0^\circ}, \varepsilon_{45^\circ}, \varepsilon_{90^\circ}$	Deformações principais
η	Relação da profundidade do montante com a altura do banzo
θ_i	Ângulo entre diagonais ou montantes e o banzo
k_c	Parâmetro definido pela equação $4/\sqrt{h/t_w}$, sendo $0,35 \leq k_c \leq 0,76$
K_t	Valor do fator de concentração de tensão
λ	Índice de esbeltez
$\bar{\lambda}$	Índice de esbeltez normalizado
λ_0	Índice de esbeltez reduzido
λ_p	Limite de esbeltez para ligações compactas
λ_r	Limite de esbeltez para ligações semicompactas
ν	Coeficiente de Poisson
σ	Tensão máxima na raiz
σ_1	Tensão principal na direção x
σ_2	Tensão principal na direção y
σ_n	Tensão nominal
σ_{VM}	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 <i>Bird Beak Diamond</i>
Ψ_D	Fator de correção para ligação <i>Bird Beak Diamond</i>
Ψ_s	Fator de correção para ligação <i>Bird Beak Square</i>

SUMÁRIO

INTRODUÇÃO	21
1 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	29
1.1 Generalidades.....	29
1.2 Estudos de ligações tipo T e X.....	30
2 DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÕES TUBULARES SOLDADAS.....	36
2.1 Generalidades.....	36
2.2 Parâmetros geométricos	36
2.3 Requisitos gerais	39
2.4 Esbeltez.....	40
2.5 Deformações limites	43
2.6 Dimensionamento das ligações tubulares.....	44
2.7 Formulações de ligações tipo T <i>BB</i>	49
3 ENSAIOS EXPERIMENTAIS	52
3.1 Generalidades.....	52
3.2 Descrição dos ensaios.....	52
3.3 Caracterização do material.....	54
3.4 Dimensionamento da solda.....	56
3.5 Instrumentação.....	57
3.6 Preparação e montagem dos ensaios	60
4 RESULTADOS EXPERIMENTAIS	64
4.1 Curvas carga <i>versus</i> deslocamento	64
4.2 Curvas carga <i>versus</i> tensão de von Mises	68
4.3 Evolução do fator de intensidade de deformações.....	71
5 MODELOS NUMÉRICOS	74
5.1 Introdução.....	74
5.2 Modelo numérico da ligação T Tradicional e <i>BBD</i>	75
5.3 Comparação dos modelos numéricos com os ensaios experimentais.....	84
5.4 Comparação dos resultados numéricos com formulações analíticas	86
5.5 Análise da distribuição de tensões de von Mises	86
6 ANÁLISE PARAMÉTRICA	89
6.1 Introdução.....	89

6.2 Geometria dos modelos numéricos	90
6.3 Resultados e avaliações dos modelos numéricos da análise paramétrica .	90
6.4 Verificação da equação existente na literatura.....	102
6.5 Propostas de Equações.....	104
6.5.1 Estudo de confiabilidade das equações	110
CONCLUSÕES	113
Introdução.....	113
Principais contribuições.....	113
Sugestões para trabalhos futuros	116
REFERÊNCIAS.....	117
APÊNDICE A	121

INTRODUÇÃO

O uso de estruturas metálicas, por meio de elementos estruturais fabricados a partir de seções tubulares, têm sido feito como opção econômica no projeto de estruturas. Pode-se citar alguns exemplos destas construções, sendo algumas delas apresentadas na Figura 1: treliças, pontes, edifícios de múltiplos andares, torres para turbinas eólicas, instalações *offshore*, galpões, passarelas, entre outros. Isto se deve ao fato das seções tubulares terem propriedades mais vantajosas, quando comparadas as seções abertas, como a relacionada à rigidez à torção e a alta relação resistência/peso quando comparada com as seções de aço convencionais (L, U, H, I, etc.). Conseqüentemente, a redução do custo associada ao menor emprego de material devido a maior resistência, permite seu uso em diversas aplicações, podendo destacar as estruturas *offshore*.

Outras propriedades podem ser citadas por representar vantagens estruturais dos perfis tubulares em relação a outras seções tais como: valores de raios de giração elevados devido a distribuição de massa estar afastada do centro de gravidade, fornecendo grande resistência à compressão aos tubos; eficiência quando empregados em vigas sob flexão oblíqua e ação do vento, devido a sua resistência em ambas as direções e seu menor coeficiente de arrasto, respectivamente; menores custos em relação à pintura da superfície, pelo fato da menor área superficial de pintura além de alta resistência ao fogo, pelo fato do calor atuar em apenas uma direção da espessura do perfil. Pelo ponto de vista arquitetônico, os perfis tubulares fornecem um apelo estético sofisticado, permitindo uma combinação de formas e arranjos.

O concreto armado tem sido um dos principais materiais utilizados na construção civil brasileira, devido a maior popularidade, pelo seu uso há mais tempo nas construções, pelo preço menor quando comparado inicialmente a estrutura metálica; e por empregar mão de obra menos qualificada para execução. Porém, pode-se apontar também algumas vantagens da construção metálica, como o material homogêneo e que pode ser totalmente reciclado, possibilidade de vencer maiores vãos, e maiores resistências para a mesma seção em concreto armado tornando as estruturas mais leves.

(a) Torre *Sky Tree*, Tóquio [1](b) Estação *King's Cross*, Londres [2](c) Parque Eólico *Offshore*, Alemanha [3]

(d) Ponte em arco, China [4]

Figura 1 – Estruturas usando perfis tubulares.

Segundo Araújo et. al. [5], os tubos tiveram origem na segunda revolução industrial, quando o desenvolvimento da siderurgia proporcionou uma nova concepção de mercado, com a transformação de lingotes de aço em tubos. O primeiro tubo sem costura foi criado pelos irmãos Rainhardt e Max em 1886 na cidade de Remscheid na Alemanha. Esse processo foi uma revolução para a indústria de tubos.

No Brasil, a indústria de siderurgia moderna surgiu em 1946 com a criação da Companhia Siderúrgica Nacional (CSN) em Volta Redonda, no Estado do Rio de Janeiro, onde, no início, a empresa teve grandes dificuldades de comercializar seus produtos, devido à pouca tradição do uso de estruturas metálicas no país.

A fabricação dos perfis tubulares pode ser realizada por diferentes processos, sendo os mais comuns, a produção sem e com costura. Os tubos sem costura são aqueles que não possuem emenda na sua composição final devido ao seu método

de fabricação que não utiliza cordões de solda conforme apresentado na Figura 2; geralmente esses perfis são empregados em sistemas de aquecimento ou arrefecimento, usinas nucleares, dutos para transporte de combustíveis, entre outras funcionalidades.



Figura 2 – Perfil tubular sem costura [5].

A fabricação dos tubos sem costura consiste na deformação a quente dos tarugos, e posterior laminação para alcançar as espessuras requeridas. Essa técnica permite a redução das tensões inerentes do processo de soldagem.

Os tubos com costura consistem de chapas mecanicamente conformadas, normalmente a frio, onde as arestas das mesmas são soldadas longitudinal ou helicoidalmente, para a obtenção do perfil, como mostra a Figura 3. No passado, o método de soldagem normalmente usado era o arco submerso. Hoje em dia, os processos mais modernos de fabricação de tubos com costura consideram o uso de indução por alta frequência conferindo aos tubos, baixos valores de tensões residuais. Isto porque não há adição de outro material como acontecia nos processos convencionais. Após o processo, obtém-se um perfil circular com costura, que posteriormente pode produzir outras formas de tubos por meio de sua laminação.



(a) Tubo com costura longitudinal

(b) Tubo com costura helicoidal

Figura 3 – Disposição da solda em tubos com costura [5].

Tipos de ligações tubulares

As ligações são elementos que podem representar relativo custo, considerando o valor total da estrutura metálica, principalmente considerando seu mal dimensionamento. Por isso, são necessários estudos que permitam a redução de material, considerando, sua resistência e rigidez. Além disso, a facilidade de montagem também deve ser considerada na escolha do modelo estrutural a ser empregado. Neste sentido, as ligações tubulares apresentam uma boa alternativa arquitetônica, com elevada resistência associada. Geralmente, essas ligações são consideradas na forma tradicional, onde o corte para montagem é mais simples, e já estão definidos nas normas existentes.

Na Figura 4 são apresentados alguns tipos de ligações, com formas e finalidades diferentes. Observa-se que a ligação T com perfis quadrados é o modelo mais simples de execução, por ser de fabricação rápida e econômica. Na Figura 5 é apresentada uma aplicação real da ligação *BBD*.

As ligações T *Bird Beak* (BB) são um tipo mais recente de ligações, inicialmente empregadas em treliças com seção tubular quadrada (SHS - *Square Hollow Section*) com um de seus elementos rotacionado. De acordo com a possibilidade de rotação ou não dos perfis que compõem as ligações, esse modelo possui quatro tipos diferentes de configuração: a *Bird Beak Diamond* (BBD), Figura 6(a), que é gerada pela rotação tanto do montante quanto do banzo em 45° em torno dos seus eixos longitudinais; a *Bird Beak Square* (BBS), Figura 6(b), gerada pela rotação apenas do banzo em 45° sobre seu eixo longitudinal; a *Bird Beak*

Rectangular (BBR), Figura 6 (c), que é gerada pela rotação apenas do montante em 45° em torno do seu eixo; a *Bird Beak Circular* (BBC), Figura 6(d), correspondente ao banzo SHS rotacionado 45° em torno do seu eixo, com um montante circular; e, por último, na Figura 6(e), a representação da ligação T tradicional. As ligações *Bird Beak* podem ser utilizadas para novos modelos arquitetônicos, proporcionando a execução de estruturas mais ousadas e atraentes esteticamente para seus usuários, sem que para isso, ocorra aumento de custos, ou de peso do conjunto.

Para as ligações soldadas em estruturas tubulares de aço sob cargas cíclicas, os materiais em torno da região da solda são mais propícios a danos à fadiga devido a concentração de tensões na região. O comportamento estrutural das ligações de seção tubular BB sob fadiga, é melhor do que das ligações T SHS tradicional, por causa da configuração única, que proporciona uma melhor distribuição das tensões no banzo [6].

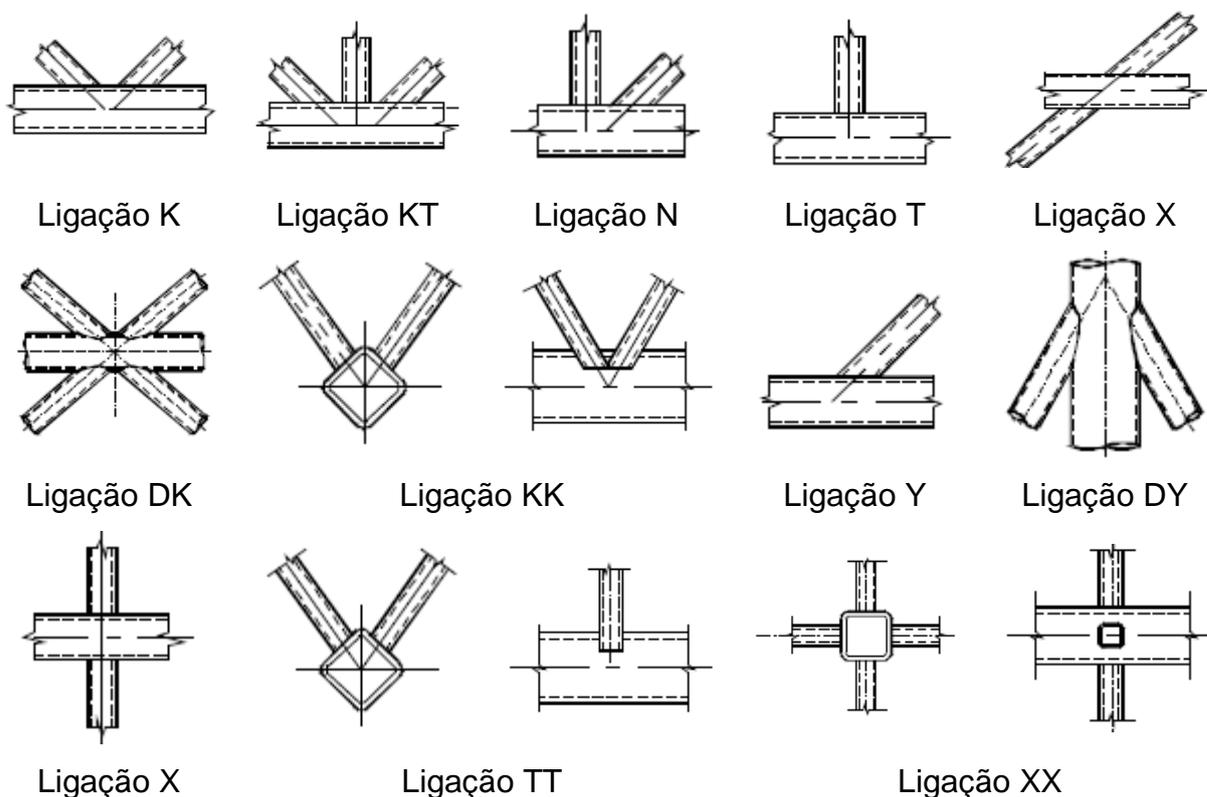


Figura 4 – Tipos de ligações tubulares (Adaptado de [7]).



Figura 5 – Aplicação da ligação *BBD* na ponte Takishita, Hokkaido, Japão [6].

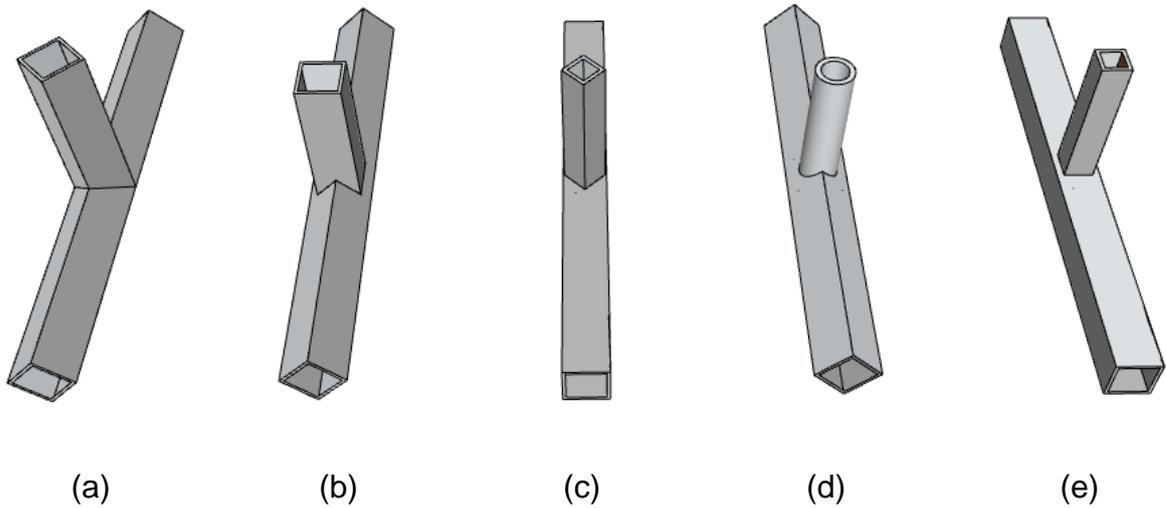


Figura 6 – Tipos de ligações tubulares T *Bird Beak*.

Owen et al. [8] estudaram a comparação de modelos com mesmas dimensões comparando a ligação T tradicional e *Bird Beak* (BB), em relação a rigidez e resistência, sendo possível observar melhores resultados para as ligações BB.

Motivação

As ligações tubulares T do tipo *Bird Beak* (BB) apresentam vantagens quando comparadas com as ligações T tradicionais. Porém, essas ligações não são consideradas nas normas vigentes. Por este motivo, seu estudo é fundamental para validar essas vantagens, e apresentar formulações pertinentes que façam com que o dimensionamento seja mais preciso. Esse estudo permitirá que se entenda melhor o comportamento dessas ligações proporcionando que se tenha estruturas com um consumo menor de material e a possibilidade de fundações mais leves, que resultarão em empreendimentos mais sustentáveis, do ponto de vista ambiental e econômico. Portanto, a motivação desse estudo foi contribuir para o entendimento das ligações tipo T *Bird Beak Diamond* (BBD), sujeitas aos efeitos de compressão no montante, observando as questões relacionadas à sua resistência.

Objetivos

Este trabalho tem como objetivo avaliar, por meio de ensaios experimentais e modelagem numérica, o comportamento das ligações tipo T *Bird Beak Diamond* (BBD) sob compressão axial no montante, do ponto de vista da carga última, dos modos de falhas, e dos parâmetros adimensionais que mais influenciam o comportamento da ligação. Com os resultados obtidos, será possível avaliar as formulações de dimensionamento teórico propostas na literatura por pesquisadores (tendo em vista que a norma ABNT NBR 16239 [9] e o Eurocode 3, parte 1-8 [7], não contemplam as ligações *BB*) e comparar esses resultados com as ligações T tradicionais.

Estrutura da dissertação

Neste capítulo foi apresentada uma introdução com algumas considerações para o entendimento das ligações tubulares, citando-se os tipos de ligações, bem como as vantagens arquitetônicas, estruturais e econômicas das ligações em análise. Também se aborda a motivação e os objetivos da presente dissertação.

No primeiro capítulo é apresentada de forma cronológica, a revisão bibliográfica sobre o assunto, com a finalidade de contextualizar os trabalhos técnicos nacionais e internacionais, que contribuem para um melhor entendimento e dimensionamento das ligações tubulares *BBD*.

No segundo capítulo são introduzidas as metodologias 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*.

No terceiro capítulo é exibido todo o roteiro detalhado para a execução dos ensaios experimentais desenvolvidos no Laboratório de Engenharia Civil da UERJ - LEC, onde são considerados os atributos dos ensaios, a metodologia empregada, a instrumentação, os insumos e os principais equipamentos utilizados.

No quarto capítulo são discutidos os resultados obtidos nos ensaios (terceiro capítulo) em termos de cargas máximas através de curvas carga *versus* deslocamento, carga *versus* deformação bem como modos de falha observados, sendo possível obter algumas conclusões dos referidos testes de laboratório.

No quinto capítulo é mostrado o desenvolvimento dos modelos numéricos utilizados na dissertação criados a partir do programa ABAQUS [10], com base nas premissas consideradas para a calibração com os ensaios experimentais.

O sexto capítulo apresenta a análise paramétrica desenvolvida com 279 modelos numéricos conforme as premissas mencionadas no capítulo cinco, com o propósito de obter um vasto número de ligações *BBD* com variados parâmetros geométricos considerados relevantes. Com a análise paramétrica foi possível observar o comportamento das ligações com a variação desses parâmetros, sendo propostas equações para o cálculo da resistência dessas ligações. Os resultados também foram comparados com as equações de Chen e Wang [11].

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

1 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

1.1 Generalidades

Um dos pontos de fragilidade encontrados nas estruturas estão relacionados as ligações, que podem sofrer deformações excessivas e provocar, em casos extremos, o colapso da estrutura. Neste sentido, o estudo das ligações mostra-se importante para que os projetos sejam cada vez mais seguros, e forneçam um dimensionamento mais econômico. Com o intuito de contribuir com o estudo da resistência de projeto, diversos pesquisadores vem estudando o comportamento das ligações tubulares.

As pesquisas desenvolvidas sobre ligações T *Bird Beak Diamond* (BBD) tem seus primeiros registros em 1990, mas as normas ainda não contemplam esse tipo de ligação. Neste capítulo, serão apresentados os principais estudos sobre ligações do tipo T e do tipo X para *Bird Beak Diamond* (BBD), de modo a entender o comportamento dessas ligações, quanto aos modos de falhas, fórmulas de dimensionamentos propostas, entre outras. Destaca-se que para esse entendimento, são considerados os parâmetros adimensionais que mais influenciam o comportamento estrutural desse tipo de ligação tais como: β (relação da largura do montante com a largura do banzo – b_1/b_0), 2γ (relação da largura do banzo pela sua espessura – b_0/t_0), τ (relação da espessura do montante com a espessura do banzo – t_1/t_0), e α (relação de duas vezes o comprimento do banzo com a sua largura – $2L_0/b_0$). Esses fatores são definidos a partir das dimensões geométricas da ligação, apresentadas na Figura 7.

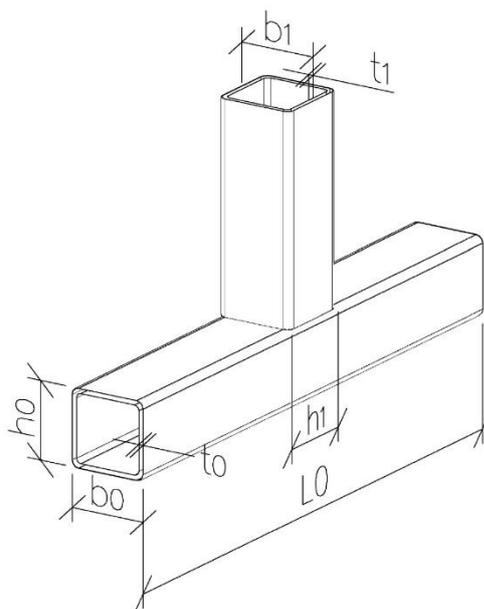


Figura 7 – Parâmetros das ligações tubulares tipo T tradicional [12].

1.2 Estudos de ligações tipo T e X

A ligação *Bird Beak* (BB) sob flexão no plano foi primeiramente investigada por Tetsuro e Kazuto [13]. Foi verificado que as cargas últimas das ligações do tipo T *Bird Beak Diamond* (BBD) eram maiores do que as ligações T tradicionais, e à medida que β diminuía, observou-se um aumento na capacidade resistente da ligação *BBD* em relação à capacidade da ligação tradicional.

Lu et al. [14] publicaram em 1994, um estudo sobre a deformação limite para a resistência última de ligações de seção tubular, e verificaram que a deformação limite de $3\%b_0$ ou $3\%d_0$, baseada na deformação local da face conectada do banzo, é uma escolha apropriada e consistente com relação às deformações que foram encontradas para as ligações onde a máxima carga era alcançada.

Os autores observaram ainda que para ligações com banzo circular (CHS), a relação de N_u/N_s (N_u é a carga axial na deformação limite e N_s é a carga axial de serviço limite) e M_u/M_s (M_u é o momento de deformação limite e M_s é o momento de serviço limite), é sempre menor do que 1,5, sendo então observado que a carga última é governante no dimensionamento.

Para ligações com banzo retangular com valores de β pequenos e 2γ elevados, a relação de N_u/N_s e M_u/M_s são, em alguns casos, maiores do que 1,5. Isso significa que a resistência de serviço será crítica. Lu et al. [14] indicaram que isto poderia ser evitado limitando o intervalo de validade das fórmulas de projeto.

Owen et al. [8] publicaram um estudo, onde foram realizadas análises numéricas em ligações tipo X *Bird Beak Diamond* (BBD) sob compressão no montante, com intuito de analisar a resistência última, comparando esses resultados as ligações tipo X tradicionais, e com ligações tipo X *Bird Beak Square* e ligações tipo T com os elementos circulares (CHS-CHS). Os autores analisaram parâmetros tais como β , 2γ , α , a tensão de escoamento (f_y) e condições de contorno nas extremidades do banzo. Foi verificado que restringindo as extremidades do banzo das ligações do tipo X *BBD*, aumenta-se tanto a capacidade resistente quanto a rigidez da ligação, porém quando o comprimento do banzo é aumentado, a capacidade resistente da ligação diminui. Fato contrário ocorre quando esse aumento ocorre apenas nas extremidades livres. Para $\alpha \geq 40$ ($\alpha=2L_0/b_0$), a capacidade resistente da ligação é constante e é independente da restrição do banzo. Para as extremidades restringidas, os autores ainda observaram que a ligação do tipo X *BBD* apresentou uma capacidade resistente mais alta do que as outras ligações estudadas. Para ligações com extremidades livres, a ligação do tipo X CHS-CHS teve capacidade levemente superior do que a BBD. Para ligações com $\alpha < 10$, Owen et al. [8] observaram a ocorrência do efeito de encurtamento dos cantos superior/inferior do banzo (*lozenging*) em toda a ligação, enquanto que para ligações com $\alpha > 10$, esse efeito só ocorre para comprimentos até um metro a partir do centro da ligação. Estas definições foram importantes para definir o comprimento do banzo nos ensaios experimentais desenvolvidos nesta dissertação, tendo sido limitado a um metro de comprimento.

Zhao e Tong [6] publicaram em 2011 um estudo sobre ligações do tipo T *Bird Beak* e concluíram que estas proporcionam algumas vantagens quando comparadas as ligações tradicionais, como por exemplo: maior rigidez; distribuição de carga mais uniforme dentro da ligação; menor chance de flambagem local do banzo; aumento no comprimento de solda; fator de concentração de tensões (SCF) muito menor.

O comportamento das ligações tipo X *Bird Beak Square SHS* (BBS) sob flexão no plano, foi estudado por Chen et al. [17] por meio de ensaios experimentais e modelos numéricos, onde observaram que a rigidez à flexão inicial e a carga última

de todos os protótipos sob flexão no plano, aumentaram significativamente com o aumento de β . Quanto à ductilidade, foi observado que a ligação *BBS* possui valores maiores que a ligação tradicional. Para a ligação *BBD* sob flexão no plano, os autores observaram que o montante falhou primeiro que o banzo, diferente do que ocorria com as ligações tradicionais.

O Eurocode 3 parte 1-8 [7] e o *International Institute of Welding* (IIW) [15] não possuem fórmulas para as ligações *BBS* e *BBD*. Christitsas et al.[16] formularam uma equação para *BBS* sob flexão no plano. Os estudos indicaram que as ligações tipo X *BBD* possuem maior capacidade de carga última que as ligações tipo X *BBS*. A diferença de cargas entre as ligações *Bird Beak* e tradicionais ficam mais evidentes com a redução de β .

Chen et al. [17] observaram que 70,37% das ligações do tipo X *BBD* falharam pela combinação da deformação côncava na área de compressão do banzo (CDCC – *Concave deformation in compressive area of chord*), da deformação convexa na área de tração do banzo (CDTC – *Convex deformation in tensile area of chord*) e da inclinação do montante (BI – *Brace inclination*). Já os outros 29,63% falharam devido à combinação de CDCC, CDTC, BI e a flambagem local do montante (LBB – *Brace local buckling*). A Figura 8 e a Figura 9 demonstram os modos de falha das ligações *BBS* e *BBD*. As cargas últimas das ligações tipo X *BBS* e *BBD* aumentaram com o aumento do parâmetro τ e diminuíram com o aumento de 2γ . Esse resultado pode ser atribuído à diminuição da rigidez à flexão, devido ao aumento da largura do banzo ou a diminuição da espessura da parede do banzo.

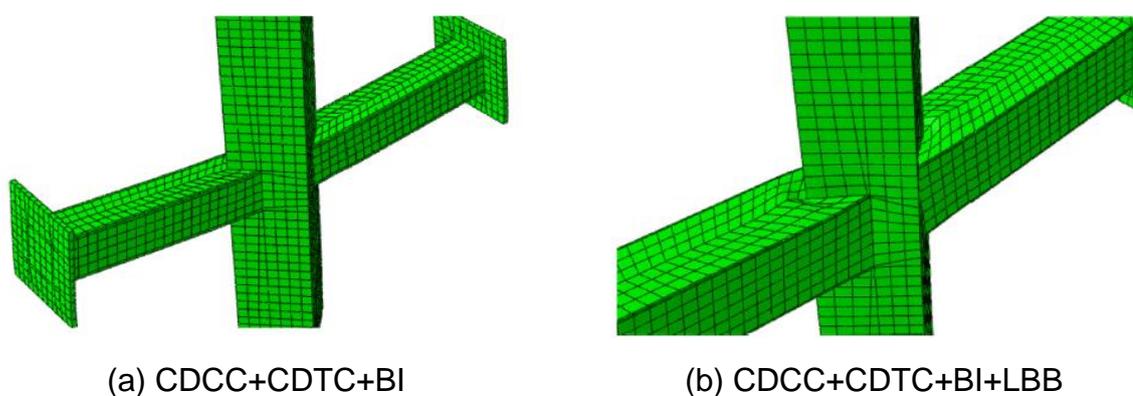


Figura 8 – Modos de falha das ligações tipo X *BBS* no MEF [17].

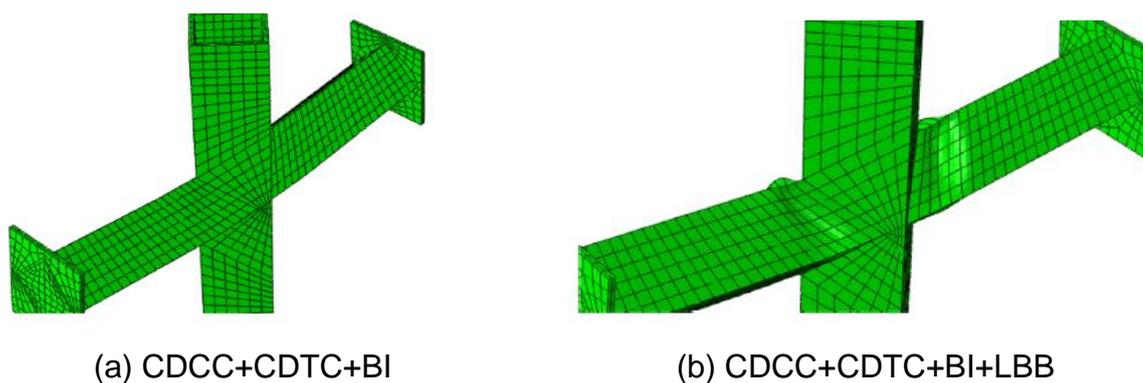


Figura 9 – Modos de falha das ligações tipo X BBD no MEF [17].

Chen e Wang [18] publicaram um artigo com ensaios realizados com ligações tipo T tradicional, *BBD* e *BBS*, sob compressão axial no montante, e concluíram que os modos de falhas das ligações do tipo T tradicional submetidas à compressão axial são na maioria, plastificação da face do banzo e falha na parede lateral do banzo. Os modos de falha das ligações do tipo T *BBS* submetidas a força axial de compressão foram a deformação côncava da face do banzo, bem como deformação convexa da lateral do banzo. Já para as ligações tipo T *BBD*, os modos de falha para o mesmo carregamento foram deformação côncava dos pontos do banzo, bem como deformação convexa da lateral do banzo. A Figura 10 demonstra os modos de falha típicos das ligações tradicionais, *BBS* e *BBD*.

Os autores concluíram também que a capacidade resistente de compressão axial máxima das ligações tipo T *BBS* e *BBD* são maiores do que das ligações tradicionais, e que existe um aumento da capacidade de carga da ligação do tipo T *BBD* em relação à *BBS*, à medida que β aumenta. Foi constatado ainda que a rigidez axial inicial aumenta e a rigidez axial pós-escoamento de todos os tipos de ligações diminuem a medida que β aumenta. Quanto à ductilidade, com o aumento de β , observa-se um aumento e uma redução de valores para as ligações do tipo T *BBS/BBD* e tradicionais, respectivamente.

Nos estudos de Chen e Wang [18] para $\beta = 0,53, 0,67$ e $0,8$, os valores de rigidez das três ligações igualam-se. Para $\beta = 0,53$, a rigidez e a carga última de compressão são a mesma para as ligações *BBD* e *BBS*.

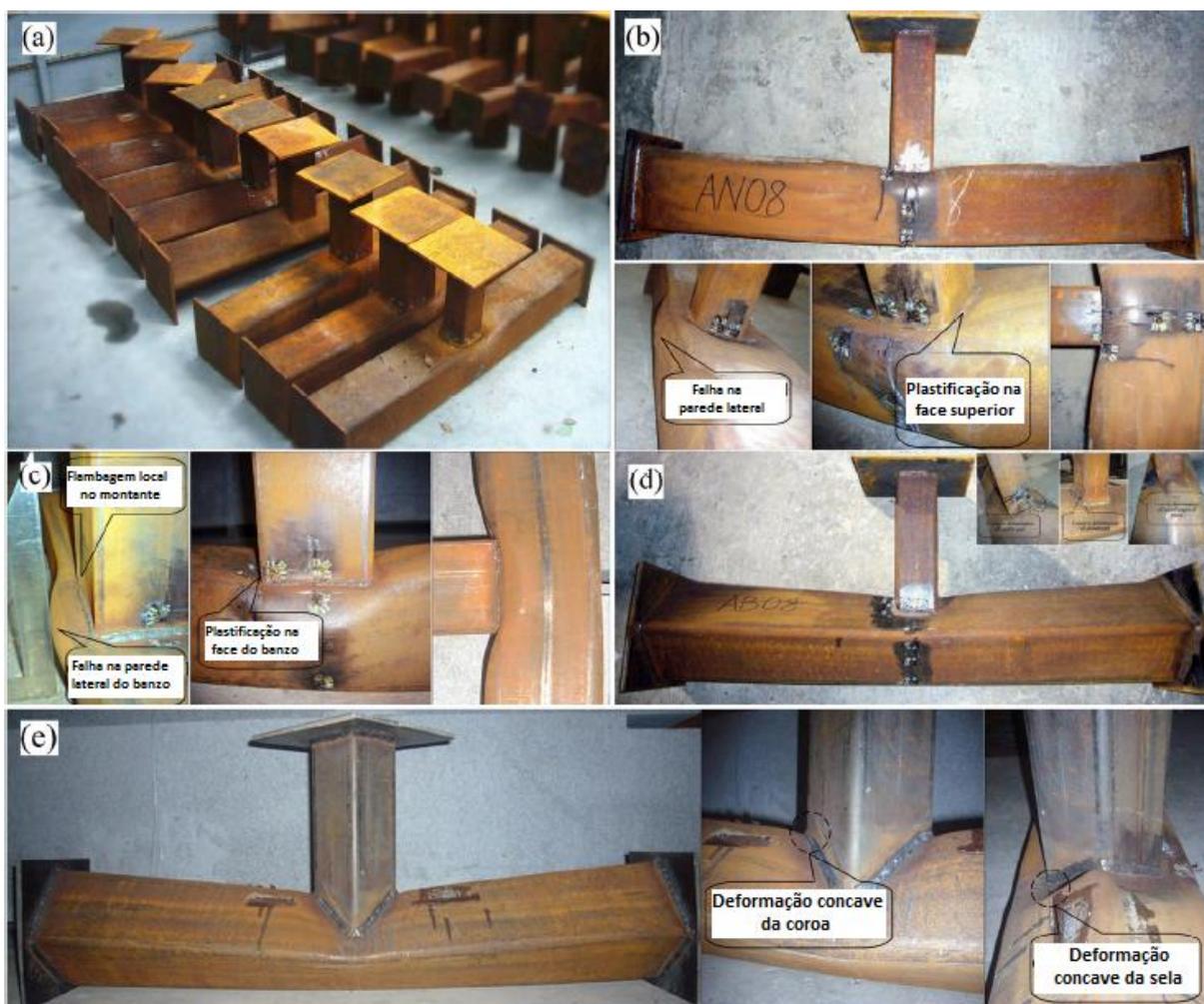


Figura 10 – Modos de falha típicos dos ensaios: (a) nove protótipos; (b) ligações tradicionais com $\beta \leq 0,85$; (c) ligações tradicionais com $\beta = 1$; (d) ligações BBS; (e) ligações BBD [18].

Santos [19] desenvolveu em sua dissertação de mestrado, um estudo numérico sobre as ligações do tipo T *Circular Bird Beak* (BBC), *Bird Beak Diamond* (BBD) e *Bird Beak Square* (BBS). Também comparou as ligações do tipo T BBC com as tradicionais. Foram utilizados perfis tubulares de paredes esbeltas, com carregamento axial de compressão no montante. Uma de suas conclusões foi que, as curvas carga *versus* deslocamento da maioria dos modelos não apresentaram pico, com exceção dos modelos BBS com 2γ igual a 70 e β maior que 0,60. Para todos os tipos de ligações estudadas, Santos [19] ainda observou que com o aumento de β , a capacidade de carga aumentou. Com relação ao parâmetro 2γ , ocorre o contrário, com seu aumento, há uma diminuição da capacidade de carga da ligação, para todos os modelos estudados. Entre os tipos de ligação, a *Bird Beak*

Diamond (BBD) foi a que apresentou as maiores cargas resistentes, exceto para as seções mais esbeltas do banzo ($2\gamma = 70$) e montantes com larguras próximas às do banzo (valores de β mais elevados), em que os modelos *Bird Beak Square (BBS)* apresentaram maiores resistências. Isso pode ser explicado pelo aumento da colaboração dos cantos laterais, reduzindo o efeito de punção no banzo nos modelos *BBS*. A comparação entre os modelos *BBC* e os modelos com ligação tipo T tradicional comprovaram que as ligações do tipo *Bird Beak* têm maiores capacidades resistentes do que as ligações tradicionais.

Bae et. al. [20] publicaram um estudo de ligações do tipo T com o montante rotacionado (*BBR*), e por meio de ensaios experimentais e análise numérica, concluíram que devido ao efeito de rotação do montante, os modos de falha das ligações mudaram do modo A para o modo B para um valor de $\beta=0,60$, sendo que para ligações tradicionais, essa mudança acontece com o valor de 0,85. A resistência última das ligações com o montante rotacionado aumentou entre 4 e 10% para o modo de falha A, e entre 17 e 24% para o modo de falha B em relação as ligações tradicionais.

2 DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÕES TUBULARES SOLDADAS

2.1 Generalidades

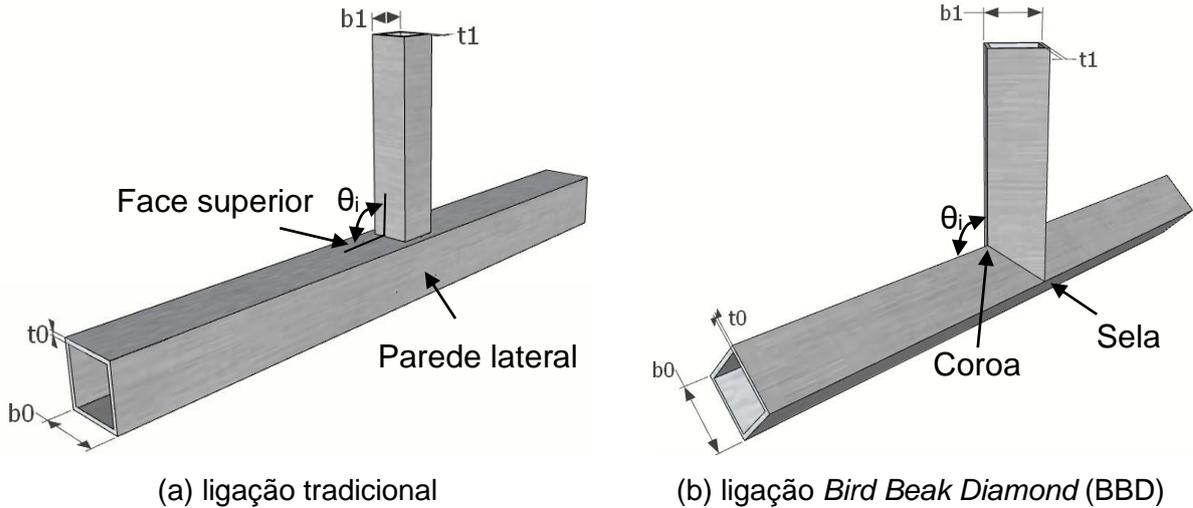
O dimensionamento das ligações tubulares, não se faz necessário apenas pelo fato da estrutura resistir aos esforços solicitantes, mas também, pela redução nos custos dos materiais utilizados na construção. Neste capítulo serão apresentadas as formulações da ABNT NBR 16239 [9] e do Eurocode 3, parte 1-8 [7], para o dimensionamento das ligações tubulares com perfis *SHS* (*Square Hollow Section* - quadrados).

2.2 Parâmetros geométricos

Para se descrever as terminologias usadas na geometria das ligações tubulares, são utilizados parâmetros oriundos da relação das dimensões geométricas das ligações, conforme apresentado na Figura 11. As medidas b e t representam a largura e a espessura dos perfis, respectivamente. 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.

Com a nomenclatura da geometria estabelecida, define-se os parâmetros geométricos, que auxiliam na definição do modo de falha e da resistência da ligação: o parâmetro β , que para a ligação com perfis SHS/RHS, é a relação entre a largura do montante (ou diagonal) com a largura do banzo, como descrito na Equação (1); o parâmetro η , que é a relação da profundidade do montante com a altura do banzo, sendo igual a β , para o caso de ligações entre perfis do tipo SHS.

$$\beta = \frac{b_1}{b_0} \quad (1)$$



(a) ligação tradicional

(b) ligação *Bird Beak Diamond* (BBD)**LEGENDA:**

b_0 = Largura da seção transversal do banzo

h_0 = Altura da seção transversal do banzo

t_0 = Espessura da parede do banzo

b_i = Largura da seção transversal de diagonais ou montantes ($i = 1, 2, 3$)

h_i = Altura da seção transversal de diagonais ou montantes ($i = 1, 2, 3$)

t_i = Espessura da parede de diagonais ou montantes ($i = 1, 2, 3$)

θ_i = Ângulo entre diagonais ou montantes e banzo ($i = 1, 2, 3$)

N_1 = Esforço normal

Figura 11 – Terminologia da ligação do tipo T tradicional e *Bird Beak Diamond* (BBD).

Outro parâmetro é representado por 2γ , que corresponde a esbeltez da parede do banzo, sendo a relação da largura do banzo com a sua espessura, definida pela Equação (2).

$$2\gamma = \frac{b_0}{t_0} \quad (2)$$

Um outro parâmetro ainda pode ser indicado, apesar de não estar descrito pelas normas, mas já incluído nos estudos sobre o assunto, que corresponde ao τ , calculado pela relação da espessura do montante com a espessura do banzo, descrito na Equação (3).

$$\tau = \frac{t_1}{t_0} \quad (3)$$

Os parâmetros geométricos devem respeitar alguns limites prescritos pelas normas apresentados na Tabela 1. Estes valores definem os limites de aplicação das equações de resistência da ligação.

Tabela 1 – Limites dos parâmetros geométricos, para ligações T, Y e X entre perfis RHS e SHS [7], [21] e [9].

Eurocode 3, parte 1-8 [7]		NBR 16239 [9]	
$0,25 \leq \beta = \frac{b_1}{b_0}$		$0,25 \leq \beta = \frac{b_1}{b_0}$	
$2\gamma = \frac{h_0}{t_0} \leq 35$ e classe 1 ou 2		$2\gamma = \frac{h_0}{t_0} \leq \begin{cases} 36 \\ 1,45\sqrt{E/f_y} \end{cases}$ e seção compacta	
$\frac{h_0}{t_0} \leq 35$ e classe 1 ou 2		$\frac{h_0}{t_0} \leq \begin{cases} 36 \\ 1,45\sqrt{E/f_y} \end{cases}$ e seção compacta	
$0,5 \leq \frac{h_0}{b_0} \leq 2,0$		$0,5 \leq \frac{h_0}{b_0} \leq 2,0$	
$0,5 \leq \frac{h_1}{b_1} \leq 2,0$		$0,5 \leq \frac{h_1}{b_1} \leq 2,0$	
<i>Membros à compressão (i = 1, 2, 3)</i>	<i>Membros à tração (i = 1, 2, 3)</i>	<i>Membros à compressão (i = 1, 2, 3)</i>	<i>Membros à tração (i = 1, 2, 3)</i>
$\frac{b_i}{t_i} \leq 35$ e classe 1 ou 2	$\frac{b_i}{t_i} \leq 35$	$\frac{b_i}{t_i} \leq \begin{cases} 36 \\ 1,45\sqrt{E/f_y} \end{cases}$ e seção compacta	$\frac{b_i}{t_i} \leq 35$
$\frac{h_i}{t_i} \leq 35$ e classe 1 ou 2	$\frac{h_i}{t_i} \leq 35$	$\frac{h_i}{t_i} \leq \begin{cases} 36 \\ 1,45\sqrt{E/f_y} \end{cases}$ e seção compacta	$\frac{h_i}{t_i} \leq 35$

2.3 Requisitos gerais

Para que os procedimentos de cálculo da ABNT NBR 16239 [9], apresentados nesta seção sejam válidos, devem ser obedecidos os 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 γ_n , 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 [7], 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° .

2.4 Esbeltez

No item 5.1.2.1 da ABNT NBR 8800 [22] são apresentados os critérios para a classificação das seções transversais dos elementos submetidos a compressão. Dependendo do valor do parâmetro de esbeltez λ em relação a λ_p e λ_r , as seções transversais são classificadas em:

- compactas: elementos comprimidos cuja $\lambda \leq \lambda_p$, e as mesas sejam ligadas ininterruptamente à(s) alma(s);
- semcompactas: elementos comprimidos com limite de relação $\lambda_p \leq \lambda \leq \lambda_r$ respeitada;
- esbeltas: elementos comprimidos cujo $\lambda \geq \lambda_r$.

No anexo F da ABNT NBR 8800 [22], são prescritos os limites de esbeltez para elementos sob compressão, de seções transversais, reproduzidas na Tabela 2.

Para valores de esbeltez acima dos valores limites da Tabela 2, ocorrerá flambagem local da peça, e o fator de redução da capacidade plástica da seção, deverá ser calculado de acordo com a Equação (4). Os parâmetros da formulação são analisados de acordo com a condição de contorno da placa analisada do elemento, sendo classificado em AA (apoio-apoio) e AL (apoio-livre). Para os elementos AA (Grupo 1 e 2), o fator Q_a é calculado pela Equação (5).

$$Q = Q_s \cdot Q_a \quad (4)$$

$$Q_a = \frac{A_{ef}}{A_g} \quad (5)$$

Onde:

A_g é a área bruta da seção transversal;

A_{ef} é a área efetiva da seção transversal, calculada pela Equação (6).

$$A_{ef} = A_g - \sum (b - b_{ef})t \quad (6)$$

Onde:

b é a largura do elemento comprimido;

t é a espessura do elemento comprimido;

b_{ef} é a largura efetiva do elemento comprimido AA, calculado pela Equação (7).

$$b_{ef} = 1,92t \sqrt{\frac{E}{\sigma}} \left[1 - \frac{c_a}{b/t} \sqrt{\frac{E}{\sigma}} \right] \leq b \quad (7)$$

Onde:

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

$\sigma = \chi f_y$ ou de forma mais simples e conservadora $\sigma = f_y$.

Tabela 2 – Valores de $(b/t)_{lim}$ [22].

elementos	Grupo	Direção dos elementos	Alguns exemplos com indicação de b e t	$(b/t)_{lim}$
AA	1	<ul style="list-style-type: none"> – Mesas ou almas de seções tubulares retangulares – Lamelas e chapas de diafragmas entre linhas de parafusos ou soldas 		$1,40 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$
	2	<ul style="list-style-type: none"> – Almas de seções I, H ou U – Mesas ou almas de seção-caixão – Todos os demais elementos que não integram o grupo 1 		$1,49 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$

No Eurocode 3, Parte 1-8 [7], o subitem 5.5, apresenta a classificação das seções transversais dos elementos submetidos a compressão. Dependendo do valor do parâmetro de esbeltez (c/t), as seções transversais são classificadas em:

- Classe 1 - são as seções transversais que podem formar uma rótula plástica com a capacidade de rotação requerida a partir da análise plástica sem redução da resistência.
- Classe 2 - são as seções transversais que podem desenvolver resistência ao momento plástico, mas tem capacidade de rotação limitada por causa da flambagem local.
- Classe 3 - são as seções transversais na qual a tensão na fibra mais externa comprimida do aço, assume uma distribuição elástica de tensões, pode alcançar a resistência ao escoamento, mas a flambagem local é responsável por impedir o desenvolvimento da resistência ao momento plástico.
- Classe 4 - são as seções transversais na qual a flambagem local ocorre antes da capacidade da tensão de escoamento em um ou mais partes da seção.

Para o caso em estudo (ligação do tipo T com perfil *SHS* sob compressão no montante), é empregada a Tabela 3, onde são observados os valores limites da esbeltez e suas respectivas classes.

Tabela 3 – Limites de esbeltez para perfis tubulares sob compressão [7].

Seção transversal	Classes	$(c/t)_{lim}$				
	1	$c/t \leq 33\varepsilon$				
	2	$c/t \leq 38\varepsilon$				
	3	$c/t \leq 42\varepsilon$				
	4	$c/t \geq 42\varepsilon$				
$\varepsilon = \sqrt{235/f_y}$	f_y (MPa)	235	275	355	420	460
	E	1,00	0,92	0,81	0,75	0,71

2.5 Deformações limites

Lu et.al. [14] apresentaram o critério de deformação limite, método muito utilizado pelos pesquisadores da área. O critério determina que a resistência última da ligação seja calculada por meio do pico do diagrama carga *versus* deslocamento, quando esse ocorre antes de uma deformação de $3\%b_0$ ou $3\%d_0$; caso aconteça depois do valor de $3\%b_0$, o valor da resistência será a carga referente aos 3% de deformação da largura do banzo, como pode ser esclarecido na Figura 12.

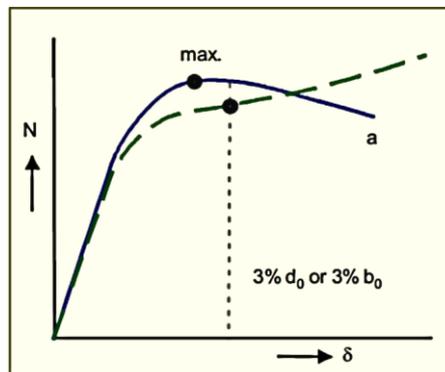
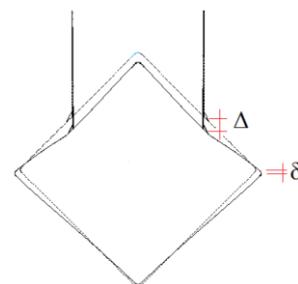


Figura 12 – Representação do cálculo da resistência pelo critério de deformação [23].

O critério de deformação limite descrito acima, foi definido para ligações tradicionais, conforme apresentado na Figura 13(a). Para ligações *BBD* foram adotados o deslocamento vertical no ponto de sela como Δ , e o deslocamento vertical no canto do banzo como δ , como demonstrado na Figura 13(b). Para o cálculo do valor do deslocamento relativo, basta apenas fazer a subtração de Δ por δ .



(a) Ligação do tipo T tradicional



(b) Ligação do tipo T *BBD*

Figura 13 – Deslocamento relativo das faces do banzo (Adaptado de [19]).

2.6 Dimensionamento das ligações tubulares

Para a determinação da resistência da ligação tubular do tipo T tradicional, a ABNT NBR 16239 [9] e o Eurocode 3, Parte 1-8 [7], não apresentam diferenças de cálculo em suas formulações. O fator que controla o dimensionamento são os modos de falha, que estão representados na Tabela 4, e a sua classificação está relacionada com o tipo de ligação, tipo de carregamento, e dos parâmetros geométricos.

Uma vez definido o modo de falha, são então aplicados os métodos de cálculo para a determinação da resistência. Para a ligação estudada, esses modos de falha são A e B. Para a ABNT NBR 16239 [9], o cálculo da resistência de ligações do tipo T para o modo de falha A, limitada por $\beta \leq 0,85$ é dada pela Equação (8). Vale salientar que, a metodologia descrita abaixo é apropriada exclusivamente a perfis laminados a quente ou tratados termicamente para alívio de tensões.

$$N_{1,Rd} = \frac{k_n f_{y0} t_0^2}{(1-\beta) \sin \theta_1} \left(\frac{2,2\eta}{\sin \theta_1} + 4,4\sqrt{1-\beta} \right) / \gamma_{a1} \quad (8)$$

Onde:

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

t_0 é a espessura do banzo;

θ_1 é o ângulo entre o montante e o banzo;

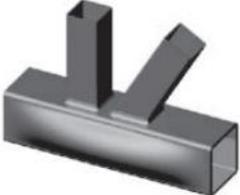
γ_{a1} é o coeficiente de ponderação, é igual a 1,1;

η é a relação da profundidade do montante com a altura do banzo (para perfis SHS o valor é igual a β);

f_{y0} é a resistência ao escoamento do banzo;

k_n é um fator que penaliza a resistência de acordo com o nível de tensão de compressão no banzo. Para o caso em análise, não foram consideradas cargas no banzo, logo k_n será igual a 1.

Tabela 4 – Definição dos modos de falha.

	<p>Modo A: Plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo, junto a diagonais ou montantes.</p>
	<p>Modo B: Plastificação, amassamento ou instabilidade da face lateral da seção transversal do banzo junto a diagonais ou montantes sob compressão.</p>
	<p>Modo C: Plastificação ou instabilidade por cisalhamento do banzo, junto a diagonais ou montantes.</p>
	<p>Modo D: Ruptura por punção da parede do banzo na área de contato com diagonais ou montantes.</p>
	<p>Modo E: Ruptura ou plastificação na região da solda ou flambagem localizada de diagonais ou montantes devido a distribuição não uniforme de tensão.</p>
	<p>Modo F: Flambagem localizada de diagonais ou montantes comprimidos ou do banzo, na região da ligação.</p>

O cálculo da resistência de ligações do tipo T tradicional para ABNT NBR 16239 [9] para o modo de falha B, referente as ligações com $\beta = 1$, é determinada por meio da Equação (9).

$$N_{1,Rd} = \frac{f_b t_0}{\text{sen}\theta_1} \left(\frac{2,2h_1}{\text{sen}\theta_1} + 1,1t_0 \right) / \gamma_{a1} \quad (9)$$

Onde:

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

t_0 é a espessura do banzo;

θ_1 é o ângulo entre o montante e o banzo;

γ_{a1} é o coeficiente de ponderação, é igual a 1,1;

h_1 é a profundidade do montante;

f_b para ligação do tipo T com força de compressão no montante (caso em análise), é igual a Equação (10).

$$f_b = \chi f_{y0} \quad (10)$$

O valor de χ , pela ABNT NBR 16239 [9] é o fator de redução associado à resistência à compressão, e pode ser obtido pela Equação (11), sendo λ_0 o índice de esbeltez reduzido, dado pela Equação (12).

$$\chi = \frac{1}{(1 + \lambda_0^{4,48})^{1/2,24}} \quad (11)$$

$$\lambda_0 = 3,46 \frac{\left(\frac{h_0}{t_0} - 2\right) \sqrt{\frac{1}{\text{sen}\theta_1}}}{\pi \sqrt{\frac{E}{f_{y0}}}} \quad (12)$$

Onde:

t_0 é a espessura do banzo;

h_0 é a altura do banzo;

θ_1 é o ângulo entre o montante e o banzo;

f_{y0} é a resistência ao escoamento do banzo;

E é o módulo de elasticidade.

Em relação a Equação (9), em comparação ao observado pelo Eurocode 3, Parte 1-8 [7], pode-se verificar que houve um erro de digitação na ABNT NBR 16239 [9], sendo então corrigida na Equação (13).

$$N_{1,Rd} = \frac{f_b t_0}{\text{sen}\theta_1} \left(\frac{2,2h_1}{\text{sen}\theta_1} + 11t_0 \right) / \gamma_{a1} \quad (13)$$

Pelo Eurocode 3, Parte 1-8 [7], o cálculo da resistência de ligações do tipo T para o modo de falha A, também limitado a $\beta \leq 0,85$, é determinado pela Equação (14). Vale salientar que a metodologia descrita abaixo é apropriada a perfis formados a frio ou a quente.

$$N_{1,Rd} = \frac{k_n f_{y0} t_0^2}{(1-\beta)\text{sen}\theta_1} \left(\frac{2\eta}{\text{sen}\theta_1} + 4\sqrt{1-\beta} \right) / \gamma_{M5} \quad (14)$$

Onde:

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

t_0 é a espessura do banzo;

θ_1 é o ângulo entre o montante e o banzo;

η é a relação da profundidade do montante com a altura do banzo (para perfis *SHS* o valor é igual a β);

f_{y0} é a resistência ao escoamento do banzo;

γ_{M5} é o fator de segurança parcial correlato a resistência de ligações tubulares, igual a 1;

k_n é um fator que penaliza a resistência de acordo com o nível de tensão de compressão no banzo. Para o caso em análise, não foram consideradas cargas no banzo, logo $k_n = 1$.

O cálculo da resistência de ligações do tipo T para o modo de falha B, com parâmetro $\beta=1$, para o Eurocode 3, Parte 1-8 [7], é obtido pela Equação (15).

$$N_{1,Rd} = \frac{k_n f_b t_0}{\text{sen}\theta_1} \left(\frac{2h_1}{\text{sen}\theta_1} + 10t_0 \right) / \gamma_{M5} \quad (15)$$

Onde:

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

t_0 é a espessura do banzo;

θ_1 é o ângulo entre o montante e o banzo;

h_1 é a profundidade do montante;

γ_{M5} é o fator de segurança parcial correlato a resistência de ligações tubulares, igual a 1;

k_n é um fator que penaliza a resistência de acordo com o nível de tensão de compressão no banzo. Para o caso em análise, não foram consideradas cargas no banzo, logo $k_n = 1$.

Para ligações do tipo T com carga de compressão, o fator f_b é calculado pela Equação (16). O fator de redução é calculado pela Equação (17), onde ϕ e $\bar{\lambda}$ são determinados pela Equação (18) e pela Equação (19), respectivamente.

$$f_b = \chi f_{y0} \quad (16)$$

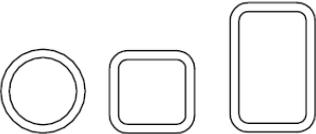
$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \text{ mas } \chi \leq 1 \quad (17)$$

$$\phi = 0,5[1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2] \quad (18)$$

$$\bar{\lambda} = 3,46 \frac{\left(\frac{h_0}{t_0} - 2\right) \sqrt{\frac{1}{\sin\theta_1}}}{\pi \sqrt{\frac{E}{f_{y0}}}} \quad (19)$$

A variável α da Equação (18) é o fator de imperfeição da peça, definido na Tabela 5, para seções tubulares.

Tabela 5 – Fator de imperfeição α [7].

Seções transversais	Limites	Flambagem em torno do eixo	Curva de flambagem		
			S 235 S 275 S 355 S 420	S 460	
	Laminado a quente	Qualquer	a	a_0	
	Formado a frio	Qualquer	c	c	
Curva de flambagem	a_0	a	b	c	d
Fator de imperfeição α	0,13	0,21	0,34	0,49	0,76

2.7 Formulações de ligações tipo T *BB*

Chen e Wang [11] desenvolveram expressões em seus estudos, com um limite de validade de $0,40 \leq \beta \leq 0,80$ e $16 \leq 2\gamma \leq 40$. Existe também a recomendação de $0,6 \leq \tau \leq 0,8$ para ligações tipo T *Bird Beak* SHS submetidas a compressão axial. A Equação (20) e a Equação (21) apresentam as formulações para a ligação tipo T BBS. Para ligações tipo T BBD, são utilizadas a Equação (22) e a Equação (23), onde N é a resistência da ligação do tipo T tradicional sob compressão axial dada pelo *Committee for International Development and Education on Construction of Tubular Structures* (CIDECT) [21], dada pela Equação (24).

$$N_s = \Psi_s \cdot N \quad (20)$$

$$\Psi_s = 1,736 \beta^2 \cdot \gamma^2 \cdot \tau^6 \cdot \frac{1-\beta}{k_n} \quad (21)$$

$$N_d = \Psi_d \cdot N \quad (22)$$

$$\Psi_d = 1,814 \cdot \beta^{\frac{1}{2}} \cdot \gamma^{\frac{1}{2}} \cdot \tau^{\frac{1}{6}} \cdot \frac{1-\beta}{k_n} \quad (23)$$

$$N = Q_f \cdot \frac{f_{y0} \cdot t_0^2}{\sin\theta} \left(\frac{2\beta}{(1-\beta)\sin\theta} + \frac{4}{\sqrt{1-\beta}} \right) / \gamma_{M5} \quad (24)$$

Onde:

Q_f é o parâmetro que introduz o efeito de tensões axiais no banzo, utilizado pelas normas ISO 14346 e CIDECT.

As ligações *Bird Beak Diamond* (BBD) ainda não são consideradas nas normas vigentes, mas alguns estudos já vem apresentando a classificação de acordo com o modo de falha. Chen e Wang [11], a partir das análises de elementos finitos, classificaram os modos de falha típicos das ligações *BBD*, destacando, principalmente, a flexão no montante (BB), a flambagem na extremidade do montante (BEB) associada a falha na face do banzo (CF), e falha na face do banzo (CF), conforme a Figura 14.

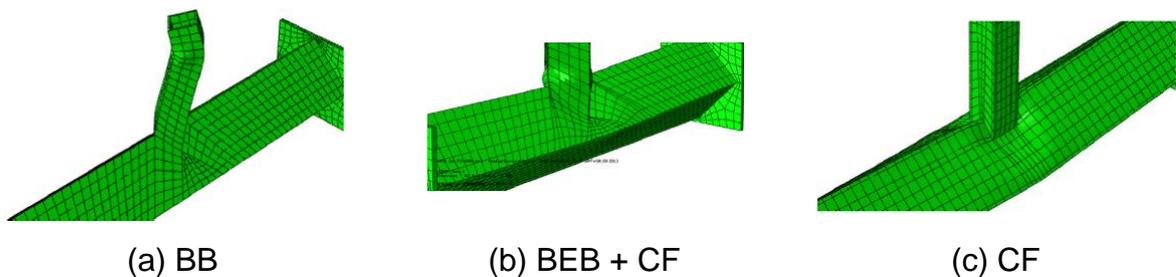


Figura 14 – Modos de falhas para ligações *BBD* [11].

Bae et al. [20] propuseram a Equação (25) e a Equação (26) para o cálculo da resistência teórica das ligações *BBR* para o modo de falha A ($0,38 \leq \beta' \leq 0,85$), e $\beta' = \beta\sqrt{2}$. Também foi proposta a Equação (27) para o cálculo da resistência teórica para o modo de falha B ($\beta' = 1$).

$$p_u = M_p \left[10 + \frac{4(1+\beta')}{(1-\beta')} \right] \quad (25)$$

$$M_p = t_0^2 f_{y0} / 4 \quad (26)$$

$$p_u = 2t_0 b_e f_{k0} \quad (27)$$

Onde:

β' é a relação da diagonal da largura do montante com a largura do banzo da ligação *Bird Beak Rectangular* (BBR);

p_u é a resistência da ligação;

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

f_{k0} é a tensão de flambagem pelo Eurocode 3;

$b_e = 0,89b_1$ (é a largura efetiva);

t_0 é a espessura do banzo.

Santos [19] em sua pesquisa sobre ligações T, também propôs um fator de correção para as ligações T BBD com um limite de validade de $0,4 \leq \beta \leq 0,8$ e $50 \leq 2\gamma \leq 70$, descrito na Equação (28) e na Equação (29), onde N é a resistência da ligação do tipo T tradicional sob compressão axial dada pelo *Committee for International Development and Education on Construction of Tubular Structures* (CIDECT) [21], dada pela Equação (30).

$$N_d = \Psi_{BBD} \cdot N \quad (28)$$

$$\Psi_{BBD} = -0,5654\gamma^\beta + 14,318 \quad (29)$$

$$N = Q_f \cdot \frac{f_{y0} \cdot t_0^2}{\sin\theta} \left(\frac{2\beta}{(1-\beta)\sin\theta} + \frac{4}{\sqrt{1-\beta}} \right) / \gamma_{M5} \quad (30)$$

3 ENSAIOS EXPERIMENTAIS

3.1 Generalidades

O presente capítulo tem o objetivo de descrever o planejamento e execução dos ensaios experimentais, que foram realizados no Laboratório de Engenharia Civil (LEC) da UERJ. Os ensaios tiveram como propósito investigar o desempenho de ligações do tipo T tradicional e *Bird Beak Diamond* (BBD) com perfis SHS. Esses resultados foram utilizados como base para a modelagem numérica que será apresentada posteriormente nessa dissertação. Foram realizados três ensaios, com montante submetido à força axial de compressão, variando o tipo de perfil e o parâmetro geométrico β . Buscou-se estudar e entender melhor o comportamento dessas ligações.

3.2 Descrição dos ensaios

Os três protótipos ensaiados, sendo um de ligação do tipo T tradicional e dois de ligação do tipo T *BBD*, nomeados T1, D1 e D2, são mostrados na Figura 15. Os protótipos foram nomeados de acordo com o tipo de ligação, e com a ordem na qual foram ensaiados, sendo a primeira letra o tipo de ligação (T – tradicional / D – *Diamond*), e segundo, o número, na ordem na qual foi ensaiado, conforme pode ser observado na Tabela 6, onde também estão descritas as dimensões dos protótipos.

Vale destacar, que foram utilizados montantes com a mesma espessura do banzo, de forma que a falha não ocorresse no montante; onde de acordo com Chen et al. [11] para ligações com valores de $\tau \leq 0,6$ a falha deveria ocorrer predominantemente no montante. Para melhor compreensão, a representação das ligações está ilustrada na Figura 16.

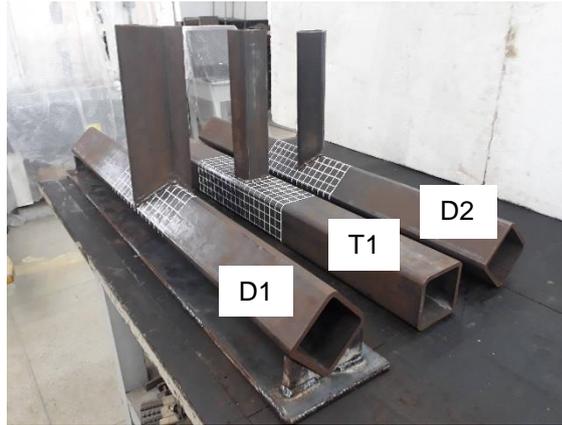
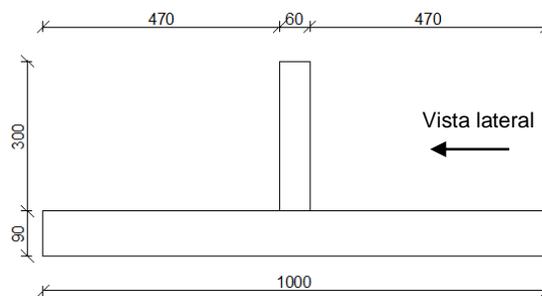


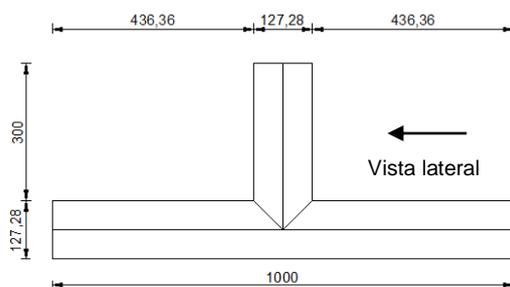
Figura 15 – Protótipos experimentais.

Tabela 6 – Descrição dos protótipos.

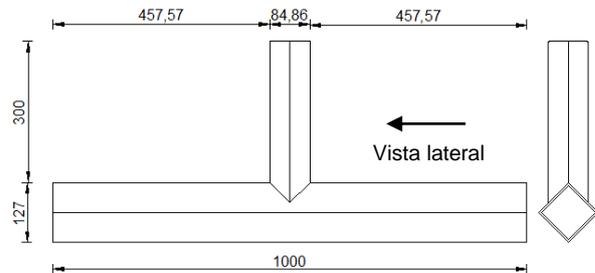
Protótipo	Dimensões nominais (mm)		Dimensões reais (mm)				β
	Banzo	Montante	$b_0 = h_0$	t_0	$b_1 = h_1$	t_1	
T1	90x90x6,35	60x60x6,35	89,8	6,83	60,0	6,67	0,67
D1	90x90x6,35	90x90x6,35	89,8	6,83	89,8	6,83	1,00
D2	90x90x6,35	60x60x6,35	89,8	6,83	60,0	6,67	0,67



(a) Protótipo T1



(b) Protótipo D1



(c) Protótipo D2

Figura 16 – Representação geométrica das ligações.

3.3 Caracterização do material

Os perfis utilizados nas ligações são do tipo com costura (posicionada na parede lateral para a ligação T1, e na face inferior nas ligações BBD) e formados a frio ASTM A36 e foram fabricados pela empresa Tuper® [24] com o processo de soldagem de indução por alta frequência. Foi realizado 1 (um) ensaio de tração para a caracterização do material, para confirmar suas propriedades mecânicas. Para realização do ensaio, o corpo de prova foi modelado conforme recomendações da ABNT NBR 6892[25], e a sua geometria pode ser observada na Figura 17.

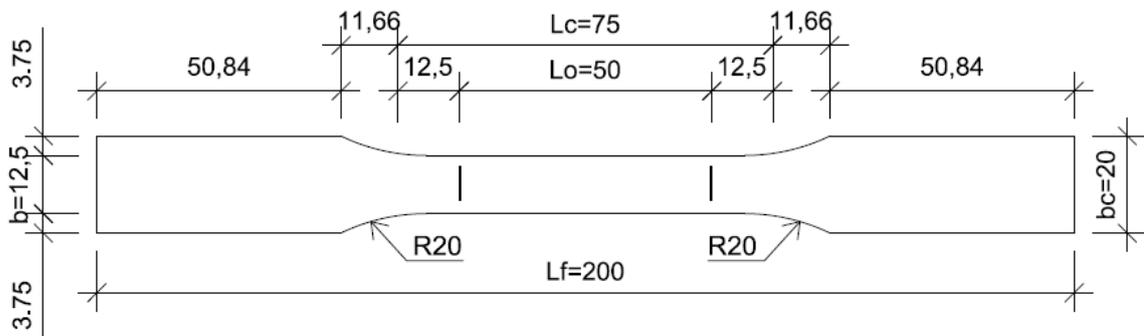


Figura 17 – Geometria do corpo de prova.

O ensaio de tração utilizado para a caracterização dos materiais foi realizado com a máquina *Instron* modelo 3382, onde a velocidade de aplicação da carga é controlada pelo sistema, por meio do sistema programado da própria máquina, para gravar automaticamente os valores de força aplicada e deformação do corpo de prova. A deformação é calculada por meio do deslocamento das duas mesas da máquina e da distância inicial entre as duas mesas, esse último dado inserido manualmente pelo usuário antes do início da aplicação de força. O *Bluehill* foi o programa utilizado para aquisição de dados, conforme Figura 18.

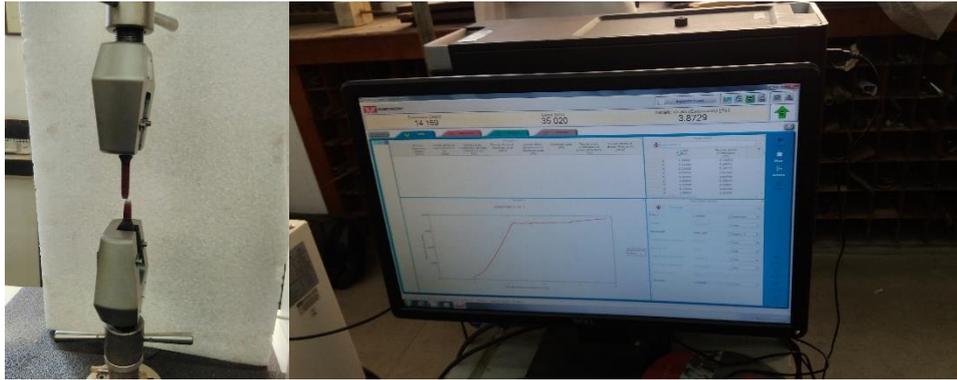


Figura 18 – Sistema de ensaio e aquisição de dados – Instron 3382.

A partir dos resultados dos ensaios de caracterização, foi possível definir as propriedades mecânicas dos materiais que podem ser observadas na Figura 19 e na Tabela 7. Trata-se de aço 1020 com tratamentos específicos para atender às características de um aço A36, o que justifica a ausência do patamar de escoamento bem definido. O esquema utilizado para a aquisição da tensão de escoamento do perfil, foi feita por meio do gráfico, empregando o recurso de offset de 0,2% da linha de tendência da região elástica da curva experimental.

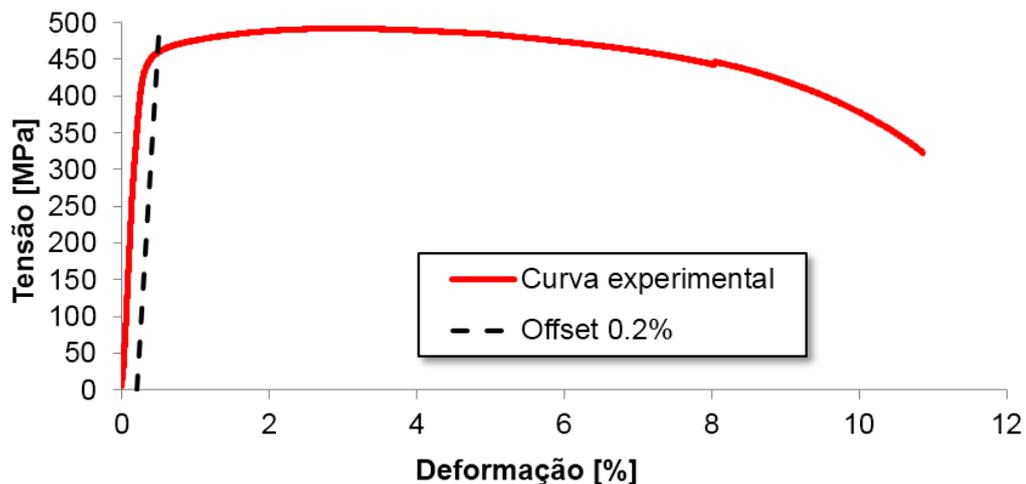


Figura 19 – Gráfico dos ensaios de caracterização.

Tabela 7 – Propriedades mecânicas do perfil.

Perfil	Propriedades	f_y (MPa)	f_u (MPa)	E (GPa)	ϵ_y (%)
90x90x6,35	Nominal	250	400-500	200	0,12

	Real	459	492	185	0,50
--	------	-----	-----	-----	------

3.4 Dimensionamento da solda

Para a ligação dos elementos tubulares, empregou-se a solda do tipo filete. A área efetiva de solda de filete deve ser dimensionada para resistir ao cisalhamento resultante de cálculo na ligação, obtida pela Equação (31). Seguindo a formulação, o valor adotado para a perna de solda dos ensaios experimentais foi de 5,5 mm. O método de soldagem empregado no ensaio experimental, foi o de arco elétrico com eletrodo revestido (*Shield Metal Arc Welding* - SMAW), sendo o eletrodo utilizado o AWS E6010 com uma resistência a tração de 415 MPa, que segundo a ABNT NBR 8800 [22] é o mais indicado para o metal base e soldagem de tubos.

A qualidade da solda foi garantida através de algumas etapas de controle, como por exemplo: atributos dos materiais e equipamentos, obtidos por meio de certificados de qualidade; propriedades geométricas respeitadas, obtidas através do dimensionamento da ABNT NBR 8800 [22] calculada pela equação (31); e habilidade do soldador comprovada através de certificações e experiência. Também foi realizada uma análise pós soldagem, onde verificou-se que não houve insuficiência nem excesso de material da solda.

$$F_{w,Rd} = 0,60 A_w f_w / \gamma_{w2} \quad (31)$$

Onde:

$F_{w,Rd}$ é a força resistente de cálculo;

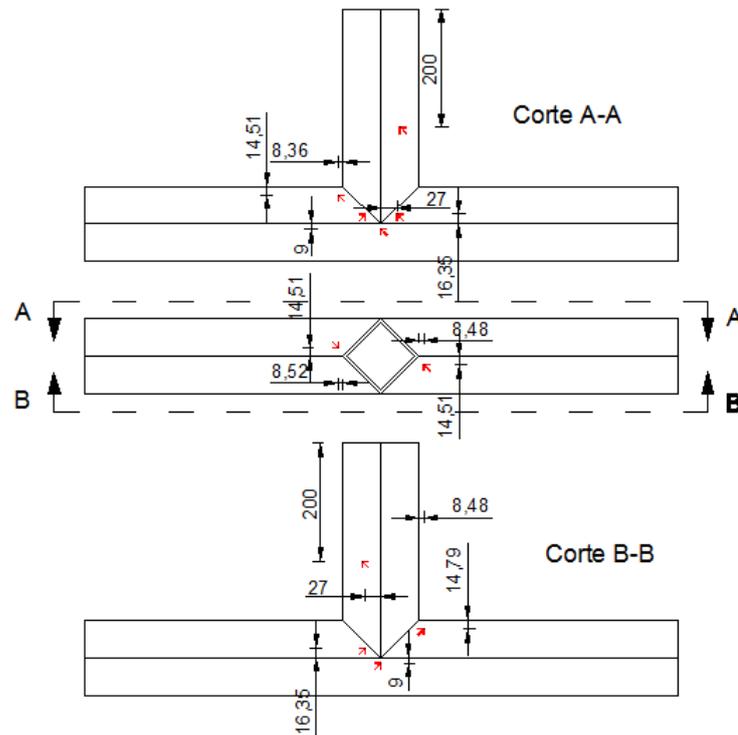
A_w é a área efetiva da solda;

f_w é a resistência mínima à tração do metal da solda;

γ_{w2} o coeficiente é de ponderação de resistência para ruptura, igual a 1,35.

3.5 Instrumentação

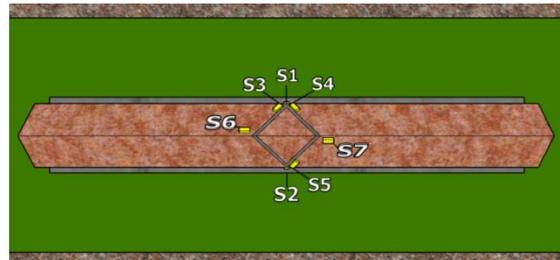
Para as ligações *Bird Beak Diamond* (BBD) foram consideradas duas instrumentações dos protótipos, para medição de deformações e deslocamentos. Em relação a medição das deformações, utilizou-se 9 (nove) rosetas de três extensômetros a 45° , sendo 2 (duas) no montante, com a função de verificar uma possível excentricidade e o nível de esforço normal aplicado; e as outras 7 (sete) rosetas foram distribuídas pelo banzo, conforme análise numérica prévia, de forma a verificar os principais pontos com maiores níveis de deformações desenvolvidas. A Figura 20 apresenta o posicionamento dessas rosetas.



(a) Esquema (medidas em mm)



(b) Isométrico



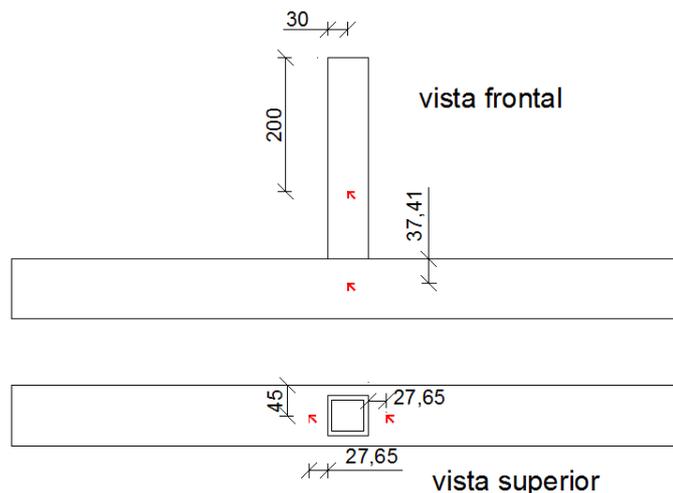
(c) Vista de topo

Figura 20 – Posicionamento das rosetas – Ligação tipo T BBD.

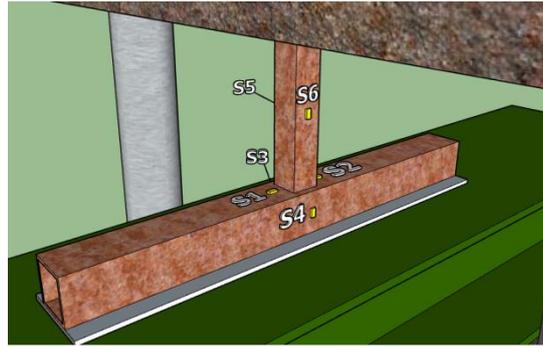
Para as ligações tipo T tradicionais, foram utilizadas 6 (seis) rosetas triplas a 45° , sendo 2 (duas) posicionadas no montante, para a medição de uma possível excentricidade, e medição do nível de tensão normal; as outras 4 (quatro) foram distribuídas de acordo com estudo numérico prévio, e os pontos de possíveis concentrações de tensão, conforme Figura 21.

As rosetas empregadas são do modelo PA-06-125BA-120L, e foram produzidas pela empresa Excel Sensores.

Foram utilizados 8 (oito) LVDTs (*Linear variable displacement transducer*) nas ligações *BBD*, sendo 2 (dois) para aferir o deslocamento vertical da mesa inferior da prensa hidráulica, com o objetivo de medir o deslocamento total; e outros 6 (seis) foram utilizados para medir o nível de deslocamento no banzo, onde os LVDTs 7 e 8 que estão posicionados à 45° permaneceram em sua posição original até o final do ensaio, isso porque a ponta do cursor foi fixada com silicone e também o deslocamento na ligação é feito a partir da mesa inferior da prensa hidráulica. A Figura 22 apresenta o posicionamento dos LVDTs, onde as setas indicam a localização.



(a) Esquema (medidas em mm)

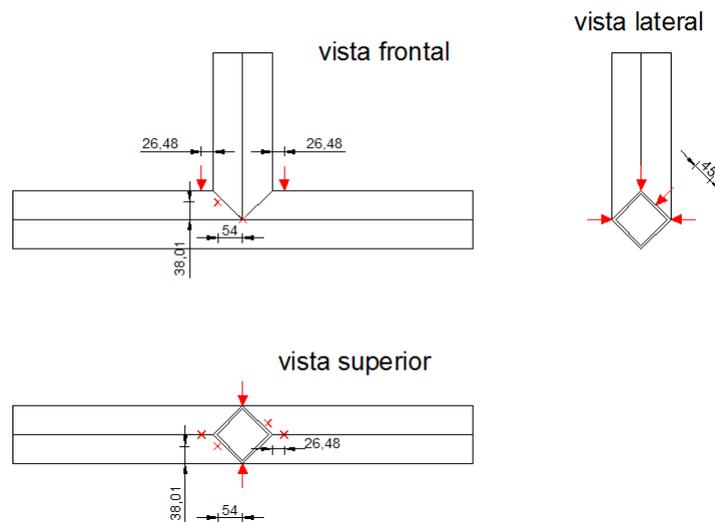


(b) Isométrico

Figura 21 – Posicionamento dos extensômetros – Ligação tipo T tradicional.

Os LVDTs foram posicionados, para o caso da ligação do tipo T tradicional, da seguinte forma: 2 (dois), para aferir o deslocamento vertical da mesa inferior da prensa hidráulica e medir o deslocamento total; 4 (quatro) para medir o nível de deslocamento no banzo. Os LVDTs V1 e V2 foram alocados 18 mm de distância do centro do eixo do banzo. Essa metodologia foi utilizada para que os transdutores de deslocamentos não ficassem sobre as rosetas instaladas. As posições são apresentadas na Figura 23, onde as setas indicam onde foram localizados.

Os transdutores de deslocamento são do modelo PY-2-C-100 com medições de curso de 100, 150 e 200 mm, fabricados pela empresa GEFTRAN.

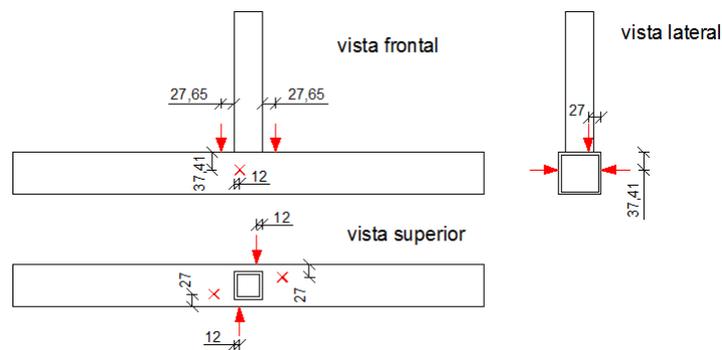


(a) Esquema (medidas em mm)

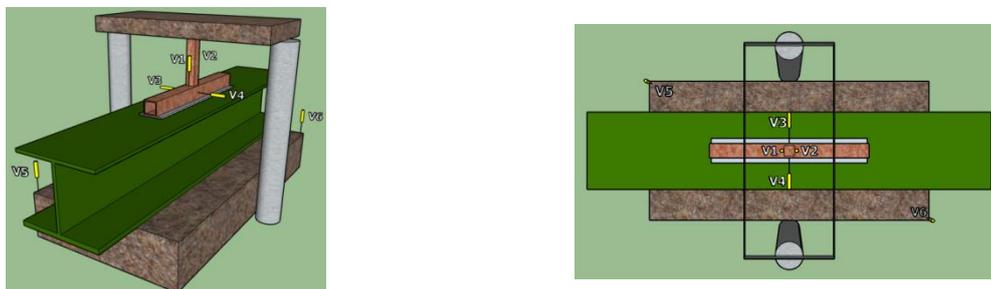


(b) Isométrico

(c) Vista de topo

Figura 22 – Posicionamento dos LVDTs – Ligação tipo T BBD.

(a) Esquema (medidas em mm)



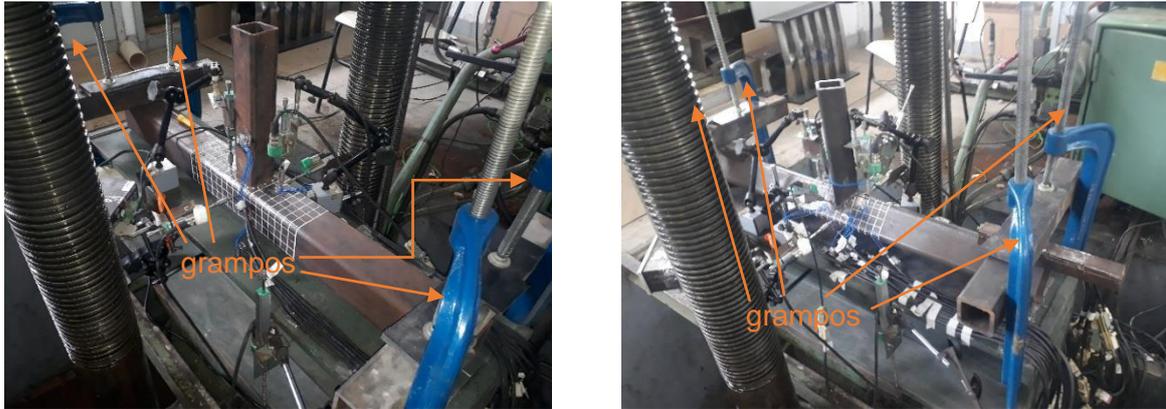
(b) Isométrico

(c) Vista de topo

Figura 23 – Posicionamento dos LVDTs – Ligação tipo T tradicional.

3.6 Preparação e montagem dos ensaios

As condições de contorno de todos os protótipos ensaiados foram totalmente apoiados. Isto se faz necessário para que a análise da ligação não tenha influência de possíveis momentos fletores. Para esta garantia, foram utilizados grampos tipo C fixados nas extremidades das ligações, para a anulação do efeito alavanca, conforme pode ser observado na Figura 24.



(a) Tradicional

(b) *Bird Beak Diamond* (BBD)

Figura 24 – Representação do posicionamento dos grampos de fixação nas ligações totalmente apoiadas.

Também foi adicionada uma placa sobre o montante das ligações, com o intuito de distribuir igualmente os esforços na parte superior do montante. As dimensões da placa são 200x150x30 mm, a mesma pode ser observada na Figura 25.



Figura 25 – Representação do posicionamento da placa de nivelamento.

Para aplicação dos esforços sobre os ensaios, utilizou-se o sistema de controle de deslocamento, a uma velocidade de 0,003 mm/s, por meio do Sistema Moog, que trabalha em conjunto com a prensa hidráulica, de origem alemã, com capacidade de 3000 kN, e que aplica o deslocamento por meio da mesa inferior do equipamento. O equipamento é apresentado na Figura 26(a). O sistema de aquisição de dados para as medições de deformações e deslocamentos foi PXI-1050 da *National Instruments*. Os dados de níveis de carga e deslocamentos dos

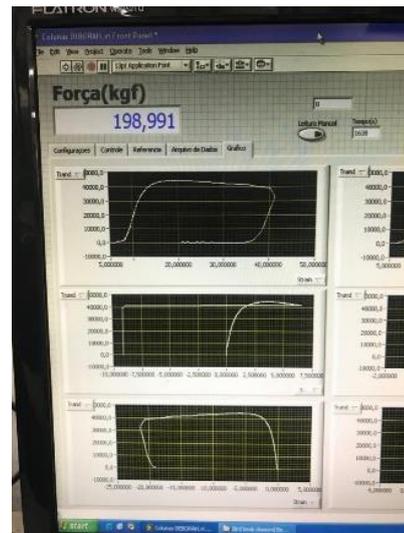
protótipos ensaiados eram mostrados simultaneamente no monitor do sistema de aquisição de dados; o que permitia a verificação instantânea de possíveis desvios do ensaio, como apresentado na Figura 26(b).

Nas ligações *BBD* foi necessária a utilização de uma placa de apoio feita especialmente para esses ensaios, para que a ligação permanecesse em sua posição com o banzo rotacionado a 45° , sem rotações ou excentricidades, até o final do ensaio. A placa de apoio foi fabricada a partir da solda de duas chapas de espessura de $3/16''$ (4,76 mm), em aço ASTM A36.

Para melhor colaboração das chapas, além da solda lateral foram utilizadas três soldas tipo bujão equidistantes. Nas extremidades da chapa foram introduzidos quatro suportes para apoiar o perfil que estava rotacionado a 45° , com largura e altura iguais a 49,5 mm e espessura de 10 mm. A Figura 27 demonstra os passos para a fabricação do suporte.



(a) Prensa hidráulica



(b) Verificação instantânea dos dados

Figura 26 – Sistema de aplicação de carga e coleta de dados.



Figura 27 – Suporte das ligações *BBD*.

Destaca-se que a previsão inicial de realização de ensaios contemplava mais 4 (quatro) modelos, que não puderam ser realizados em função da pandemia provocada pela Covid-19. Esses ensaios já se encontravam confeccionados, conforme pode ser observado na Figura 28.



Figura 28 – Protótipos não ensaiados

4 RESULTADOS EXPERIMENTAIS

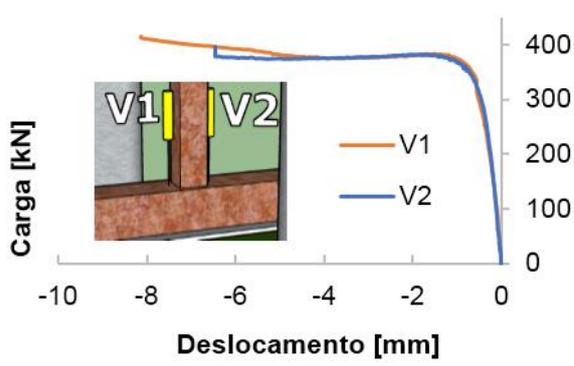
Neste capítulo são apresentados os resultados experimentais obtidos, com o intuito de se avaliar o comportamento global dos protótipos sob aplicação de carga axial de compressão no montante, com base na distribuição de tensões e deformações, através de curvas carga *versus* deslocamento, fator de intensidade de deformações para cada roseta, carga *versus* tensão de von Misses, bem como os modos de falha observados.

4.1 Curvas carga *versus* deslocamento

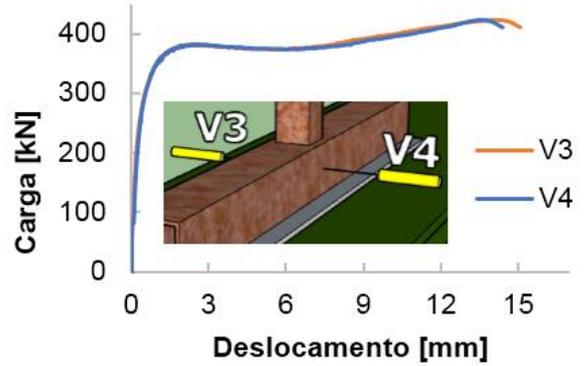
Da Figura 29 a Figura 31 são apresentadas as curvas carga *versus* deslocamento dos protótipos T1, D1 e D2, na sequência. Pode-se observar que em todos os ensaios não foram observadas excentricidades de carga, já que os deslocamentos entre os LVDTs de mesma posição invertidos não apresentam resultados distintos. Vale salientar que os desenhos representando o protótipo D2 da Figura 31 são apenas ilustrativos, tendo em vista que essa ligação tem o parâmetro $\beta = 0,67$.

Na Figura 32 são apresentadas as médias das curvas carga *versus* deslocamento vertical dos protótipos T1, D1 e D2, na qual a resistência foi calculada a partir do critério de deformação de $3\%b_0$, onde podemos observar que os LVDTs 3 e 4 das ligações BBD apresentaram uma boa concordância sem sair da posição no ponto de sela. Pode-se observar que o protótipo T1 tem a resistência maior do que a resistência do protótipo D2, onde essas duas ligações tem os mesmos perfis.

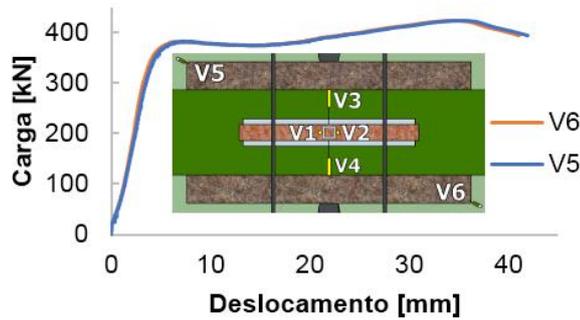
Outro ponto relevante que pode ser observado na comparação dos dois modelos das ligações *BBD* na Figura 32 e na Tabela 8, é que com o aumento do parâmetro β , a resistência aumenta.



(a) LVDTs V1 e V2

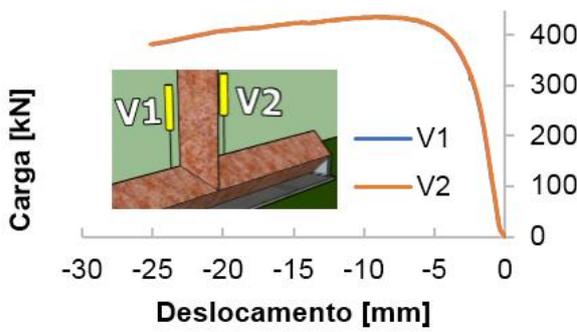


(b) LVDTs V3 e V4

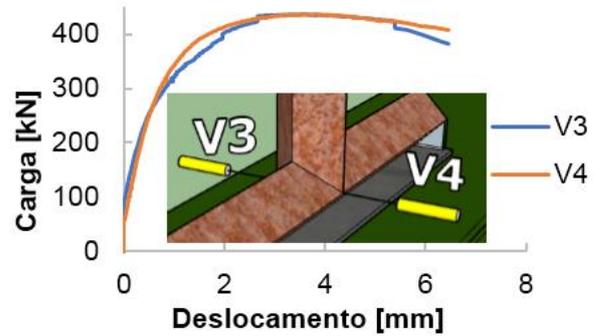


(c) LVDTs V5 e V6

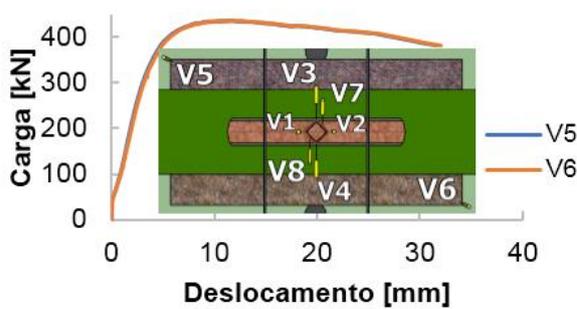
Figura 29 – Ensaio T1 -curvas carga versus deslocamento.



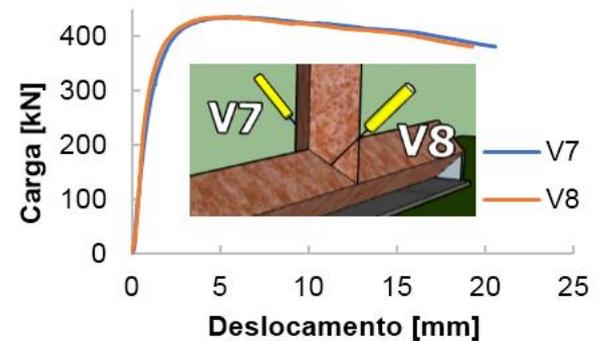
(a) LVDTs V1 e V2



(b) LVDTs V3 e V4



(c) LVDTs V5 e V6



(d) LVDTs V7 e V8

Figura 30 – Ensaio D1 - Curvas carga versus deslocamento.

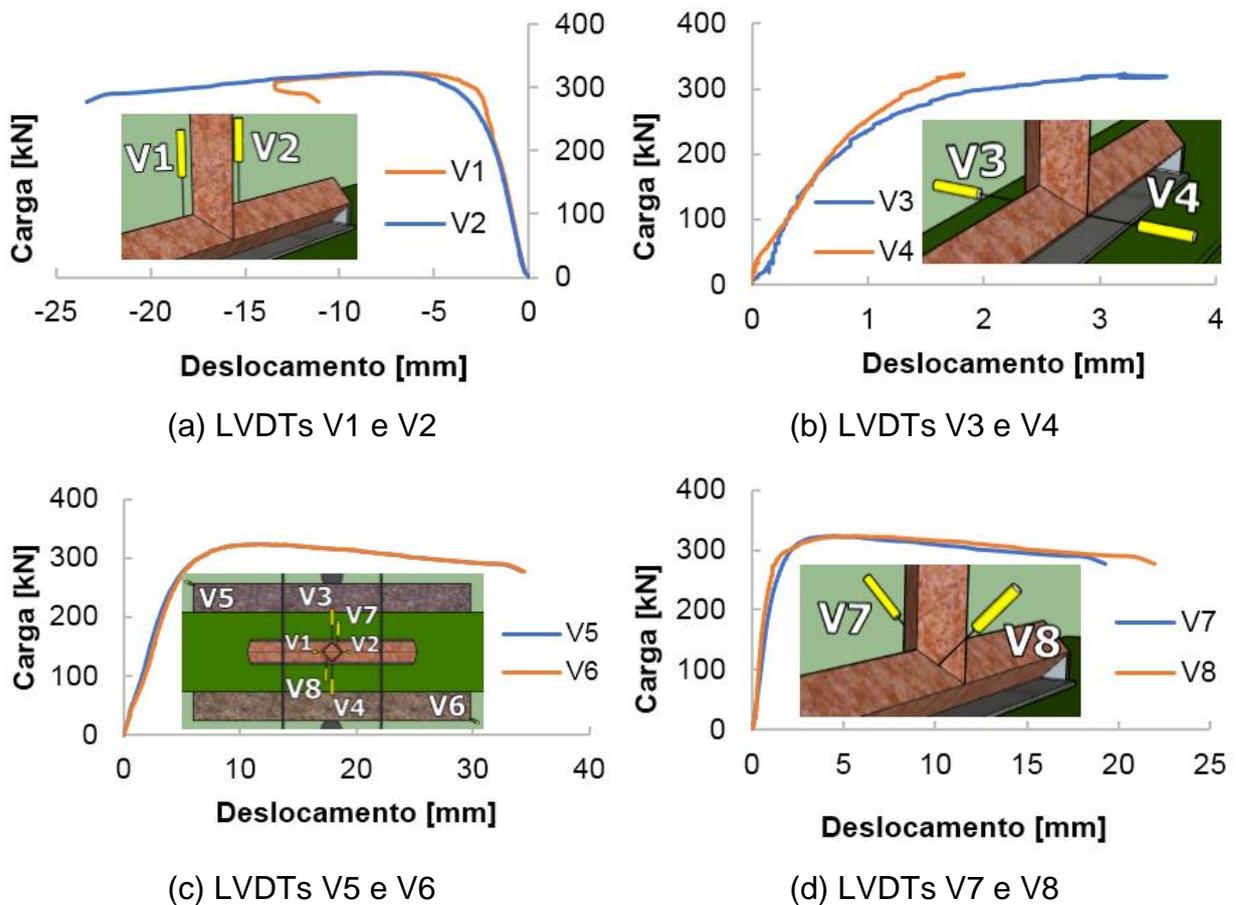


Figura 31 – Ensaio D2 - Curvas carga versus deslocamento.

Os valores obtidos dos ensaios experimentais e das prescrições normativas estão listados na Tabela 8, onde se pode observar que os protótipos T1 e D2 tiveram sua resistência maior do que os valores teóricos propostos pelas normas. Já o protótipo D1 teve a sua resistência menor do que os valores normativos, indicando que as fórmulas não tem resultados satisfatórios para as ligações *BBD*.

Foram feitas correlações entre as resistências dos experimentos com os valores teóricos na Tabela 8, para questões de comparação, uma vez que essas formulas não são aplicáveis para o cálculo das resistências das ligações *BBD*. A ABNT NBR 16239 [9] e o Eurocode 3 parte 1-8 [7] apresentaram resultados contra a segurança para a ligação D1.

Na Figura 33 onde são apresentadas as configurações deformadas dos três protótipos, pode ser observado que não ocorreu falha nos montantes de nenhuma das ligações. Na Figura 33(b) e na Figura 33(c) pode-se ainda verificar que as ligações *BBD* tiveram falha por CF (falha na face conectada do banzo), conforme descrito por Chen e Wang [11].

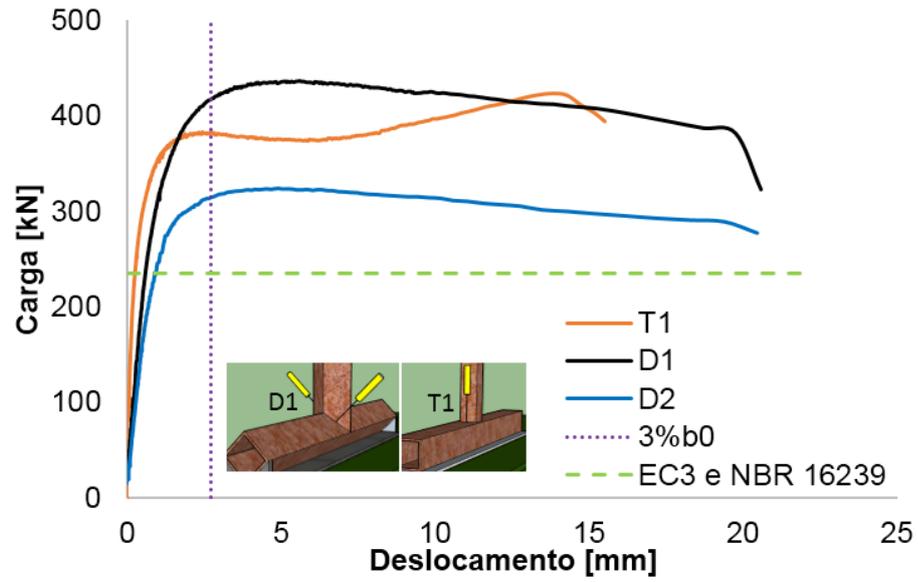
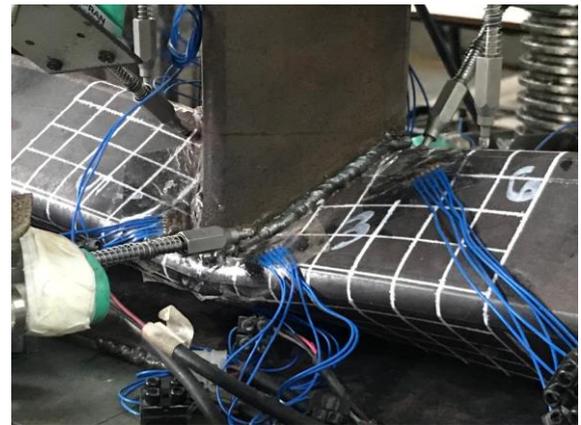


Figura 32 – Curvas carga *versus* deslocamento.



(a) T1



(b) D1



(c) D2

Figura 33 – Deformação dos ensaios.

Tabela 8 – Comparação dos resultados experimentais e analíticos.

Protótipo	N_{exp} (kN)	N_{EC3} (kN)	N_{NBR} (kN)	$\frac{N_{exp}}{N_{EC3}}$ (kN)	$\frac{N_{exp}}{N_{NBR}}$ (kN)	β
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

4.2 Curvas carga *versus* tensão de von Mises

A análise das tensões é feita pela transformação das deformações obtidas pelos extensômetros, conforme apresentado na Figura 34, onde σ_1 e σ_2 correspondem as tensões principais, e σ_{VM} a tensão de von Mises.

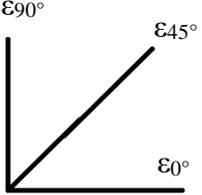
	$\sigma_{VM} = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1 \sigma_2}$
	$\sigma_1 = E \left[\frac{\epsilon_{90^\circ} + \epsilon_{0^\circ}}{2(1-\nu)} + \frac{1}{2(1+\nu)} \sqrt{(\epsilon_{90^\circ} - \epsilon_{0^\circ})^2 + (2\epsilon_{45^\circ} - \epsilon_{90^\circ} - \epsilon_{0^\circ})^2} \right]$
	$\sigma_2 = E \left[\frac{\epsilon_{90^\circ} + \epsilon_{0^\circ}}{2(1-\nu)} - \frac{1}{2(1+\nu)} \sqrt{(\epsilon_{90^\circ} - \epsilon_{0^\circ})^2 + (2\epsilon_{45^\circ} - \epsilon_{90^\circ} - \epsilon_{0^\circ})^2} \right]$

Figura 34 – Equação para a determinação da tensão de von Mises.

Na Figura 35 pode ser observado que os pontos onde estavam localizadas as rosetas 3 e 4 da ligação T1 foram os primeiros a escoarem, juntamente com o ponto da roseta 1. Isso indica que a parede lateral do banzo (modo B) escoou com uma carga similar da face superior do banzo (modo A), contrariando a definição das normas e da resistência calculada por meio do critério de deformação de Lu et al. [14], que indica que para ligações com o $\beta \leq 0,85$ a falha ocorre na face superior do banzo, na qual o protótipo T1 tem um $\beta = 0,67$.

A plastificação inicialmente na parede lateral do banzo, pode ter ocorrido pelo fato do extensômetro da face superior do banzo estar deslocado 27,65 mm do ponto de maior deformação da face, e o extensômetro que mede a deformação da parede lateral estar no ponto de deformação máxima ocorrida.

Ainda na Figura 35 pode ser verificado que, não houve uma excentricidade significativa da carga, isso porque S1, S3 e S5 com os seus respectivos pares S2, S4 e S6 não tiveram uma grande variação dos resultados. Vale salientar que as rosetas 5 e 6 estão posicionadas no montante na qual as propriedades mecânicas são diferentes do banzo.

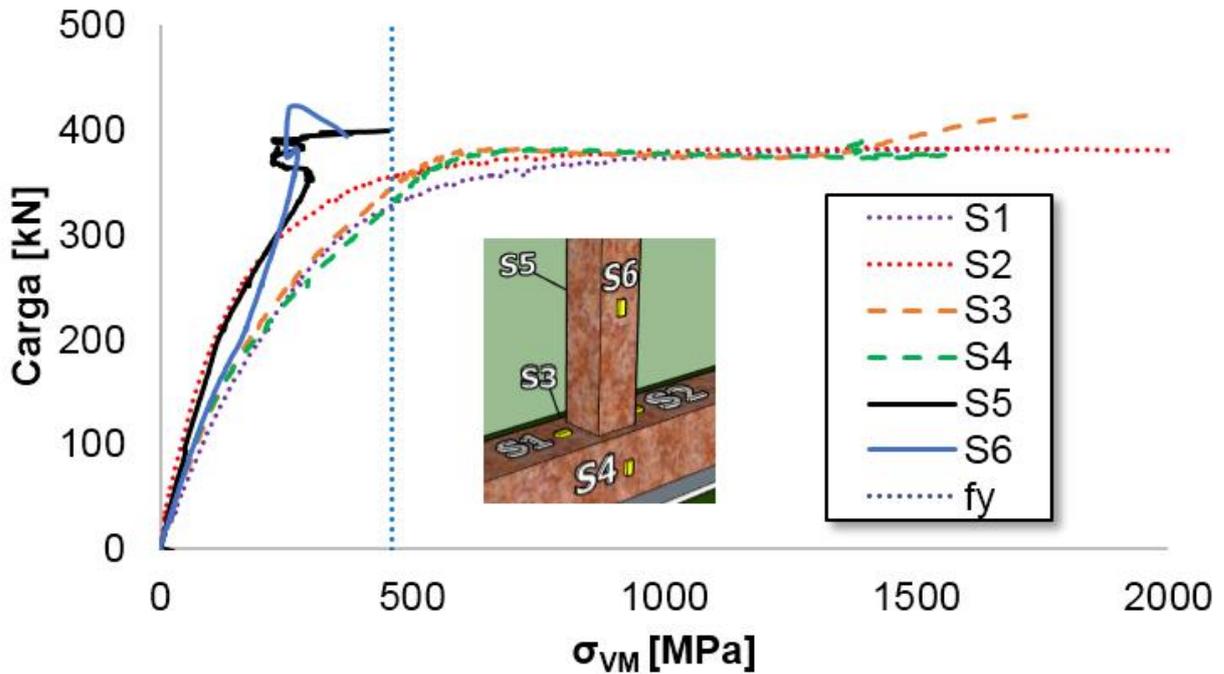


Figura 35 – T1 – Curva Carga *versus* Tensão de von Mises.

Na Figura 36 e Figura 37 são apresentados os gráficos de carga *versus* tensão de von Mises dos pontos das rosetas 1 a 7 para as ligações D1 e D2, respectivamente. As medidas dos extensômetros S8 e S9 não foram consideradas pelo fato da medição ter sido feita apenas na direção longitudinal do montante, devido a quantidade limitada de canais do sistema de aquisição de dados. Observa-se que o primeiro ponto a plastificar foi nos extensômetros S1 e S2 que estão posicionados na parte inferior da sela. Em seguida plastificaram os extensômetros S6 e S7, que estão instalados na coroa da ligação; onde se pode concluir que o maior deslocamento na coroa é desencadeado pelo amassamento excessivo da sela. Os últimos a plastificarem foram os S3, S4 e S5, que estão dispostos na parte lateral das selas. Também pode ser notado que os pares de extensômetros não apresentam diferenças significativas de medições, indicando que não houve uma excentricidade considerável na carga.

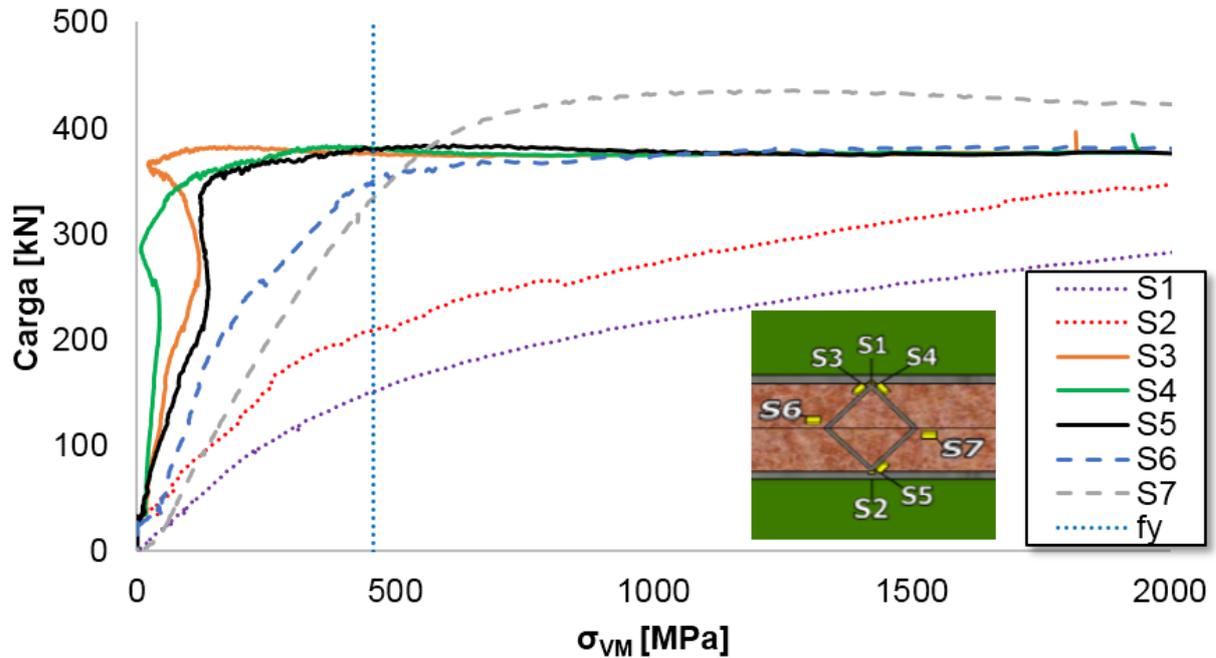


Figura 36 – D1 – Curva Carga versus Tensão de von Mises.

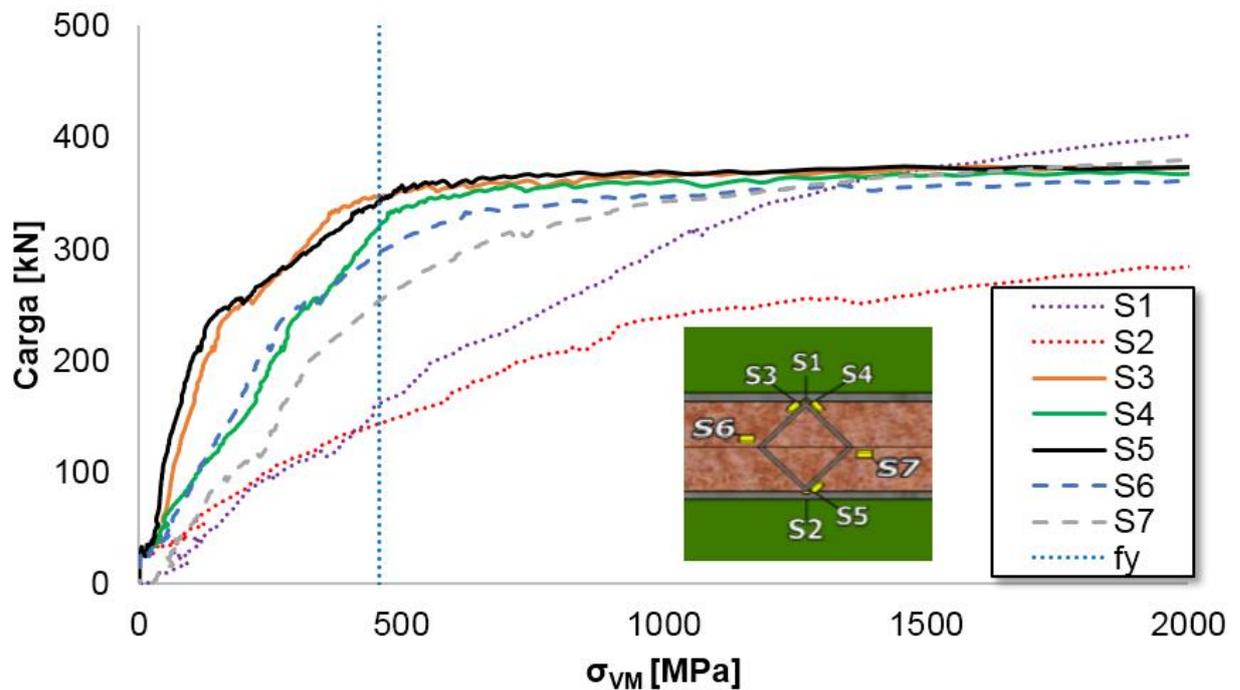


Figura 37 – D2 – Curva Carga versus Tensão de von Mises.

A Tabela 9 mostra os resultados das cargas de plastificação dos ensaios T1, D1 e D2, onde pode ser observado que os pontos S3, S4 e S5 da ligação D1 tiveram uma resistência maior do que da ligação D2. Esse fato pode ser explicado por meio de uma melhor distribuição de tensões para a ligação *BBD* com $\beta = 1$.

Tabela 9 – Valores de cargas para a plastificação no ponto.

Roseta Protótipo	S1 (kN)	S2 (kN)	S3 (kN)	S4 (kN)	S5 (kN)	S6 (kN)	S7 (kN)
T1	327	355	346	331	423	423	-
D1	151	209	383	380	378	352	336
D2	161	143	346	322	343	297	254

4.3 Evolução do fator de intensidade de deformações

Da Figura 39 a Figura 41 são apresentados os gráficos do fator de intensidade de deformações para cada roseta, que pode auxiliar na avaliação do mecanismo de falha das ligações, onde são observados os valores de acordo com os diferentes níveis de carga aplicada. No eixo x são plotadas as rosetas e no eixo y, o valor do fator intensidade de deformação, obtido pela formulação da Figura 38, onde ε_1 , ε_2 e ε_3 são as deformações principais.

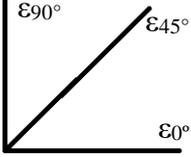
	$\varepsilon_1 = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2}$
	$\varepsilon_1 = \frac{\varepsilon_{0^\circ} + \varepsilon_{90^\circ}}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{(\varepsilon_{0^\circ} - \varepsilon_{90^\circ})^2 + (2\varepsilon_{45^\circ} - \varepsilon_{0^\circ} - \varepsilon_{90^\circ})^2}$
	$\varepsilon_2 = \frac{\varepsilon_{0^\circ} + \varepsilon_{90^\circ}}{2} - \frac{1}{2} \sqrt{(\varepsilon_{0^\circ} - \varepsilon_{90^\circ})^2 + (2\varepsilon_{45^\circ} - \varepsilon_{0^\circ} - \varepsilon_{90^\circ})^2}$
	$\varepsilon_3 = -\frac{\nu}{(1-\nu)} (\varepsilon_1 + \varepsilon_2)$

Figura 38 – Equações para a determinação do fator de intensidade de deformações.

Para o ensaio T1, a última carga antes do escoamento de um dos extensômetros foi 330 kN, que ocorreu no ponto S1 que representa a face superior do banzo (modo A). Essa carga foi muito maior do que dos protótipos D1 e D2 que tiveram suas cargas de deformações limites de 210 kN e 180 kN, nessa ordem.

De acordo com a Figura 40, o ensaio D1 teve o seu primeiro ponto de deformação limite nos extensômetros S1 e S2, que estão localizados na parte

inferior da sela (que condiz com a análise das tensões de von Mises); o segundo ponto a alcançar a deformação limite são os S6 e S7 que representam a coroa da ligação. Os pontos das laterais da sela, que estão localizados na face superior do banzo, não tiveram deformações significativas.

Para a Figura 41, o ensaio D2 teve o seu primeiro ponto de deformação nos extensômetros S1 e S2, mas com uma carga menor do que a ligação D1. Em contra partida, as deformações nas faces superiores do banzo tiveram uma magnitude similar em relação ao ponto da coroa, indicando que quanto menor o parâmetro β maior serão as deformações na face superior do banzo (*indentation*) e menor será a carga de deformação última.

A deformação relativa ao escoamento ϵ_y é calculada pela relação da tensão de escoamento com o módulo de elasticidade, ambas as propriedades extraídas do ensaio de caracterização do material já apresentadas na Tabela 7.

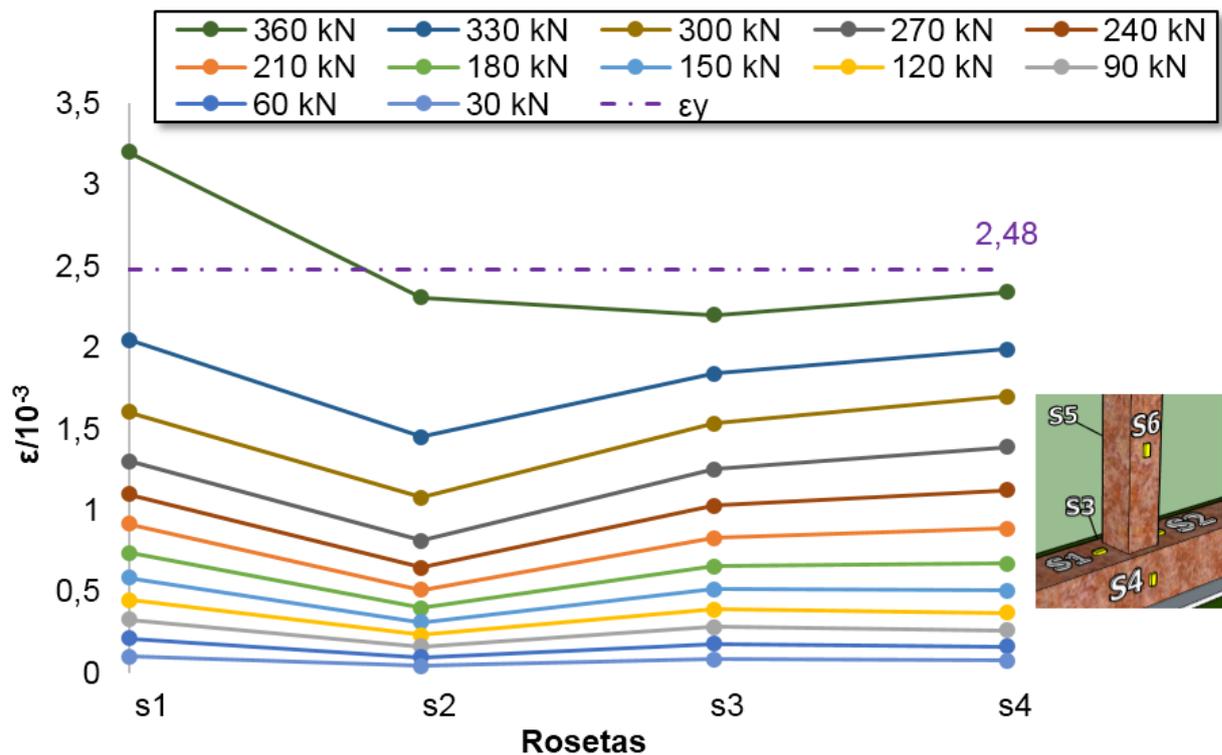


Figura 39 – T1 – Gráfico do fator de intensidade de deformação para diferentes níveis de carga aplicada.

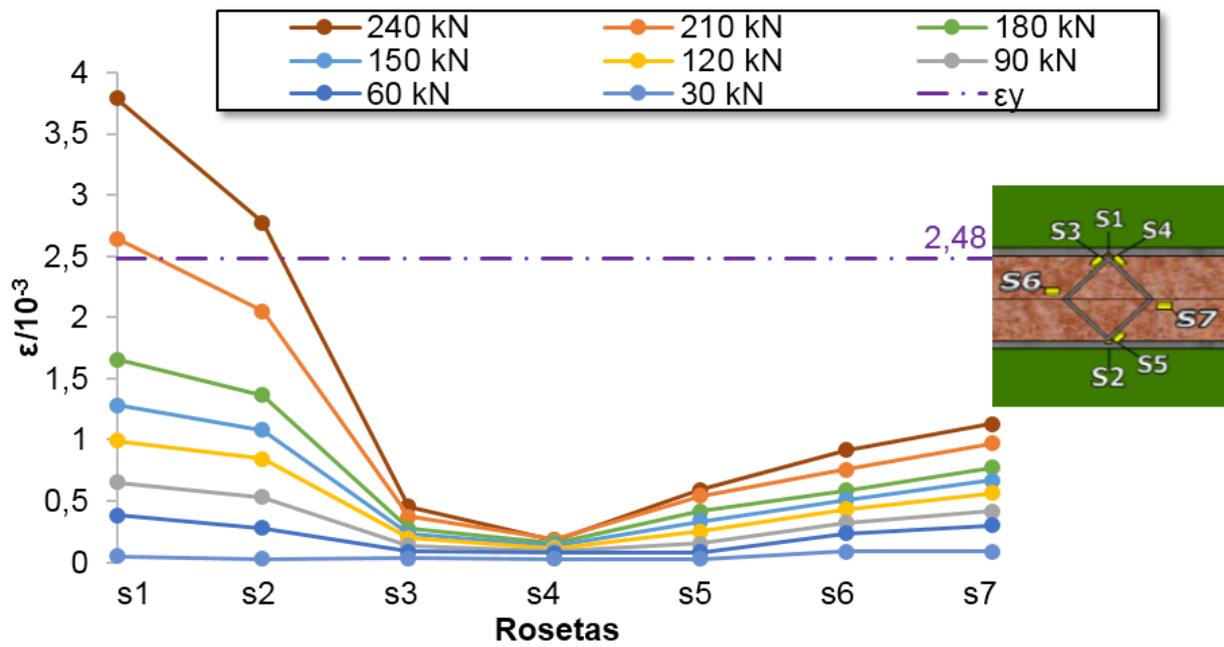


Figura 40 – D1 – Gráfico do fator de intensidade de deformação para diferentes níveis de carga aplicada.

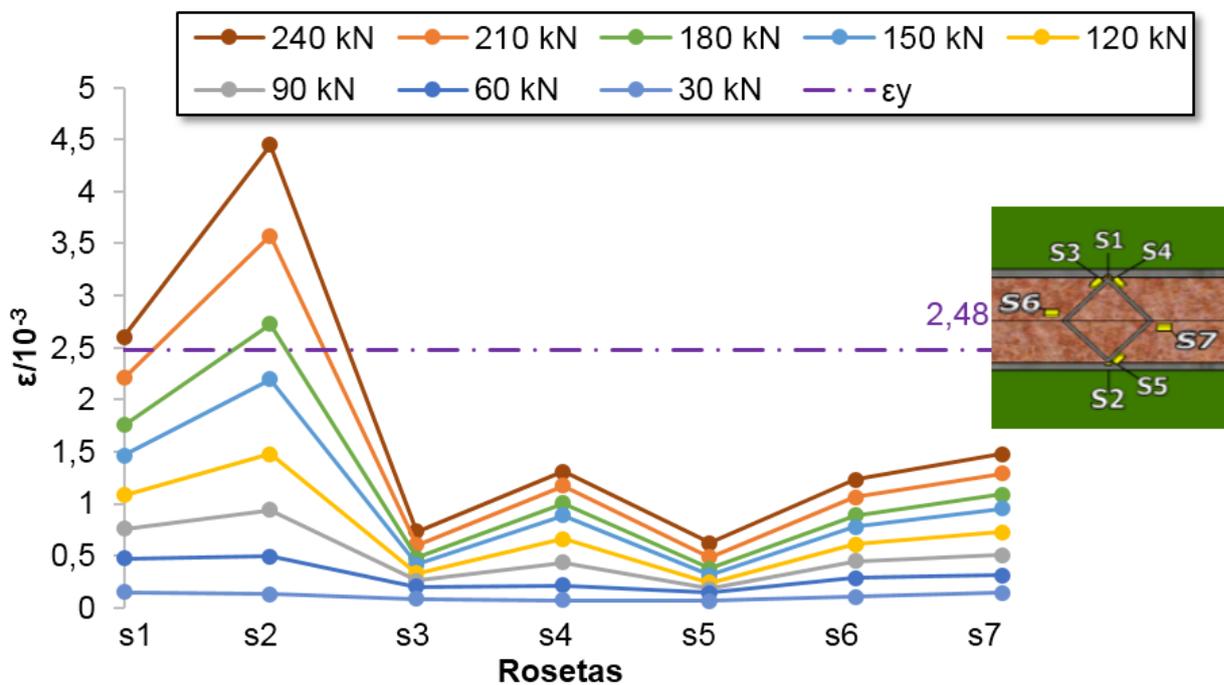


Figura 41 – D2 – Gráfico do fator de intensidade de deformação para diferentes níveis de carga aplicada.

5 MODELOS NUMÉRICOS

5.1 Introdução

Por meio de recursos computacionais existentes no mercado, como por exemplo os programas de elementos finitos, podem ser feitas análises em estruturas dos tipos mais variados com diferentes cargas e geometrias nos diversos campos da engenharia. Essa metodologia proporciona grandes vantagens para o usuário, podendo-se citar: rapidez nas análises dos protótipos; precisão nos resultados (tendo um parâmetro experimental para calibração); e economia, na qual é alcançada pela diminuição das análises experimentais.

Desta forma, são apresentadas neste capítulo, todas as etapas desenvolvidas para a realização das análises numéricas idealizadas para as ligações tipo T tradicionais e *BBD*, repetindo o carregamento e as condições de contorno usadas no laboratório nos ensaios experimentais. Portanto, será descrito o tipo de elemento utilizado, as propriedades mecânicas dos materiais empregadas nos modelos e um estudo para a geração das malhas.

O programa ABAQUS [10] que emprega o método de elementos finitos foi utilizado no desenvolvimento dos modelos numéricos, que foram calibrados com os resultados experimentais. Também será apresentada uma comparação destes resultados com os obtidos por meio das formulações do Eurocode 3, parte 1-8 [7] e da ABNT NBR 16239 [9], onde o método utilizado para a obtenção da carga foi o critério de deformação limite proposto por LU et al. [14] mostrado no subitem 2.5. A fórmula de Chen e Wang [11] descrita no subitem 2.7, também será comparada com os resultados numéricos.

5.2 Modelo numérico da ligação T Tradicional e *BBD*

Conforme mencionado anteriormente, o desenvolvimento dos modelos numéricos (Figura 42) foi feito de acordo com os ensaios realizados no laboratório, cujas características geométricas já foram descritas na Tabela 6 e na Figura 16.

É indispensável evidenciar que as informações obtidas dos modelos numéricos coincidem com os pontos considerados nos ensaios experimentais, onde os pontos V1, V3 e V7, representam as coordenadas de posicionamento dos seus respectivos LVDTs no modelo experimental. Para melhor compreensão, a Figura 42 apresenta a localização dos pontos.

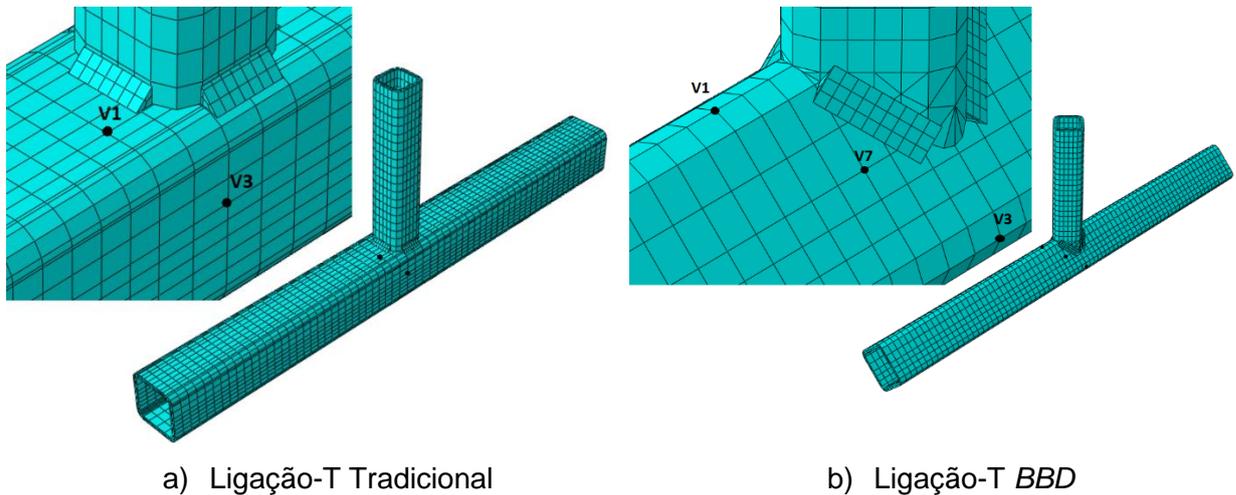


Figura 42 – Modelos numéricos.

No modelo numérico foram utilizados elementos sólidos 3D de primeira ordem sem integração reduzida denominado *8-node linear brick* (C3D8). Para as ligações T *BBD* foi necessário a utilização dos elementos *6-node linear triangular prism* (C3D6) na região de contato entre o montante e o banzo, devido a descontinuidade da geometria, tanto o elemento (C3D8) quanto o (C3D6) são demonstrados na Figura 43.

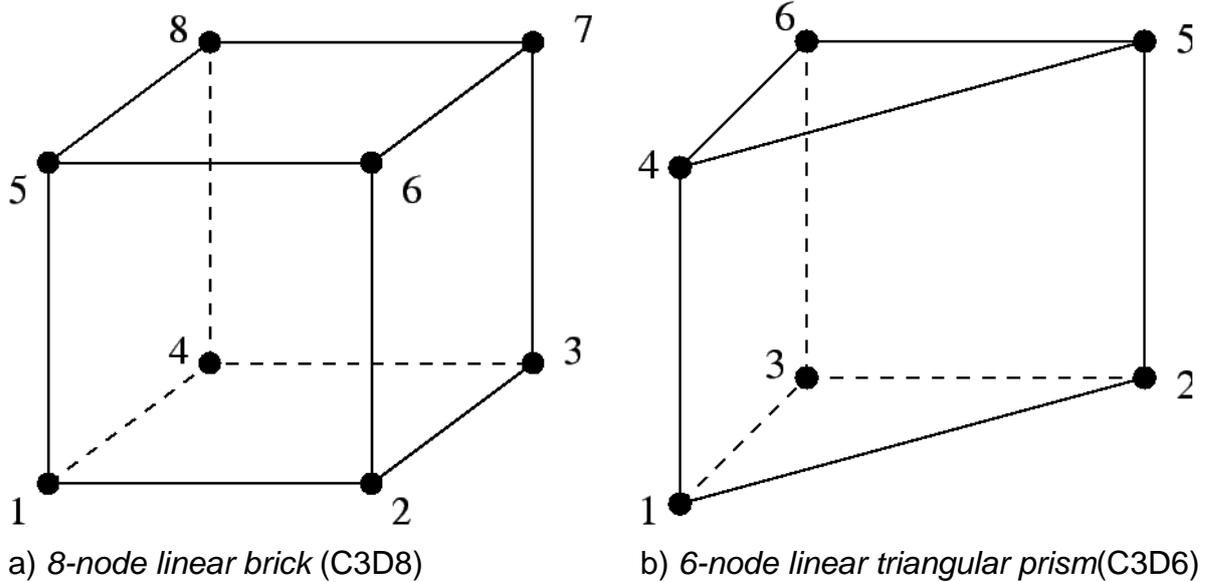


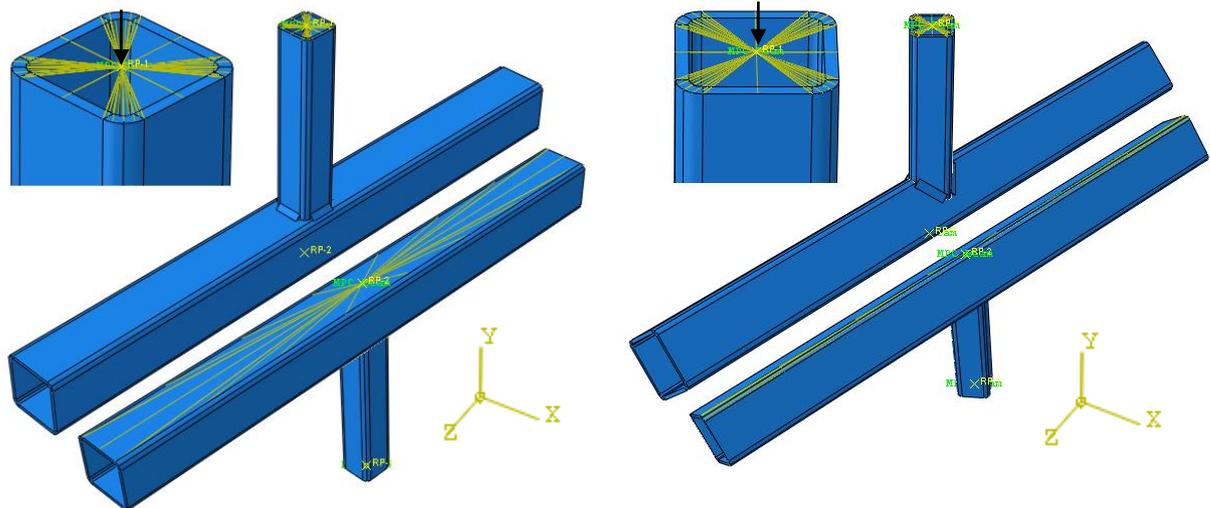
Figura 43 – Elementos finitos de primeira ordem (adaptado de [26]).

As condições de contorno do modelo numérico foram desenvolvidas a partir do modelo experimental, que teve na sua concepção, as extremidades da base do banzo com os deslocamentos e rotações restringidas (U_x , U_y , U_z , ROT_x , ROT_y e ROT_z impedidos), e a ponta do montante ficou livre para a aplicação do deslocamento prescrito (ROT_x e ROT_z impedidos; U_x , U_y , U_z e ROT_y livre), como demonstrado na Figura 44.

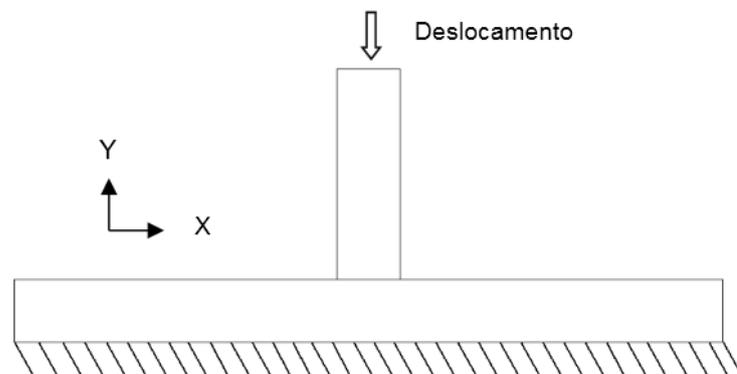
Os valores das características mecânicas utilizadas nos modelos numéricos foram extraídos do ensaio do corpo de prova, retirado da sobra dos perfis que foram utilizados nos protótipos, na qual os pontos podem ser observados na Tabela 10. Os valores da tensão de escoamento, tensão última e do módulo de elasticidade estão descritos na Tabela 7. Considerou-se o coeficiente de Poisson de 0,3. Para o material da solda foi considerada uma curva teórica elasto-plástica perfeita, com tensão de escoamento de 600 MPa.

O critério de plastificação de von Mises foi utilizado para as considerações da não linearidade do material, com os pontos extraídos da curva tensão *versus* deformação do ensaio de tração do corpo de prova demonstrado na Figura 19, na qual os pontos adotados são apresentados na Tabela 10, que representam o comportamento do material onde podemos observar um pequeno aumento da resistência com o encruamento do aço.

No contato entre o banzo e o montante foi utilizada uma interação *hard contact*, para que os elementos não transpassem entre si durante a análise. No contato entre a solda com o banzo e o montante, foi utilizada uma interação *tie*, para que as superfícies em contato com os nós da solda tivessem o mesmo deslocamento.



(a) Ligação tradicional

(b) Ligação *BBD*

(c) Desenho esquemático das condições de contorno

Figura 44 – Condições de contorno do modelo numérico.

Optou-se em vez de aplicar a carga de compressão no montante, o emprego de um deslocamento prescrito. Essa técnica foi utilizada por se mostrar mais eficiente para alcançar a convergência, principalmente quando ocorre instabilidade por *Snap-through*.

Tabela 10 – Pontos utilizados da curva tensão *versus* deformação.

Pontos	Tensões (MPa)	Deformações	Pontos	Tensões (MPa)	Deformações
1	403,60	0	9	480,31	5,401
2	430,21	0,296	10	459,93	7,110
3	449,90	0,384	11	443,98	7,967
4	453,23	0,411	12	428,04	8,744
5	468,90	0,695	13	416,17	9,100
6	485,88	1,690	14	391,90	9,699
7	491,29	2,548	15	367,36	10,189
8	490,11	3,846	-	-	-

A técnica de solução utilizada nos modelos foi o algoritmo de Newton-Raphson (Full Newton). Esse conceito foi utilizado devido a não linearidade entre as cargas e os deslocamentos, fazendo-se necessário o uso desse artifício iterativo para alcançar a convergência. Em regra, a técnica resume-se em dividir o deslocamento em *substeps*, e quando o modelo alcança a condição de equilíbrio, adiciona-se mais um incremento até a conclusão da aplicação de cem por cento do deslocamento total. O solucionador de equação e a matriz de armazenamento utilizados nos modelos foram o *direct method* e *user solver default*, respectivamente.

Por meio de uma investigação da variação da malha, pode ser observado que as curvas carga *versus* deslocamentodas malhas com medidas entre 13 mm e 15 mm assemelharam-se mais com as curvas carga *versus* deslocamento do modelo experimental, como pode ser averiguado da Figura 45 a Figura 47. A comparação das malhas e o número de elementos gerados para cada um dos modelos são descritos da Tabela 11 a Tabela 13.

Também pode ser observado na Figura 45 que, a carga máxima, da média das curvas dos LVDTs V1 e V2, foi obtida através do pico do gráfico que ocorreu antes dos 3% b_0 , já a carga máxima, da média das curvas dos LVDTs V3 e V4 foi calculada a partir dos 3% b_0 . Em termos de carga máxima e rigidez, a face superior e a parede lateral tiveram resultados similares.

Na ligação D1, representada na Figura 46, pode ser observado que o ponto de sela teve a sua carga máxima e rigidez maiores do que o ponto de coroa, com valores 16,3% e 58,8% maiores, respectivamente.

Já para a ligação D2, descrita na Figura 47, o ponto de sela também teve a carga máxima e a rigidez maiores do que o ponto de coroa, com valores de 9,8% e 54,5% maiores, nessa ordem. Desta forma, pode ser concluído que, quanto maior o parâmetro β maior será a resistência máxima e a rigidez do ponto de sela em relação ao ponto de coroa.

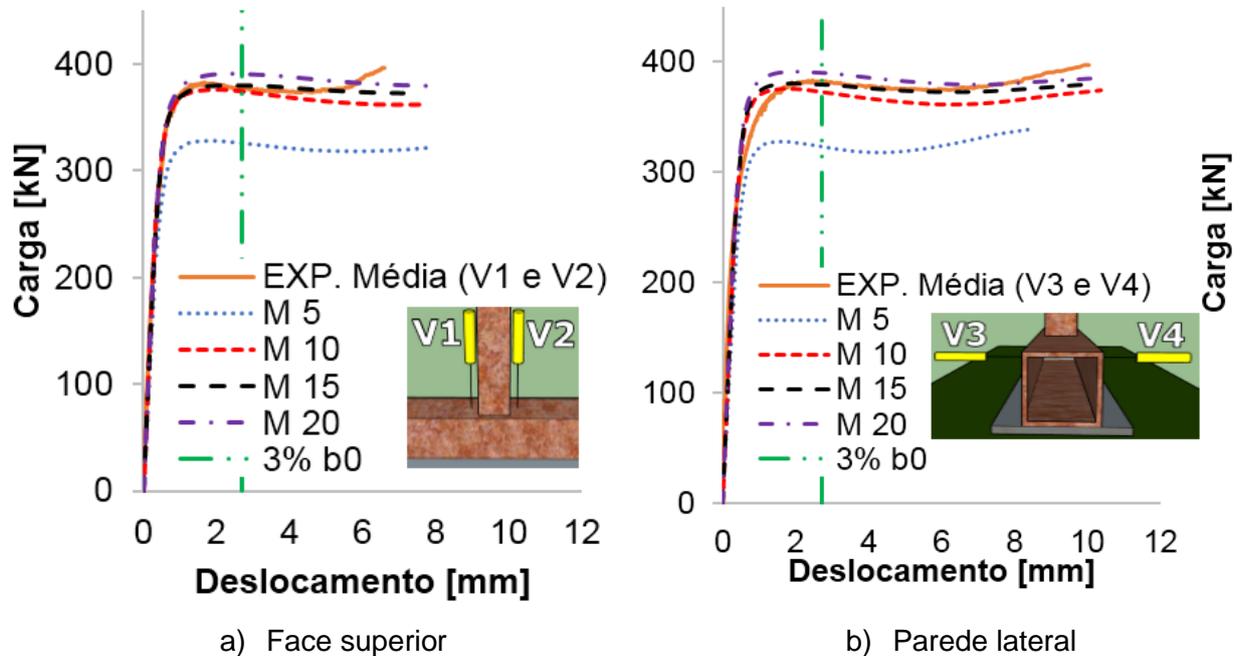


Figura 45 – Validação e estudo de malhas do modelo T1.

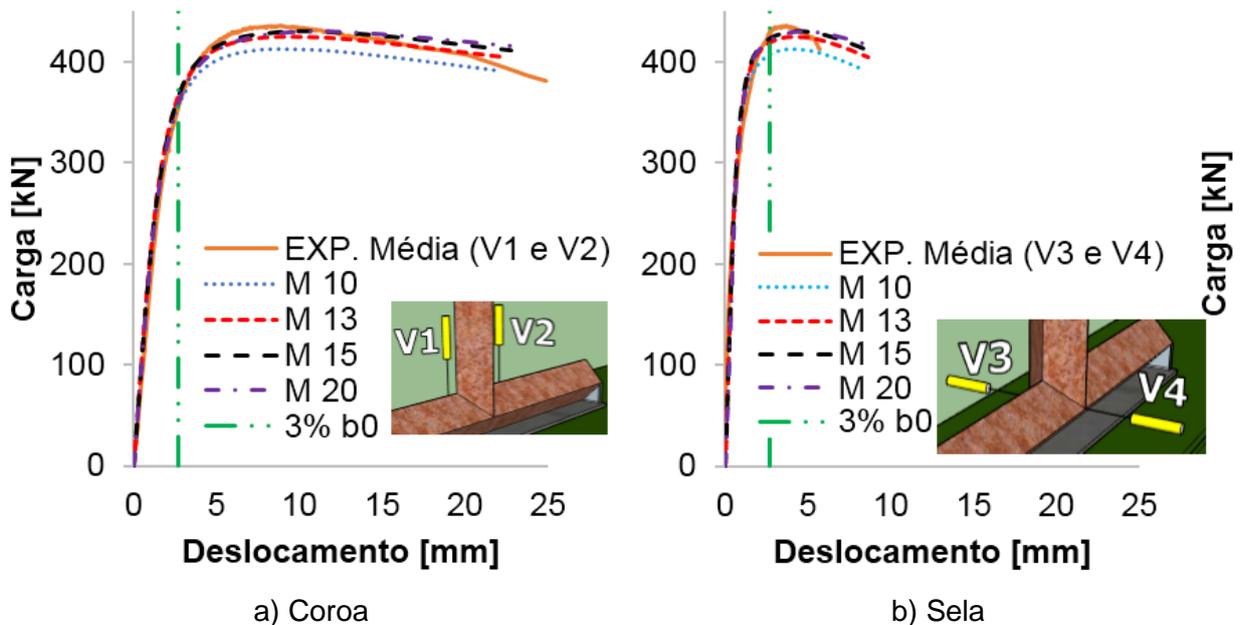


Figura 46 – Validação e estudo de malhas do modelo D1.

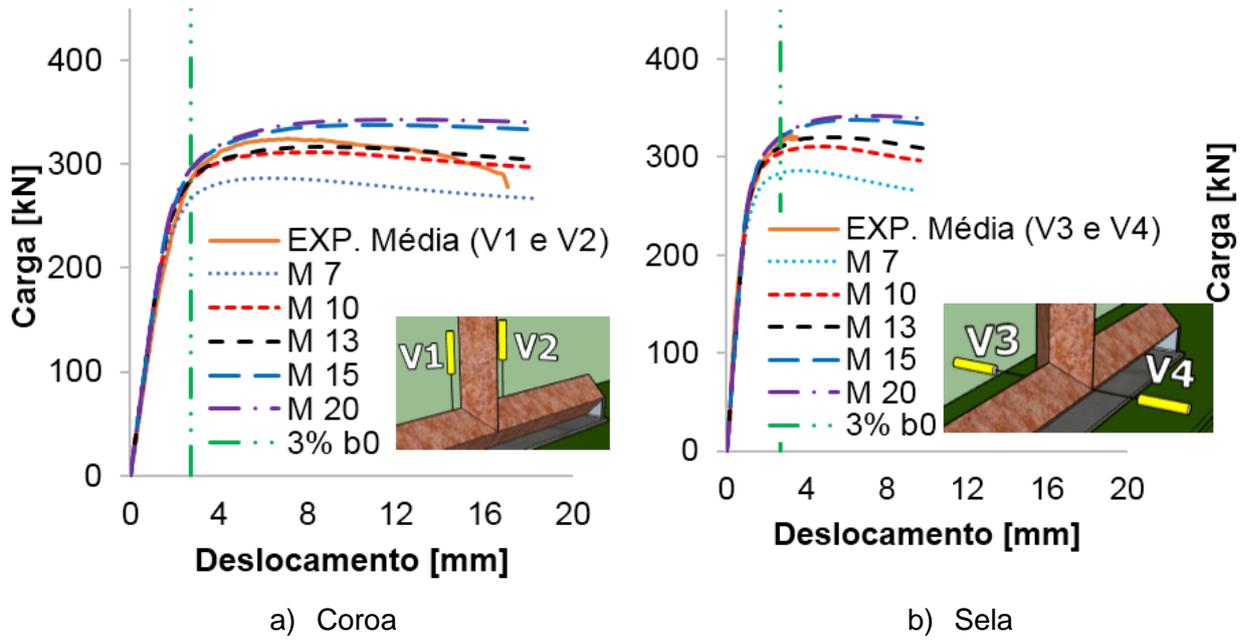


Figura 47 – Validação e estudo de malhas do modelo D2.

Tabela 11 – Estudo de refinamento da malha (T1).

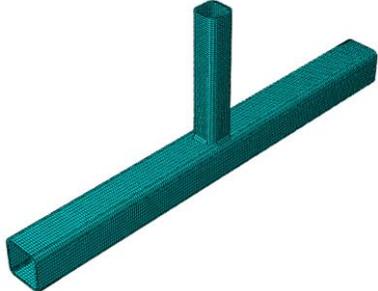
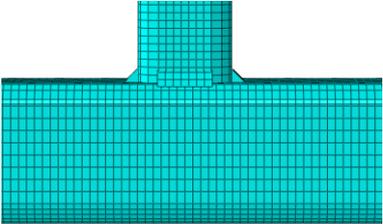
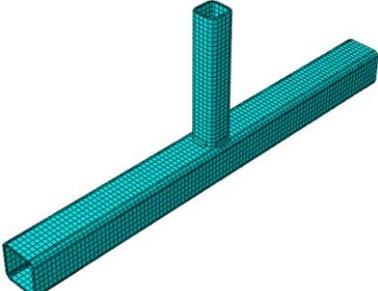
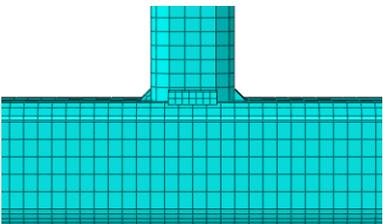
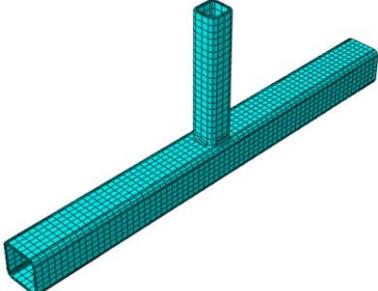
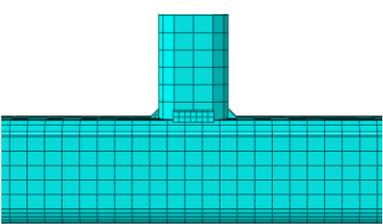
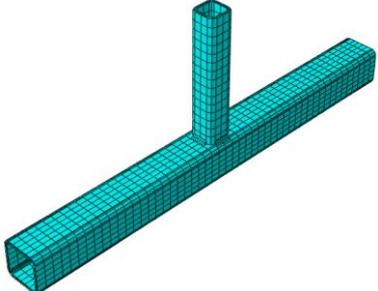
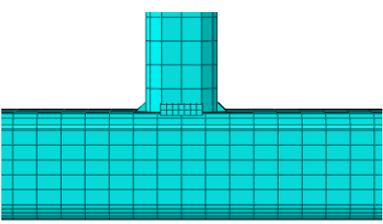
Identificação da malha	Detalhe isométrico da malha do modelo	Detalhe frontal da malha do modelo	Número de elementos
M5			40912
M10			15112
M15			9916
M20			7432

Tabela 12 – Estudo de refinamento da malha (D1).

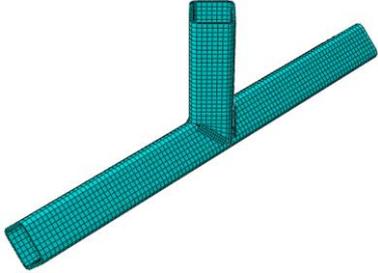
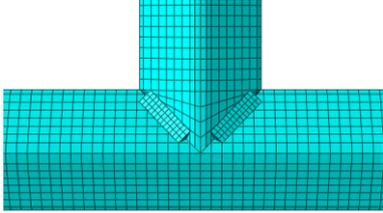
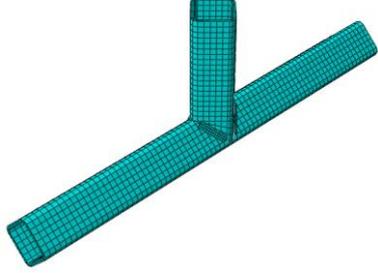
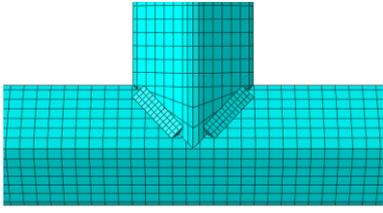
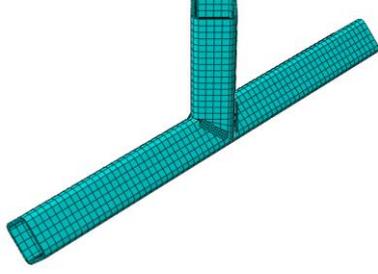
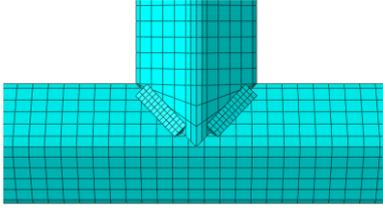
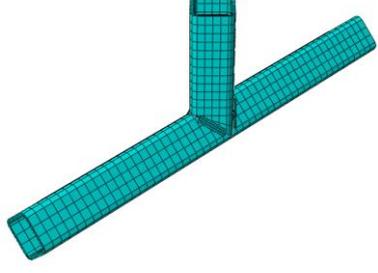
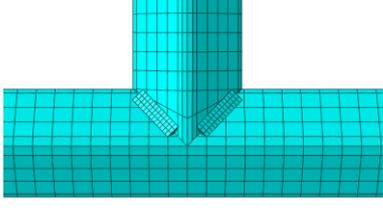
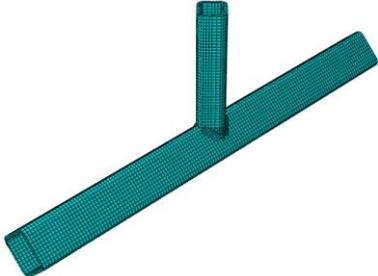
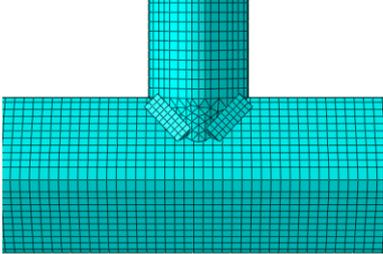
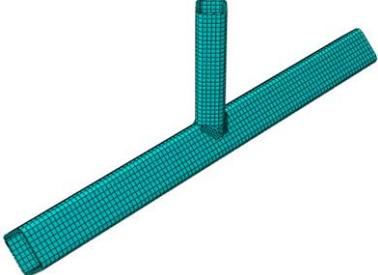
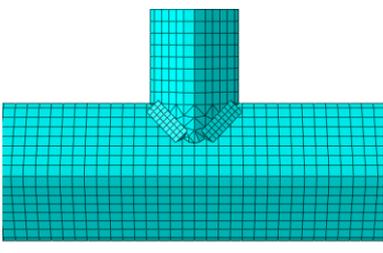
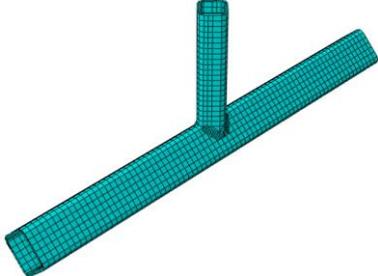
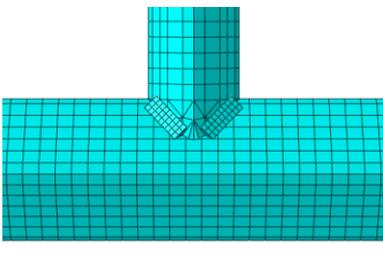
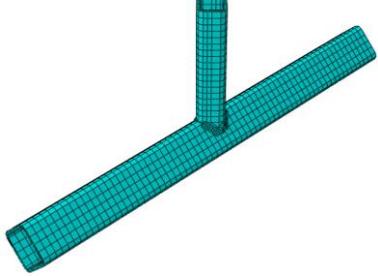
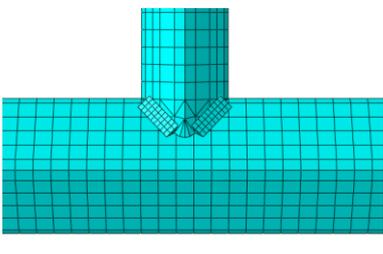
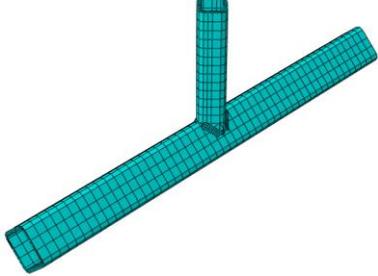
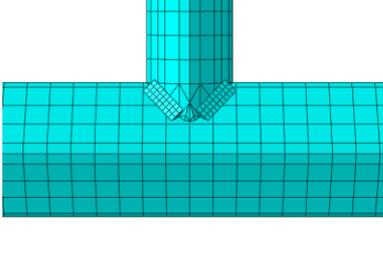
Identificação da malha	Detalhe isométrico da malha do modelo	Detalhe frontal da malha do modelo	Número de elementos
M10			13032
M13			8942
M15			6806
M20			4514

Tabela 13 – Estudo de refinamento da malha (D2).

Identificação da malha	Detalhe isométrico da malha do modelo	Detalhe frontal da malha do modelo	Número de elementos
M7			24135
M10			12044
M13			8080
M15			6244
M20			4120

5.3 Comparação dos modelos numéricos com os ensaios experimentais

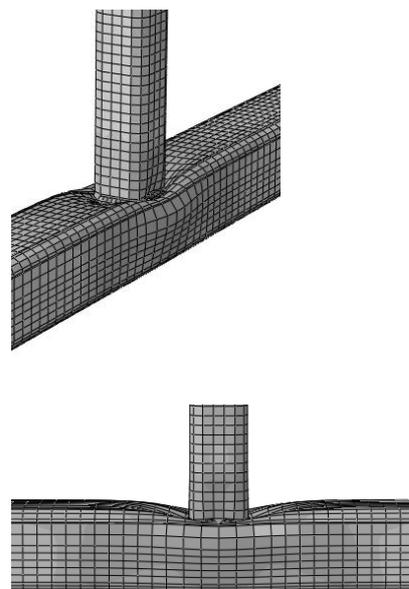
Na Tabela 14, os resultados dos modelos numéricos são comparados aos experimentais, sendo observada uma boa concordância com os resultados experimentais, com uma razão entre cargas máximas que varia entre 0,98 e 1,02. Da Figura 48 a Figura 50 são apresentados os aspectos das deformadas finais comparadas com os modelos experimentais, onde se conclui que os modelos numéricos produziram boa conformidade com os ensaios realizados.

Tabela 14 – Validação dos modelos numéricos com os modelos experimentais.

Ligação	Valores das Resistências					
	LVDT Média (V1 e V2)		N_{num}/N_{exp}	LVDT Média (V3 e V4)		N_{num}/N_{exp}
	Experimental [kN]	Numérico [kN]		Experimental [kN]	Numérico [kN]	
T1	380	382	1,00	380	382	1,00
D1	358	364	1,02	428	423	0,99
D2	282	283	1,00	314	310	0,99

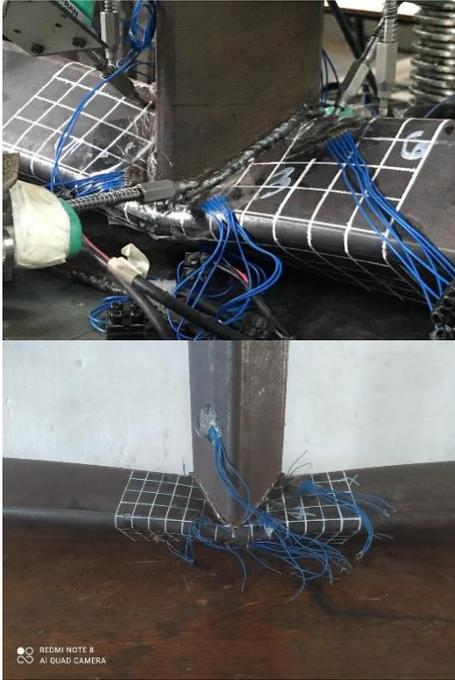


a) T1 Experimental

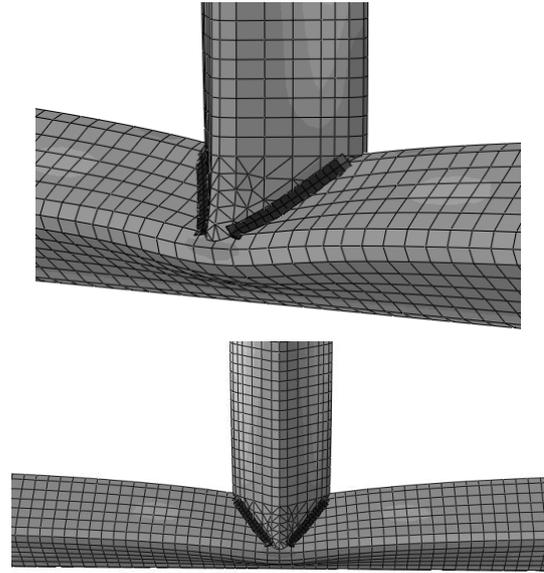


b) T1 Numérico

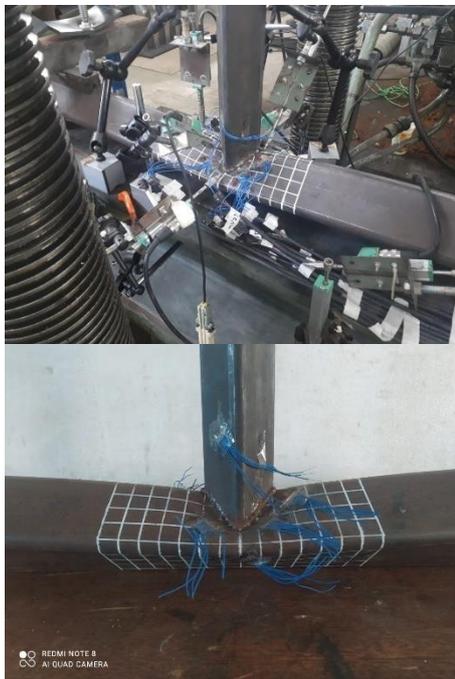
Figura 48 – Deformada final T1.



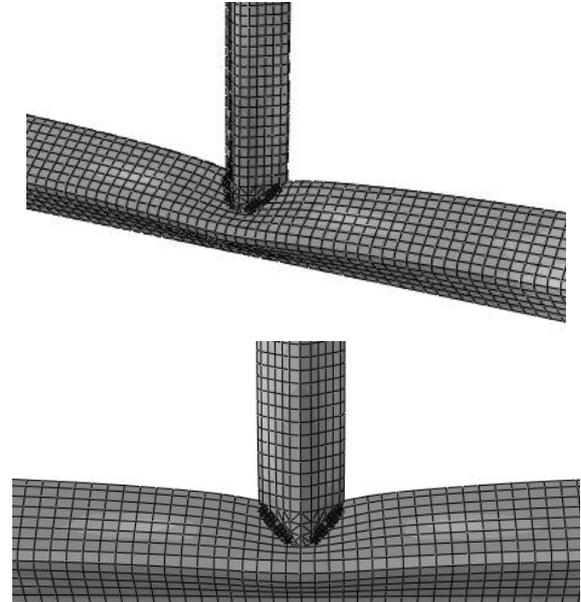
a) D1 Experimental



b) D1 Numérico

Figura 49 – Deformada final D1.

a) D2 Experimental



b) D2 Numérico

Figura 50 – Deformada final D2.

5.4 Comparação dos resultados numéricos com formulações analíticas

Os resultados analíticos obtidos a partir do Eurocode 3, parte 1-8 [7], ABNT NBR 16239 [9], e da fórmula proposta por Chen et al. [11], estão descritos na Tabela 15. Destaca-se que as células não preenchidas existem porque a formulação não contempla o dimensionamento das ligações *BBD* com $\beta=1$ nem as ligações tradicionais. De acordo com as análises dos resultados, pode-se concluir que, os resultados das normas vigentes ficaram contra a segurança para a ligação D1; o resultado de Chen et al. [11] ficou contra a segurança para a ligação D2.

Tabela 15 – Resultados numéricos e teóricos da resistência das ligações.

Modelos	N _{Num} [kN]	N _{EC3} [kN] [7]	N _{NBR} [kN] [9]	N _{Chen} [kN] [11]
T1	382	234,90	234,90	-
D1	364	537,56	553,98	-
D2	283	234,90	234,90	296,35

5.5 Análise da distribuição de tensões de von Mises

Por meio da distribuição da tensão de *von Mises* é possível avaliar os modos de falha verificados nos modelos numéricos bem como compará-los com os resultados observados nos ensaios. Desta forma, na Figura 51 e na Figura 52, apresenta-se a evolução da plastificação (pontos na cor cinza) das ligações bem como a evolução da deformada com suas respectivas cargas. Foram analisados, simultaneamente, a face superior e a parede lateral do banzo da ligação tradicional, e a coroa e a sela do banzo da ligação *BBD*, nessa ordem, por meio das curvas apresentadas. Vale salientar que foram retiradas as soldas, para uma melhor representação da escala de cores no banzo e no montante, devido a maior capacidade resistente da solda.

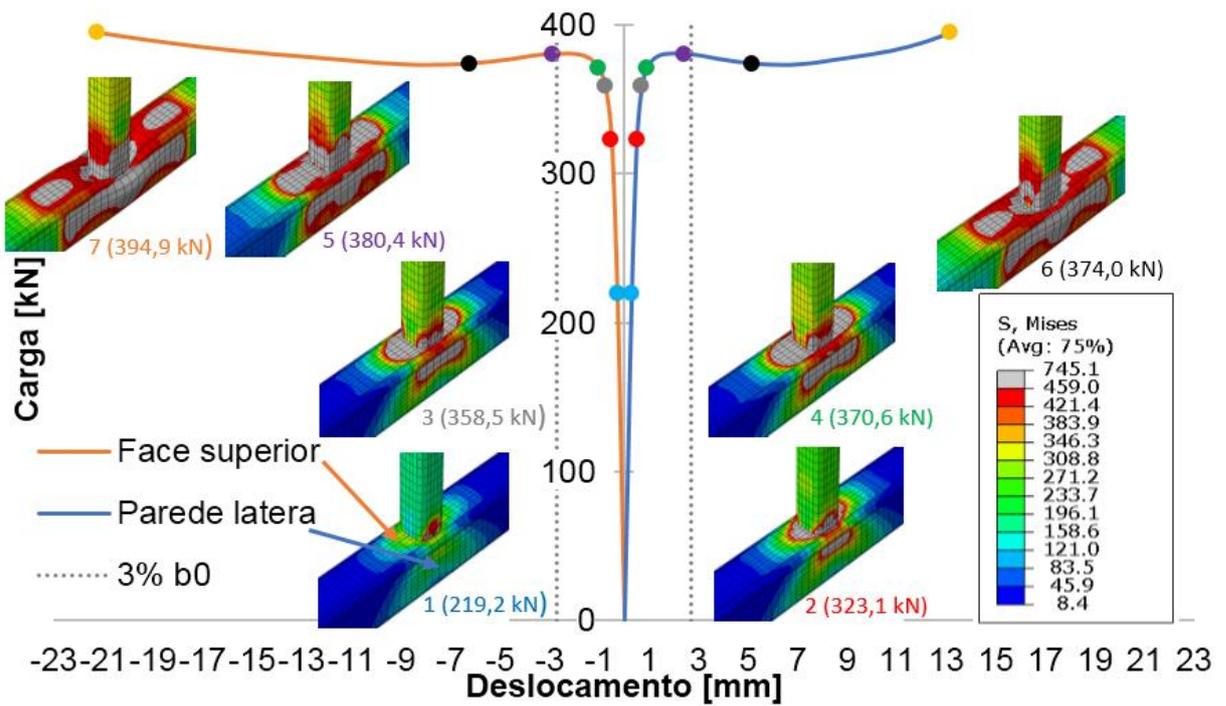


Figura 51 – Tensões de von Mises do modelo T1.

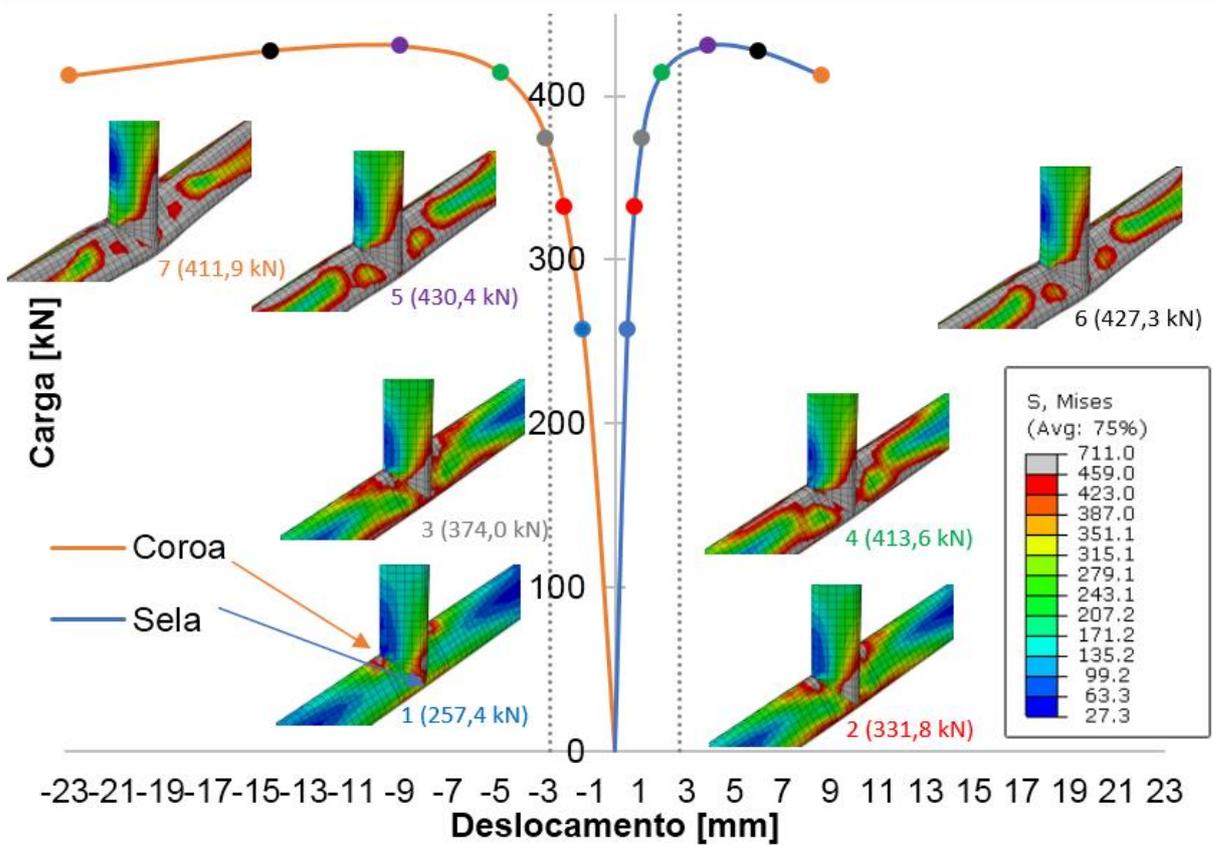


Figura 52 – Tensões de von Mises do modelo D1.

Observando a Figura 51 pode-se concluir que a ligação tradicional para esse tipo de geometria, carregamento e condições de contorno, teve a mesma carga resistente utilizando o critério de deformação limite de 3% b_0 de Lu et al. [14], bem como uma simultânea plastificação na face superior e na parede lateral do banzo. Também foi constatado que a face superior tem uma rigidez menor em relação a parede lateral.

Na Figura 52, para ligações T *BBD*, pode ser observado que a coroa (linha vermelha) teve uma carga menor para o mesmo deslocamento de 3% b_0 , onde os pontos de plastificação iniciaram-se nos pontos de coroa do banzo e sela do montante. Também foi averiguado por meio da inclinação da região elástica, que o ponto de coroa tem uma rigidez menor do que o ponto de sela.

6 ANÁLISE PARAMÉTRICA

6.1 Introdução

Este capítulo pretende expandir a análise de ligações T *BBD*, retratada por meio da análise paramétrica, utilizando o programa ABAQUS [10]. Ao todo foram analisados 279 modelos, considerando a variação das larguras e das espessuras dos perfis. Também são demonstradas comparações entre os resultados da análise paramétrica com a formulação analítica proposta por Chen et al. [11]; ressaltando-se que não existem prescrições normativas para o cálculo de resistência das ligações *BBD*.

Inicialmente na análise, foram variadas as seções dos montantes e suas espessuras simultaneamente, onde foram computados os resultados das resistências últimas tanto no ponto de coroa quanto no ponto de sela, utilizando o critério de deformação limite de $3\%b_0$ (já que os gráficos dos modelos não apresentaram picos). Em seguida, variou-se a seção do banzo, para obter resultados das ligações com valores de β e 2γ próximos das análises anteriores, só que com perfis maiores, a fim de analisar as diferenças entre as ligações com seções diferentes, o que não é observado nas fórmulas do Eurocode 3, parte 1-8 [7] e da ABNT NBR 16239 [9], onde a única propriedade geométrica do perfil levada em consideração no modo de falha A, é o parâmetro β . Vale ressaltar que tanto o banzo quanto o montante tiveram as mesmas espessuras, onde os valores de τ foram sempre iguais a um (1). Essa metodologia foi utilizada devido uma análise prévia que constatou a pouca influência desse parâmetro geométrico no comportamento das ligações T *BBD*.

As condições de contorno das análises paramétricas são idênticas aos ensaios experimentais, onde o banzo está totalmente apoiado como descrito no subitem 3.6. Os modelos aqui desenvolvidos seguem o que foi apresentado no Capítulo 5, onde foram utilizadas as mesmas propriedades mecânicas dos ensaios, apresentadas na Tabela 7.

Após a conclusão da análise paramétrica, é proposta uma equação para o dimensionamento das ligações T *BBD* sob carregamento axial de compressão no montante.

6.2 Geometria dos modelos numéricos

Os perfis utilizados seguiram as geometrias dos padrões comerciais, obtidos por meio da tabela da fabricante Tuper® [24]. Os modelos numéricos estão enumerados em ordem crescente em relação ao parâmetro geométrico β a partir da Tabela 23, presente no Apêndice A para os domínios representados na Tabela 16.

Tabela 16 – Variação geométrica das ligações.

Banzo(mm)	Montante (mm)	Espessura (mm)	β	2γ
90	35 - 90	3 - 6,3	0,39 – 1	14,29 - 30,00
150	60 - 150	3 - 16	0,40 – 1	9,37 - 50,00
200	80 - 200	4,25 - 16	0,40 – 1	12,50- 47,06

Conforme pode ser observado na Tabela 16, o parâmetro β variou de 0,39 a 1 e o parâmetro 2γ de 9,37 a 50. Vale salientar que o limite máximo estabelecido pelas normas para esbeltez (2γ) é de 35, que foi levado em consideração na hora das comparações com as mesmas.

Os modelos foram analisados quanto à flambagem local (classificação da seção transversal) e global dos montantes, sendo observado que estes modos de falha não aconteceram para os modelos estudados.

6.3 Resultados e avaliações dos modelos numéricos da análise paramétrica

Da Figura 53 a Figura 55 são comparadas, graficamente, as ligações com valores iguais de beta, mas com esbeltez diferente, em conjunto com a resistência por meio do critério de deformação limite, que é demonstrado pela linha vertical do

gráfico. Destaca-se que, quanto maior a esbeltez, menor a resistência da ligação. Porém, pode ser visto que com o aumento do parâmetro geométrico β , a resistência aumenta, mas com uma variação bem menor do que a esbeltez da seção transversal do banzo. Outra observação importante é que com o aumento da esbeltez (2γ), a rigidez da ligação reduz drasticamente.

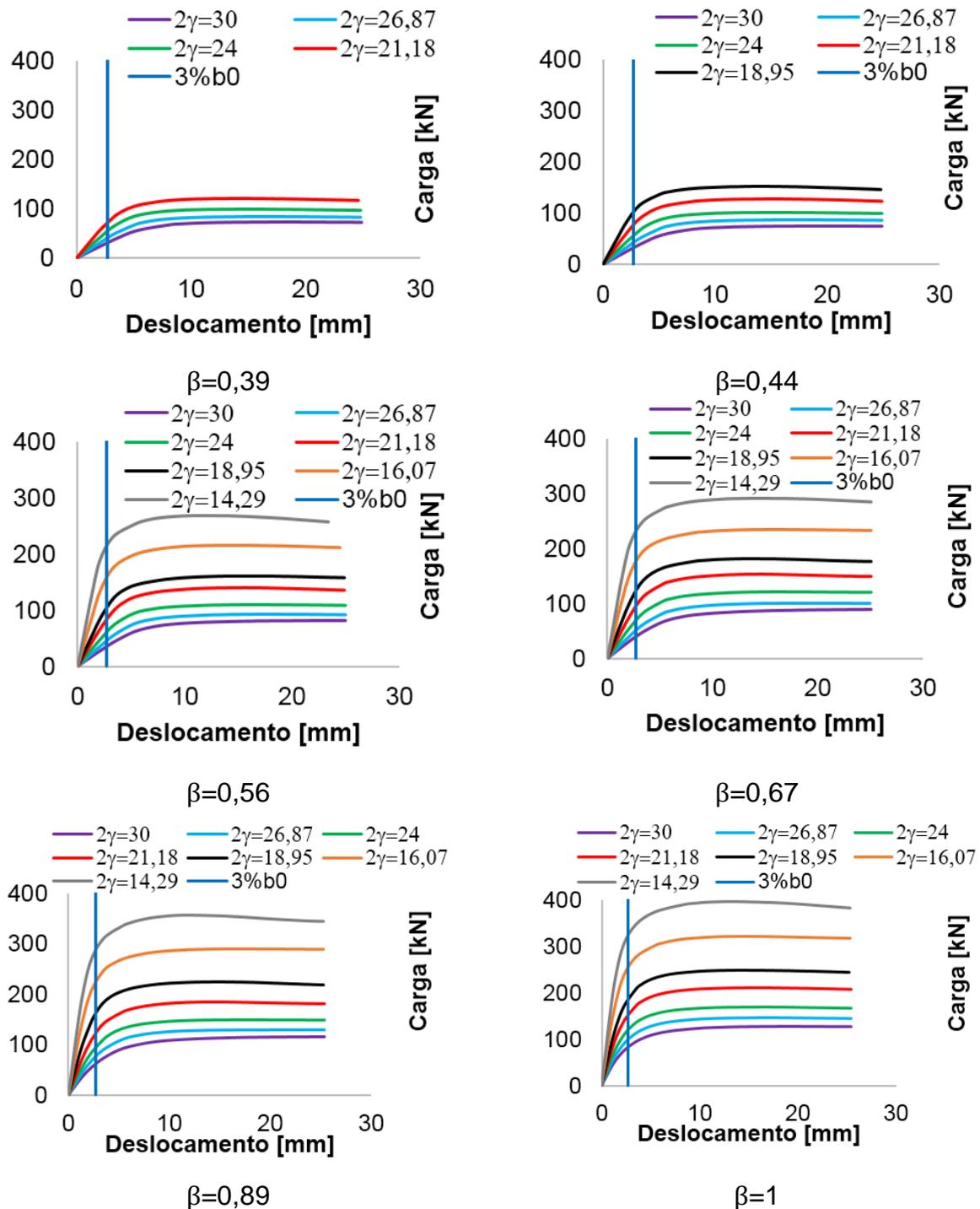


Figura 53 – Curvas carga versus deslocamento da coroa com β fixo e variação de 2γ –
 $b_0=90$ mm.

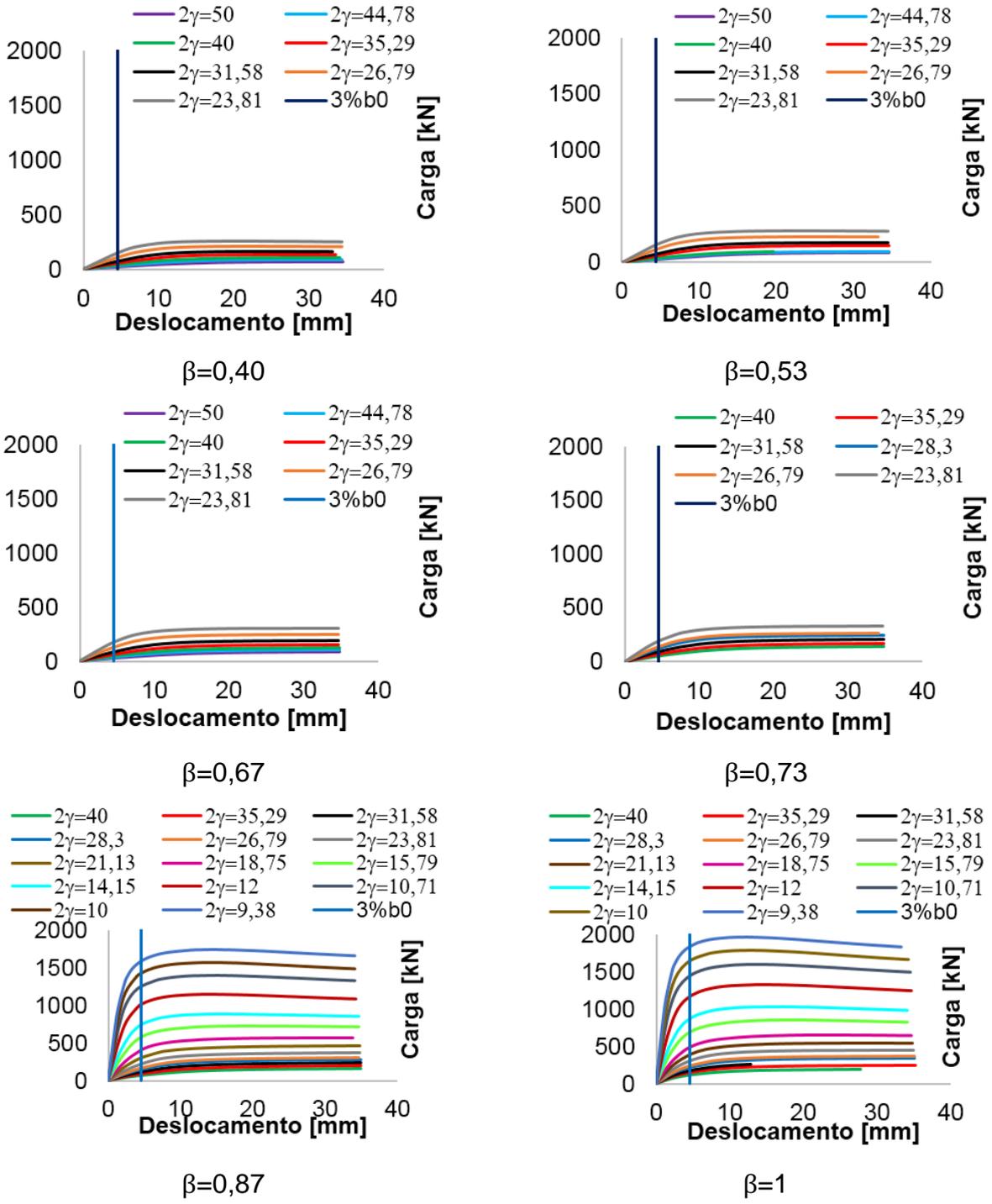


Figura 54 – Curvas carga versus deslocamento da coroa com β fixo e variação de 2γ -
 $b_0=150$ mm.

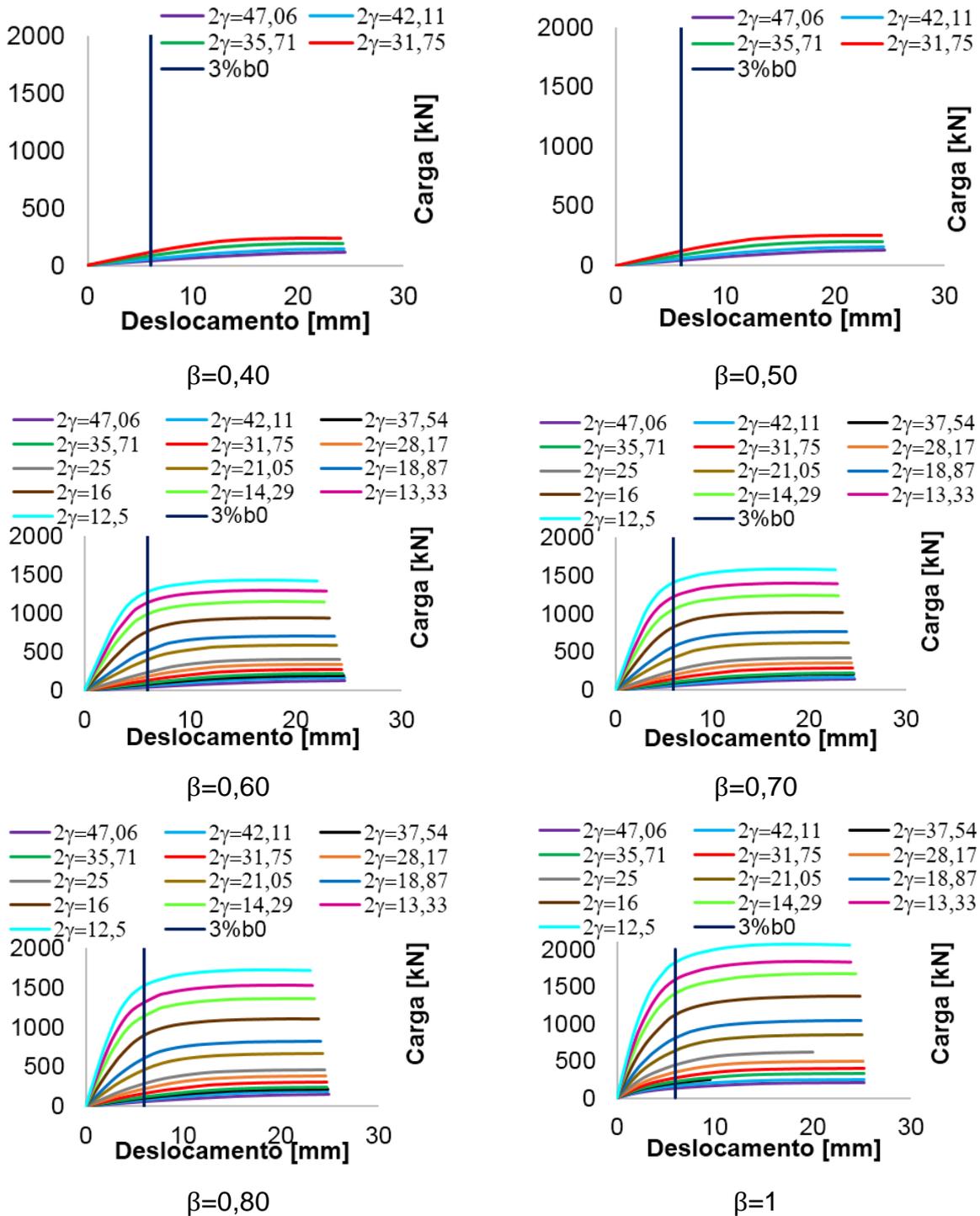


Figura 55– Curvas carga versus deslocamento da coroa com β fixo e variação de 2γ - $b_0=200$ mm.

Na Figura 56, as curvas carga versus deslocamento estão fixas em função do parâmetro 2γ com o parâmetro β variando de 0,39 a 1. Pode-se observar, que a resistência da ligação aumenta de acordo com o aumento de β , mas com uma variação menor do que com a variação de 2γ , como verificado anteriormente. Além

disso, indica-se que com o aumento do parâmetro geométrico β , a rigidez da ligação também aumenta.

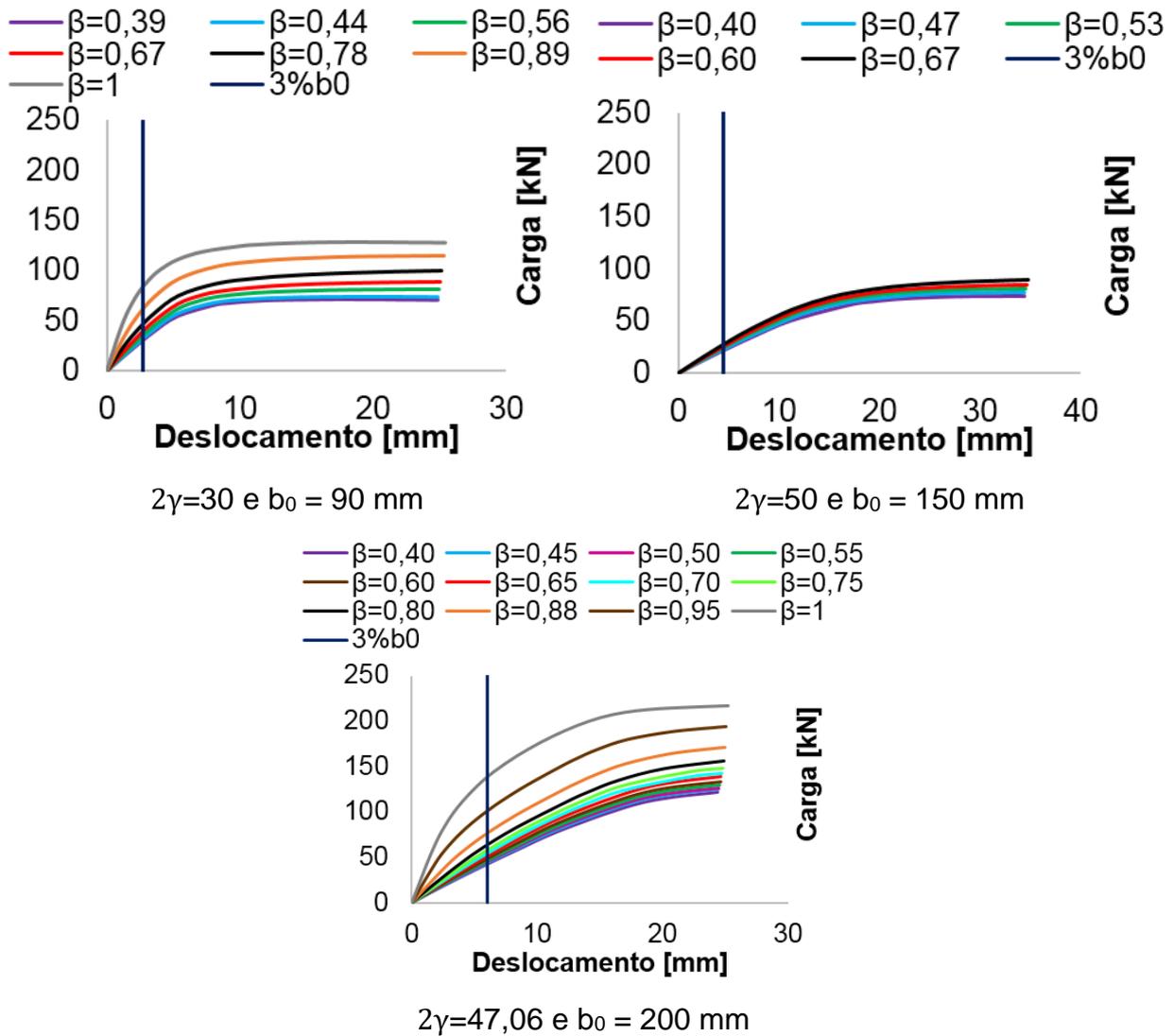


Figura 56 – Curvas carga versus deslocamento na coroa, com 2γ fixo e variação de β .

Para a variação das espessuras das ligações, como pode ser visto na Figura 57, a ligação tem um ganho tanto na rigidez, relacionado a diminuição da esbelteza da ligação 2γ , quanto na capacidade resistente.

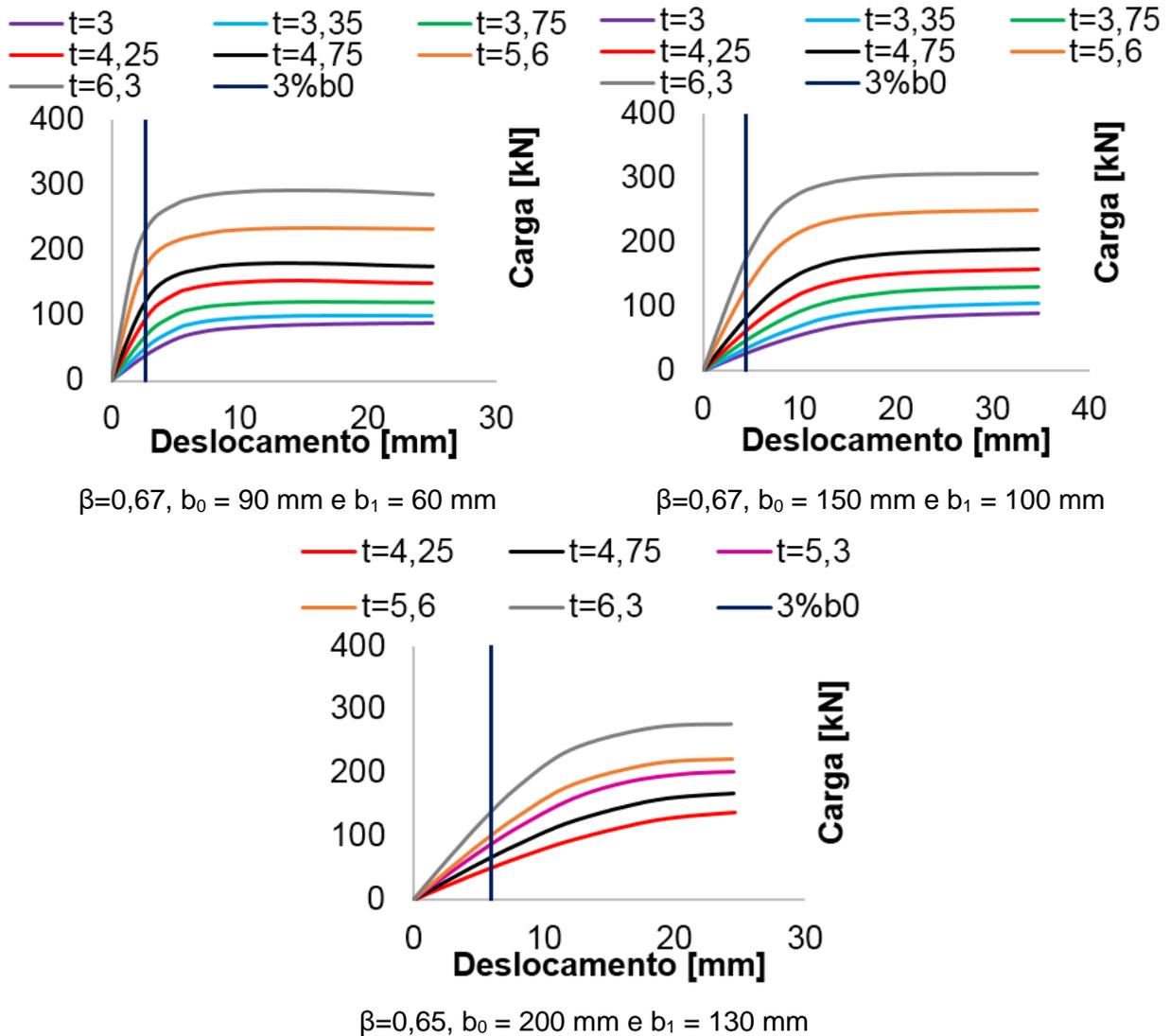


Figura 57 – Curvas carga versus deslocamento, com β fixo e variação de t .

A grande influência da esbeltez da seção do banzo na resistência da ligação fica nítida na Figura 58, onde se pode observar que ligações com as mesmas espessuras e com o mesmo $\beta = 0,67$, mas com dimensões de banzos diferentes (consequentemente diferentes valores de esbeltez) apresentam resistências bem distintas. A ligação com o maior perfil tem uma resistência muito menor do que a ligação com um perfil pequeno, que em um primeiro momento, poderia ser indicada como uma ideia contrária, uma vez que quanto maior o tamanho do perfil maiores seriam as propriedades geométricas, como por exemplo: área, raio de giração, momento de inércia, entre outros, proporcionando a ligação uma resistência maior.

A ligação com banzo de 200 mm com uma espessura de 4,25 mm, apesar de ter uma área 57% maior do que a ligação de 90 mm com a mesma espessura, tem

uma resistência 46,7% menor do que a mesma. Isso se deve ao fato da ligação com 200 mm ter uma esbeltez 55% maior do que a ligação com 90 mm. Com isso faz-se necessário ter uma esbeltez limitada para se ter uma ligação otimizada em termos de capacidade resistente. A Tabela 17 mostra a síntese dos resultados das resistências obtidas nos modelos numéricos considerados na Figura 58, com seus respectivos modos de falha, que são: plastificação na sela do montante (SM) e deslocamento do banzo ($3\%b_0$).

Na Figura 59, nota-se que para ligações com menores espessuras (onde os valores de esbeltez tem uma diferença maior), a variação na resistência é baixa. Já para ligações mais espessas (com a esbeltez próxima), as cargas são maiores em relação as anteriores, e com uma diferença maior entre si, além de ter um comportamento bastante linear. Essa observação indica que aumentando a espessura em uma ligação com uma esbeltez pequena, o ganho de resistência é substancial.

Tabela 17 – Influencia da espessura do banzo no comportamento das ligações.

Espessura (mm)	b_0 (mm)	Área (cm ²)	Esbeltez 2γ	Resistência numérica (kN)	Modos de falha
4,25	90	14,11	21,18	96,00	$3\%b_0$
	150	24,31	35,29	63,50	$3\%b_0$
	200	32,81	47,06	51,19	$3\%b_0$
4,75	90	15,62	18,95	122,00	$3\%b_0$
	150	27,02	31,58	82,90	$3\%b_0$
	200	36,52	42,11	67,02	$3\%b_0$
5,6	90	18,1	16,07	176,00	SM
	150	31,54	26,79	128,10	$3\%b_0$
	200	42,74	35,71	102,00	$3\%b_0$
6,3	90	20,07	14,29	231,00	SM
	150	35,19	23,81	175,50	$3\%b_0$
	200	47,79	31,75	139,59	$3\%b_0$

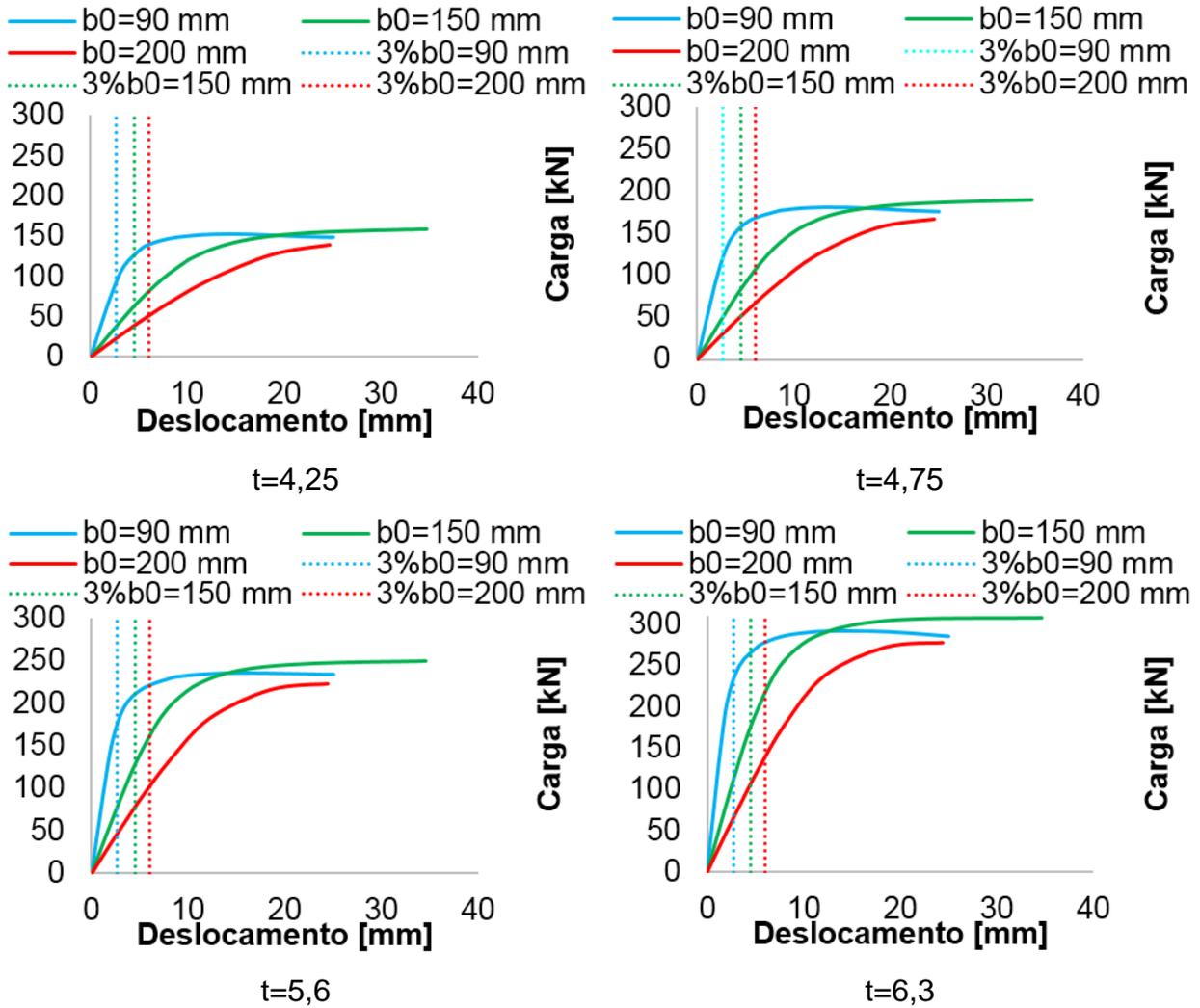


Figura 58 – Curvas carga versus deslocamento, com β e t fixos e variação de 2γ .

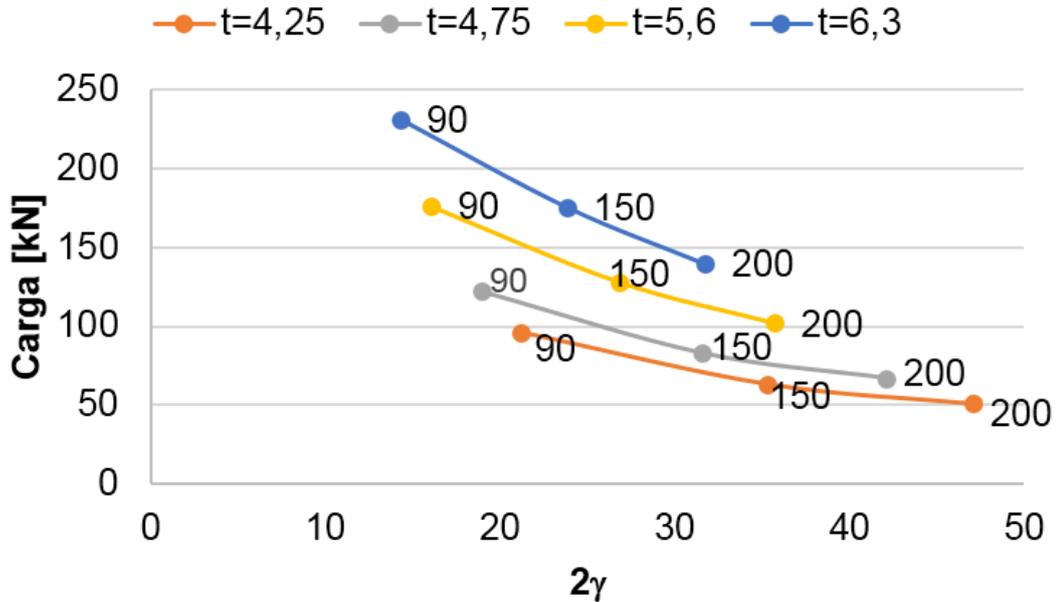


Figura 59 – Variação de t com banzos de 90, 150 e 200 mm.

Na Figura 60 podem ser observadas as variações simultâneas de β e 2γ , na qual fica nítido o impacto que a esbeltez tem na capacidade resistente da ligação, onde com um pequeno aumento da mesma, a resistência diminui consideravelmente. Em contrapartida, a variação do parâmetro geométrico β fornece um aumento de resistência, mais com uma variação menor quando comparado com a esbeltez.

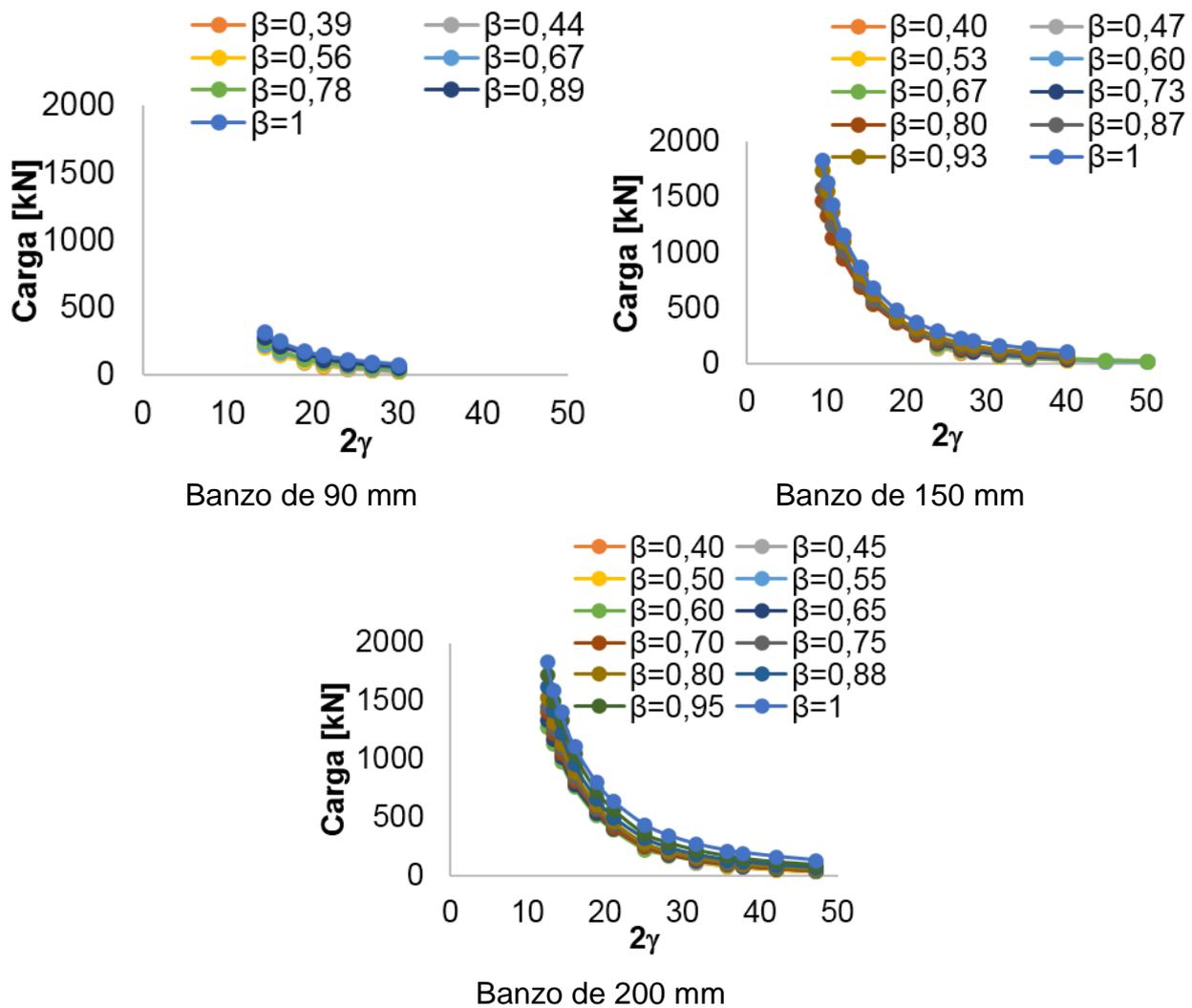


Figura 60 – Curvas variando simultaneamente β e 2γ .

Na Figura 61, os gráficos mostram uma variação simultânea de 2γ e β , onde se pode observar que, com o aumento do parâmetro β , a resistência vai aumentando de forma mais suave para ligações com elevado índice de esbeltez. Já para ligações com baixo índice de esbeltez, as mesmas tem um ganho de resistência mais

acentuado. Os gráficos também confirmam que a esbeltez tem uma influência na resistência da ligação maior do que o parâmetro β .

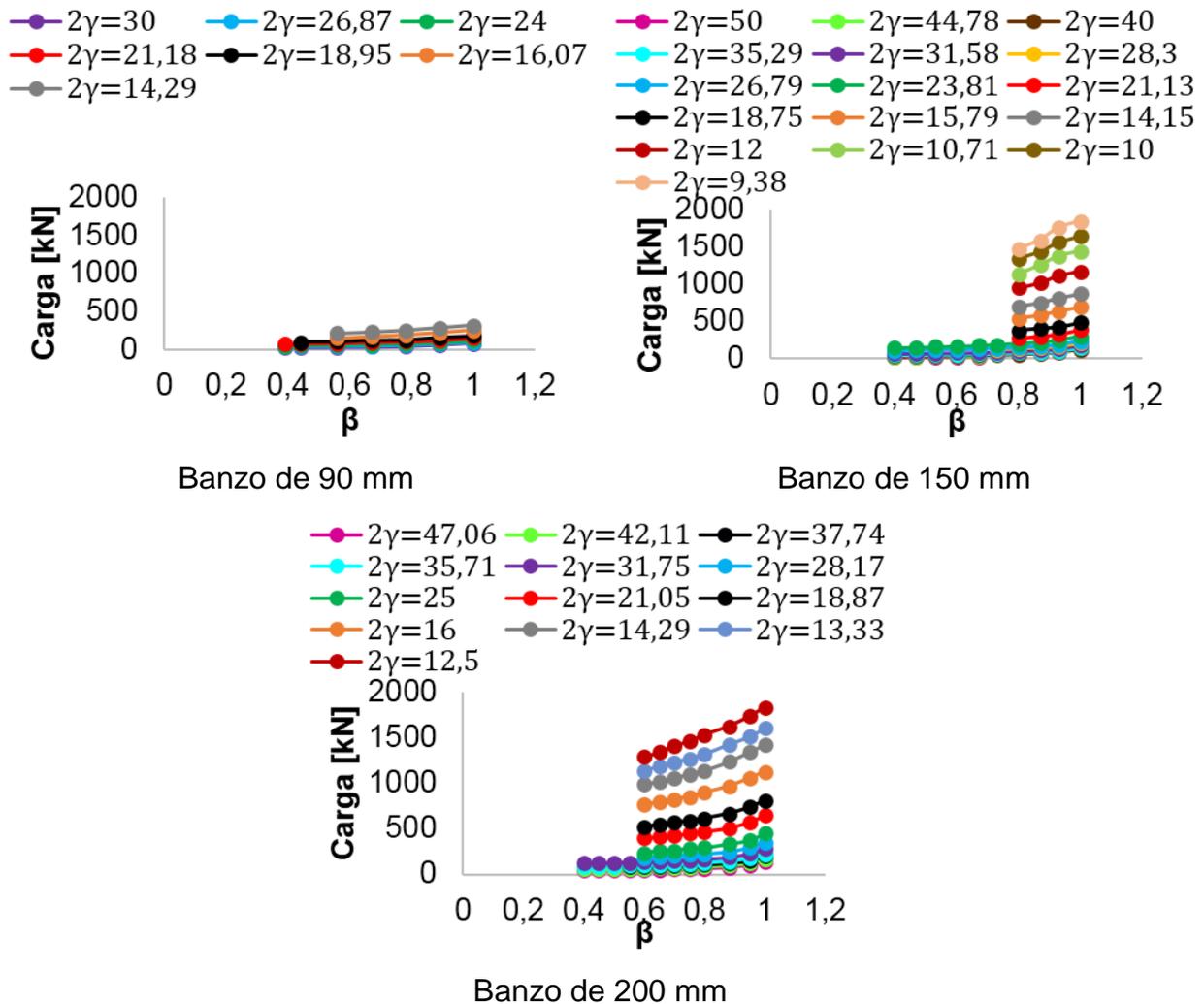


Figura 61 – Variação simultânea de β e 2γ .

Na Figura 62, onde são comparados os resultados das ligações com valores de esbeltez semelhantes, variando β , pode ser notado que as ligações *BBD* comportam-se de modo semelhante aos das ligações tradicionais, no quesito limite do parâmetro β para o cálculo da resistência. Para a ligação com o banzo de 90 mm verifica-se um aumento significativo na resistência com um beta a partir de 0,78, e para as outras ligações (150 e 200 mm), esse ganho de resistência significativo começa a partir de 0,87. A resistência máxima é atingida quando as ligações tem um $\beta = 1$.

A ABNT NBR 16239 [9] e o Eurocode 3, parte 1-8 [7] preconizam na determinação da resistência para ligações com β entre 0,85 e 1, que é permitido efetuar uma interpolação linear entre as duas fórmulas. Nesta dissertação considera-se a mesma prerrogativa para as ligações *BBD*. Cabe ressaltar que isso é válido para um limite de esbeltez ainda não definido, porque a partir de um limite com baixo índice de esbeltez, a ligação passa a ter um comportamento linear, como pode ser observado nos gráficos da Figura 62. Essa linearidade depende das dimensões do banzo, tendo em vista que a ligação com banzo de 90 mm começa a linearizar com $2\gamma = 18,86$, com banzo de 150 mm inicia-se com $2\gamma = 14,24$, e por fim, para a ligação com banzo de 200 mm observa-se esse efeito com $2\gamma = 12,5$. Este último resultado está caracterizado na Figura 61, onde pode ser observado que a ligação comportar-se linearmente de forma mais precoce de acordo com a redução das dimensões do banzo, conforme a Figura 62. Em outras palavras quanto menor o perfil do banzo seu comportamento continuará linear com um limite de esbeltez maior do que banzos com perfis maiores. Nesta linha, pode-se ainda verificar que à medida que a esbeltez diminui, a resistência entre as ligações com tamanhos de banzos diferentes cresce.

Nas tabelas do Apêndice A, além dos resultados das resistências últimas das ligações, também estão apresentados os resultados obtidos nos pontos de sela. Apresentando as resistências no mesmo gráfico, pode-se observar que estas apresentam uma relação linear. A fórmula que relaciona ambas as resistências está descrita na Equação (32), considerando-se que a resistência no ponto de coroa é conhecida. A Tabela 18 apresenta os valores estatísticos, onde pode ser observada a eficácia da equação.

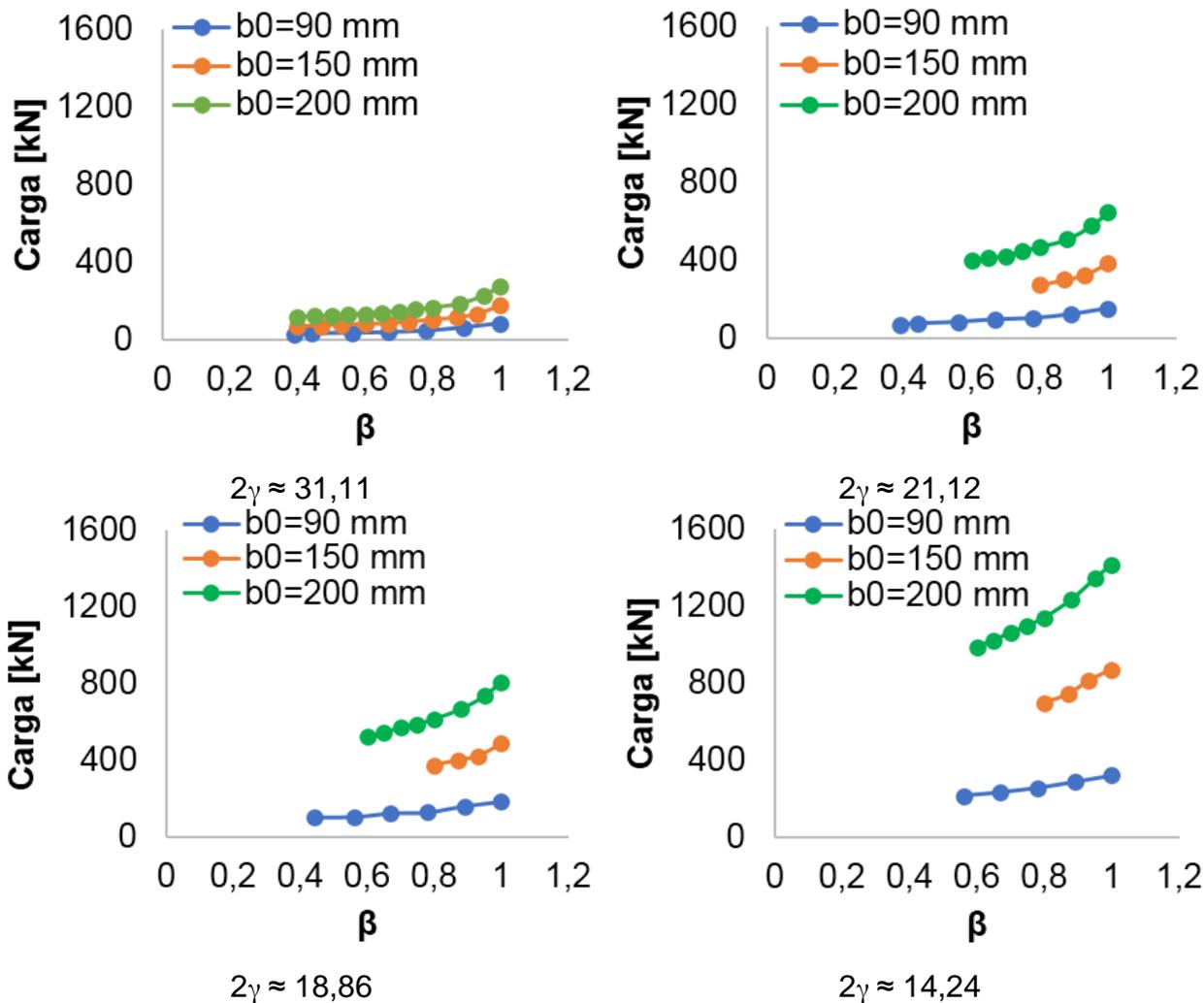


Figura 62 – Comparação da variação de β com esbelteza aproximada.

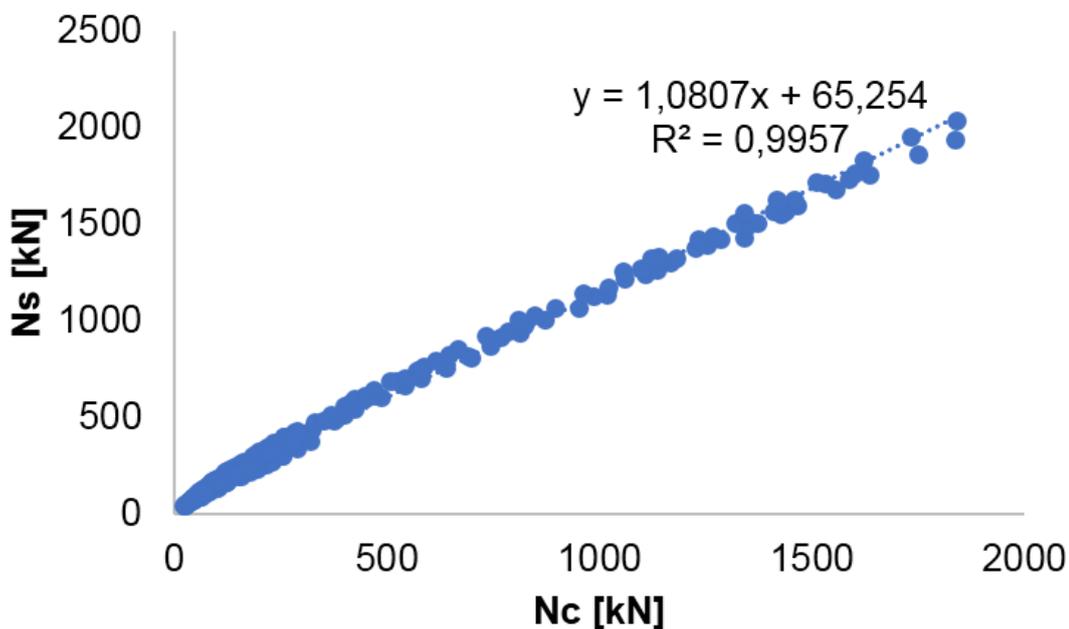


Figura 63 – Relação entre a resistência da sela com a resistência da coroa.

$$N_s = 1,0807 \cdot N_c + 65,254 \quad (32)$$

Onde

N_s é a resistência da sela;

N_c é a resistência da coroa em (kN).

Tabela 18 – Resultados estatísticos

Parâmetro estatístico	N_s
Média	1,070
Desvio padrão	0,205
Variância	0,042
Coefficiente de variação	0,191

6.4 Verificação da equação existente na literatura

Os resultados dos modelos numéricos foram comparados com a equação de Chen et al. [11], onde sua formulação é demonstrada no subitem 2.7 e os resultados estatísticos sendo apresentados na Tabela 19. De acordo com a tabela, pode-se observar que os valores de Chen et al. [11] não tiveram resultados satisfatórios.

Na Figura 64 pode ser observado que a fórmula de Chen et al. [11] apresentou todos os pontos contra a segurança quando comparados com os modelos numéricos do presente trabalho. Também foi verificado que os pontos que mais ficaram contra a segurança tinham altos valores de b_0 , cujo parâmetro geométrico não foi levado em consideração na fórmula de Chen et al. [11], assim como no Eurocode 3, Parte 1-8 [7] e na ABNT NBR 16239 [9], onde é desconsiderado esse parâmetro para o modo de falha A.

Tabela 19 – Comparação estatística com os resultados numéricos com a equação existente.

0,40 ≤ β ≤ 0,80 e 16 ≤ 2γ ≤ 40	
Parâmetro estatístico	$\frac{N_{num}}{N_{Chen}}$
Média	0,47
Desvio padrão	0,14
Coefficiente de variação	0,30

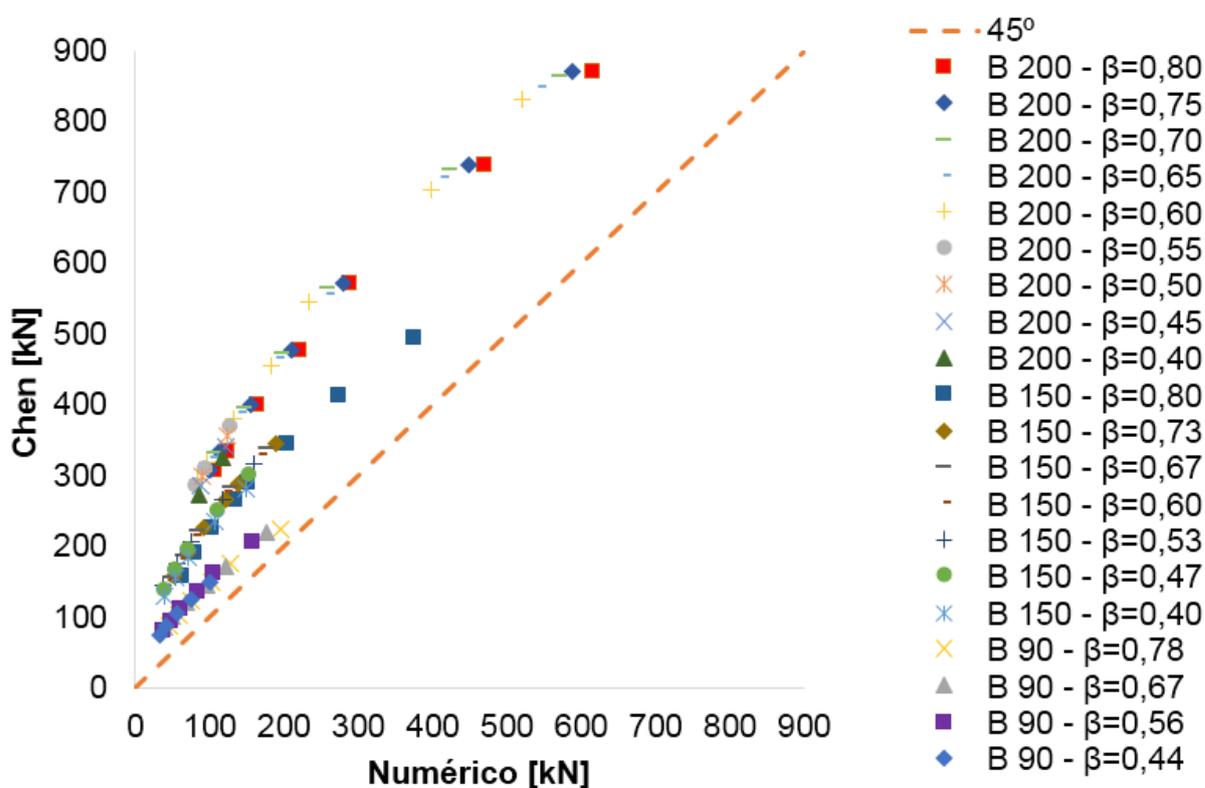


Figura 64 – Gráfico dos resultados numéricos versus fórmula de Chen et al. [11].

A fórmula de Chen et al. [11], como pode ser observado no gráfico 3D da Figura 65, aumenta a resistência à medida que a esbelteza aumenta, contrariando o previsto, que indica que à medida que a esbelteza aumenta, a resistência tende a diminuir.

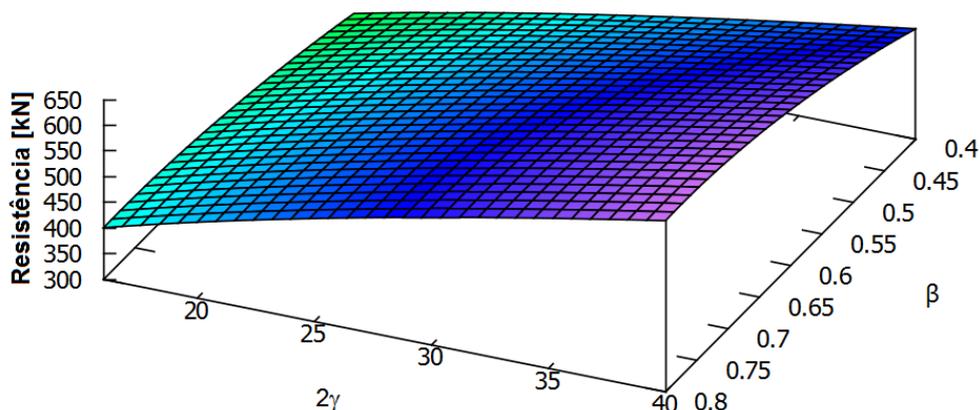


Figura 65 – Gráfico 3D da equação de Chen et al.[11].

6.5 Propostas de Equações

Tendo como base os resultados da análise paramétrica, constatou-se que as variáveis com maior influência na resistência da ligação T *BBD* eram 2γ , β e b_0 , nessa ordem. Com base nessas informações, foi desenvolvida uma análise por meio do gráfico da Figura 66, onde foi observado que as curvas com β semelhantes variando o tamanho do banzo, apresentaram acréscimo de resistência à medida que as dimensões do banzo tornavam-se maiores, mas que esse aumento era insignificante para elevados índices de esbeltez. Nesses gráficos foram considerados como medida padrão, a equação para um banzo de 90 mm, calculada por meio da linha de tendência com formato de potência.

Por meio da Figura 66, pode-se obter a Equação (33), que representa a variação da resistência em função do parâmetro 2γ para as ligações com $\beta=0,80$ e $b_0=90$ mm; que devido a simplificação da potência com o valor de -2,312 para -2,32 foi necessário fazer uma correção no coeficiente, como pode ser observado na Equação (34).

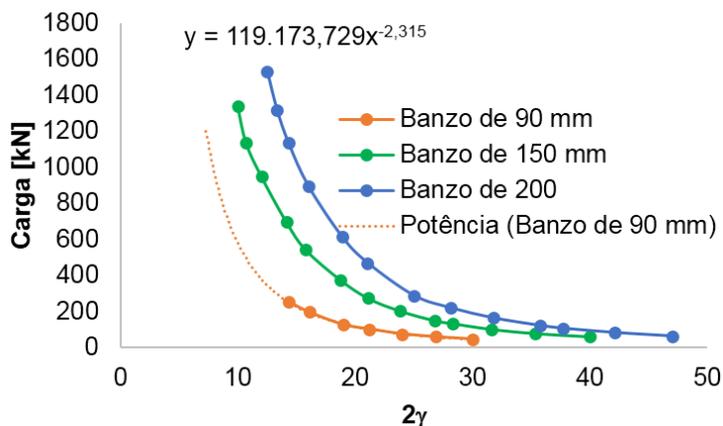


Figura 66 – Comparação das resistências com o $\beta=0,80$ e variação de 2γ .

$$N_{\text{BBD}}=119.174.729(2\gamma)^{-2,312} \quad \text{para } \beta = 0,80 \text{ e } b_0 = 90 \text{ mm} \quad (33)$$

$$N_{\text{BBD}}=113.945.454(2\gamma)^{-2,32} \quad \text{para } \beta = 0,80 \text{ e } b_0 = 90 \text{ mm} \quad (34)$$

Posteriormente a essa análise, foi feita uma relação entre as resistências das ligações com o banzo de 150 e 200 mm com as resistências com um banzo de 90 mm, como pode ser visto na Tabela 20. Após essa relação foi calculada a média entre a correlação de cada banzo.

Tabela 20 – Variação de resistência em função de b_0 e 2γ para $\beta=0,80$.

2γ	Banzo [mm]				
	90	150	200	150/90	200/90
14,29	252,69	628,02	1147,15	2,49	4,54
16,07	192,38	482,55	862,03	2,51	4,48
18,95	131,42	333,90	578,20	2,54	4,40
21,18	101,59	260,35	441,46	2,56	4,35
24,00	76,03	196,77	325,85	2,59	4,29
26,87	58,56	152,89	247,84	2,61	4,23
30,00	45,36	119,45	189,63	2,63	4,18
			Média	2,561	4,352
			D.Padrão	0,054	0,130
			Coef. de Variação	0,021	0,030
			Variância	0,003	0,017
			Banzo	Média	
			90	1,00	
			150	2,56	
			200	4,35	

Dados para a criação da Figura 67

Com essa média foi construído o gráfico da Figura 67 que tem como base a ligação com banzo de 90 mm onde seu valor foi considerado como unitário. Com o resultado do gráfico, foi obtido um fator de correção (FC) apresentado na Equação (35), que representa a variação da relação da resistência dos banzos de 150 e 200 mm com o banzo de 90 mm; indicando o aumento da resistência com o aumento do tamanho do banzo. Para que o resultado da fórmula final tivesse unidade de força, havia a necessidade de b_0 estar elevado ao quadrado e, com essa modificação, houve uma correção no coeficiente, como pode ser observado na Equação (36).

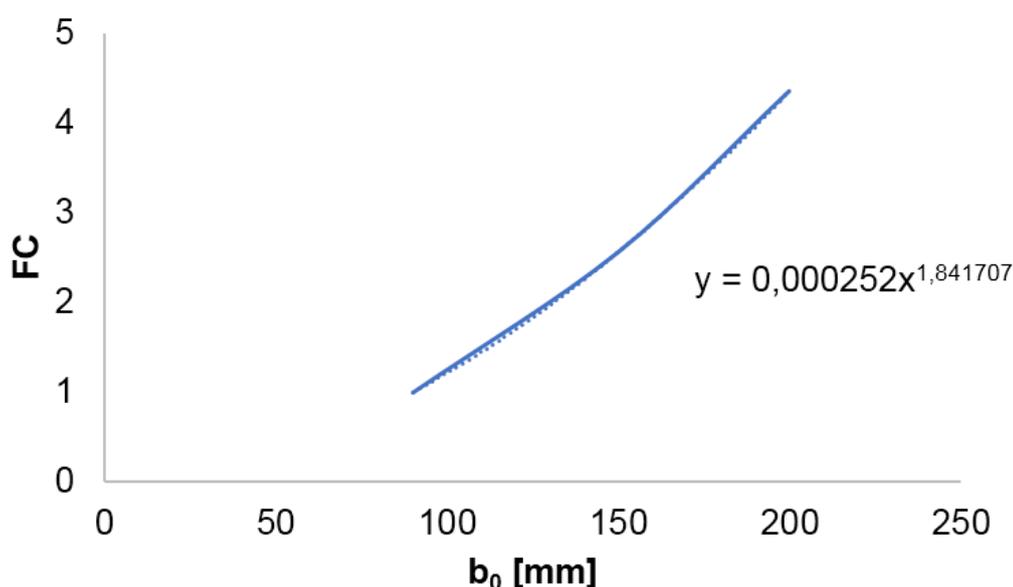


Figura 67 – Relação do aumento de b_0 com o fator de majoração da resistência.

$$FC=0,000252b_0^{1,841707} \quad (35)$$

$$FC=0,00011b_0^2 \quad (36)$$

À medida que o parâmetro β diminuía observou-se que a resistência da ligação também diminua, com o aumento de β o inverso acontecia, sendo necessário adicionar essa parcela de resistência no cálculo, que está demonstrada na Equação (37).

$$y=(\beta+0,2) \quad (37)$$

A tensão de escoamento (f_y) da análise paramétrica foi igual à do ensaio experimental para a maioria dos modelos números com um valor de 459 MPa, mas também foram considerados valores de 250 e 350MPa, onde se observou que a resistência diminuía de acordo com a Equação (38).

$$z=0,00217f_y \quad (38)$$

Multiplicando a Equação (34), Equação (36), Equação (37) e Equação (38) obtém-se a Equação (39) que calcula a resistência das ligações *BBD* para $0,39 \leq \beta \leq 0,89$. Ajustando a equação apresentada, é possível definir uma simplificação por meio da Equação (40).

$$N_{BBD2} = \frac{113.945.454(\beta+0,2)0,00011b_0^2 \cdot 0,00217f_y}{(2\gamma)^{2,32}} \quad (39)$$

$$N_{BBD2} = \frac{27,2b_0^2 f_y (\beta+0,2)}{(2\gamma)^{2,32}} \quad \text{para } 0,39 \leq \beta \leq 0,89 \quad (40)$$

A mesma metodologia foi utilizada na criação da fórmula para ligações com $\beta = 1$, sendo demonstrada na Equação (41).

$$N_{BBD1} = \frac{8,1b_0^2 f_y}{(2\gamma)^{1,82}} \quad \text{para } \beta = 1 \quad (41)$$

Para intervalos de $0,90 \leq \beta \leq 0,99$ seguindo procedimentos adotados nas normas ABNT NBR 16239 [9] e Eurocode 3, parte 1-8 [7], é permitido fazer a interpolação linear entre as duas equações, representada pela Equação (42).

A eficácia dessas equações pode ser observada na Tabela 21 e na Figura 68, onde são apresentados os parâmetros estatísticos e os gráficos dos resultados numéricos *versus* as fórmulas propostas, respectivamente. Vale salientar que o valor

de relação mínimo é de 0,98 entre a resistência do modelo numérico com a resistência calculada.

Por meio da Equação (40) foi gerado o gráfico da Figura 69, onde pode ser constatado o impacto que a esbelteza causa na resistência da ligação *BBD*. Outra observação feita é que, um limite de esbelteza ideal seria até 20, onde uma ligação com esbelteza acima desse valor torna-se inviável, devido ao seu não aproveitamento total da resistência do perfil.

$$N_{\text{interp.}} = N_{\text{BBD1}} - \frac{(1-\beta)(N_{\text{BBD1}} - N_{\text{BBD2}})}{(1-0,89)} \quad \text{para } 0,90 \leq \beta \leq 0,99 \quad (42)$$

Tabela 21 – Resultados estatísticos das fórmulas propostas.

Parâmetro estatístico	0,39 ≤ β ≤ 0,89	β=1	0,90 ≤ β ≤ 0,99 Interpolação
	<u>Numérico</u> Proposto	<u>Numérico</u> Proposto	<u>Numérico</u> Proposto
Média	1,19	1,20	1,11
Desvio padrão	0,18	0,098	0,065
Variância	0,035	0,009	0,004
Coef. de variação	0,15	0,08	0,06

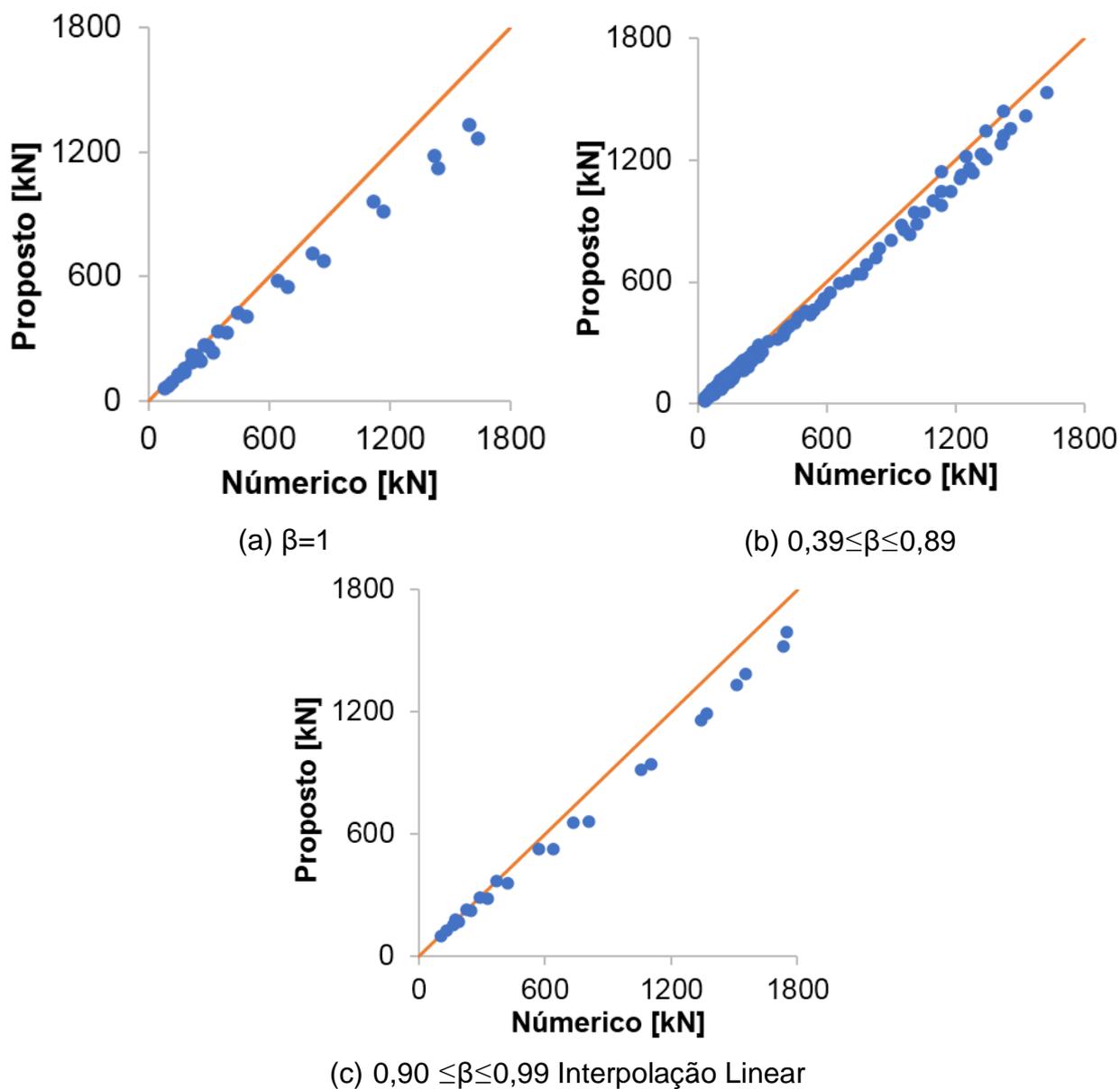


Figura 68 – Gráfico dos resultados numéricos versus fórmula proposta.

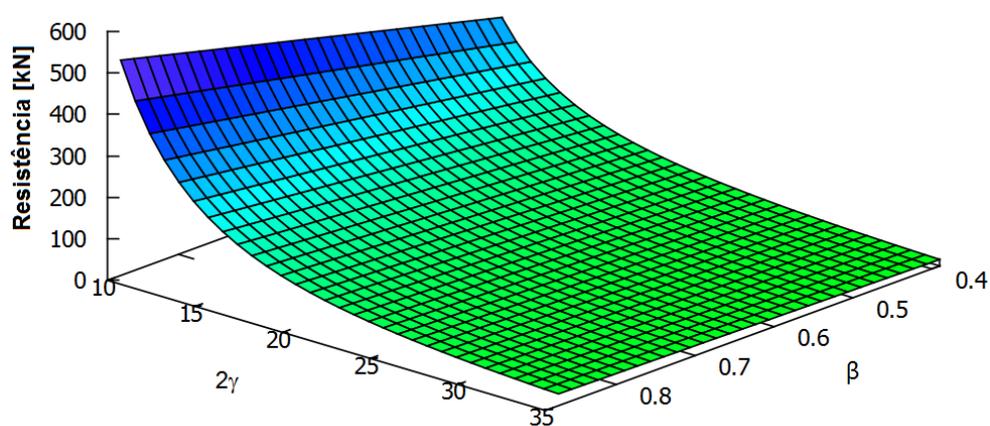


Figura 69 – Gráfico 3D da Equação (40) com um banzo de 90mm.

6.5.1 Estudo de confiabilidade das equações

O nível de confiabilidade das equações propostas no presente trabalho, foram examinados por meio do método de análise estatística recomendado pela AISI S100 [27] descrito na Equação (43). Para todas as comparações, os projetos foram considerados como probabilisticamente confiáveis e seguros. A Equação (44) apresenta o Índice de confiabilidade alvo (β_0), que deve ser igual ou maior do que 2,5, para ser considerado pertinente. Os valores dos parâmetros, coeficientes e fatores usados para calcular o valor do Índice de Confiabilidade Alvo (β_0) estão descritos na Tabela 22, onde os valores de M_m , V_m , F_m e V_F são tomados da tabela F1 do AISI S100 [27] e com base no mesmo capítulo são determinados os valores de C_ϕ e V_Q .

$$\phi = C_\phi (M_m F_m P_m) e^{-\beta_0 \sqrt{V_M^2 + V_F^2 + C_P V_P^2 + V_Q^2}} \quad (43)$$

$$\beta_0 = \frac{\ln(C_\phi M_m F_m P_m / \phi)}{\sqrt{V_M^2 + V_F^2 + C_P V_P^2 + V_Q^2}} \geq 2,5 \quad (44)$$

Onde:

C_ϕ é o coeficiente de calibração;

M_m é o valor médio do fator material;

F_m é o valor médio do fator calibração;

P_m é o valor médio do fator profissional;

e é a base do logaritmo natural;

β_0 é o índice de confiabilidade alvo;

V_M é o coeficiente de variação do fator material;

V_F é o coeficiente de variação do fator fabricação;

V_Q é o coeficiente de variação do fator carga;

V_P é o coeficiente de variação obtidos nos ensaios numéricos;

C_P é o fator de correção dado pela Equação (45) ou Equação (46), dependendo do valor de n .

$$\text{Para } n \geq 4 \quad C_P = \frac{m(1+1/n)}{(m-2)} \quad (45)$$

$$\text{Para } n = 3 \quad C_P = 5,7 \quad (46)$$

Onde:

n é o número de ensaios e/ou modelos numéricos;

m é o grau de liberdade, igual a n-1.

Tabela 22 – Parâmetros utilizados para o cálculo do Índice de confiabilidade alvo (β_0).

Parâmetro	Barra com seção transversal tubular		
	Equações propostas		
	$0,39 \leq \beta \leq 0,89$	$\beta = 1$	Interp. linear $0,90 \leq \beta \leq 0,99$
C_ϕ	1,52	1,52	1,52
M_m	1,1	1,1	1,1
F_m	1,0	1,0	1,0
e	2,718	2,718	2,718
V_M	0,1	0,1	0,1
V_F	0,05	0,05	0,05
V_Q	0,21	0,21	0,21
Φ	1	1	1
n	164	30	23
m	163	29	22
C_P	1,01	1,1	1,14
	Equações propostas		
	$0,39 \leq \beta \leq 0,89$	$\beta = 1$	Interp. linear $0,90 \leq \beta \leq 0,99$
P_m	1,19	1,20	1,11
V_P (%)	6,5	6,5	6,5
β_0	2,75	2,78	2,51
Erro (%)	+9,09	+10,07	+0,4

Como pode ser observado na Tabela 22, os resultados do Índice de Confiabilidade Alvo (β_0) do presente trabalho ficaram acima de 2,5 com um erro de +9,09% para $0,39 \leq \beta \leq 0,89$, +10,07% para $\beta=1$, e para a interpolação linear +0,4% para $0,90 \leq \beta \leq 0,99$, indicando que as fórmulas propostas além de seguras também são econômicas.

CONCLUSÕES

Introdução

O objetivo deste estudo foi a análise das ligações T *BBD* com perfis SHS de aço carbono, submetidas a esforço de compressão axial no montante com o banzo totalmente apoiado (que segundo Guerriero [28] está a favor da segurança); objetivando alcançar resultados a favor da segurança, com estruturas mais otimizadas, que conseqüentemente alcançariam uma redução de custos e um nível de sustentabilidade maior.

Devido ao fato das normas vigentes não contemplarem a ligação em questão, foi feito um estudo bibliográfico para analisar os pontos que não tinham sido estudados e também avaliar a eficiência de alguns pontos já estudados. Após esse levantamento foram realizados três ensaios experimentais e uma análise paramétrica embasada nesses resultados, na qual foi possível examinar o comportamento dessas ligações e comparar estes resultados com os valores teóricos obtidos na literatura, onde foi averiguado que as equações existentes não tinham um nível de confiabilidade adequada para prever a carga resistente da ligação nem um limite amplo de aplicação.

Foram criadas equações para a ligação *BBD* com um nível de confiabilidade requerido, calculados através do método de análise estatística recomendado pela AISI S100 [27], e com um limite maior tanto de esbeltez quanto de beta.

Principais contribuições

Os valores obtidos numericamente descreveram de forma satisfatória os resultados experimentais, tanto nas medidas de deslocamentos, obtidos pelas medições simultâneas de LVDT (coroa e sela das ligações *BBD*; face superior e parede lateral das ligações tradicionais) quanto os obtidos pelas relações entre os

valores das tensões últimas e os resultados dos extensômetros. Com base nesses parâmetros conclui-se que os valores dos resultados numéricos são confiáveis.

Tendo como base os resultados dos ensaios experimentais e da análise paramétrica, constatou-se que as variáveis de maior peso na resistência da ligação *BBD* eram 2γ , β e b_0 , nessa ordem.

Foi observado tanto nos modelos experimentais quanto nos numéricos que, o comportamento carga *versus* deslocamento da coroa/sela de todas as ligações *BBD* não apresentaram pico de carga. Desta forma, todos os valores de resistência última foram determinados a partir do critério de deformação limite de Lu et al.[14].

Para todos os tipos de ligação *BBD* estudadas, foi observado que com o aumento do parâmetro β , tanto a capacidade de carga quanto a rigidez da ligação aumentaram. Com relação ao parâmetro 2γ , ocorre o contrário, com seu aumento há uma alta diminuição tanto da capacidade de carga quanto da rigidez da ligação.

Pode-se observar a partir da análise paramétrica que, com o aumento do parâmetro β a resistência vai aumentando de forma mais suave para ligações com alto índice de esbeltez. Já para ligações com baixo índice de esbeltez, as mesmas tem um ganho de resistência mais acentuado.

Para a variação das espessuras das ligações *BBD*, a ligação tem um ganho na rigidez, relacionado a diminuição da esbeltez da ligação, e na capacidade resistente. Outra análise feita é que à medida que a espessura diminui, a resistência entre as ligações com tamanhos de banzos diferentes cresce. Isso ocorre devido ao aumento da diferença das esbeltezes entre si.

Constata-se para as ligações *BBD* que, quanto menor o parâmetro β maior será as deformações na face superior do banzo (*indentation*) e menor será a carga de deformação última nas selas, indicando que o deslocamento excessivo da coroa (*lozenzing*) não ocorre apenas com a deformação da sela, mas também pela deformação das duas faces superiores do banzo (*indentation*).

Verificou-se nos ensaios experimentais das ligações *BBD* que, a face superior do banzo da ligação D1 teve uma resistência e rigidez maior do que da ligação D2, na qual também foi verificado nos modelos numéricos essa diferença na variação de β . Isso indica que quanto maior o parâmetro geométrico β , melhor será a distribuição de tensões que conseqüentemente aumentará a resistência da face superior.

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. Nota-se também que,

existe uma relação linear entre a resistência da coroa do banzo com a resistência da sela do banzo, descrita pela Equação (32), na qual seus valores estatísticos são bem satisfatórios.

Nota-se neste estudo que os valores da equação de Chen et al.[11] tiveram resultados não satisfatórios, nos quais a fórmula apresentou-se contra a segurança, quando comparados com os modelos numéricos do presente trabalho. Essa insegurança pode ser explicada com o aumento da resistência à medida que a esbeltez aumenta na equação.

Percebe-se que as ligações *BBD* se comportam de modo semelhante aos das ligações tradicionais, no quesito limite para o cálculo da resistência. Onde para um limite de $0,39 \leq \beta \leq 0,89$ é utilizado um tipo de fórmula e para $\beta = 1$, uma outra formulação. Para determinação da resistência para ligações com β entre 0,90 e 0,99, é permitido a interpolação linear entre as duas fórmulas. Ressalta-se que isso é válido para um limite de esbeltez ainda não definido, porque a partir de um limite com baixo índice de esbeltez a ligação passa a ter um comportamento linear, onde quanto menor o perfil do banzo seu comportamento continuará linear com um limite de esbeltez maior do que banzos com perfis maiores.

Verificou-se a partir das tabelas do Apêndice A desta dissertação dois modos de falha, que são: plastificação na sela do montante (SM) e deslocamento do banzo ($3\%b_0$). Observa-se que esses modos de falha são influenciados pelos parâmetros β e 2γ onde ligações com altos valores de β e/ou baixos valores de 2γ apresentaram plastificação na sela do montante; já para ligações com baixos valores de β e/ou altos valores de 2γ ocorria falha por $3\%b_0$.

São propostas três novas equações para as ligações *BBD*, tendo em vista que a Equação (40) é voltada para as ligações com um limite de β entre 0,39 e 0,89; a Equação (41) é direcionada para $\beta = 1$ e a Equação (42) (interpolação linear) é voltada para ligações com um limite de β entre 0,90 e 0,99. As fórmulas propostas tiveram resultados satisfatórios para os 279 modelos da análise paramétrica, com uma razão mínima de 0,98 entre as resistências da ligação numérica e proposta pela formulação ($N_{Rd \text{ Numérico}} / N_{Rd \text{ Proposto}}$).

De acordo com resultados da análise de confiabilidades das equações, foi verificado que as fórmulas propostas no presente trabalho, além de seguras (segundo o método de análise estatístico do AISI S100 [27]), também são

econômicas (devido ao pequeno erro positivo em relação ao índice de confiabilidade alvo β_0 que vale 2,5).

Sugestões para trabalhos futuros

Como sugestões para trabalhos futuros é possível citar:

- Realizar ensaio em treliça em tamanho real ou reduzido, para verificar o comportamento adotado em um sistema completo.
- Relacionar o tamanho do banzo com o início da linearização, para poder gerar uma nova equação otimizada ou adicionar essa parcela nas equações propostas, para esse limite de esbeltez.
- Variar o parâmetro geométrico τ para valores menores do que um (1).
- Realizar um programa experimental mais extenso, bem com a análise paramétrica mais completa, contemplando um limite amplo de largura com perfis comerciais.
- Realizar ensaios experimentais com aplicação de carga à tração no montante, bem como a aplicação de esforço axial no banzo.
- Avaliação das ligações, considerando o comportamento à fadiga quando submetidas à esforços dinâmicos.
- Executar ensaios variando o comprimento do apoio e as condições de contorno.
- Uma análise de eficiência, para verificar o melhor perfil que se enquadra em um determinado tipo de esforço.

REFERÊNCIAS

- [1] PEREIRA, M. Torre Sky Tree, Tóquio. **Arch daily**, 2018. Disponível em: <https://www.archdaily.com.br/br/887846/a-arquitetura-de-torres-e-antenas-de-radio-e-tv?ad_medium=gallery>. Acesso em: 01/05/2020.
- [2] CASA E JARDIM. **Estação king's cross, Londres**.s.d. Disponível em: <<http://revistacasaejardim.globo.com/Revista/Common/0,,EMI300938-16938,00-FAMOSA+ESTACAO+DE+LONDRES+GANHA+COBERTURA+GIGANTE+DE+TRELICA.html>>. Acesso em: 01/05/2020.
- [3] TEKGENIUS. **Parque Eólico Offshore Wikinger, Alemanha**. s.d. Disponível em: <<https://tekgenius.pt/wikinger-parque-eolico-marinho-alemanha/>> Acesso em: 01/05/2020.
- [4] ARTAGOITIA, R.; NEVES, F.; VALLIM B.; CEZAR C.; CEZÁRIO G. **Ponte em arco, China**. 2014. Disponível em: <<http://grandes-vaos-n6a.blogspot.com/2014/04/estruturas-em-arcos-e-cabos-grupo.html>>. Acesso em: 01/05/2020.
- [5] ARAÚJO, A. H. M. de; SARMANHO, A. M.; BATISTA, E. de M.; REQUENA, J. A. V.; FAKURY, R. H.; PIMENTA, R. J. **Projeto de Estruturas de Edificações com Perfis Tubulares de Aço**. Belo Horizonte: Roma Editora, 2016. 598 p.
- [6] 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>.
- [7] EN 1993-1-8. **Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-8: Design of joints**. Brussels: CEN, 2010.

- [8] OWEN, J. S.; DAVIES, G.; KELLY, R. B.. The influence of member orientation on the resistance of cross joints in square RHS construction. **Journal of Constructional Steel Research**, [S.L.], v. 57, n. 3, p. 253-278, mar. 2001. Elsevier BV. [http://dx.doi.org/10.1016/s0143-974x\(00\)00019-5](http://dx.doi.org/10.1016/s0143-974x(00)00019-5).
- [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] ABAQUS/Standard User's Manual, version 6.14 (2001). Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc.
- [11] 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 Ltd. <http://dx.doi.org/10.1016/j.tws.2015.09.023>.
- [12] CORREIA, T. P. **Avaliação da influência de tensões normais no banzo para a resistência de ligações soldadas entre perfis RHS e SHS**. 2019. 246p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil). Universidade do Estado do Rio de Janeiro (UERJ), Rio de Janeiro, 2019.
- [13] TETSURO, O.; KAZUTO, I. A study on ultimate strength of a newtruss joints system using rectangular hollow sections. **The third East Asia-Pacific Conference on Structural Engineering e Construction**, Shanghai, China, p. 121–126,1991.
- [14] 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.
- [15] IIW 2009. **Static design procedure for welded hollow-section joints recommendations**. 3. ed. International Institute of Welding, Sub-commission VX-E, Singapore, IIW XV-1329-09.

- [16] CHRISTITSAS, A. D.; PACHOUMIS, D. T.; KALFAS, C. N.; GALOUSSIS, E. G.. FEM analysis of conventional and square bird-beak SHS joint subject to in-plane bending moment — experimental study. **Journal of Constructional Steel Research**, [S.L.], v. 63, n. 10, p. 1361-1372, out. 2007. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jcsr.2006.12.006>.
- [17] CHEN, Y.; FENG, R.; WANG, J.. Behaviour of bird-beak square hollow section X-joints under in-plane bending. **Thin-Walled Structures**, [S.L.], v. 86, p. 94-107, jan. 2015. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.tws.2014.10.008>.
- [18] CHEN, Y. ; WANG, J. . Axial compression physical testing of traditional and bird beak SHS T-joints. **Journal Of Central South University**, [S.L.], v. 22, n. 6, p. 2328-2338, jun. 2015. Springer Science and Business Media LLC. <http://dx.doi.org/10.1007/s11771-015-2758-5>.
- [19] SANTOS, T. H. S. **Estudo de Ligações Tipo “T” Bird-Beak com Perfis Tubulares de Paredes Esbeltas**. 2019. 83p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil). Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, 2019.
- [20] BAE, Kyu-Woong; PARK, Keum-Sung; CHOI, Young-Hwan; MOON, Tae-Sup; STIEMER, S F. Behavior of branch-rotated T joints with cold-formed square hollow sections. **Canadian Journal Of Civil Engineering**, [S.L.], v. 33, n. 7, p. 827-836, 1 jul. 2006. Canadian Science Publishing. <http://dx.doi.org/10.1139/l06-028>.
- [21] CIDECT. **Passion for Hollow Sections**. Disponível em: [<https://www.cidect.org/>](https://www.cidect.org/). Acesso em: 19 set. 2018.
- [22] 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.

- [23] WARDENIER, J. **Hollow sections in structural applications**. 1. ed. Delft University of Technology, The Netherlands: CIDECT, 2001.
- [24] 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: 23/09/2018.
- [25] ABNT. Associação de Normas Técnicas Brasileiras. **NBR 6892-1: Materiais metálicos — Ensaio de Tração Parte 1: Método de ensaio à temperatura ambiente**. [S.l.]. 2013.
- [26] DHONDT, D.; calculix crunchix user's manual version 2.14. Disponível em: <http://web.mit.edu/calculix_v2.7/CalculiX/ccx_2.7/doc/ccx/node26.html>. Acesso em: 29 Outubro 2020.
- [27] AISI S100. **North American Specification for the Design of Cold-Formed steel Structural Members**. [S.l.]. 2007.
- [28] GUERRIEIRO, L. C. B. **Análise de ligações tubulares T com reforço de chapa**. 2015. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil). Universidade do Estado do Rio de Janeiro (UERJ), Rio de Janeiro, 2015.

APÊNDICE A

Neste apêndice são apresentados os resultados da resistência tanto da coroa quanto da sela obtidos através da análise paramétrica. Esses resultados são comparados com as fórmulas propostas e também com a formulação de Chen et al. [11], com variação de esbeltez igual a $10 \leq 2\gamma \leq 35$, para as equações propostas, e $16 \leq 2\gamma \leq 40$ para as equações de Chen et al. [11]; já em relação ao parâmetro β , as fórmulas do presente trabalho variam de $0,39 \leq \beta \leq 1$, e as de Chen et al. [11] de $0,40 \leq \beta \leq 0,80$.

Descreve-se aqui, as siglas utilizadas da Tabela 23 a Tabela 31: N_c é a resistência do modelo numérico no ponto da coroa; N_s é a resistência do modelo numérico no ponto da sela; N_{pr} é a resistência calculada por meio das equações propostas no presente trabalho; N_{ch} é a resistência calculada por meio das equações propostas por Chen et al [11] e SM é a plastificação na sela do montante.

Como pode ser observado nas Tabela 23 a Tabela 31, ocorreram basicamente dois modos de falha, que são: plastificação na sela do montante (SM) e deslocamento do banzo ($3\%b_0$). Foi verificado que esses modos de falha são influenciados pelos parâmetros β e 2γ onde ligações com altos valores de β e/ou baixos valores de 2γ apresentaram plastificação na sela do montante, já para ligações com baixos valores de β e/ou altos valores de 2γ ocorria falha por $3\%b_0$.

Tabela 23 – Resultados da análise paramétrica – $0,39 \leq \beta \leq 0,40$.

b_0 [mm]	b_1 [mm]	$t_0 = t_1$ [mm]	β	2γ	N_c [kN]	N_s [kN]	Modos de falha	N_{pr} [kN]	N_c / N_{pr}	N_{Ch} [kN]	N_c / N_{Ch}
90	35	3,00	0,39	30,00	30	58	3% b_0	22,28	1,35	-	-
90	35	3,35	0,39	26,87	40	73	3% b_0	28,78	1,39	-	-
90	35	3,75	0,39	24,00	53	89	3% b_0	37,39	1,42	-	-
90	35	4,25	0,39	21,18	71	112	3% b_0	49,99	1,42	-	-
150	60	3,75	0,40	40,00	39	78	3% b_0	-	-	129,10	0,30
150	60	4,25	0,40	35,29	53	101	3% b_0	43,26	1,23	155,77	0,34
150	60	4,75	0,40	31,58	70	131	3% b_0	55,99	1,25	184,05	0,38
150	60	5,60	0,40	26,79	107	188	3% b_0	82,03	1,30	235,60	0,45
150	60	6,30	0,40	23,81	149	240	3% b_0	107,81	1,38	281,13	0,53
200	80	5,60	0,40	35,71	86,28	165,56	3% b_0	74,82	1,15	272,05	0,32
200	80	6,30	0,40	31,75	118,21	217,48	3% b_0	98,33	1,20	324,62	0,36

Tabela 24 – Resultados da análise paramétrica – $0,44 \leq \beta \leq 0,50$.

b_0 [mm]	b_1 [mm]	$t_0 = t_1$ [mm]	β	2γ	N_c [kN]	N_s [kN]	Modos de falha	N_{pr} [kN]	N_c / N_{pr}	N_{Ch} [kN]	N_c / N_{Ch}
90	40	3,00	0,44	30,00	33	60	3% b_0	24,39	1,35	74,88	0,44
90	40	3,35	0,44	26,87	42	75	3% b_0	31,50	1,33	88,36	0,48
90	40	3,75	0,44	24,00	55	91	3% b_0	40,92	1,34	104,65	0,53
90	40	4,25	0,44	21,18	76	117	3% b_0	54,71	1,39	126,27	0,60
90	40	4,75	0,44	18,95	101	142	3% b_0	70,82	1,43	149,19	0,68
150	70	3,75	0,47	40,00	39,6	78	3% b_0	-	-	137,88	0,29
150	70	4,25	0,47	35,29	53,7	105	3% b_0	48,06	1,12	166,36	0,32
150	70	4,75	0,47	31,58	71,5	135	3% b_0	62,21	1,15	196,56	0,36
150	70	5,60	0,47	26,79	111	192	3% b_0	91,15	1,22	251,61	0,44
150	70	6,30	0,47	23,81	153,5	249,6	3% b_0	119,79	1,28	300,24	0,51
200	90	5,60	0,45	35,71	88,36	169,26	3% b_0	81,05	1,09	286,19	0,31
200	90	6,30	0,45	31,75	121,21	221,61	3% b_0	106,52	1,14	341,49	0,35
200	100	5,60	0,50	35,71	90,23	171,82	3% b_0	87,29	1,03	298,70	0,30
200	100	6,30	0,50	31,75	123,87	225,42	3% b_0	114,71	1,08	356,42	0,35

Tabela 25 – Resultados da análise paramétrica – $0,53 \leq \beta \leq 0,60$.

b_0 [mm]	b_1 [mm]	$t_0 = t_1$ [mm]	β	2γ	N_c [kN]	N_s [kN]	Modos de falha	N_{pr} [kN]	$N_c /$ N_{pr}	N_{Ch} [kN]	$N_c /$ N_{Ch}
90,00	50	3,00	0,56	30,00	35	66	3% b_0	28,59	1,22	81,72	0,43
90	50	3,35	0,56	26,87	46	80	3% b_0	36,93	1,25	96,43	0,48
90	50	3,75	0,56	24,00	60	98	3% b_0	47,98	1,25	114,21	0,53
90	50	4,25	0,56	21,18	83	127	3% b_0	64,14	1,29	137,80	0,60
90	50	4,75	0,56	18,95	103	146	3% b_0	83,03	1,24	162,82	0,63
90	50	5,60	0,56	16,07	157	201	SM	121,64	1,29	208,42	0,75
90	50	6,30	0,56	14,29	214	255	SM	159,87	1,34	-	-
150	80	3,75	0,53	40,00	37,4	78,3	3% b_0	-	-	145,28	0,26
150	80	4,25	0,53	35,29	56,4	107,7	3% b_0	52,87	1,07	175,29	0,32
150	80	4,75	0,53	31,58	75,5	139,9	3% b_0	68,43	1,10	207,11	0,36
150	80	5,60	0,53	26,79	117,3	199,9	3% b_0	100,26	1,17	265,13	0,44
150	80	6,30	0,53	23,81	159,1	257,5	3% b_0	131,77	1,21	316,36	0,50
150	90	3,75	0,60	40,00	44,8	87,5	3% b_0	-	-	151,28	0,30
150	90	4,25	0,60	35,29	61,3	115,1	3% b_0	57,67	1,06	182,53	0,34
150	90	4,75	0,60	31,58	79,6	144,4	3% b_0	74,65	1,07	215,67	0,37
150	90	5,60	0,60	26,79	121,9	205,5	3% b_0	109,38	1,11	276,07	0,44
150	90	6,30	0,60	23,81	166,8	267,5	3% b_0	143,74	1,16	329,42	0,51
200	110	5,60	0,55	35,71	93	175	3% b_0	93,52	0,99	309,59	0,30
200	110	6,30	0,55	31,75	128,67	230,97	3% b_0	122,91	1,05	369,41	0,35
200	120	5,60	0,60	35,71	97	182	3% b_0	-	-	318,78	0,30
200	120	6,30	0,60	31,75	132,63	236,78	3% b_0	131,10	1,01	380,39	0,35
200	120	7,10	0,60	28,17	182,91	304,73	3% b_0	173,01	1,06	455,09	0,40
200	120	8,00	0,60	25,00	233,02	372,18	SM	228,20	1,02	544,31	0,43
200	120	9,50	0,60	21,05	398,54	561,22	SM	339,99	1,17	704,37	0,57
200	120	10,60	0,60	18,87	520,81	689,4	SM	438,38	1,19	830,18	0,63
200	120	12,50	0,60	16,00	766,86	919,37	SM	642,65	1,19	1063,11	0,72
200	120	14,00	0,60	14,29	986,57	1128,98	SM	835,91	1,18	-	-
200	120	15,00	0,60	13,33	1136,66	1279,93	SM	981,01	1,16	-	-
200	120	16,00	0,60	12,50	1285,63	1426,69	SM	1139,46	1,13	-	-

Tabela 26 – Resultados da análise paramétrica – $0,65 \leq \beta \leq 0,70$.

b_0 [mm]	b_1 [mm]	$t_0 = t_1$ [mm]	β	2γ	N_c [kN]	N_s [kN]	Modos de falha	N_{pr} [kN]	$N_c /$ N_{pr}	N_{Ch} [kN]	$N_c /$ N_{Ch}
90	60	3,00	0,67	30,00	39	70	3% b_0	32,79	1,19	86,32	0,45
90	60	3,35	0,67	26,87	50	86	3% b_0	42,36	1,18	101,86	0,49
90	60	3,75	0,67	24,00	69	107	3% b_0	55,03	1,25	120,64	0,57
90	60	4,25	0,67	21,18	96	139	3% b_0	73,58	1,30	145,55	0,66
90	60	4,75	0,67	18,95	122	168	3% b_0	95,24	1,28	171,98	0,71
90	60	5,60	0,67	16,07	176	219	SM	139,53	1,26	220,15	0,80
90	60	6,30	0,67	14,29	231	277	SM	183,38	1,26	-	-
150	100	3,75	0,67	40,00	48,2	92,1	3% b_0	-	-	155,74	0,31
150	100	4,25	0,67	35,29	63,5	118,6	3% b_0	62,48	1,02	187,91	0,34
150	100	4,75	0,67	31,58	82,9	151	3% b_0	80,87	1,03	222,03	0,37
150	100	5,60	0,67	26,79	128,1	214,9	3% b_0	118,49	1,08	284,21	0,45
150	100	6,30	0,67	23,81	175,5	276,7	3% b_0	155,72	1,13	339,14	0,52
200	130	5,60	0,65	35,71	102	186	3% b_0	-	-	326,16	0,31
200	130	6,30	0,65	31,75	139,59	243,25	3% b_0	139,30	1,00	389,19	0,36
200	130	7,10	0,65	28,17	190,93	314,56	3% b_0	183,82	1,04	465,63	0,41
200	130	8,00	0,65	25,00	258,23	398,72	SM	242,46	1,07	556,91	0,46
200	130	9,50	0,65	21,05	412,38	573,45	SM	361,23	1,14	720,67	0,57
200	130	10,60	0,65	18,87	543,27	707,97	SM	465,78	1,17	849,39	0,64
200	130	12,50	0,65	16,00	786,27	950,04	SM	682,81	1,15	1087,72	0,72
200	130	14,00	0,65	14,29	1021,42	1174,11	SM	888,15	1,15	-	-
200	130	15,00	0,65	13,33	1179,87	1323,17	SM	1042,32	1,13	-	-
200	130	16,00	0,65	12,50	1342,38	1482,74	SM	1210,68	1,11	-	-
200	140	5,60	0,70	35,71	106	193	3% b_0	-	-	331,50	0,32
200	140	6,30	0,70	31,75	146,52	253,58	SM	147,49	0,99	395,56	0,37
200	140	7,10	0,70	28,17	197,85	323,95	SM	194,63	1,02	473,25	0,42
200	140	8,00	0,70	25,00	259	403,65	SM	256,72	1,01	566,03	0,46
200	140	9,50	0,70	21,05	423	600,15	SM	382,48	1,11	732,46	0,58
200	140	10,60	0,70	18,87	571,08	739,83	SM	493,18	1,16	863,30	0,66
200	140	12,50	0,70	16,00	824,32	975,04	SM	722,98	1,14	1105,52	0,75
200	140	14,00	0,70	14,29	1059,47	1219,77	SM	940,40	1,13	-	-
200	140	15,00	0,70	13,33	1225,19	1381,85	SM	1103,64	1,11	-	-
200	140	16,00	0,70	12,50	1410,54	1569,8	SM	1281,90	1,10	-	-

Tabela 27 – Resultados da análise paramétrica – $0,78 \leq \beta \leq 0,80$.

b_0 [mm]	b_1 [mm]	$t_0 = t_1$ [mm]	β	2γ	N_c [kN]	N_s [kN]	Modos de falha	N_{pr} [kN]	$N_c /$ N_{pr}	N_{Ch} [kN]	$N_c /$ N_{Ch}
90	70	3,00	0,78	30,00	46	79	3% b_0	37,00	1,24	88,08	0,52
90	70	3,35	0,78	26,87	59	95	3% b_0	47,79	1,23	103,93	0,57
90	70	3,75	0,78	24,00	75	114	3% b_0	62,09	1,21	123,09	0,61
90	70	4,25	0,78	21,18	102	148	3% b_0	83,01	1,23	148,52	0,69
90	70	4,75	0,78	18,95	127	175	3% b_0	107,45	1,18	175,48	0,72
90	70	5,60	0,78	16,07	196	238	SM	157,42	1,25	224,63	0,87
90	70	6,30	0,78	14,29	255	301	SM	206,89	1,23	-	-
150	120	3,75	0,80	40,00	61,3	108,8	3% b_0	-	-	158,72	0,39
150	120	4,25	0,80	35,29	79,6	138,2	3% b_0	72,09	1,10	191,50	0,42
150	120	4,75	0,80	31,58	102,6	172,8	3% b_0	93,32	1,10	226,27	0,45
150	120	5,30	0,80	28,30	134,3	217,2	3% b_0	120,32	1,12	266,68	0,50
150	120	5,60	0,80	26,79	150	240	3% b_0	136,72	1,10	289,64	0,52
150	120	6,30	0,80	23,81	203,5	309,5	3% b_0	179,68	1,13	345,61	0,59
150	120	7,10	0,80	21,13	273,3	379,6	3% b_0	237,11	1,15	413,49	0,66
150	120	8,00	0,80	18,75	375,1	487,8	SM	312,75	1,20	494,55	0,76
150	120	9,50	0,80	15,79	542,5	664,9	SM	465,96	1,16	-	-
150	120	10,60	0,80	14,15	696,6	814	SM	600,82	1,16	-	-
150	120	12,50	0,80	12,00	951,5	1070,5	SM	880,77	1,08	-	-
150	120	14,00	0,80	10,71	1135,5	1262,3	SM	1145,64	0,99	-	-
150	120	15,00	0,80	10,00	1340,8	1436	SM	1344,51	1,00	-	-
200	160	5,60	0,80	35,71	123	211	3% b_0	-	-	334,45	0,37
200	160	6,30	0,80	31,75	164,44	274,59	SM	163,88	1,00	399,08	0,41
200	160	7,10	0,80	28,17	219,63	347,24	SM	216,26	1,02	477,46	0,46
200	160	8,00	0,80	25,00	288,54	432,63	SM	285,25	1,01	571,06	0,51
200	160	9,50	0,80	21,05	469,56	644,45	SM	424,98	1,10	738,98	0,64
200	160	10,60	0,80	18,87	615,2	794,35	SM	547,98	1,12	870,98	0,71
200	160	12,50	0,80	16,00	895,47	1072,05	SM	803,31	1,11	1115,35	0,80
200	160	14,00	0,80	14,29	1138,36	1331,27	SM	1044,89	1,09	-	-
200	160	15,00	0,80	13,33	1318,3	1508,58	SM	1226,26	1,08	-	-
200	160	16,00	0,80	12,50	1532,11	1709,81	SM	1424,33	1,08	-	-

Tabela 28 – Resultados da análise paramétrica – $0,87 \leq \beta \leq 0,89$.

b_0 [mm]	b_1 [mm]	$t_0 = t_1$ [mm]	β	2γ	N_c [kN]	N_s [kN]	Modos de falha	N_{pr} [kN]	$N_c /$ N_{pr}	N_{Ch} [kN]	$N_c /$ N_{Ch}
90	80	3,00	0,89	30,00	62	95	SM	41,20	1,50	-	-
90	80	3,35	0,89	26,87	75	114	SM	53,22	1,41	-	-
90	80	3,75	0,89	24,00	93	135	SM	69,14	1,35	-	-
90	80	4,25	0,89	21,18	121	171	SM	92,44	1,31	-	-
90	80	4,75	0,89	18,95	160	210	SM	119,66	1,34	-	-
90	80	5,60	0,89	16,07	222	270	SM	175,31	1,27	-	-
90	80	6,30	0,89	14,29	287	339	SM	230,40	1,25	-	-
150	130	3,75	0,87	40,00	70,9	121	SM	-	-	-	-
150	130	4,25	0,87	35,29	87,2	152,7	SM	76,90	1,13	-	-
150	130	4,75	0,87	31,58	114	188,2	SM	99,54	1,15	-	-
150	130	5,30	0,87	28,30	146,6	233,3	SM	128,35	1,14	-	-
150	130	5,60	0,87	26,79	166	262	SM	145,83	1,14	-	-
150	130	6,30	0,87	23,81	221,3	331	SM	191,66	1,15	-	-
150	130	7,10	0,87	21,13	299,3	413,7	SM	252,92	1,18	-	-
150	130	8,00	0,87	18,75	401,3	519,4	SM	333,60	1,20	-	-
150	130	9,50	0,87	15,79	580,7	701,8	SM	497,03	1,17	-	-
150	130	10,60	0,87	14,15	741,9	872,8	SM	640,87	1,16	-	-
150	130	12,50	0,87	12,00	1016,4	1140	SM	939,49	1,08	-	-
150	130	14,00	0,87	10,71	1252,1	1396,4	SM	1222,02	1,02	-	-
150	130	15,00	0,87	10,00	1426,1	1556,1	SM	1434,14	0,99	-	-
150	130	16,00	0,87	9,38	1585,7	1737,9	SM	-	-	-	-
200	175	4,25	0,88	47,06	76,28	137,08	SM	-	-	-	-
200	175	4,75	0,88	42,11	96,16	169,51	SM	-	-	-	-
200	175	5,30	0,88	37,74	123,66	211,23	SM	-	-	-	-
200	175	5,60	0,88	35,71	139	234	SM	134,05	1,04	-	-
200	175	6,30	0,88	31,75	184,65	298,05	SM	176,17	1,05	-	-
200	175	7,10	0,88	28,17	244,86	374,24	SM	232,48	1,05	-	-
200	175	8,00	0,88	25,00	329	477,28	SM	306,64	1,07	-	-
200	175	9,50	0,88	21,05	508,1	687,05	SM	456,86	1,11	-	-
200	175	10,60	0,88	18,87	666,18	854,41	SM	589,07	1,13	-	-
200	175	12,50	0,88	16,00	962,49	1145,12	SM	863,56	1,11	-	-
200	175	14,00	0,88	14,29	1231,92	1422,98	SM	1123,25	1,10	-	-
200	175	15,00	0,88	13,33	1421,01	1620,71	SM	1318,23	1,08	-	-
200	175	16,00	0,88	12,50	1623,47	1835,97	SM	1531,15	1,06	-	-

Tabela 29 – Resultados da análise paramétrica – $0,93 \leq \beta \leq 0,95$.

b_0 [mm]	b_1 [mm]	$t_0 = t_1$ [mm]	β	2γ	N_c [kN]	N_s [kN]	Modos de falha	N_{pr} [kN]	$N_c /$ N_{pr}	N_{Ch} [kN]	$N_c /$ N_{Ch}
150	140	4,25	0,93	35,29	107,2	139,4	SM	97,93	1,09	-	-
150	140	4,75	0,93	31,58	132,3	171,2	SM	123,24	1,07	-	-
150	140	5,30	0,93	28,30	166,1	206,7	SM	154,67	1,07	-	-
150	140	5,60	0,93	26,79	189	255,6	SM	173,43	1,09	-	-
150	140	6,30	0,93	23,81	247,7	284	SM	221,68	1,12	-	-
150	140	7,10	0,93	21,13	323,7	358,4	SM	284,65	1,14	-	-
150	140	8,00	0,93	18,75	422,9	439,5	SM	365,67	1,16	-	-
150	140	9,50	0,93	15,79	638,3	545,5	SM	525,30	1,22	-	-
150	140	10,60	0,93	14,15	811,5	757,6	SM	662,37	1,23	-	-
150	140	12,50	0,93	12,00	1107,7	943,3	SM	940,22	1,18	-	-
150	140	14,00	0,93	10,71	1372,6	1243,3	SM	1197,28	1,15	-	-
150	140	15,00	0,93	10,00	1556,3	1507,9	SM	1387,59	1,12	-	-
150	140	16,00	0,93	9,38	1750,9	1682,3	SM	1593,29	1,10	-	-
200	190	5,60	0,95	35,71	174	171,69	SM	-	-	-	-
200	190	6,30	0,95	31,75	226,38	207,44	SM	231,36	0,98	-	-
200	190	7,10	0,95	28,17	288,5	246,78	SM	293,81	0,98	-	-
200	190	8,00	0,95	25,00	369,29	273	SM	373,28	0,99	-	-
200	190	9,50	0,95	21,05	575,63	342,28	SM	527,69	1,09	-	-
200	190	10,60	0,95	18,87	734,57	422,01	SM	658,61	1,12	-	-
200	190	12,50	0,95	16,00	1054,85	516,79	SM	920,58	1,15	-	-
200	190	14,00	0,95	14,29	1342,32	753,11	SM	1159,98	1,16	-	-
200	190	15,00	0,95	13,33	1510,12	926,97	SM	1335,78	1,13	-	-
200	190	16,00	0,95	12,50	1733,73	1261,8	SM	1524,68	1,14	-	-

Tabela 30 – Resultados da análise paramétrica – $\beta = 1$.

b_0 [mm]	b_1 [mm]	$t_0 = t_1$ [mm]	β	2γ	N_c [kN]	N_s [kN]	Modos de falha	N_{pr} [kN]	$N_c /$ N_{pr}	N_{Ch} [kN]	$N_c /$ N_{Ch}
90	90	3,00	1,00	30,00	83	119	SM	61,80	1,34	-	-
90	90	3,35	1,00	26,87	100	140	SM	75,54	1,32	-	-
90	90	3,75	1,00	24,00	120	164	SM	92,75	1,29	-	-
90	90	4,25	1,00	21,18	151	200	SM	116,48	1,30	-	-
90	90	4,75	1,00	18,95	183	238	SM	142,62	1,28	-	-
90	90	5,60	1,00	16,07	254	306	SM	192,44	1,32	-	-
90	90	6,30	1,00	14,29	321	378	SM	238,45	1,35	-	-
150	150	4,25	1,00	35,29	145,1	216,6	SM	127,70	1,14	-	-
150	150	4,75	1,00	31,58	175,3	258,5	SM	156,36	1,12	-	-
150	150	5,30	1,00	28,30	214,6	305,6	SM	190,86	1,12	-	-
150	150	5,60	1,00	26,79	238	333	SM	210,98	1,13	-	-
150	150	6,30	1,00	23,81	297,4	407,5	SM	261,41	1,14	-	-
150	150	7,10	1,00	21,13	383,4	503,8	SM	324,95	1,18	-	-
150	150	8,00	1,00	18,75	486,4	608,3	SM	403,79	1,20	-	-
150	150	9,50	1,00	15,79	691,5	821,2	SM	552,06	1,25	-	-
150	150	10,60	1,00	14,15	871,3	1010,2	SM	673,89	1,29	-	-
150	150	12,50	1,00	12,00	1167,2	1301,9	SM	909,72	1,28	-	-
150	150	14,00	1,00	10,71	1439,4	1567,3	SM	1118,11	1,29	-	-
150	150	15,00	1,00	10,00	1637,3	1757,9	SM	1267,70	1,29	-	-
150	150	16,00	1,00	9,38	1836,1	1937,6	SM	1425,70	1,29	-	-
200	200	5,60	1,00	35,71	222	320	SM	222,19	1,00	-	-
200	200	6,30	1,00	31,75	277,71	394,58	SM	275,31	1,01	-	-
200	200	7,10	1,00	28,17	351,1	484,1	SM	342,22	1,03	-	-
200	200	8,00	1,00	25,00	447,33	597,34	SM	425,25	1,05	-	-
200	200	9,50	1,00	21,05	646,27	827,5	SM	581,40	1,11	-	-
200	200	10,60	1,00	18,87	809,23	1006,43	SM	709,70	1,14	-	-
200	200	12,50	1,00	16,00	1121,21	1324,66	SM	958,07	1,17	-	-
200	200	14,00	1,00	14,29	1416,35	1629,82	SM	1177,53	1,20	-	-
200	200	15,00	1,00	13,33	1600,81	1764,71	SM	1335,07	1,20	-	-
200	200	16,00	1,00	12,50	1841	2037	SM	1501,47	1,23	-	-

Tabela 31 – Resultados da análise paramétrica variando f_y .

f_y [MPa]	b_0 [mm]	b_1 [mm]	$t_0 = t_1$ [mm]	β	2γ	N_c [kN]	Modos de falha
459	90,00	35,00	3,00	0,39	30,00	30	3% b_0
459	90,00	40,00	3,00	0,44	30,00	33	3% b_0
459	90,00	50,00	3,00	0,56	30,00	35	3% b_0
459	90,00	60,00	3,00	0,67	30,00	39	3% b_0
459	90,00	80,00	3,00	0,89	30,00	62	SM
459	90,00	90,00	3,00	1,00	30,00	83	SM
459	150,00	60,00	4,75	0,40	31,58	70	3% b_0
459	150,00	150,00	4,75	1,00	31,58	175,3	SM
459	200,00	80,00	6,30	0,40	31,75	118,21	3% b_0
459	200,00	200,00	6,30	1,00	31,75	277,71	SM
350	90,00	35,00	3,00	0,39	30,00	30	3% b_0
350	90,00	80,00	3,00	0,89	30,00	60	SM
350	90,00	90,00	3,00	1,00	30,00	79	SM
350	150,00	60,00	4,75	0,40	31,58	70	3% b_0
350	150,00	150,00	4,75	1,00	31,58	166	SM
350	200,00	80,00	6,30	0,40	31,75	118,21	3% b_0
350	200,00	200,00	6,30	1,00	31,75	264	SM
250	90,00	35,00	3,00	0,39	30,00	30	3% b_0
250	90,00	40,00	3,00	0,44	30,00	33	3% b_0
250	90,00	50,00	3,00	0,56	30,00	35	3% b_0
250	90,00	60,00	3,00	0,67	30,00	37	3% b_0
250	90,00	80,00	3,00	0,89	30,00	53	SM
250	90,00	90,00	3,00	1,00	30,00	67	SM
250	150,00	60,00	4,75	0,40	31,58	70	3% b_0
250	150,00	150,00	4,75	1,00	31,58	149	SM
250	200,00	80,00	6,30	0,40	31,75	114	3% b_0
250	200,00	200,00	6,30	1,00	31,75	230	SM