



Universidade do Estado do Rio de Janeiro

Centro de Tecnologia e Ciências

Faculdade de Engenharia

Gil Dourado Pamplona

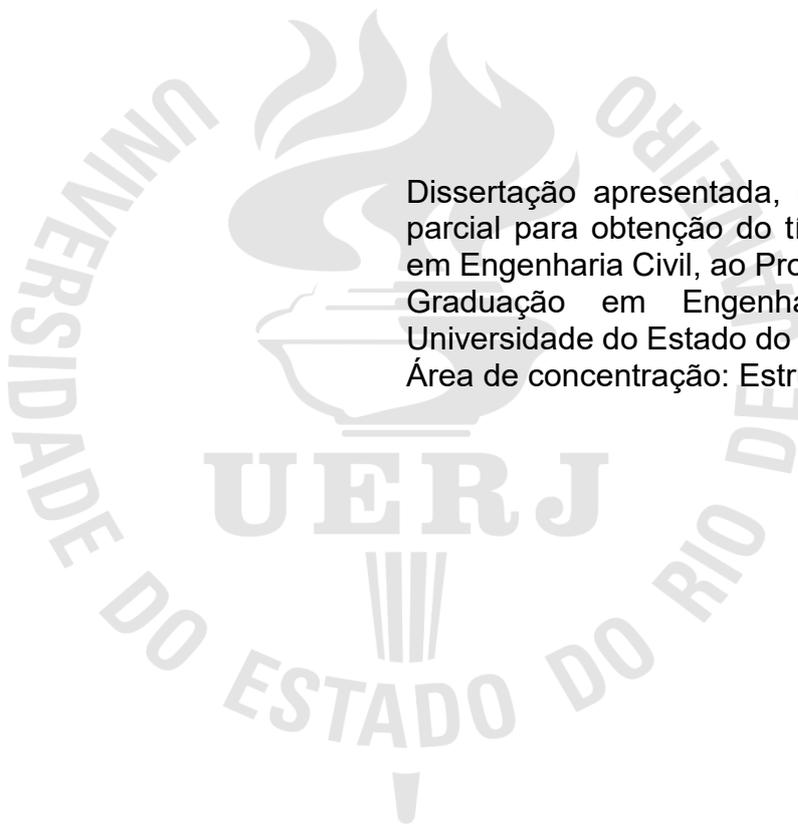
**Estudo numérico de ligações tubulares tipo T com reforço de chapa
submetidas a esforços normais de compressão no banzo**

Rio de Janeiro

2023

Gil Dourado Pamplona

**Estudo numérico de ligações tubulares tipo T com reforço de chapa
submetidas a esforços normais de compressão no banzo**



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

Orientadores: Prof. André Tenchini da Silva

Prof. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima

Rio de Janeiro

2023

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

P186 Pamplona, Gil Dourado.
Estudo numérico de ligações tubulares tipo T com reforço de chapa submetidas a esforços normais de compressão no banzo / Gil Dourado Pamplona. – 2023.
131 f.

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

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

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

CDU 624.014

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

Gil Dourado Pamplona

**Estudo numérico de ligações tubulares tipo T com reforço de chapa
submetidas a esforços normais de compressão no banzo**

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: 05 de outubro de 2023.

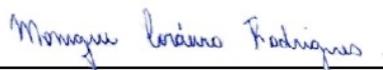
Banca Examinadora:



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



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



Profa. Dra. Monique Cordeiro Rodrigues
Faculdade de Engenharia – UERJ

ARLENE MARIA CUNHA

SARMANHO:24490032234

Assinado de forma digital por

ARLENE MARIA CUNHA

SARMANHO:24490032234

Dados: 2023.10.11 00:14:18 -03'00'

Profa. Dra. Arlene Maria Cunha Sarmanho
Universidade Federal do Espírito Santo – UFOP

Rio de Janeiro

2023

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho ao meu saudoso pai, Carlos Marques Pamplona, que era engenheiro civil e despertou em mim, inconscientemente, o desejo de me tornar engenheiro também.

AGRADECIMENTOS

A minha família pelo apoio incondicional ao longo desses anos, apoiando-me em todos os momentos difíceis em que o fim parecia longe e incerto, sempre me mostrando que continuar nos estudos era o caminho mais certo. Em especial a minha mãe, Solange Dourado Carvalho, que ao ficar viúva do meu pai, não mediu esforços para cumprir uma função dupla de me educar e apoiar.

Agradeço também a minha namorada, Luiza Libório, que durante todo o mestrado me ouviu falar inúmeras vezes durante os finais de semana que não poderia utilizar pra lazer porque precisava me concentrar no mestrado.

Um imenso agradecimento aos meus professores orientadores, que por azar e sorte do destino acabei tendo três. Ao querido professor André TENCHINI, que apostou no meu potencial desde o início e em todos os momentos tivemos uma relação incrível, dando-me conselhos e diretrizes fundamentais para o trabalho seguir da melhor forma. Ao saudoso professor Pedro VELLASCO que, por infelicidade do destino, acabou falecendo durante a orientação, mas a vivência e experiência adquirida ao longo de todas as reuniões foram fundamentais para o sucesso deste trabalho. E finalmente ao professor Luciano Lima, que na reta final acabou assumindo o lugar do Prof. Pedro e mesmo com pouquíssimo tempo conseguiu contribuir imensamente com comentários técnicos e precisos com toda sua experiência na área de ligações tubulares e estruturas metálicas.

E, por fim, agradeço a Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado do Rio de Janeiro, FAPERJ, pelo apoio financeiro nos primeiros semestres até eu iniciar na minha trajetória no cálculo estrutural e também ao PGECIV pelo quadro de professores fundamentais que sempre buscaram o desenvolvimento acadêmico dos alunos.

RESUMO

PAMPLONA, Gil Dourado. *Estudo numérico de ligações tubulares tipo T com reforço de chapa submetidas a esforços normais de compressão no banzo*. 2023. 131 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2023.

Os perfis tubulares possuem seu destaque no cenário da engenharia estrutural por apresentarem propriedades geométricas com elevada rigidez à compressão, flexão e torção, principalmente quando comparados com perfis de seção aberta de mesma massa. Além disso, a sua ampla possibilidade na utilização por arquitetos quanto ao seu aspecto estético é um fator que também impulsiona sua aplicação nas obras. Apesar da sua aplicabilidade na construção civil ser relativamente recente, seu uso vem sendo fomentado pela indústria em conjunto com o desenvolvimento do meio acadêmico em fornecer novas diretrizes e parâmetros nos critérios de dimensionamento dessas estruturas. Nesse contexto, este trabalho tem o objetivo de investigar o comportamento estrutural de ligações tubulares em aço carbono do tipo T com perfis SHS, com o montante comprimido, com reforço de chapa na parede conectada do banzo e submetidos a esforços normais de compressão no banzo. É investigada também a influência que a chapa de reforço tem no comportamento da ligação, assim como os diferentes níveis de espessura influenciam a alteração do modo de falha dessas ligações, uma vez que as normas EN1993-1-8 e ABNT NBR 16239 ignoram a presença concomitante das espessuras do banzo e do reforço, orientando somente a substituição de uma pela outra. Os modelos numéricos, desenvolvido no *software* ABAQUS, foram calibrados com ensaios experimentais de diferentes pesquisas, contemplando condições de contorno distintas e diversas propriedades geométricas, aumentando o grau de confiabilidade dos resultados gerados. A análise paramétrica com 217 modelos foi separada em duas etapas, a primeira focada somente em investigar a influência que a chapa de reforço provoca no aumento da resistência da ligação e a segunda em entender, em quais desses modelos, a presença de níveis distintos de esforço axial de compressão no banzo provocam uma redução na resistência. Foram observados modos de falha combinados e foi feita uma avaliação do nível da tensão de von Mises nesses modelos, considerando sempre o critério de deformação limite como forma de obtenção da capacidade resistente da ligação. Os resultados da análise paramétrica confirmaram pesquisas anteriores em que as normas EN1993-1-8 e ABNT NBR 16239 necessitam ser reavaliadas quanto a resistência das ligações com chapa de reforço, além de que o parâmetro que correlaciona as tensões no banzo também deve ser revisto, uma vez que as normas levam a resultados contrários à segurança em algumas combinações geométricas no que diz respeito a esse parâmetro. Ao final da pesquisa são propostas novas formulações com maior correlação com os modelos numéricos, tanto para ligações reforçadas quanto para o coeficiente das tensões no banzo devido a diferentes níveis de esforço normal de compressão.

Palavras-chave: Estruturas metálicas; Ligações tubulares reforçadas; Ligações do tipo T; Análise numérica; Análise não linear.

ABSTRACT

PAMPLONA, Gil Dourado. *Numerical analysis of reinforced tubular T-joints under compression load applied to chord*. 2023. 131 p. Dissertation (Civil Engineering MSc) - Faculty of Engineering, State University of Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2023.

Tubular profiles stand out in the structural engineering scenario because they present geometric properties with high stiffness to compression, flexion and torsion, especially when compared to open-section profiles of the same mass. Furthermore, its wide possibility of use by architects in terms of its aesthetic aspect is a factor that also drives its application in works. Although its applicability in civil construction is relatively recent, its use has been encouraged by the industry in conjunction with the development of academia in providing new guidelines and parameters in the design criteria for these structures. In this context, this work aims to investigate the structural behavior of T-joint carbon steel tubular connections with SHS profiles, with the brace compressed, with doubler plate reinforcement in the connected wall of the chord and subjected to normal compression efforts. The influence that the doubler plate reinforcement has on the connection behavior is also investigated, as well as how different thickness levels influence the change in the failure mode of these connections, since the EN1993-1-8 and ABNT NBR 16239 standards ignore the concomitant presence thickness of the chord and reinforcement, only recommending the replacement of one for the other. The numerical models, developed in the ABAQUS software, were calibrated with experimental tests from different researchers, considering different boundary conditions and different geometric properties, increasing the degree of reliability of the results generated. The parametric analysis with 217 models was separated into two stages; the first focused solely on investigating the influence that the reinforcement plate causes on increasing the connection strength, and the second on understanding in which of these models the presence of distinct levels of axial compression effort in the chord causes a reduction in resistance. Combined failure modes were observed, and the von Mises stress level was assessed in these models, always considering the limit deformation criterion to obtain the connection's resistant capacity. The results of the parametric analysis confirmed previous research in which the EN1993-1-8 and ABNT NBR 16239 standards need to be reassessed regarding the strength of connections with reinforcement plates, in addition to the parameter that correlates the tensions in the chord must also be reviewed since the standards lead to results that are contrary to safety in some geometric combinations concerning this parameter. At the end of the research, new formulations with more significant correlations with numerical models are proposed, both for reinforced connections and for the stress coefficient in the chord due to different levels of normal compression stress.

Keywords: Steel structures; Reinforced tubular joints; Experimental tests; Numerical analysis; Nonlinear analysis.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Palácio da Abolição [2].....	17
Figura 2 – Ópera de Arame [3].....	18
Figura 3 – Outras utilizações de estruturas tubulares no Brasil	18
Figura 4 – Processo Mannesmann [1].....	19
Figura 5 – Tipos de solda em tubos com costura	20
Figura 6 – Aproximação bilinear para definição da capacidade resistente [9].....	24
Figura 7 – Modelo de charneiras plásticas [1].....	25
Figura 8 – Representação e indicação dos parâmetros geométricos [1].....	26
Figura 9 – Rotação das charneiras e geometria das linhas de escoamento [1]	26
Figura 10 – Gráfico carga <i>versus</i> deslocamento proposto por Lu <i>et al.</i> [11].	28
Figura 11 – Representação numérica da ligação com chapa de reforço [23]	31
Figura 12 – Representação do reforço com a placa vertical dentro do banzo [29]....	34
Figura 13 – Comparação entre as formulações propostas para a ligação [30].	35
Figura 14 – Diagrama de corpo livre do ensaio realizado por Nizer [36].....	37
Figura 15 – Parâmetros geométricos de uma ligação T [8].....	42
Figura 16 – Modos de ruína para ligações tubulares [8]	45
Figura 17 – Propriedades geométricas da ligação com chapa de reforço [12].....	48
Figura 18 – Esquema estrutural do ensaio de Souza [32].....	53
Figura 19 – Esquema estrutural do ensaio de Brasil [44].....	54
Figura 20 – Esquema estrutural do ensaio de Guerreiro [24].....	55
Figura 21 – Esquema estrutural do ensaio de Nizer [36]	56
Figura 22 – Caracterização mecânica dos elementos dos ensaios.....	57
Figura 23 – Dados geométricos dos perfis e chapas em no <i>script</i>	58
Figura 24: Gráfico tensão <i>versus</i> deformação do trecho reto e curvo [46].....	60
Figura 25 – Salto dinâmico de carga e deslocamento.....	61
Figura 26 – Elemento C3D8	62
Figura 27 – Discretização de malha da ligação em diferentes tamanhos	63
Figura 28 – Ponto de controle MPC Tie para aplicação das condições de contorno	64
Figura 29 – Condições de contorno da ligação	65
Figura 30 – Modelagem tipo <i>Surface-to-surface</i> entre banzo e chapa de apoio	65
Figura 31 – Modelagem tipo <i>Surface-to-surface</i> entre montante e chapa de reforço	66

Figura 32 – Modelagem tipo <i>Tie</i> da solda entre a chapa de reforço e o banzo.....	66
Figura 33 – Posicionamento dos LVDTs	67
Figura 34 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento dos ensaios de Souza [32].....	68
Figura 35 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento do ensaio de Brasil [44].....	69
Figura 36 – Curva carga <i>versus</i> deformação do ensaio de Brasil [44]	69
Figura 37 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento do ensaio de Guerrieiro [24].....	70
Figura 38 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento do ensaio TN06N50- [36]	70
Figura 39 – Deformada final dos modelos SHS110-B60-T070-TP70.....	72
Figura 40 – Deformada final dos modelos SHS110-B60-T070-TP48.....	72
Figura 41 – Deformada final dos modelos SHS110-B60-T070-TP32.....	72
Figura 42 – Deformada final dos modelos 1M60B110CB70	72
Figura 43 – Deformada final dos modelos do ensaio 1 de Guerrieiro [24]	73
Figura 44 – Deformada final dos modelos do ensaio TN06N50-.....	73
Figura 45 – Vista isométrica e transversal do modelo 250x6,4 por 70x5	77
Figura 46 – Vista isométrica e transversal do modelo 110x5 por 60x3	77
Figura 47 – Vista isométrica e transversal do modelo 140x5 por 90x4	78
Figura 48 – Vista isométrica e transversal do modelo 240x6,4 por 180x6,4	78
Figura 49 – Gráficos carga <i>versus</i> deslocamento dos grupos sem reforço.....	82
Figura 50 – Escala de cores utilizadas.....	82
Figura 51 – Tensão de von Mises em 3% de b_0 – Grupo 01: $\beta=0,280$	83
Figura 52 – Tensão de von Mises em 3% de b_0 – Grupo 02: $\beta=0,545$	83
Figura 53 – Tensão de von Mises em 3% de b_0 – Grupo 03: $\beta=0,643$	84
Figura 54 – Tensão de von Mises em 3% de b_0 – Grupo 04: $\beta=0,750$ e $0,743$	84
Figura 55 – Escala de cor para grupos de Δ	85
Figura 56 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento dos grupos 5 a 10	86
Figura 57 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento dos grupos 11 a 16	87
Figura 58 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento do grupo 17	88
Figura 59 – Acréscimo de resistência para diferentes níveis de Δ	89
Figura 60 – Deslocamento horizontal na carga de pico $\beta=0,750$ e $2\gamma = 19,9$	90
Figura 61 – Deslocamento vertical na carga de pico $\beta=0,750$ e $2\gamma = 19,9$	91
Figura 62 – Modelos com $\beta=0,28$ que falharam no montante	92
Figura 63 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento dos grupos A ao F	94
Figura 64 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento dos grupos G ao K	95

Figura 65 – Comparação da resistência <i>versus</i> n – grupos A ao D	97
Figura 66 – Comparação da resistência <i>versus</i> n – grupos E ao J	98
Figura 67 – Comparação da resistência <i>versus</i> n – grupo K.....	99
Figura 68 – U1, U2 e von Mises em 3% b ₀ ou pico – $\beta=0,750$, $\Delta=0,5$ e $n=0$	102
Figura 69 – U1, U2 e Mises em 3% b ₀ ou pico – $\beta=0,750$, $\Delta=0,5$ e $n=0,75$	103
Figura 70 – Diagrama de dupla massa (kN): N _{,rd} <i>versus</i> N _{,num} para $\beta=0,280$	104
Figura 71 – Diagrama de dupla massa (kN): N _{,Rd} <i>versus</i> N _{,num} para $\beta=0,545$	104
Figura 72 – Diagrama de dupla massa (kN): N _{,Rd} <i>versus</i> N _{,num} ($\beta=0,750$ e $0,743$)..	105
Figura 73 – Diagrama de dupla massa (kN): N _{,Rd} <i>versus</i> N _{,num} (todos $n=0$).....	110
Figura 74 – Diagrama de dupla massa: kn _{,anal} <i>versus</i> kn _{,num} ($\beta=0,280$).....	112
Figura 75 – Diagrama de dupla massa: kn _{,anal} <i>versus</i> kn _{,num} ($\beta=0,545$).....	112
Figura 76 – Diagrama de dupla massa: kn _{,anal} <i>versus</i> kn _{,num} ($\beta=0,743$ e $0,750$)	113
Figura 77 – Diagrama de dupla massa (kN): N _{,Rd} <i>versus</i> N _{,num} todos os modelos ..	114

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Dimensões comerciais para seções tubulares laminadas a quente [41]	.42
Tabela 2 – Limites das propriedades geométricas para validação	45
Tabela 3 – Equações de ligações tubulares do tipo T – modo de falha A	46
Tabela 4 – Equações de ligações tubulares do tipo T – modo de falha B	47
Tabela 5 – Limites das propriedades geométricas da chapa de reforço	48
Tabela 6 – Propostas alternativas de dimensionamento	50
Tabela 7 – Resumo dos ensaios utilizados como base na calibração	52
Tabela 8 – Resumo dos ensaios de caracterização	57
Tabela 9 – Resumo da comparação entre os modelos experimentais e numéricos	.71
Tabela 10 – Propriedades geométricas dos modelos da primeira etapa	76
Tabela 11 – Propriedades geométricas dos modelos da segunda etapa – carregamento no banzo	79
Tabela 12 – Resumo do acréscimo de resistência ao variar Δ	88
Tabela 13 – Acréscimo de resistência <i>versus</i> l_p	91
Tabela 14 – Resumo dos grupos da segunda etapa	93
Tabela 15 – Resumo do $k_{N,NUM}$ dos resultados da segunda etapa	99
Tabela 16 – Resumo dos resultados das formulações escolhidas – grupos 5 a 15	106
Tabela 17 – Resumo dos resultados das formulações escolhidas – grupo 16 a 17	107
Tabela 18 – Análise estatística das formulações escolhidas	107
Tabela 19 – Coeficiente de ajuste A para chapa de reforço	109
Tabela 20 – Análise estatística do ajuste proposto para ligações com reforço	110
Tabela 21 – Análise estatística do fator k_n	113
Tabela 22 – Primeira etapa – sem chapa de reforço e sem carga no banzo	124
Tabela 23 – Primeira etapa – com chapa de reforço e sem carga no banzo	125
Tabela 24 – Segunda etapa - $\beta=0,280$	127
Tabela 25 – Segunda etapa - $\beta=0,545$	128
Tabela 26 – Segunda etapa - $\beta=0,750$	129
Tabela 27 – Segunda etapa - $\beta=0,743$	130

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

CHS	<i>Circular Hollow Section</i> (Seção tubular circular)
CIDECT	<i>Comité International pour le Développement et l'Etude de la Construction Tubulaire</i> (Comitê Internacional para o Estudo e Desenvolvimento de Estruturas Tubulares)
CILAMCE	Congresso Íbero-Latino Americano de Métodos Computacionais em Engenharia
EC3	<i>European Committee for Standardisation – Desing of Steel Structures</i> (Código Europeu de Normas 3)
ELS	Estado Limite de Serviço
ELU	Estado Limite Último
FEN	Faculdade de Engenharia
ISO	<i>International Organization for Standardization</i> (Organização Internacional de Normas)
NBR 16239	Norma Brasileira de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edificações com Perfis Tubulares
RHS	<i>Rectangular Hollow Section</i> (Seção tubular retangular)
SHS	<i>Square Hollow Section</i> (Seção tubular quadrada)
UERJ	Universidade do Estado do Rio de Janeiro

LISTA DE SÍMBOLOS

Alfabeto romano

A_0	área da seção transversal do banzo
b_0	largura da seção transversal do banzo
b_p	largura da chapa de reforço
C_1	parâmetro de cálculo da ISO 14346
d_1	diâmetro do montante na ligação "T"
E	módulo de elasticidade
E_t	módulo tangente
f_u	tensão de ruptura do aço
f_w	tensão de escoamento da solda
f_y	tensão de escoamento do aço
f_{yp}	tensão de escoamento do aço da chapa
h_0	altura da seção transversal do banzo
I	momento de inércia da seção transversal
k_n	parâmetro de cálculo
L	comprimento do membro
l_p	comprimento da chapa de reforço
n	parâmetro de cálculo referente às tensões no banzo
$N_{0,Sd}$	força axial solicitante de cálculo no banzo
N_1^*	resistência da ligação obtida pela ISO 14346
N_{Abaqus}	resistência da ligação obtida pelo Abaqus
$N_{b,Rd}$	esforço de flambagem
N_{def}	resistência da ligação obtida pelo critério de deformação limite
N_{EC3}	resistência da ligação obtida pelo Eurocode
$N_{i,Ed}$	força axial solicitante ($i = 1, 2, 3$)
$N_{i,Rd}$	força axial resistente de cálculo do montante na ligação ($i = 1, 2, 3$)
$N_{i,Sd}$	força axial solicitante de cálculo do montante na ligação ($i = 1, 2, 3$)
N_{pl}	esforço plástico
N_{PN}	resistência da ligação obtida pela ABNT NBR 16239 (2013)
N_S	carga correspondente ao deslocamento de 1% da largura do banzo

N_u	carga correspondente ao deslocamento de 3% da largura do banzo
Q_f	parâmetro de cálculo da ISO 14346
Q_u	parâmetro de cálculo da ISO 14346
r_0	raio de curvatura do perfil do banzo
t_0	espessura do banzo
t_1	espessura do montante na ligação "T"
t_p	espessura da chapa de reforço

Alfabeto grego

γ_{M0}	coeficiente de ponderação utilizado pelo Eurocode 3
γ_{M5}	fator de segurança utilizado pelo Eurocode 3
γ_{al}	fator de segurança utilizado pela ABNT NBR 16239 (2013)
γ_n	coeficiente de ajustamento utilizado pela ABNT NBR 16239 (2013)
β	relação entre o diâmetro do montante e a largura do banzo
Δ_s	deslocamento para fora do plano correspondente a 1% da largura do banzo
Δ_u	deslocamento para fora do plano correspondente a 3% da largura do banzo
ε	parâmetro $= \sqrt{235/f_y}$
γ	relação entre a largura do banzo e duas vezes a sua espessura
ν	coeficiente do Poisson

SUMÁRIO

INTRODUÇÃO	16
1 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	23
1.1 Métodos para definição da capacidade resistente	23
1.1.1 Capacidade resistente com base na resistência	23
1.1.2 Capacidade resistente com base na deformação	27
1.2 Principais estudos realizados	29
1.2.1 Ligações sem reforço	29
1.2.2 Ligações com reforço	31
1.2.3 Carga axial aplicada no banzo	36
2 PROJETO DE LIGAÇÕES TUBULARES	40
2.1 Generalidades	40
2.2 Parâmetros geométricos	42
2.3 Critérios de dimensionamento	44
2.3.1 Modos de falha	44
2.3.2 Ligação do tipo T sem reforço	45
2.3.3 Ligação tipo T com chapa de reforço na face superior do banzo	48
2.3.4 Ligações tipo T com esforço axial no banzo.....	49
2.4 Propostas alternativas de dimensionamento	50
3 DESENVOLVIMENTO DO MODELO NUMÉRICO	51
3.1 Descrição dos modelos estruturais e geometrias	51
3.2 Caracterização mecânica dos materiais	56
3.3 Desenvolvimento do modelo numérico	58
3.3.1 Caracterização mecânica	59
3.3.2 Análise não-linear.....	60
3.3.3 Elementos e discretização.....	61
3.3.4 Condições de contorno e contato.....	64
3.4 Comparação com os ensaios experimentais	67
3.4.1 Capacidade de carga <i>versus</i> deslocamento.....	68
3.4.2 Modo de falha.....	71
4 ANÁLISE PARAMÉTRICA	74
4.1 Casos de estudo	74

4.1.1 Primeira etapa	74
4.1.2 Segunda etapa	78
4.2 Resultados	80
4.2.1 Modelos sem compressão axial no banzo – Primeira etapa	81
4.2.2 Modelos com compressão axial no banzo – Segunda etapa	93
4.3 Análise das equações analíticas existentes	103
4.4 Proposta de equação alternativa	108
4.4.1 Equação para ligações reforçadas sem esforço axial no banzo.....	108
4.4.2 Equação para coeficiente de redução devido às tensões no banzo.....	110
5 CONSIDERAÇÕES FINAIS	115
5.1 Principais conclusões.....	115
5.2 Sugestões para trabalhos futuros	118
REFERÊNCIAS.....	119
APÊNDICE.....	124

INTRODUÇÃO

Generalidades

No vasto campo da engenharia civil e estrutural, as ligações desempenham um papel fundamental na garantia da estabilidade, resistência e segurança das estruturas. Dentre as inúmeras técnicas, as ligações tubulares em estruturas metálicas têm ganhado destaque crescente devido às suas propriedades únicas e capacidades de adaptação a uma variedade de contextos e demandas estruturais. Essas ligações, que envolvem a união de membros metálicos através de tubos, apresentam vantagens que vão desde a eficiência na transferência de cargas até a flexibilidade na configuração e forma.

Ao longo das décadas, os avanços tecnológicos e os desenvolvimentos na área da metalurgia permitiram a criação de tubos de aço com elevadas propriedades mecânicas, com alta rigidez à compressão, flexão e torção, tornando-os elementos ideais para a formação de estruturas robustas e duradouras. Perfis tubulares possuem momento de inércia cerca de 1,8 vezes superior e o raio de giração 1,4 vezes superior aos equivalentes de um perfil H de mesma massa [1]. Portanto, considerando o mesmo comprimento destravado, ao comparar com perfis de seções abertas, pode-se concluir que os tubos são mais eficazes, conduzindo a seções com menor consumo de aço. Perfis tubulares oferecem não apenas uma resposta às necessidades de resistência e estabilidade das estruturas, mas também se destacam pela estética, uma vez que a exposição das ligações pode conferir um caráter arquitetônico marcante.

Nesse contexto das ligações tubulares em estruturas metálicas, serão abordados os diferentes tipos de ligações tubulares, seus métodos de dimensionamento e os fatores que influenciam na escolha e no desempenho dessas ligações. Além disso, serão evidenciadas as aplicações práticas em diversas áreas, desde pontes icônicas até estruturas industriais complexas. Compreender as características, desafios e potencialidades das ligações tubulares é essencial para engenheiros, arquitetos e profissionais da construção que buscam criar estruturas seguras, eficientes e esteticamente atraentes.

Evolução histórica dos perfis tubulares

Segundo Araújo *et al.* [1], a história dos tubos de aço advém da “segunda revolução industrial”, quando o rápido desenvolvimento da siderurgia abriu um novo nicho de mercado, sendo essa a transformação do aço em tubos, perfis e estampados. O foco inicial da fabricação era praticamente para atender à demanda armamentista, como canhões de guerra, navios e caldeiras, praticamente não sendo aplicado à construção civil de modo geral.

No Brasil, a história está ligada a criação da Companhia Siderúrgica Nacional (CSN) em 1946, sendo qualquer edificação anterior a essa data, fabricada com material importado. Em 1954, a pedido do governo nacional, a Mannesmannröhren-Werke inaugurou em Belo Horizonte a Usina Integrada do Barreiro, com foco em atender às demandas de tubos de aço sem costura por parte da emergente indústria petrolífera nacional. Uma das primeiras estruturas registradas no Brasil com uso de estruturas tubulares data de 1970, com tubos sem costura produzidos pela Mannesmann, de aço especial sem costura, compondo pilares e vigas moduladas. A Figura 1 apresenta a concepção estrutural utilizada na obra em questão.

Posteriormente, outras obras de notoriedade nacional foram ganhando espaço, como a Ópera de Arame, inaugurada em 1992, feita na sua totalidade em estruturas tubulares, representada na Figura 2. Outras aplicações de estruturas tubulares podem ser visualizadas na Figura 3.



Figura 1 – Palácio da Abolição [2]



Figura 2 – Ópera de Arame [3]



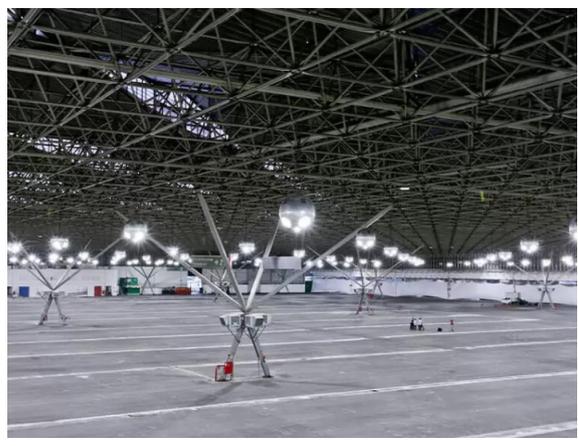
a) Circo voador [4]



b) Estruturas off-shore [5]



c) Passarela na Cidade Nova [6]



d) Centro de exposições Anhembi [7]

Figura 3 – Outras utilizações de estruturas tubulares no Brasil

Em meados dos anos 2000, a empresa Vallourec desenvolveu uma linha de produtos em estruturas tubulares voltadas especificamente para a construção civil, com aços de tensão de escoamento compatíveis com os já empregados no mercado. Não se restringindo somente à cadeia produtiva, a empresa providenciou diversas parcerias com universidades com o intuito de disseminar a cultura da construção tubular, formando mão de obra especializada e buscando criar as condições necessárias para o desenvolvimento do setor. Em decorrência disso, em 2013, foi publicada a primeira norma nacional sobre o tema, a ABNT NBR 16239 [8], com grande esforço do meio acadêmico e profissional do setor.

Processos de fabricação

Os tubos de aço comumente empregados em elementos estruturais, de modo geral, são classificados em tubos de aço sem costura, laminados a quente, ou com costura, que são provenientes de chapas devidamente conformadas e soldadas.

Os tubos de aço sem costura são provenientes da perfuração por laminação a quente de blocos maciços de aço de seção transversal circular, sendo perfuradas por um mandril de laminação de tubo. A laminação dos tubos inicia-se com o aquecimento dos blocos em forno rotativo e a conformação dos tubos a quente sem costura começa por um laminador denominado perfurador (processo patenteado conhecido como Mannesmann), onde um pistão empurra lentamente o bloco a ser perfurado contra a entrada do laminador gerando a seção tubular. A Figura 4 apresenta o esquema do processo:

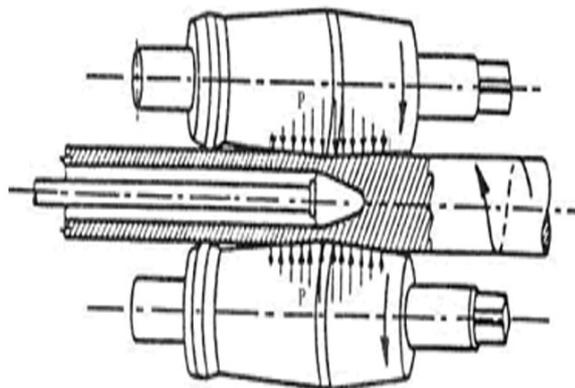


Figura 4 – Processo Mannesmann [1]

Nota-se que tubos laminados a quente sem costura e resfriados ao ar livre até a temperatura ambiente possuem um baixo nível de tensão residual, fazendo com que seu comportamento à compressão seja regido pela melhor classificação segundo a curva de resistência à compressão, garantindo assim um melhor desempenho à compressão da seção transversal.

Já a fabricação dos tubos com costura é obtida através de conformação mecânica, normalmente a frio, de chapas de aço e soldados posteriormente, efetuando a emenda contínua da chapa. O processo de soldagem é caracterizado pela indução por alta frequência sem a utilização de eletrodo, comumente utilizado no passado. O formato da solda pode ser do tipo longitudinal ou com formato helicoidal, conforme visualizado na Figura 5. A fabricação de tubos retangulares e quadrados no Brasil é caracterizada através da conformação a frio de tubos circulares pelo processo de perfilação, que pode ser empregada tanto em tubos sem costura quanto com costura.



a) Solda longitudinal

b) Solda helicoidal

Figura 5 – Tipos de solda em tubos com costura

Dentro desse contexto de vasta aplicabilidade de perfis tubulares na indústria da construção civil, conforme exemplificado na Figura 1 a Figura 3, um melhor entendimento das ligações entre estes perfis é de suma importância para garantir a segurança contra o colapso da estrutura. De modo geral, as ligações tubulares são caracterizadas pela geometria da seção e quantidade de perfis existentes, bem como a angulação entre eles e os tipos de esforços atuantes nos nós destas ligações. Estas ligações soldadas possuem particularidades que devem ser levadas em conta no dimensionamento, uma vez que suas falhas possuem capacidade de carga inferior ao

dimensionamento do próprio perfil. Em treliças, para garantir a segurança da ligação, usualmente aumenta-se a espessura do banzo e/ou do montante, bem como a utilização de chapas de reforço para enrijecer a ligação. O intuito geral desta dissertação é o estudo de ligações reforçadas com chapas submetidas à diferentes níveis de esforços de compressão no banzo e no montante.

Motivação

Devido a necessidade de melhor entender o comportamento estrutural de ligações tubulares e melhor condicionar o dimensionamento de situações particulares, um estudo focado em avaliar parâmetros normativos, nos quais pesquisas prévias indicam que necessitam de ajuste, torna-se necessário e atual.

A UERJ, pelo seu empenho em fomentar discussões acadêmicas sobre o tema de ligações tubulares como uma das principais linhas de pesquisa, tem realizado diversas pesquisas sobre o tema, sendo o motivo desta dissertação basicamente uma continuidade das pesquisas prévias sobre ligações tubulares com chapa de reforço, agora acrescentando uma nova variável no dimensionamento que é a presença de esforço axial no banzo. Portanto, esta dissertação sobre ligações tubulares em estruturas metálicas irá contribuir para o avanço contínuo no campo da engenharia estrutural, objetivando elencar os ajustes necessários para as condições de contorno nas quais o dimensionamento enquadra-se com resultados normativos contra a segurança.

Objetivo

O objetivo desta dissertação é analisar o comportamento das ligações tubulares em aço carbono investigadas nesta pesquisa e avaliar as equações previamente existentes, sejam normativas ou propostas em pesquisas, para ligações tubulares do tipo T com perfis SHS com a presença de chapa de reforço na parede conectada do banzo e, posteriormente, entender o comportamento destas ligações ao acrescentar

níveis distintos de esforço axial de compressão no banzo nestas mesmas ligações reforçadas, totalizando 217 modelos numéricos. Com isso, será desenvolvida uma nova equação para o dimensionamento destas ligações quando submetidas a esforços normais no banzo.

Estrutura da dissertação

A dissertação conta com uma introdução para contextualizar o meio em que o desenvolvimento desta pesquisa está inserido e, no capítulo um, conta com a revisão bibliográfica sobre ligações tubulares, sendo subdividida em estudos pioneiros e recentes sobre os critérios da classificação da resistência da ligação em diferentes tipos de geometrias. Desta forma, serão apresentados os principais estudos realizados sobre o tema.

No capítulo dois serão apresentados os parâmetros e critérios de dimensionamento das ligações tubulares, com e sem chapa de reforço, assim como com e sem esforço axial no banzo. Serão também apresentadas as formulações alternativas as quais serão posteriormente utilizadas como base comparativa dos resultados desta pesquisa.

No capítulo três será descrito o desenvolvimento do modelo numérico com a sua calibração com base em resultados experimentais previamente realizados no Laboratório de Engenharia Civil (LEC) da UERJ.

No capítulo quatro serão apresentados os modelos numéricos escolhidos para a análise paramétrica, assim como a comparação dos resultados obtidos com as novas propostas de formulações. Finalmente, no capítulo cinco serão apresentadas as principais conclusões desta pesquisa com as recomendações para trabalhos futuros.

1 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo será apresentada uma série de estudos envolvendo as pesquisas mais relevantes sobre de ligações soldadas entre perfis estruturais tubulares, de forma a auxiliar o entendimento do tema desta dissertação e prosseguir com a evolução histórica de pesquisas nesta área. As pesquisas serão separadas por tópicos para melhor entendimento das particularidades que envolvem o tema de ligações tubulares, bem como a respectiva evolução dos estudos.

1.1 Métodos para definição da capacidade resistente

Os critérios envolvendo a determinação da capacidade resistente de uma ligação tubular podem ser determinados através do critério da deformação limite ou através da própria resistência, sendo que ambos visam a determinação da capacidade resistente da ligação para o estado limite último. De acordo com Kosteski *et al.* [9], as normas de projeto para ligações de perfis tubulares são baseadas geralmente em análises plásticas. Diversos estudos para formulações alternativas com o auxílio de ferramentas computacionais pelo método dos elementos finitos vêm sendo desenvolvidos baseados no critério da deformação limite.

1.1.1 Capacidade resistente com base na resistência

A definição da capacidade resistente da ligação é proveniente de estudos baseados em análises plásticas que foram aperfeiçoados a partir das análises elásticas de primeira ordem. Em 1983, Packer *et al.* [10], em uma pesquisa relativamente antiga, já mencionavam a dificuldade ao determinar a capacidade resistente da ligação, entre perfis tubulares, na interpretação da curva carga *versus* deslocamento proveniente do ensaio experimental. A pesquisa recorreu, assim como outros pesquisadores da época, para uma clássica aproximação bilinear para definição da capacidade de resistência da ligação.

Em 2003, Kostaski *et al.* [9] estudaram formas de definir a carga necessária para a plastificação da ligação de perfis tubulares retangulares. O trabalho mencionou que algumas ligações tubulares não apresentam uma carga de pico bem definida, na curva carga *versus* deslocamento, de forma a definir a capacidade correta da ligação. Foi feita uma contextualização das diversas pesquisas que sugeriram que a capacidade resistente deveria ser definida através de limites de deformação, bem como uma descrição detalhada do desenvolvimento do critério de deformação limite mais utilizado até hoje que foi proposto no trabalho de Lu *et al.* [11]. Este método será apresentado de forma mais detalhada na próxima seção.

Kostaski *et al.* [9] concluíram que, para ligações que não apresentavam esta carga de pico bem definida na curva carga *versus* deslocamento, os pesquisadores tinham certa dificuldade para a definição da capacidade resistente da ligação. Além de apresentar diversos métodos de pesquisas com análises elásticas de primeira ordem para definição da resistência, a pesquisa ainda propôs um método, baseado em modelos de elementos finitos, para definição da capacidade resistente para o estado limite último baseado na teoria rígido-plástica. Na Figura 6 é possível visualizar o gráfico carga *versus* deslocamento evidenciando as duas tangentes da aproximação para obtenção da carga resistente de uma ligação tubular.

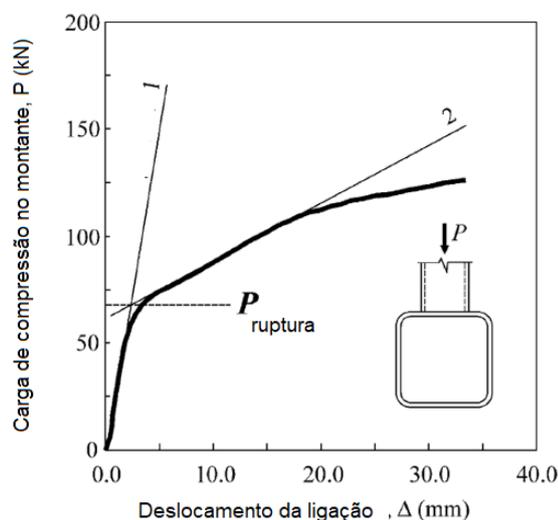


Figura 6 – Aproximação bilinear para definição da capacidade resistente [9]

Ao considerar uma análise plástica, utiliza-se o método dos mecanismos que, a cada mecanismo de colapso cinematicamente admissível, estará associado um

multiplicador das cargas da estrutura que é igual ou maior do que o seu multiplicador de colapso. Nestes casos, tem-se que a solução encontrada é dependente da escolha do mecanismo adequado para a ligação, e estes mecanismos consideram a formação de linhas de ruptura, denominadas charneiras plásticas [1].

O método das charneiras plásticas possibilita a determinação da capacidade de carga de uma ligação que possui o modo de falha do tipo A, apresentado posteriormente nesta pesquisa, caracterizado pela plastificação da face superior do banzo junto ao montante. De acordo com Araújo *et al.* [1], o modelo de charneiras plásticas é baseado no Teorema do Limite Superior da Plasticidade, fazendo com que seja necessário conhecer diversos padrões de charneiras de forma a obter a que tenha a menor resistência. A Figura 7 ilustra dois padrões comumente utilizados para perfis tubulares com seção retangular, sendo o modelo A considerado mais simples e mais utilizado para ligações do tipo T, Y e X, pois a diferença de resistência entre os dois modelos é pequena e são desprezados os efeitos favoráveis do encruamento do aço e do efeito de membrana na parede plana do banzo.

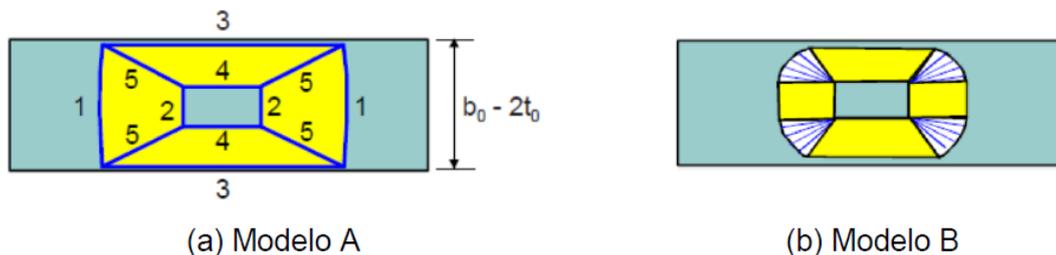


Figura 7 – Modelo de charneiras plásticas [1]

Para o desenvolvimento da equação para a determinação da capacidade resistente da ligação, utiliza-se o princípio dos trabalhos virtuais. Dessa maneira, o trabalho externo W_e , que é provocado pela força no montante e possui deslocamento para dentro do banzo com valor de δ , é igualado ao trabalho interno W_i , que é a dissipação de energia pela rotação do sistema de charneiras, indicado na Figura 9. A Figura 8 e apresenta os parâmetros geométricos que foram considerados no cálculo.

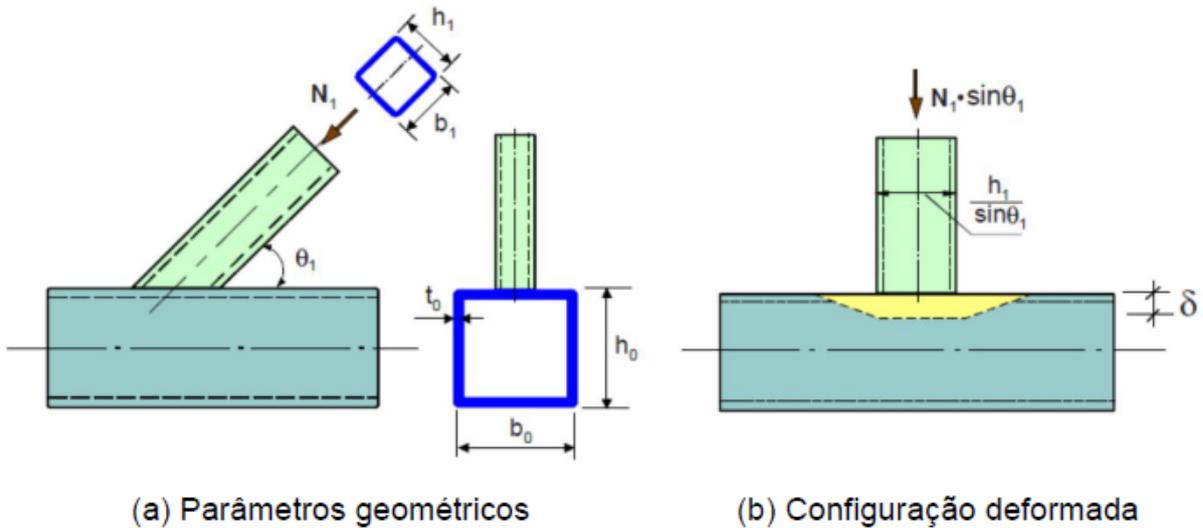


Figura 8 – Representação e indicação dos parâmetros geométricos [1]

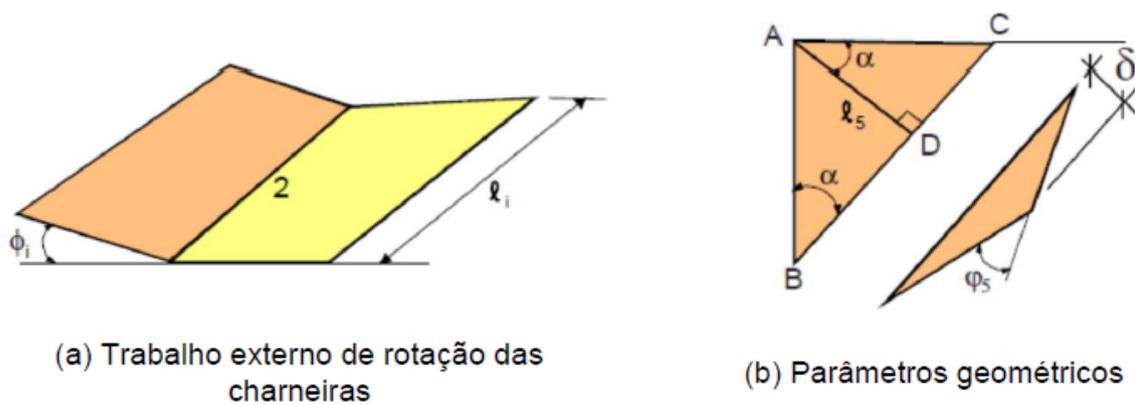


Figura 9 – Rotação das charneiras e geometria das linhas de escoamento [1]

Após manipulações algébricas chega-se à Equação 1, que é igual a equação representada no EN1993-1-8 [12], porém sem a consideração do coeficiente de ponderação:

$$N_1 = \frac{K_n \cdot f_y \cdot (t_0^2)}{(1-\beta)} \cdot \left(4\sqrt{1-\beta} + \frac{2\eta}{\text{sen}\theta_1} \right) \frac{1}{\text{sen}\theta_1} \quad (1)$$

Ressalta-se que a formulação acima funciona para valores médios de β , não sendo indicado para $\beta > 0,85$, pois o modelo irá conduzir para valores muito elevados de resistência, sendo então necessário verificar outros tipos de modos de falha, sendo

um limite prescrito na ABNT NBR 16239 [8] e no EN1993-1-8 [12], porém questionado por outros trabalhos na literatura para valores de β inferiores a este limite [1].

1.1.2 Capacidade resistente com base na deformação

O critério de deformação limite utilizado para o estado limite último da ligação, está associado à deformação que ocorre na face do perfil solicitado perpendicularmente ao seu plano. Korol & Mirza [13] e Lu *et al.* [11] propuseram pesquisas que determinavam critérios para obtenção da resistência da ligação, sendo ambos baseados em critérios de deformações limites.

Korol & Mirza [13], em 1982, realizaram um dos primeiros estudos focados na resistência da ligação tubular utilizando o método dos elementos finitos, desenvolvido com elementos de casca, e foi observado que a capacidade resistente da ligação tem relação direta com o aumento dos coeficientes β (relação entre a largura do montante da ligação e a largura do banzo) e γ (relação entre a largura do banzo e duas vezes a sua espessura). Os pesquisadores sugeriram que o estado limite último da ligação T, entre perfis retangulares, deveria estar limitado a 25 vezes a deformação no regime elástico. Também propuseram uma maneira de analisar o estado limite último da ligação, que deve estar associado ao deslocamento da face do banzo correspondente a 1,2 vezes a espessura da face.

Posteriormente, em 1994, Lu *et al.* [11] propuseram uma nova maneira de analisar o critério de deformação limite, relacionando a resistência da ligação para o estado limite último e para o estado limite de serviço. Caso a razão entre a capacidade resistente para o estado limite último (N_u) e o estado limite de serviço (N_s) fosse menor que 1,50, a resistência da ligação será controlada pelo estado limite último, caracterizada pelo esforço que causa uma deformação para fora do plano correspondente a 3% da largura da seção transversal do banzo (b_0). Caso esta mesma relação apresentasse um valor superior 1,50, o estado limite de serviço controlaria o dimensionamento, cujo valor da resistência será o esforço capaz de provocar uma deformação para fora do plano de 1% do mesmo valor b_0 . O método proposto nesta pesquisa é de enorme importância para a comunidade científica, pois o critério para a definição do estado limite último de 3% b_0 é utilizado até hoje pelo Instituto Internacional de Soldagem [14] para definição da resistência da ligação.

O motivo pelo qual se utiliza o critério de deformação limite é que, para faces do banzo esbeltas, haverá um aumento de rigidez da ligação depois do escoamento completo e assume valores maiores devido ao efeito de membrana. Uma vez que a carga máxima é obtida por meio de curvas experimentais, a ausência de um pico bem definido na curva pode prejudicar a identificação do ponto que faz referência à resistência última da ligação, como apresentado na Figura 10. Desta forma, as comparações entre os resultados experimentais e os resultados referentes a uma análise plástica podem ser baseadas nos critérios de deformação, conforme proposto por Kostaski *et al.* [9].

O gráfico da Figura 10 representa a curva carga *versus* deslocamento de um ensaio experimental proposto por Lu *et al.* [11]. Em sua pesquisa, a resistência da ligação é baseada em uma comparação da deformação na ligação do montante com o banzo para dois níveis de carregamento. O primeiro nível é para a definição da resistência última, N_u , que é representada pela força que produz um deslocamento para fora do plano equivalente a $3\% b_0$. Já o segundo nível representa a definição da resistência limite de serviço, dada pela força que produz um deslocamento, na mesma direção que o anterior, só que correspondente a $1\% b_0$.

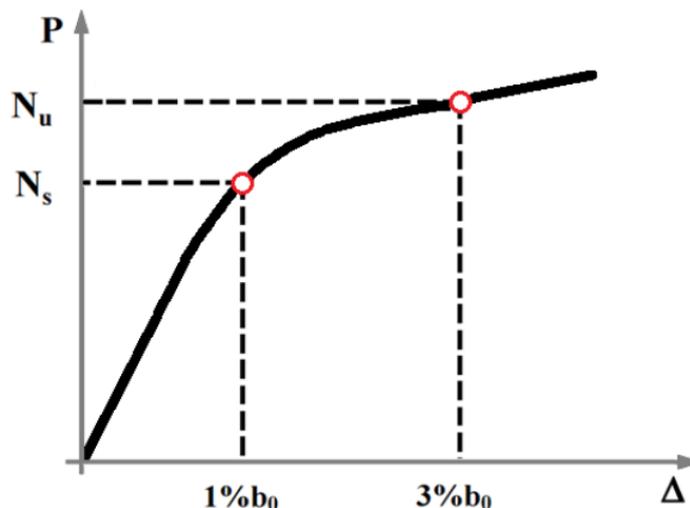


Figura 10 – Gráfico carga *versus* deslocamento proposto por Lu *et al.* [11].

Atualmente, adota-se somente o critério de deformação limite de $3\% b_0$ para fora do plano ao determinar a resistência de ligações soldadas entre perfis tubulares. Isto é justificado pelo desenvolvimento de trabalhos que foram discutidos no XII Simpósio Internacional de Estruturas Tubulares (ISTS 12) que, durante sua

realização, foi definido que o critério que melhor se relacionava com as formulações propostas pela 2ª edição do CIDECT foi o critério de deformação limite de 3%, proposto por Lu *et al.* [11]. A recomendação foi incorporada a 3ª edição do International Institute of Welding (IIW) [14], realizado em 2009, e descrita em um trabalho publicado em 2010 por Zhao *et al.* [15], no qual apresenta resultados experimentais que validam apenas a utilização do critério de deformação limite de 3%, conforme discutido e recomendado anteriormente pelo evento mencionado acima.

1.2 Principais estudos realizados

Neste item serão abordados mais estudos relevantes para o desenvolvimento deste trabalho quanto às ligações tubulares do tipo T. Portanto, a revisão das bibliografias sobre o tema foi separada em ligações do tipo T com e sem reforço de chapa. Também são abordadas pesquisas que fizeram a consideração da carga axial nos banzos como parâmetro de análise, tendo como intuito principal, conferir e questionar a eficácia das formulações de dimensionamento nas normas atuais. Esta separação terá relevância para o melhor entendimento do comportamento de cada ligação, quanto à resistência e demais parâmetros, de acordo com as condições de contorno e particularidades apresentadas em cada caso.

1.2.1 Ligações sem reforço

Um dos pioneiros no estudo sobre ligações tubulares, inclusive tendo participado do CIDECT [16], Wardenier [17] realizou um estudo experimental, em 1982, com ligações do tipo T formadas por perfis com seções retangulares com carregamento axial de tração e compressão no montante. O autor chegou a uma formulação unificada para os modos de falha de esmagamento ou flambagem da face lateral do banzo, fazendo com que sua pesquisa servisse como base para as prescrições normativas descritas no CIDECT [16].

Em 2006, Shao [18] analisou o comportamento na região da solda de ligações do tipo T e K com a variação dos parâmetros geométricos. Sua pesquisa considerou a presença de carregamento axial no montante nos modelos experimentais e

numéricos e o interesse de investigar a influência dos parâmetros geométricos β e γ . nas distribuições de tensões. Concluiu-se que a espessura dos montantes tem pouca influência na distribuição de tensões na ligação, enquanto que a espessura da parede dos banzos tem uma influência maior.

Em 2008, Bittencourt [19] apresentou, em sua dissertação de mestrado, um estudo utilizando modelos numéricos com elementos de cascas considerando o efeito de membrana para um modelo de ligação T, entre perfis SHS, e K, entre perfis CHS, a fim de analisar as resistências das ligações de acordo com o critério de deformação limite, proposto por Lu *et al.* [11]. Além disso, houve uma comparação com a formulação descrita no EN1993-1-8 [12]. Foi observado que para as ligações do tipo T, os resultados obtidos pelo código são superiores aos encontrados na análise numérica, apesar de necessitarem validação com ensaios experimentais. Para as ligações do tipo K, os resultados numéricos foram inferiores aos encontrados pela código europeu, porém indicando um resultado muito conservador em termos de segurança.

Affonso *et al.* [20] realizaram uma análise numérica com diferentes ligações do tipo T, calibradas com dados experimentais, com banzo retangular e montante circular, comparando os resultados com os valores obtidos através das formulações propostas pelos códigos normativos. Verificou-se que os valores obtidos foram compatíveis com o critério de deformação limite que estabeleceu, para os casos onde a ligação seja controlada pelo estado limite de serviço, que o valor de N_s seja multiplicado por 1,5.

Guerra [21], no âmbito de sua dissertação em mestrado, desenvolveu uma pesquisa a respeito de ligações tubulares formadas por perfis de seção esbelta, com perfis retangulares no banzo e circular no montante. Foi realizado um programa experimental com 12 modelos, com espessuras do banzo que variaram entre 2mm e 3mm, buscando estudar a variação do parâmetro 2γ , visto que os perfis esbeltos dessa faixa apresentam modos de falhas de instabilidade local de forma mais sensível do que os de seção compacta. O EN1993-1-8 [12] indica que as classes dos perfis para o dimensionamento da ligação devem ser 1 e 2, mas o objetivo desta pesquisa era a utilização de perfis de classes 3 e 4, mais esbeltos, para avaliar a correlação com as equações de dimensionamento que esta norma preconiza. Seus resultados apontaram para o modo de falha A e tiveram boa correlação com a ABNT NBR 16239

[8], para valores de β menores, e o parâmetro 2γ apresentou, para valores com menor esbeltez, boa relação com o aumento da capacidade resistente da ligação.

1.2.2 Ligações com reforço

Em 2005, Choo *et al.* [22] realizaram um trabalho com ensaios experimentais em ligações tubulares do tipo T entre perfis CHS com a presença de reforço do tipo chapa e do tipo colar. Aplicaram forças de tração e compressão no montante e os resultados obtidos foram comparados entre os ensaios e analisados no estado limite último, que apresentaram boa correlação para a rigidez inicial do modelo e para a carga de pico. Concluíram que a introdução de chapa de reforço no modelo leva a um aumento significativo na resistência da ligação.

Brasil [23], na sua dissertação de mestrado, fez um estudo paramétrico de ligações tubulares do tipo T utilizando resultados experimentais de diversos pesquisadores, tendo como foco uma análise paramétrica com perfis do tipo RHS no banzo e do tipo CHS no montante. As ligações possuíam reforço do tipo colar, sendo este para aquelas estruturas nas quais já estariam soldadas, e o reforço do tipo chapa, para as peças estruturais ainda não soldadas. Concluiu-se que à medida que a espessura deste reforço aumenta, o reforço do tipo colar fica menos resistente se comparado com o reforço do tipo chapa. Além disso, é apresentada uma nova formulação que representa o comportamento de diversas espessuras de chapa de reforço e que contemplam diversos perfis para o banzo e montante, comparando seus resultados com os códigos normativos.

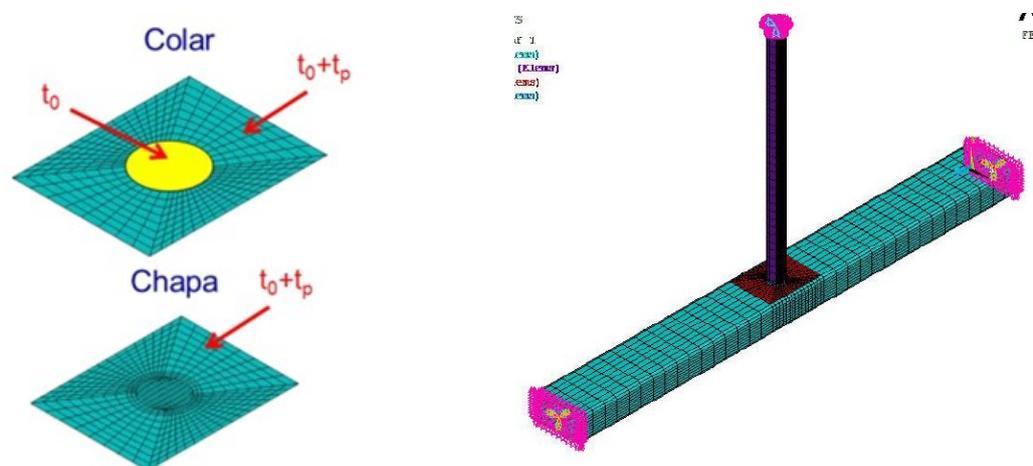


Figura 11 – Representação numérica da ligação com chapa de reforço [23]

Guerreiro [24] desenvolveu um estudo para avaliar o comportamento de ligações tubulares do tipo T com e sem reforço do tipo chapa, baseado em ensaios experimentais e modelos numéricos utilizando o critério de deformação limite. Verificou-se que uma espessura da chapa de reforço igual da parede do banzo já era suficiente para praticamente dobrar a resistência da ligação e a variação do comprimento do reforço não tem muita influência na resistência da ligação. Ao final, o autor propõe uma formulação para ligações T com montante comprimido com e sem reforço de chapa. O autor concluiu que os resultados apresentados pela ABNT NBR 16239 [8] apresentavam valores muito conservadores.

Em 2016, Nassiraei *et al.* [25] realizaram um estudo em ligações tubulares do tipo T e Y, reforçadas com reforço de chapa e submetidas a carregamento axial de compressão no montante, utilizando somente perfis tubulares CHS. Foi realizado um estudo numérico para calibrar o modelo com o ensaio experimental e, posteriormente, realizada uma análise paramétrica para avaliar o efeito da geometria da ligação e o tamanho da chapa de reforço. A pesquisa concluiu que a presença do reforço de chapa pode apresentar um aumento na resistência da ligação de até 295% comparado a uma ligação sem o reforço, além de aumentar consideravelmente a rigidez inicial e melhorar a ligação quanto aos modos de falha. Ao final, como não existe nenhuma equação para o dimensionamento de ligações tubulares do tipo T ou Y, com reforço de chapa e submetidas a carregamentos axiais de compressão, foi proposta uma nova equação para determinação da resistência última da ligação para perfis CHS.

Xia *et al.* [26] fizeram um estudo em ligações tubulares do tipo T com a presença de reforço de chapa submetidas a carregamento axial cíclico no montante, e seu estudo paramétrico foi realizado para identificar os parâmetros chave que influenciam o reforço de chapa. Concluíram que o reforço de chapa efetivamente previne que o banzo falhe na região da ligação, protegendo assim a integridade do mesmo, porém com uma diminuição na capacidade da energia de dissipação e ductilidade, uma vez que o objetivo principal do estudo era a avaliação de carregamentos cíclicos que simulavam comportamentos sísmicos. Os parâmetros que relacionam o montante e o banzo, sendo este o β , e as propriedades geométricas da chapa de reforço e o banzo foram indicados como parâmetros chaves que influenciam no modo de falha desse tipo de ligação reforçada.

Gomes [27] realizou uma pesquisa em sua dissertação de mestrado sobre ligações tubulares do tipo T para perfis SHS conformados a frio, e teve como objetivo

estudar o comportamento da estrutura quando reforçada a parede lateral do banzo que apresenta grande suscetibilidade à falha na região. Os seus resultados foram comparados com as formulações do EN1993-1-8 [12] e o autor propôs uma equação para o dimensionamento de ligações com o reforço na parede lateral e outra equação para a ligação sem o reforço.

Feng *et al.* [28] realizaram um trabalho sobre ligações tubulares do tipo T com esforço axial com perfis SHS, possuindo reforços do tipo colar e do tipo chapa. Foi analisado um total de 11 ligações com diferentes valores de β , variando os ensaios entre ligações com reforço de colar, com reforço de placa e sem reforço. Nessa pesquisa, estudou o efeito da variação do β , do tipo de reforço a ser considerado, bem como a espessura da placa do respectivo reforço. Foi feita uma investigação experimental e posterior modelagem numérica, com o intuito de verificar as formulações propostas pelos códigos e comparar com a nova formulação proposta pelos pesquisadores para o dimensionamento da ligação T entre perfis SHS. Verificou-se que ligações com $\beta < 0,53$, o reforço do tipo chapa apresentou comportamento estrutural similar ao reforço do tipo colar, mas com relações de $\beta > 0,67$, o reforço do tipo chapa mostrou ser mais eficiente em termos de capacidade de carga. As equações alternativas propostas pelos autores apresentaram boa correlação ao comparar com a carga máxima dos modelos numéricos desenvolvidos na análise paramétrica.

Em 2018, Chang *et al.* [29] propuseram um tipo de reforço para ligações tubulares T entre perfis SHS diferente daqueles do tipo colar e do tipo chapa, sendo este um reforço de uma placa vertical inserida dentro do banzo com maior suporte para as cargas axiais que solicitarão a ligação. Foi realizado um ensaio experimental com ligações com o reforço de placa vertical e ligações sem reforço, de forma a verificar que o reforço representa um aumento da capacidade resistente do esforço axial, porém sua eficiência diminui com o aumento da relação β . A pesquisa explica que o modo de falha da ligação com o reforço de placa vertical é representado por dois modos, sendo estes o escoamento da parede superior do banzo e a flambagem da alma representada pela placa. Ao final, a pesquisa apresenta uma formulação para determinar a capacidade resistente de compressão que a placa vertical representa para a ligação. A Figura 12 esquematiza o tipo de reforço proposto.

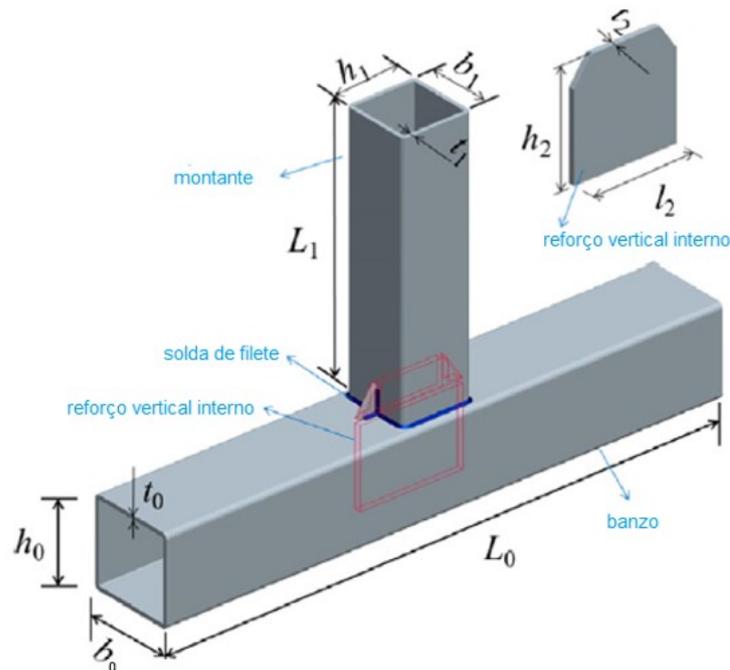


Figura 12 – Representação do reforço com a placa vertical dentro do banzo [29].

Ozyurt & Das [31] também realizaram um estudo sobre ligações tubulares do tipo T entre perfis SHS com reforço do tipo colar, do tipo chapa e sem reforço, sendo todas submetidas a esforços axiais de compressão no montante. Foram feitos ensaios experimentais e validações para utilização de modelos numéricos de forma a verificar a capacidade resistente das ligações variando diversos parâmetros geométricos da ligação. O estudo paramétrico de 76 modelos numéricos demonstrou que os reforços do tipo colar e do tipo chapa apresentaram um aumento significativo na resistência última da ligação entre os perfis SHS, assim como concluíram que a capacidade máxima de uma ligação com reforço é aproximadamente o dobro da capacidade da ligação similar sem a presença do reforço. Foi observado que uma chapa de reforço com espessura maior do que duas vezes a espessura do banzo não oferece efeito benéfico no aumento na resistência da ligação. Os pesquisadores também esclarecem que o EN1993-1-8 [12] subestima ou superestima a capacidade das ligações reforçadas dependendo da espessura da chapa de reforço. É apresentado, portanto, uma nova formulação de dimensionamento com coeficientes de correção para a capacidade resistente da ligação com o reforço do tipo colar e do tipo chapa.

Em 2018, Lima *et al.* [30] realizaram um estudo no qual foi apresentada uma análise de ligações tubulares T com perfis SHS baseada em ensaios experimentais e modelos numéricos. O resultado da resistência da ligação tubular foi comparado com

as equações de dimensionamento da ABNT NBR 16239 [8] e do EN1993-1-8 [12], bem como com formulações propostas por outros pesquisadores da literatura. A pesquisa propôs uma nova formulação para dimensionar ligações tubulares do tipo T, sugerindo modificações na fórmula apresentada pelo EN1993-1-8 [12]. Destaca-se que a formulação foi calibrada em uma série de modelos numéricos utilizando sempre a espessura da chapa de reforço igual à espessura da parede lateral do banzo. A Figura 13 apresenta uma comparação entre as formulações dos códigos e de outros pesquisadores e a formulação proposta no artigo e a Equação 3 é a formulação alternativa desenvolvida na pesquisa.

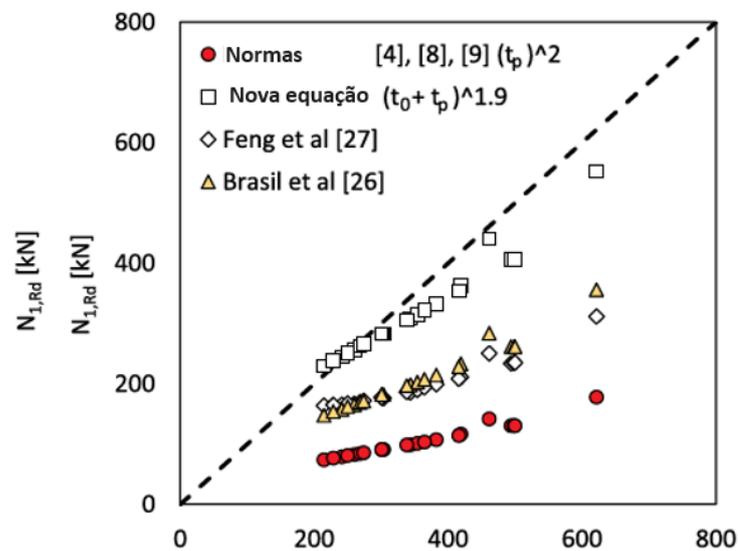


Figura 13 – Comparação entre as formulações propostas para a ligação [30].

$$N_{rd,LIMA} = \frac{k_n \cdot f_y \cdot (t_0 + t_p)^{1,9}}{(1-\beta)} \cdot (2\eta + 4\sqrt{1-\beta}) \quad (3)$$

Souza [32] realizou uma pesquisa de ligações tubulares do tipo T com reforço de chapa, na qual é investigada a influência da espessura da chapa de reforço, uma vez que as formulações do EN1993-1-8 [12] e da ABNT NBR 16239 [8] não consideram a espessura da parede do banzo no dimensionamento de ligações com reforço de chapa, somente orientam a substituição de t_0 por t_p na sua formulação. Foram realizados ensaios experimentais variando a espessura da chapa de reforço, bem como uma modelagem numérica de forma a confrontar os valores encontrados

no programa experimental. Foi observado que o aumento da espessura da chapa de reforço proporciona uma maior capacidade de carga à ligação e observou-se um limite específico para o acréscimo de resistência com o aumento da espessura relacionado à contribuição de um outro modo de falha. Os resultados da pesquisa foram comparados com as formulações da ABNT NBR 16239 [8] e se concluiu que as normas possuem valores muito conservadores. Com isso, o autor propõe uma nova formulação para a determinação da resistência das ligações e sugere uma modificação na avaliação da capacidade da ligação com base na análise de dois modos de falha.

1.2.3 Carga axial aplicada no banzo

Em 2004, Liu *et al.* [33] realizaram um estudo analítico a respeito do efeito do carregamento de compressão no banzo que atendesse, de um modo geral, diferentes tipos de ligações para perfis com seção retangular. Verificou-se que, para ligações X com $\beta = 1$, teve uma redução pouco significativa da carga última ao ser submetida a esforços de compressão no banzo. Os autores propuseram uma função para ligações T e X, com esforço axial ou momento fletor no banzo, que atendesse esses diferentes tipos de ligações com perfis RHS.

Vegte & Makino [34] verificaram a capacidade resistente das ligações tubulares do tipo T com a presença de cargas axiais de tração e compressão no banzo entre perfis do tipo CHS. Foi realizada uma modelagem numérica baseada em uma análise de não linearidade física e geométrica de forma a obter variações nos parâmetros geométricos β e γ . Os autores constataram que o carregamento de compressão no banzo diminui a resistência última da ligação e o carregamento de tração no banzo aumenta significativamente a resistência da ligação, bem como propuseram uma formulação para cálculo da capacidade resistente da ligação considerando carga axial e momento fletor no banzo.

Mendes [35] apresentou, no âmbito de sua dissertação de mestrado, um estudo de ligações tubulares, formadas por perfis RHS no banzo e SHS no montante, que teve como objetivo comparar os resultados encontrados na investigação experimental com as prescrições normativas dos códigos. Os ensaios foram realizados com montante submetido a carregamentos de compressão e variação no nível do esforço normal do banzo. A partir da sua calibração na modelagem numérica foi possível

comparar os valores encontrados com os resultados teóricos, e a pesquisa concluiu que as formulações das normas foram compatíveis para os casos sem a aplicação de esforço normal no banzo e para os casos em que houve esforço axial de compressão de até o limite de 70% da carga de plastificação para a ABNT NBR 16239 [8] e EN1993-1-8 [12]. Já para os casos em que houve a aplicação de esforço axial de tração no banzo os resultados foram conservadores em todas as normas.

Nizer [36] apresentou um trabalho com ligações tubulares do tipo T com a presença de esforços axiais de tração e compressão no banzo, representado na Figura 14. Esta pesquisa apresentou ensaios experimentais e modelos numéricos calibrados e seus resultados foram comparados com as formulações propostas pelo CIDECT [16], ABNT NBR 16239 [8] e EN1993-1-8 [12], bem como o critério de deformação limite de Lu *et al.* [11]. Fazendo uma correlação entre as normas citadas e os resultados da sua pesquisa, verificou-se valores a favor da segurança para situações de esforço normal de compressão até o nível de 60% da carga de plastificação do banzo. Já para resultados acima desse nível foi evidenciado um dimensionamento contra a segurança.

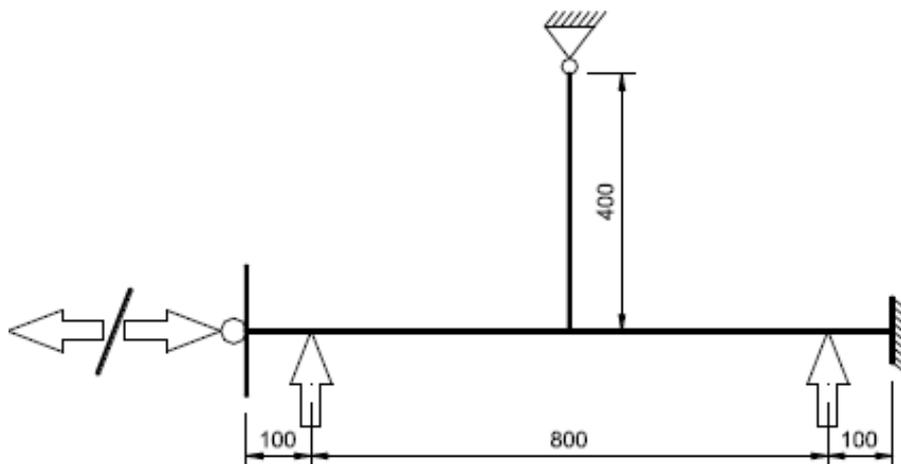


Figura 14 – Diagrama de corpo livre do ensaio realizado por Nizer [36]

Nizer [36] constatou que para casos de esforço normal de tração no banzo houve um aumento na resistência da ligação e as normas citadas apresentam valores a favor da segurança, porém relativamente antieconômicos. Sua pesquisa concluiu que o modo de falha está diretamente relacionado ao nível de esforço normal no banzo, atribuindo um valor de $\beta = 0,55$ para o ponto de transição do modo de falha A

para o B, diferentemente do que é estabelecido pelo CIDECT [16], ABNT NBR 16239 [8] e EN1993-1-8 [12].

Matos *et al.* [37] realizaram um trabalho a respeito do comportamento de ligações soldadas do tipo T entre perfis de seção retangular submetidos a carregamento axial de tração no montante e carregamento axial no banzo. O carregamento em tração do banzo foi incrementado até a falha da ligação, mas é combinado com diferentes níveis de tensão de compressão ou tração no banzo. Na pesquisa, foram analisadas as curvas carga *versus* deslocamento das diferentes geometrias propostas e diversos níveis de carregamentos axiais no banzo. Concluiu-se que valores de $\beta < 0,66$, os resultados numéricos apresentaram boa correlação com a prescrição normativa do EN1993-1-8 [12], porém para valores acima desse intervalo, a norma superestima o dimensionamento.

Em 2017, Nunes [38] realizou uma pesquisa de ligações tubulares do tipo T com perfis tubulares RHS no banzo e CHS no montante. Suas análises consideraram a aplicação de carregamento axial de compressão no montante e tração e compressão no banzo, de forma a avaliar a influência das tensões axiais no banzo para a capacidade resistente das ligações. Foi feita uma investigação experimental e posterior calibração com modelos numéricos e, de acordo com seus resultados, para esforços de compressão axial no banzo, observou-se uma redução na resistência das ligações, enquanto que foi verificado um aumento da resistência da ligação para os testes em que o carregamento de tração foi aplicado no banzo. O autor propôs duas novas equações para o dimensionamento da ligação e concluiu que quanto maior fosse a carga de compressão no banzo, menor a resistência última da ligação.

Em 2019, Correia [39] realizou uma pesquisa com um amplo estudo numérico de ligações tubulares a fim de avaliar a influência de tensões normais no banzo para a resistência de ligações soldadas entre perfis SHS e RHS com β igual a 1. Sua pesquisa considerou a presença e a ausência de reforço com chapa lateral nas ligações soldadas, e foram considerados diversos níveis de esforço axial no banzo da ligação, o que levou a conclusão de que esforços axiais de compressão e tração no banzo resultam em uma diminuição da resistência da ligação. A autora concluiu, com base nos seus resultados, que a formulação da ISO 14346 [40], que introduz a presença de tensões axiais atuantes no banzo na capacidade resistente da ligação, foi a que apresentou os melhores resultados, apesar de fornecer valores contra a segurança para ligações sujeitas a tensões de tração no banzo. Desta maneira, foram

propostos dois novos métodos que fornecem resultados satisfatórios dentro das análises realizadas durante a pesquisa.

Portanto, feita a revisão bibliográfica das principais pesquisas que norteiam o dimensionamento de ligações tubulares, a presente dissertação tem a sua contribuição ao realizar uma análise paramétrica envolvendo dois parâmetros cruciais: o nível de tensão no banzo devido ao carregamento axial de compressão e a chapa de reforço posicionada na parede superior do banzo. A ABNT NBR 16239 [8] estabelece que, para ligações do tipo T reforçadas com chapa na mesa do banzo, o parâmetro k_n deve ser tomado como igual a 1,0 e a espessura do banzo t_o deve ser substituída pela espessura do reforço t_p . Essas premissas são basicamente as principais motivações que merecem a devida atenção, de forma a entender melhor o comportamento desses parâmetros e evitar faixas de intervalos com resultados contrários à segurança.

2 PROJETO DE LIGAÇÕES TUBULARES

Este capítulo tem como ênfase os tópicos a serem observados ao dimensionar uma ligação soldada de perfis tubulares do tipo T, utilizando como base as formulações prescritas no EN1993-1-8 [12], ABNT NBR 16239 [8] e ISO 14346 [40], sendo utilizada somente as duas primeiras para comparação nos capítulos seguintes. Será feita uma breve contextualização do desenvolvimento das normas, bem como explicitar os principais requisitos expostos nestes códigos.

O enfoque deste capítulo se dá nas formulações existentes do dimensionamento para os modos de falha pertinentes que serviram como base para o desenvolvimento dos capítulos seguintes, como também para as ligações do tipo T com e sem reforço e com a presença de esforço axial de compressão no banzo.

Ao final, serão mencionadas recentes pesquisas que propuseram alterações nas formulações das normas, mencionando assim suas próprias equações de dimensionamento para as ligações do tipo T.

2.1 Generalidades

Atualmente existem diversas pesquisas que guiam o dimensionamento e embasam as normas existentes, mas esse cenário nem sempre foi assim, ganhando notoriedade na segunda metade do século passado. De acordo com Souza [32], os estudos iniciais a respeito do tema de ligações tubulares começaram na Inglaterra, após o começo da utilização deste tipo de estrutura na indústria da construção civil. Os primeiros estudos teóricos e experimentais foram desenvolvidos na Universidade de Sheffield, na Inglaterra, e o primeiro manual de ligações tubulares foi desenvolvido no Canadá e publicado pela empresa do ramo siderúrgico Stelco, tendo como base os estudos desenvolvidos na Universidade de Sheffield.

As pesquisas desenvolvidas na segunda metade do século passado foram, em sua grande maioria, coordenadas pelo CIDECT (Comitê Internacional para o Desenvolvimento e Estudo da Construção Tubular) e pelo *International Institute of Welding (IIW)*, no qual resultaram no desenvolvimento do CIDECT 1ª edição [16]. As

considerações até então conhecidas foram cruciais para a implementação, em 1993, do EN1993-1-8 [12], cujas recomendações estão mantidas até hoje, baseadas na 1ª edição do CIDECT, e na presente data desta dissertação, está sendo atualizado através de grupos de estudos. Já o CIDECT foi reformulado em meados de 2008, em sua segunda edição, e levou ao surgimento da ISO 14346 [40]. O Brasil não possuía regras específicas para o dimensionamento de ligações soldadas com perfis estruturais tubulares até que, com o auxílio de diversos pesquisadores brasileiros e com base no EN1993-1-8 [12], foi criada em 2013, a ABNT NBR 16239 [8].

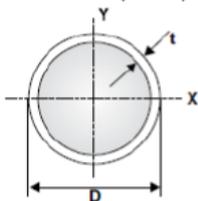
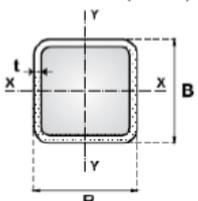
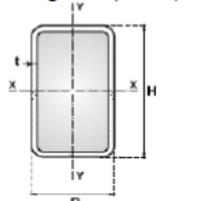
Tanto as regras de projeto do EN1993-1-8 [12] e da ABNT NBR 16239 [8] abrangem ligações uniplanares e multiplanares soldadas em estruturas rotuladas de perfis tubulares. Estas recomendações tratam de perfis laminados a quente e conformados a frio, sendo que para o EN1993-1-8 [12], os limites de escoamento nominal do aço de ambos os tipos de perfis não podem ultrapassar 460 MPa (N/mm²) e, para limites de escoamento acima de 355 MPa, a resistência de projeto da ligação deverá ser multiplicada por um fator de redução de 0,9. Já a ABNT NBR 16239 [8] preconiza que para a resistência ao escoamento superior a 350 MPa, a resistência de cálculo deve ser ajustada por um coeficiente divisor de 1,1. As normas ressaltam ainda que a espessura nominal das paredes das seções transversais não pode ser inferior a 2,5mm.

De acordo com as normas e recomendações citadas, o projeto estrutural para perfis tubulares deve ser desenvolvido de modo que seja garantida a segurança da estrutura através do estado limite último (ELU) e do estado limite de serviço (ELS). O ELU está relacionado com a segurança da estrutura como um todo, evitando assim, o colapso de parte ou da totalidade da estrutura. Já o ELS faz referência à utilização da estrutura, de forma que as condições que permitam seu uso de uma maneira segura e confortável sejam garantidas. Nesta etapa, verificam-se as condições de deformações e vibrações máximas da estrutura. Além da verificação desses dois estados, é necessário verificar condições relativas à durabilidade da estrutura, tais como proteção contra corrosão, fadiga, fogo, desgaste mecânico, etc.

2.2 Parâmetros geométricos

Os perfis comerciais são fabricados de maneira a atender aos limites de validade para classes 1 ou 2, sendo estes possíveis de atingir o momento plástico e possibilitarem a formação de mecanismos, conforme especificados pelas normas e literatura técnica. A Tabela 1 apresenta as dimensões comerciais de perfis com seções tubulares laminadas a quente, conforme especificação no catálogo da Vallourec [41].

Tabela 1 – Dimensões comerciais para seções tubulares laminadas a quente [41]

Seção Transversal	Circular (CHS)	Quadrada (SHS)	Retangular (RHS)
			
Dimensões Externas (d,b ou h)	33,4 mm a 355,6 mm	50 x 50 mm a 300 x 300 mm	60 x 40 mm a 400 x 200 mm
Espessura da parede do elemento (t)	3,2 a 25 mm	3,6 a 16 mm	
Comprimento disponível	Até 16 metros, sendo o padrão 12 metros		

As descrições das propriedades geométricas terão como ênfase os tópicos relacionados aos perfis RHS e SHS e em ligações do tipo T.

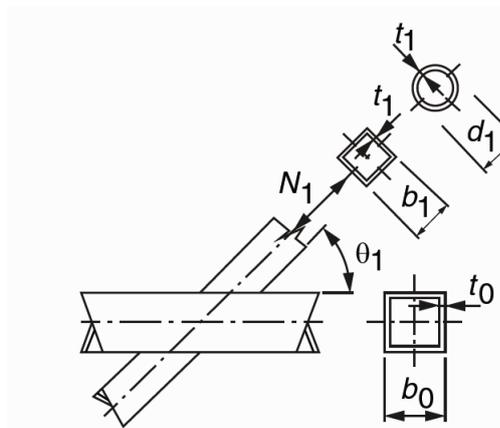


Figura 15 – Parâmetros geométricos de uma ligação T [8]

Como ilustrado na Figura 15, as letras b e t referem-se à largura e espessura da seção transversal, respectivamente. Já os índices 0 e 1 estão associados ao banzo e ao montante (ou diagonal), respectivamente. Ao se acrescentar a chapa de reforço na ligação, o índice utilizado para denominar as grandezas relativas à chapa é a letra p .

A relação entre a largura do montante e a largura do banzo, representada por β , é dada por:

$$\beta = \frac{b_1}{b_0} \quad (4)$$

A relação entre a largura e duas vezes a sua espessura, representada por γ , é dada por:

$$\gamma = \frac{b_0}{2t_0} \quad (5)$$

A relação entre a espessura do montante e a espessura do banzo, representada por τ , é dada por:

$$\tau = \frac{t_1}{t_0} \quad (6)$$

Ao considerar a chapa de reforço na ligação, acrescenta-se também o parâmetro Δ , representado pela relação entre a espessura da chapa de reforço e a espessura do banzo, dada por:

$$\Delta = \frac{t_p}{t_0} \quad (7)$$

2.3 Critérios de dimensionamento

Neste item serão descritos os critérios de dimensionamento para as ligações soldadas entre os perfis tubulares. Vale ressaltar que o dimensionamento dos elementos estruturais, tais como tração, compressão, flexão, cisalhamento e torção, de forma isolada, são descritos pelas formulações prescritas no EN1993-1-1 [42].

2.3.1 Modos de falha

Os modos de falha que podem ocorrer nas ligações soldadas estão associados à geometria da ligação, das dimensões do elemento que compõe o nó e as condições de carregamento, conforme apresentado na Figura 16. Nela estão representados os possíveis mecanismos de colapso que são considerados na ABNT NBR 16239 [8].

Ressalta-se que para o desenvolvimento desta pesquisa, serão considerados os modos de falha A, que é a plastificação da seção conectada do banzo, e, à medida que a espessura da chapa do reforço na face superior do banzo aumenta, começa a aparecer o modo de falha B, que é a plastificação, amassamento ou instabilidade da parede lateral da seção transversal do banzo, conforme Souza [32] constatou em sua pesquisa. A faixa de transição de um modo de falha para o outro será discutida nos capítulos seguintes. A Figura 16 ilustra a descrição de cada modo listado abaixo:

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

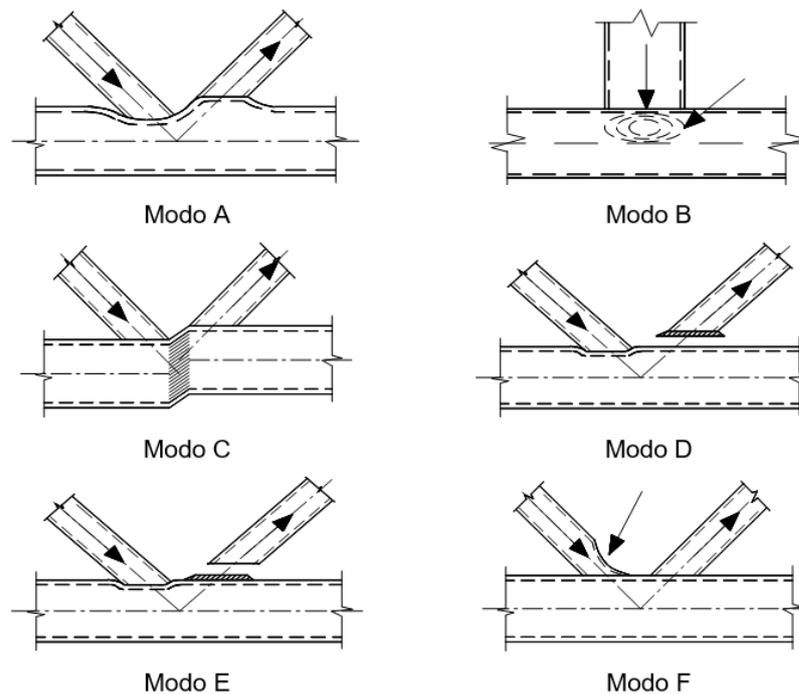


Figura 16 – Modos de ruína para ligações tubulares [8]

2.3.2 Ligação do tipo T sem reforço

É necessário levar em consideração alguns critérios relacionados aos parâmetros geométricos da ligação, sendo essas condições de validade abordadas como requisitos necessários nas normas para realizar o dimensionamento da ligação soldada. As normas enfatizam que para as equações propostas sejam válidas, todas as verificações das propriedades geométricas das ligações, tanto para o banzo quanto para o montante, devem ser verdadeiras. De modo geral, as normas apresentam os mesmos parâmetros de cálculo para o dimensionamento da resistência da ligação, porém possuem ponderadores e coeficientes distintos em cada uma das normas. A Tabela 2 apresenta esses requisitos geométricos de acordo com cada código.

Tabela 2 – Limites das propriedades geométricas para validação

Normas	b_i/b_0 (β)	$b_i/t_i - h_i/t_i$		h_o/b_o e h_i/b_i	b_o/t_o e h_o/t_o (2γ)
		Compressão	Tração		
EC3 1-8 / NBR 16239	$0,25 \leq b_i/b_0 \leq 0,85$	≤ 35	≤ 35	$\geq 0,5$ $\leq 2,0$	≤ 35
ISO 14346	$\geq 0,1 + 0,01b_o/t_o$ e $0,25 \leq \beta \leq 0,85$	≤ 40	≤ 40		≤ 40

- **Modo A**

O modo de falha A é caracterizado pela plastificação da face superior do banzo. A seguir são apresentadas as equações de dimensionamento de acordo com as normas ABNT NBR 16239 [8], EN1993-1-8 [12] e ISO 14346 [40]. A Tabela 3 apresenta as equações de dimensionamento separadas por norma.

Tabela 3 – Equações de ligações tubulares do tipo T – modo de falha A

Norma	Ligação T - Modo de falha A - compressão no montante Para $0,25 \leq \beta \leq 0,85$ - Montante SHS para Banzo SHS
EN1993-1-8	$N_{1,Rd} = \frac{\left(\frac{k_n \cdot f_y \cdot t_0^2}{(1-\beta)} (2\beta + 4 \sqrt{1-\beta}) \right)}{\gamma_{M5}}$
NBR 16239 (2013)	$N_{1,Rd} = \frac{\frac{k_n \cdot f_y \cdot t_0^2}{(1-\beta)} (2,2\beta + 4,4 \sqrt{1-\beta})}{\gamma_{a1}}$
ISO 14346	$F_i^* = Q_u \cdot Q_f \frac{\sigma_{y0} \cdot t_0^2}{\text{sen } \theta_1}$
onde:	
EN1993-1-8 / NBR 16239 (2013)	<p>$k_n = 1$, para tração ou carga nula no banzo; $k_n = 1,3 - \frac{0,4}{\beta} n \leq 1,0$, para compressão no banzo</p> <p>$\gamma_{M5} = 1$; $\gamma_{a1} = 1,1$; f_y é a tensão de escoamento do banzo; t_0 é a espessura da face do banzo; $\beta = b_1 / b_0$.</p>
ISO 14346	<p>$Q_u = \frac{2\eta}{(1-\beta)} + \frac{4}{\sqrt{1-\beta}}$ $\eta = h_1 / b_0$ e $\beta = b_1 / b_0$ $Q_f = (1 + n)^{C_1}$, onde $C_1 = 0,1$ para tração ou carga nula no banzo e $C_1 = 0,6 - 0,5\beta$ para compressão no banzo. $n = \frac{F_0}{F_{pl,0}} + \frac{M_0}{M_{pl,0}}$;</p>

- **Modo B**

O modo de falha B é caracterizado pela a plastificação, amassamento ou instabilidade da parede lateral da seção transversal do banzo são apresentadas as equações de dimensionamento de acordo com as normas ABNT NBR 16239 [8], EN1993-1-8 [12] e ISO 14346 [40], como apresentado na Tabela 4.

Tabela 4 – Equações de ligações tubulares do tipo T – modo de falha B

Norma	Ligação T - Modo de falha B - compressão no montante $\beta = 1,0$ - Montante SHS para Banzo SHS
EN1993-1-8	$N_{1,Rd} = \frac{k_n \cdot f_b \cdot t_0}{(\text{sen}\theta_1)} \left(\frac{2h_1}{\text{sen}\theta_1} + 10t_0 \right) / \gamma_{M5}$
NBR 16239 (2013)	$N_{1,Rd} = \frac{f_b \cdot t_0}{(\text{sen}\theta_1)} \left(\frac{2,2h_1}{\text{sen}\theta_1} + 1,1t_0 \right) / \gamma_{a1}$
ISO 14346	$F_i^* = \frac{f_k \cdot t_0}{(\text{sen}\theta_1)} b_w Q_f$
onde:	
EN1993-1-8 / NBR 16239 (2013)	<p>$k_n, \gamma_{M5}, \gamma_{a1}$, e t_0 são os mesmos da Tabela 3</p> <p>$f_b = f_{y0}$ (para o montante submetido a esforço de tração)</p> <p>$f_b = \chi f_{y0}$ (para o montante submetido a esforço de compressão)</p> <p>sendo χ o fator de redução para flambagem conforme o EN1993-1-1 [42] ou item 5.2 da ABNT NBR 16239 [8].</p> <p>Para $0,85 \leq \beta \leq 1,0$ deve-se seguir as prescrições da tabela 7.11 do EN1993-1-8 [12] e na ABNT NBR 16239 [8].</p>
ISO 14346	<p>Q_f, C_1 e n são os mesmos da Tabela 3</p> <p>$f_k = f_b$</p> <p>$b_w = \frac{2h_1}{\text{sen}\theta_1} + 10t_0$, para $\beta=1,0$. Se $0,85 \leq \beta \leq 1,0$ deve-se seguir as prescrições da tabela 6 da ISO 14346</p>

2.3.3 Ligação tipo T com chapa de reforço na face superior do banzo

De acordo com a ABNT NBR 16239 [8], o tipo apropriado de reforço depende do modo de falha que determina a força axial resistente de cálculo da ligação na ausência de reforço. No caso da ligação do tipo T, o modo de falha A pode ser minimizado através de uma chapa de reforço na parede superior do banzo. Conforme a Figura 17 a resistência para o estado limite último do modo de falha B pode ser aumentada através de chapas de reforço nas duas paredes laterais do banzo.

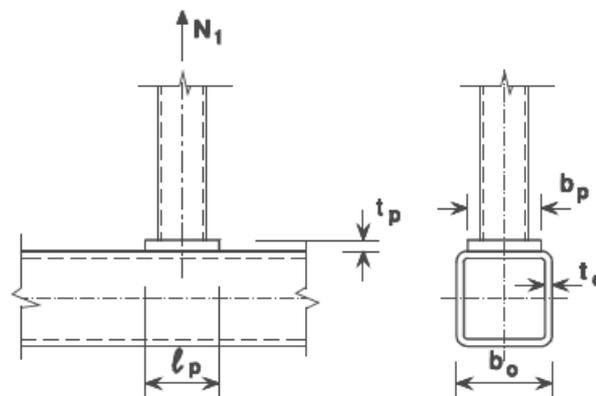


Figura 17 – Propriedades geométricas da ligação com chapa de reforço [12].

Assim como a ligação necessita de um conjunto de verificações geométricas para validar as equações de dimensionamento da resistência da ligação, as chapas de reforço também possuem requisitos que necessitam ser verdadeiros para as suas equações serem utilizadas de forma correta, conforme mostra a Tabela 5.

Tabela 5 – Limites das propriedades geométricas da chapa de reforço

Modo de falha A - compressão no montante	
Para $0,25 \leq \beta \leq 0,85$ - Montante e Banzo perfis SHS	
EN1993-1-8 / NBR 16239 (2013)	$l_p \geq h_1 + \sqrt{b_p \cdot (b_p - b_1)}$ $b_p \leq b_o - 2 \cdot t_o$ $t_p \geq 2 \cdot t_1$

De acordo a ABNT NBR 16239 [8], a máxima carga de compressão que pode ser aplicada no montante, ou seja, a resistência ($N_{1,Rd}$) da ligação T é obtida pela

Equação 8, sendo apresentada a seguir considerando-se as propriedades geométricas da Figura 17.

$$N_{1,Rd} = \frac{k_n \cdot f_{yp} \cdot t_p^2}{(1 - \beta) \text{sen}\theta_1} \frac{\left(\frac{2,2\beta}{\text{sen}\theta_1} + 4,4\sqrt{1-\beta}\right)}{\gamma_{a1}} \quad (8)$$

sendo:

- t_p a espessura da chapa de reforço;
- f_{yp} a tensão de escoamento do aço da chapa de reforço;
- b_p a largura da chapa de reforço.

Ainda seguindo a ABNT NBR 16239 [8], a equação acima é igual a equação usada para dimensionamento de ligações tipo T sem reforço, substituindo-se t_0 por t_p , de f_{y0} por f_{yp} e de b_0 por b_p , além de considerar k_n igual a 1.

2.3.4 Ligações tipo T com esforço axial no banzo

Tanto para ligações com a presença de reforço ou sem, a ABNT NBR 16239 [8] e o EN1993-1-8 [12] preconizam a utilização do parâmetro k_n , que é um fator relacionado às tensões normais atuantes no banzo retangular. Sua formulação está descrita na Tabela 3 e apresenta o valor que será inserido na resistência da ligação que irá variar para os diferentes níveis de esforços axiais de compressão e de tração.

Ressalta-se que, nos itens das normas citadas que correspondem às ligações com reforços de chapa, não é discutida a presença do esforço axial no banzo, o que leva a interpretação duvidosa do efeito que o reforço de chapa possui quando se tem compressão ou tração no banzo da ligação. A ISO 14346 [40], por sua vez, introduz o coeficiente Q_f para aplicar correlações a respeito do nível de tensão no banzo, porém, segue a mesma linha das outras normas ao não aprofundar mais sobre a correlação entre o nível de esforço axial em ligações reforçadas. Pesquisas recentes, como a de Correia [39], demonstram que a presença de esforços axiais no banzo reduzem a resistência da ligação para $\beta = 1,0$. Em contrapartida, neste trabalho, será também discutida se esta redução também é observada em ligações reforçadas com chapas soldadas na parte superior do banzo para valores de $\beta \leq 0,85$.

2.4 Propostas alternativas de dimensionamento

Neste item serão apresentadas pesquisas recentes que propuseram alterações nas formulações dos códigos utilizados para o dimensionamento de ligações tubulares do tipo T com e sem reforço. Estes trabalhos foram anteriormente citados na Tabela 6 e brevemente resumidos no item 1.2 desta pesquisa, mas serão novamente citados com destaque para as propostas de novas equações de dimensionamento, baseados em seus próprios estudos.

Tabela 6 – Propostas alternativas de dimensionamento

Pesquisa	Equações de dimensionamento
Lima <i>et al.</i> [30]	$N_{1,rd(ref)} = \frac{k_n \cdot f_{y0} \cdot (t_0 + t_p)^{1,9}}{(1 - \beta)} \cdot (2\beta + 4\sqrt{1 - \beta})$
Feng <i>et al.</i> [28]	$N_{1,rd(ref)} = \psi_d \cdot N_{1,rd(EN1993-1-8, \text{ sem reforço})}$ <p>Para $\beta \leq 0,30$; $\psi_d = 0,97(b_p/b_1) - 0,7$ Para $0,30 < \beta \leq 0,85$; $\psi_d = 0,19(b_p/b_1) + 0,5$ Para $0,85 < \beta \leq 1,0$; $\psi_d = 0,06(b_p/b_1) + 0,4$</p>
Brasil [23]	$N_{1,rd} = \left(\frac{\frac{k_n \cdot f_{y0}}{(1 - \beta) \cdot \text{sen}\theta_1} \cdot \left(\frac{[(t_0 + t_p) \cdot C_1]^2}{(t_0 + t_p)^2} \right) \left(\frac{2,2\beta}{\text{sen}\theta_1} + 4,4 \cdot \sqrt{1 - \beta} \right)}{\gamma_{a1}} \right)^{\frac{\pi}{4}}$ <p>Para $t_0 \leq 8,0$; $C_1 = 0,37$ e $C_2 = 1,1$ Para $8,0 < t_0 \leq 16,0$; $C_1 = 0,6$ e $C_2 = 1,1$</p>
Souza [32] e Gomes [27]	$N_{1,rd} = C_r \cdot C_{2\gamma} \cdot \frac{k_n \cdot f_y \cdot t_0^2}{(1 - \beta)} (2\beta + 4\sqrt{1 - \beta}) / \gamma_{a1}$ <p>$C_r = 1,27 \left(1 + \frac{t_p}{t_0} \right)$ e $C_{2\lambda} = 1 + \left[\left(1 - \frac{2\lambda}{35} \right) \cdot \frac{1}{2,5} \right]$ - Para $\beta \leq 0,64$ $N_{1,rd} = 0,8 \cdot f_y \cdot t_0^{1,9} \left(2,5 \left(\frac{h_0}{t_0} \right)^{0,7} + 10 \right)^{1,3}$ - Para $0,64 < \beta \leq 0,85$</p>
Ozyurt & Das [31]	$N_{1,rd} = \psi \cdot N_{1,rd(EN1993-1-8, \text{ sem reforço})}$ $\psi = 3,227 - 3,143 \beta + 0,121(t_p/t_0)$

3 DESENVOLVIMENTO DO MODELO NUMÉRICO

O capítulo em questão tem o objetivo de descrever o modelo numérico desenvolvido nesta dissertação e realizar a calibração com ensaios experimentais. Os ensaios foram realizados no Laboratório de Engenharia Civil da UERJ (LEC), utilizando protótipos com diferentes geometrias e condições de contorno que buscaram avaliar o comportamento de ligações tubulares T com o modo de falha A, ou seja, plastificação na parede superior do banzo, assim como a avaliação da influência do esforço axial no banzo.

São apresentados também, os parâmetros relacionados à modelagem pelo método dos elementos finitos, utilizando o *software* ABAQUS [43], assim como os parâmetros escolhidos para o desenvolvimento do modelo numérico. Ao final deste capítulo, os resultados obtidos são comparados com os ensaios experimentais, de forma que se torne possível validar as premissas utilizadas comparando a curva carga *versus* deslocamento e os modos de falha.

3.1 Descrição dos modelos estruturais e geometrias

Foram contemplados um total de quatro conjuntos de ensaios experimentais para análise, sendo realizados por Souza [32], Brasil [44], Guerriero [24] e Nizer [36]. Inicialmente será apresentada uma breve descrição sobre as principais características, condições de contorno e propriedades geométricas e mecânicas dos materiais envolvidos nos ensaios realizados por esses autores.

A utilização de um grupo de ensaios como base para elaboração desta pesquisa tem como objetivo investigar a influência dois parâmetros específicos: a espessura da chapa de reforço na parede superior do banzo e a presença de esforço axial de compressão no banzo da ligação. Portanto, um modelo calibrado com diferentes condições de vinculações, propriedades geométricas, presença ou não de carga axial no banzo e chapa de reforço, conduzirá a uma maior confiabilidade nos resultados finais.

Cada grupo de ensaios contou com protótipos que apresentavam características geométricas distintas, de modo que a combinação desses diversos parâmetros proporcionasse uma amostragem mais ampla para calibração.

Para a extração dos resultados dos ensaios experimentais, foram utilizados transdutores de deslocamentos (LVDTs) e extensômetros em pontos relevantes que indicassem o deslocamento e deformação da parede superior e lateral do banzo na região da ligação, para posteriormente serem comparados com os modelos numéricos. A Tabela 7 apresenta o resumo das características geométricas e níveis de carregamento no banzo de cada ensaio utilizado com base na calibração.

Tabela 7 – Resumo dos ensaios utilizados como base na calibração

	ENSAIO	Banzo			Montante			Chapa de reforço		b_1/b_0	b_0/t_0	Carga no banzo (% N_{pl})	Nomenclatura (dada pelos autores)
		b_0	h_0	t_0	b_1	h_1	t_1	l_p	t_p	β	2γ		
Souza [32]	1	110	110	7,00	60	60	6,35	125	7,0	0,55	15,7	-	SHS110-B60-T070-TP70
	2								4,8				SHS110-B60-T070-TP48
	3								3,2				SHS110-B60-T070-TP32
	4	150	150	4,80	70	70	6,35		4,8	0,47	31,3	-	SHS150-B70-T048-TP48
	5								3,2				SHS150-B70-T048-TP32
Brasil [39]	1	110	110	7,00	60	60	6,35	125	7	0,55	15,7	-50	1M60B110CB50
	2											-70	1M60B110CB70
Guerreiro [24]	1	110	110	6,35	60	60	6,35	-	6,35	0,55	17,3	-	-
	2							125					-
Nizer [36]	6	140	80	4,00	100	100	3,00	-	-	0,71	35	-50	TN06N50-

O estudo experimental de Souza [32] teve como objetivo ampliar os estudos realizados na dissertação de Guerreiro [24], aumentando assim, a investigação

experimental para espessuras da chapa de reforço iguais ou menores do que a espessura do banzo. Dessa maneira, foram estudados também as variações dos parâmetros β e γ . Todos os seus ensaios foram realizados sobre uma base rígida, sendo totalmente apoiados, de modo a eliminar o efeito das tensões normais no banzo devido à flexão, conforme representado na Figura 18 e a aplicação da força foi efetuada de baixo para cima devido à prensa hidráulica. Já a parede superior possuía rotação e torção liberada, mas com impedimento à translação e deslocamentos verticais. Os protótipos possuem as extremidades fixadas através da presença de grampos C na estrutura, impedindo translações verticais nas extremidades do banzo.

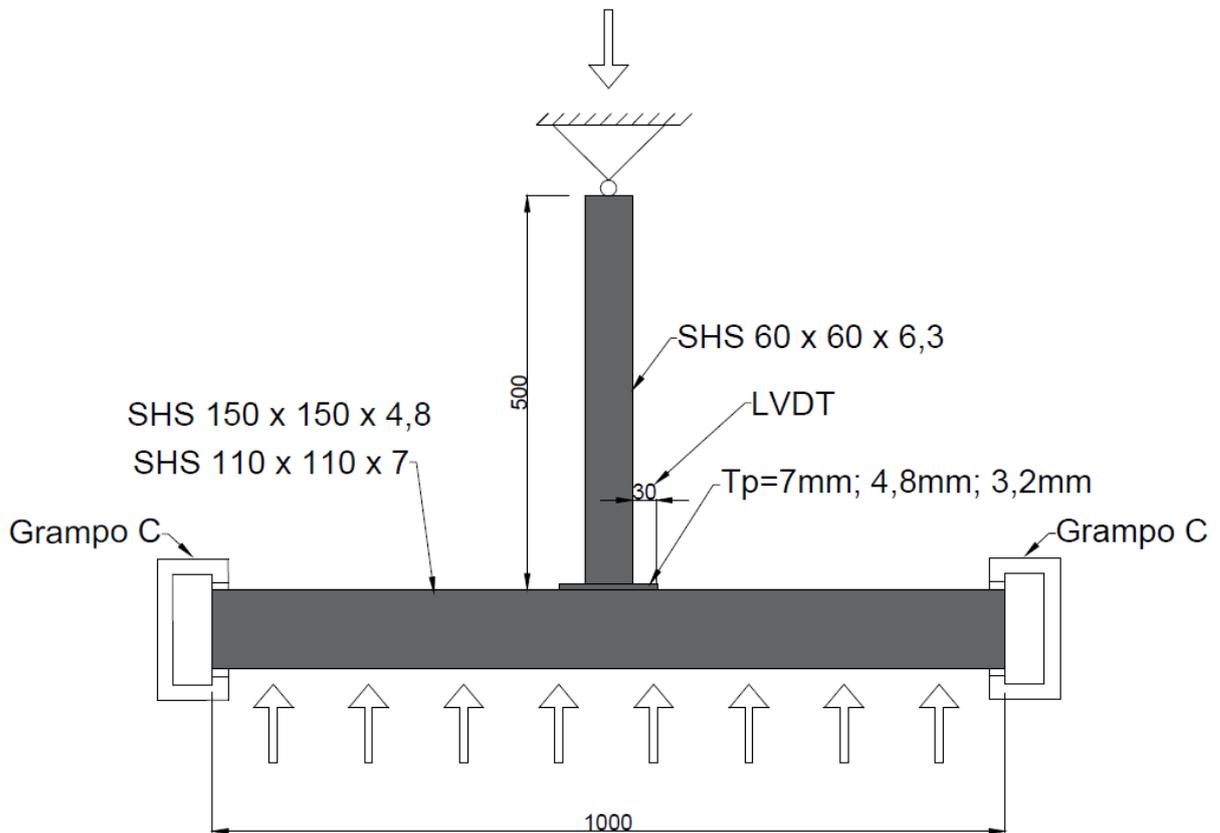


Figura 18 – Esquema estrutural do ensaio de Souza [32]

Os ensaios realizados por Brasil [44] previam ampliar a investigação experimental de Souza [32] com a inclusão do carregamento axial no banzo das ligações T. Foram realizados seis protótipos compostos por perfis SHS submetidos à esforço de compressão no banzo e espessura da chapa de reforço igual a espessura do banzo. O carregamento aplicado no banzo foi representado em termos percentuais da carga de plastificação da seção transversal do mesmo, sendo 50% ou 70%,

somente de compressão. No que diz respeito às condições de contorno do ensaio, a extremidade direita do banzo estava engastada em uma chapa de fixação e a extremidade esquerda simplesmente apoiada pelo macaco hidráulico utilizado para aplicar o carregamento. A face inferior do banzo possuía uma condição de totalmente apoiada ao longo do seu comprimento, novamente com o intuito de minimizar os efeitos das tensões normais devido à flexão no banzo. O esquema estrutural da Figura 19 apresenta os pontos utilizados para extração dos dados dos transdutores de deslocamentos e as condições de contorno mencionadas:

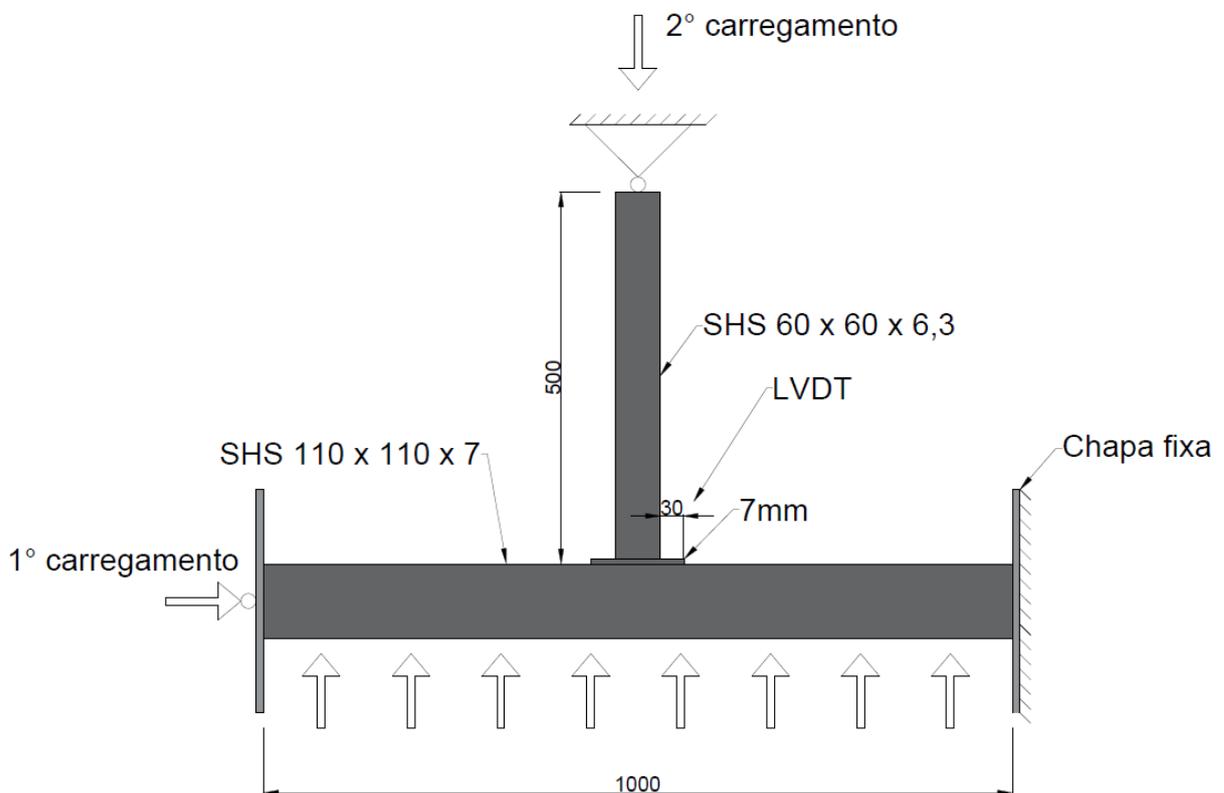


Figura 19 – Esquema estrutural do ensaio de Brasil [44]

A investigação experimental, realizada por Guerrieiro [24], teve como objetivo principal avaliar o comportamento e a influência do esforço normal de compressão aplicado no montante, sem carga axial de compressão ou tração no banzo, e com a presença ou não de chapas de reforço. O estudo também contemplou a influência do comprimento da chapa de reforço na avaliação da carga de ruptura, levando em consideração os valores preconizados na norma brasileira. As condições de contorno de apoio também contemplaram a mesa inferior do banzo como totalmente apoiada, no primeiro momento, em uma estrutura plana e rígida, com o mesmo intuito de retirar

a influência da flexão no banzo e não influenciar a ligação propriamente dita. As extremidades esquerda e direita dos banzos ficaram livres à rotação e translação, conforme apresentado na Figura 20.

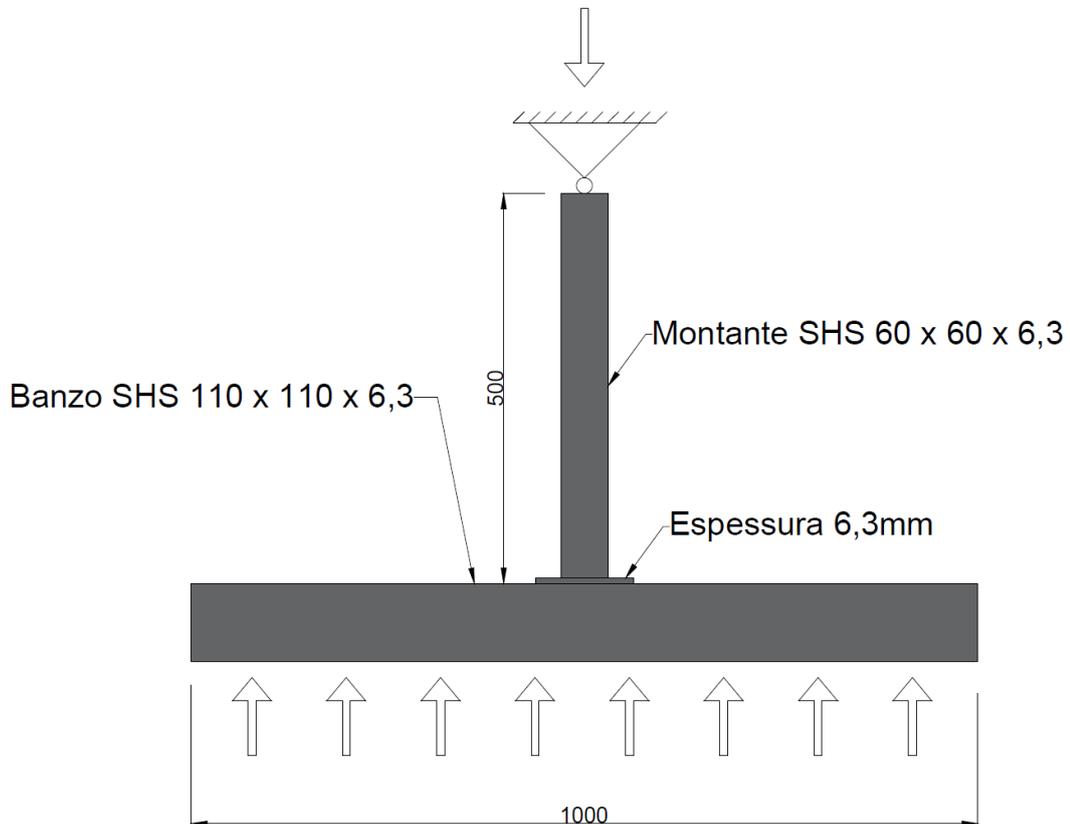


Figura 20 – Esquema estrutural do ensaio de Guerreiro [24]

Já o ensaio experimental realizado por Nizer [36], apresentado na Figura 21, teve como objetivo avaliar o comportamento e a influência do esforço normal aplicado no banzo de ligações T entre perfis RHS no banzo e SHS no montante. O estudo não contemplava a inclusão do parâmetro chapa de reforço na ligação. A respeito das condições de vinculações do ensaio, a face inferior do banzo teve a configuração como biapoiada e as extremidades conectadas através de uma placa de fixação, simulando assim um engaste perfeito. Na extremidade esquerda foi utilizado um macaco hidráulico e uma célula de carga para controle do nível de carregamento, podendo essa extremidade transladar na direção do eixo longitudinal do banzo.

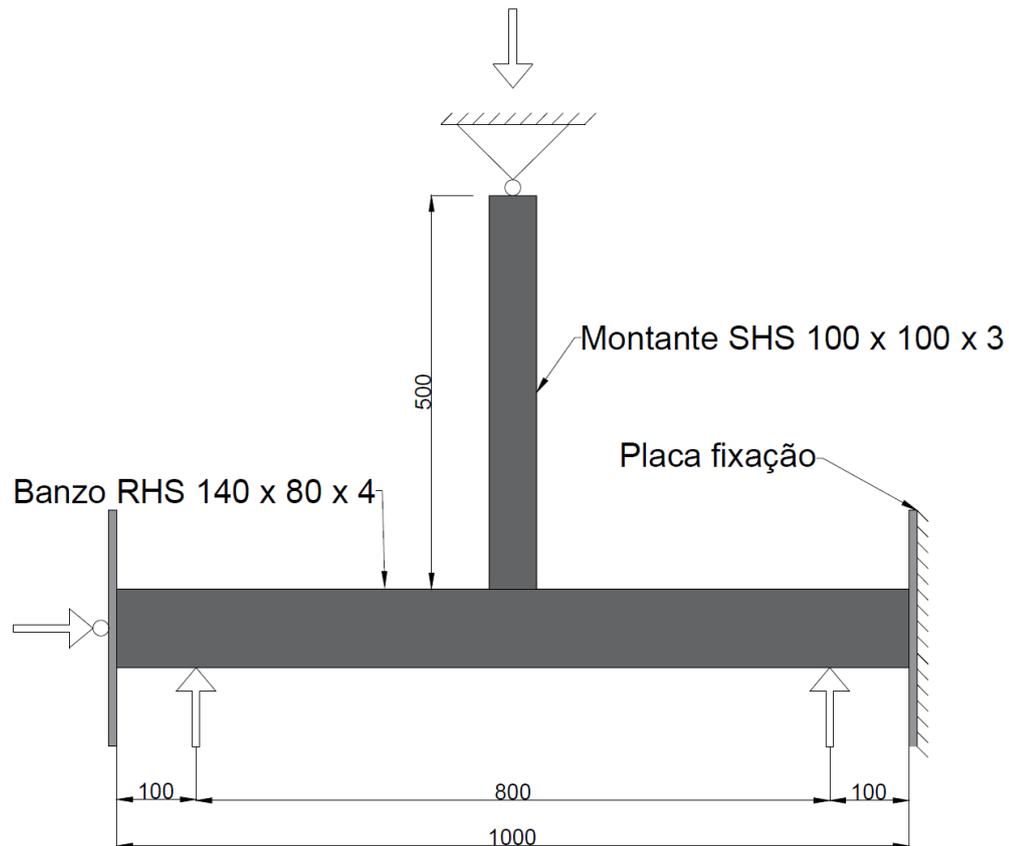


Figura 21 – Esquema estrutural do ensaio de Nizer [36]

3.2 Caracterização mecânica dos materiais

Para definição das propriedades físicas dos materiais, foram feitos ensaios de tração uniaxial de modo a obter as propriedades mecânicas dos aços da ligação. Os ensaios foram feitos de acordo com as recomendações da ABNT NBR 6892 [45] para caracterização à tração, sendo utilizado para todos os respectivos ensaios, os aços com especificação ASTM A-36. A tensão de escoamento obtida por cada ensaio foi através de forma gráfica, utilizando uma linha de tendência da parte elástica para a parte curva e aplicando uma interseção de 0,2% na mesma, e não houve a realização do ensaio para caracterização mecânica do montante, visto que as cargas previstas segundo às limitações geométricas não iriam implicar na sua plastificação, podendo assim reduzir o número de ensaios realizados.

A respeito das particularidades de cada pesquisa, Souza [32], realizou três caracterizações distintas, uma vez que utilizou duas geometrias para o banzo e uma

chapa de reforço com 3,2mm de espessura. As demais chapas de reforço, de 7mm e 4,8mm, foram retiradas dos perfis dos banzos. O material do banzo do ensaio de Brasil [44] é o mesmo do banzo SHS110x7 utilizado por Souza [32], visto que foi realizado um corte no mesmo perfil para a realização de ambos os ensaios. A premissa de utilizar uma parte do perfil do banzo para a utilização da chapa de reforço, ficando com espessuras iguais, também foi seguida por Brasil [44] e por Guerriero [24], portanto não foi realizada a sua caracterização.

A Tabela 8 apresenta o resumo das propriedades mecânicas, apresentadas na Figura 22, de cada elemento dentro do seu respectivo programa experimental, e a Tabela 8 demonstra as curvas tensão *versus* deformação de todos esses elementos.

Tabela 8 – Resumo dos ensaios de caracterização

Ensaio	Elemento	E (GPa)	f_y (MPa)	f_u (MPa)
Souza [32] Brasil [44]	Barra chata	200	382,5	455,7
	SHS110x7,0	210	392,0	423,5
	SHS150x4,8	195	375,5	441,6
Guerriero [24]	SHS110x6,35	225	367,6	439,2
Nizer [36]	RHS140x80x4	173	361,9	418,6

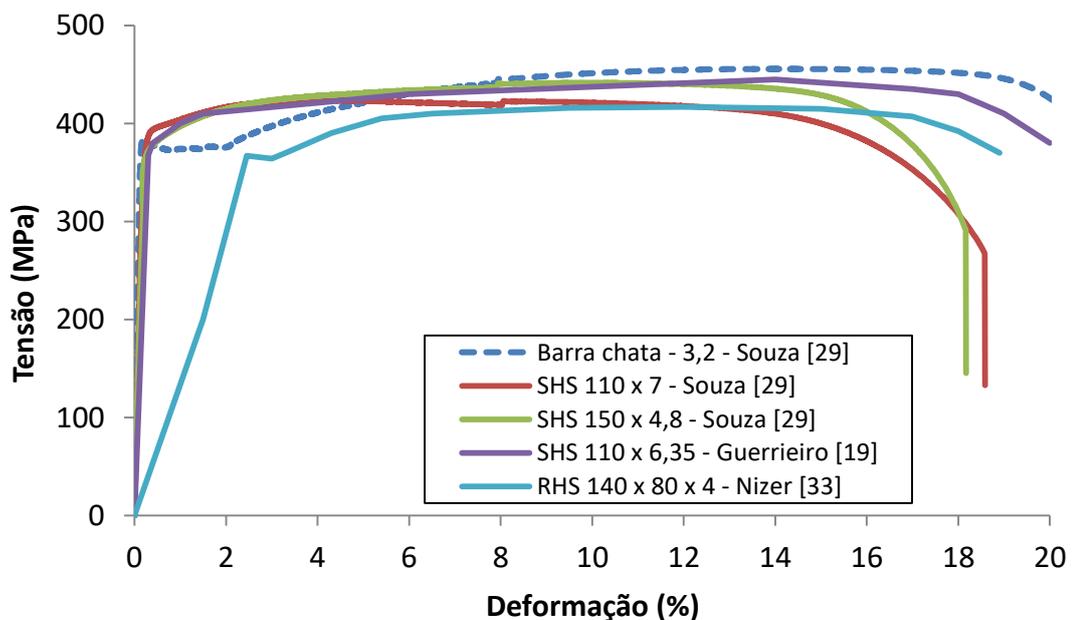


Figura 22 – Caracterização mecânica dos elementos dos ensaios

3.3 Desenvolvimento do modelo numérico

Esta seção tem por objetivo a apresentação da metodologia utilizada para o desenvolvimento do modelo numérico desenvolvido utilizando o *software* ABAQUS [43], que utiliza o método dos elementos finitos (MEF) para desenvolver suas rotinas de cálculo.

O modelo numérico foi desenvolvido através de código parametrizado em *Abaqus Scripting*, que é a interface do ABAQUS [43] para leitura de *scripts* na linguagem de programação *Python*. Desta forma, torna-se viável desenvolver uma análise paramétrica com diversos modelos e assim combinar os parâmetros relevantes para a análise numérica. A Figura 23 apresenta o layout inicial da entrada de dados da geometria da ligação.

Todas as premissas obtidas nos ensaios experimentais foram introduzidas nos respectivos modelos numéricos, sendo parametrizadas nos dados de entrada do *script* de forma que pudessem ser alteradas sem necessidade de remodelar a estrutura na interface visual do programa. Portanto, variáveis como geometria dos perfis, propriedades mecânicas e condições de contorno e carregamento foram atribuídas ao modelo de forma parametrizada. Os pontos indicados nos respectivos ensaios experimentais dos transdutores de deslocamento (LVDTs) e extensômetros foram atribuídos de forma automática para extração dos resultados nas análises numéricas.

```
#1 - DIMENSOES E PARTS#

#Dimensoes do banzo em mm#
b0=250                                #Largura do banzo#
h0=250                                #Altura do banzo#
t0=8.8                                #Espessura do banzo#
l0=1000                               #Comprimento do banzo#

#Dimensoes do montante em mm#
bl=70                                  #Largura do montante#
hl=70                                  #Altura do montante#
tl=5.00                                #Espessura do montante#
ll=500                                 #Comprimento do montante#

#Dimensoes da chapa de reforco em mm#
lp=hl+sqrt((b0-4*t0)*(b0-4*t0-bl))    #Comprimento da chapa de reforco#
bp=b0-4*t0                             #Largura da chapa de reforco#
tp=1.5*t0                               #Espessura da chapa de reforco#

#Dimensoes da chapa de apoio em mm#
la=l0                                   #Comprimento da chapa de apoio#
ba=b0+4*t0                              #Largura da chapa de apoio#
ta=8.0                                  #Espessura da chapa de apoio#
```

Figura 23 – Dados geométricos dos perfis e chapas em no *script*

3.3.1 Caracterização mecânica

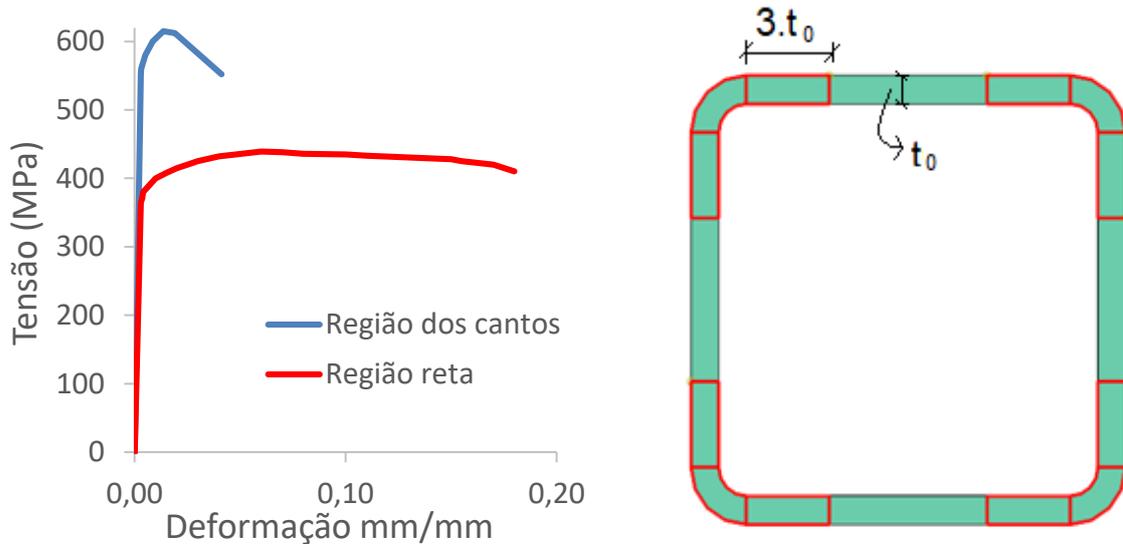
Na caracterização física dos ensaios à tração que foram realizados, é possível visualizar, em regiões de tensões elevadas, o fenômeno da estrição da seção transversal do material, de acordo com o coeficiente de Poisson. Dessa forma, é necessário realizar a correção dos dados de tensão e deformação obtidos nos ensaios à tração para introdução nos modelos numéricos, corrigindo então a área da seção transversal a cada incremento de carga e simulando um comportamento mais real da estrutura. As equações 9 e 10 apresentam a relação entre os valores verdadeiros e os obtidos experimentalmente, representados pelo índice “n” de nominal abaixo:

$$\sigma_V = \sigma_n \times (1 + \varepsilon_n) \quad (9)$$

$$\varepsilon_V = \ln \times (1 + \varepsilon_n) \quad (10)$$

Estas formulações foram aplicadas na caracterização mecânica de cada um dos ensaios experimentais, possibilitando assim, a introdução dos dados nos modelos numéricos através dos diversos pares tensão e deformação para a obtenção da curva multilinear aproximada de cada material.

Segundo Castanheira [46], modelos numéricos que estão submetidos à compressão podem sofrer diferença significativa nos seus resultados caso as tensões residuais não sejam incorporadas na definição das propriedades mecânicas. A influência do encruamento do aço das partes curvas pode se estender para a parte reta em até três vezes a espessura do perfil, conforme ilustrado na Figura 24 (b) com a seção transversal do banzo dividida, considerando elementos retos e curvos. O gráfico da Figura 24 (a) apresenta a caracterização mecânica realizada em sua pesquisa [46] para o aço ASTM A-36, o mesmo utilizado nos ensaios experimentais descritos anteriormente, sendo estas curvas aplicadas aos modelos numéricos desta pesquisa.



- a) Caracterização mecânica das regiões curvas e planas
- b) Extensão da contribuição dos cantos para o trecho reto

Figura 24: Gráfico tensão *versus* deformação do trecho reto e curvo [46]

Observa-se que as tensões de escoamento para as partes reta e curva foram, respectivamente, 385MPa e 552MPa. Já as tensões últimas para as partes reta e curva foram, respectivamente, 441MPa e 615MPa. Portanto, ambas as considerações observadas por Castanheira [46] foram incorporadas ao modelo numérico desta pesquisa com o mesmo aumento percentual entre as partes retas e curvas, assim como a influência do canto estendendo-se três vezes a espessura do perfil para dentro da parte reta.

3.3.2 Análise não-linear

No que diz respeito ao método utilizado para cálculo e resolução dos sistemas das equações não lineares, foi utilizado o método de Newton-Raphson nesta análise, sendo este um dos mais utilizados em programas de elementos finitos. Esse método adota uma estratégia iterativa baseada em incrementos, sendo estes do tipo carga e deslocamento, desenvolvendo sempre valores atualizados dessas grandezas. O critério de parada, ou critério de convergência, é estabelecido por um valor de iteração suficientemente pequeno com relação ao seu valor de referência, sendo necessário introduzir o valor mínimo e máximo do incremento.

Existem algumas situações em que os incrementos de carga possuem algumas limitações, tornando mais viável a utilização de incrementos de deslocamentos para um modelo numérico que resolva problemas de convergência. Esta situação pode ocorrer em casos em que a curva carga *versus* deslocamento apresenta pontos com a tangente horizontal ou quando apresenta pontos de máximo e mínimo, fazendo com que os incrementos de carga não consigam obter o comportamento original da estrutura e gerando problemas de convergência. Estes fenômenos são conhecidos por *Snap-through* e *Snap-Back*, definidos por salto dinâmico sob controle de carga e salto dinâmico sob controle de deslocamento, respectivamente. Tais problemas podem ser contornados com a utilização do controle de deslocamento ao invés do controle de carga e podem ser visualizados na Figura 25, sendo o carregamento de compressão no banzo aplicado através de controle de carga e, no montante, através de controle de deslocamento. Ambas as escolhas se deram pela referência obtida nos experimentos para cada carregamento.

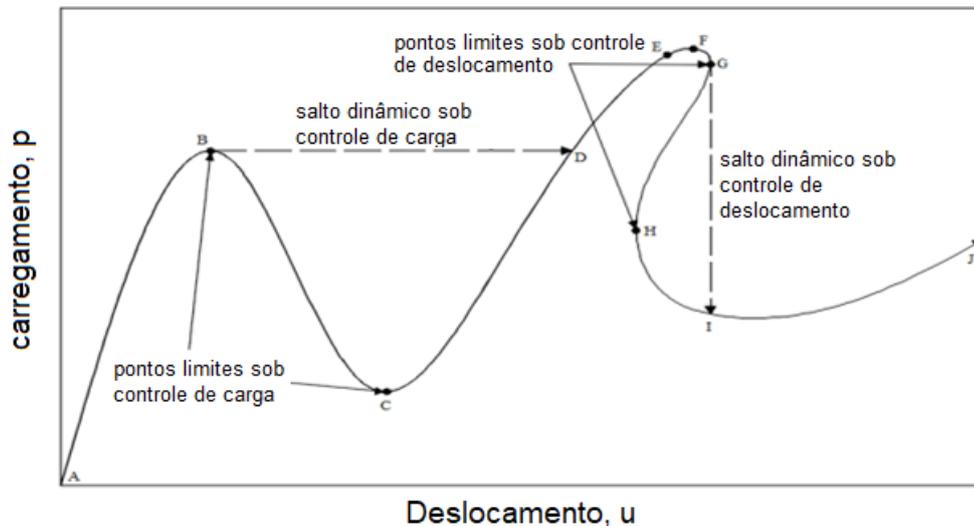


Figura 25 – Salto dinâmico de carga e deslocamento

3.3.3 Elementos e discretização

Para o desenvolvimento dos modelos numéricos foi utilizado o elemento do tipo *3D Stress*, pois tratam de elementos ideais para situações em que os esforços nas três dimensões possuem valores relevantes, representando as tensões e deslocamentos de maneira tridimensional. Dessa maneira, exige maior capacidade de processamento computacional em comparação com outros tipos de elementos, como

os de casca [43]. Esses elementos possuem nós apenas posicionados nos vértices, conhecidos por C3D8, e utilizam o conceito de interpolação linear para cada direção e são chamados de elementos de primeira ordem. Portanto, cada nó possui três graus de liberdade (translação nodal em x , y e z) e apresenta um total de oito nós por elemento. O elemento utilizado nesta pesquisa foi do tipo C3D8, sendo menos sensíveis à distorção do que elementos de segunda ordem, e sua representação é conforme a Figura 26.

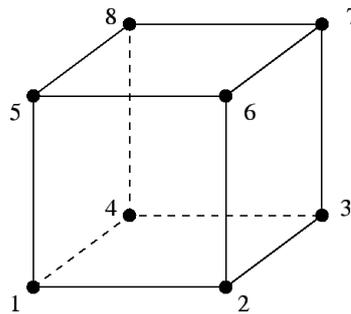


Figura 26 – Elemento C3D8

As tensões no interior de cada elemento são obtidas através das relações constitutivas do material. Para um material isotrópico, isto é, de mesmas propriedades em todas as direções, a relação constitutiva depende apenas do módulo de elasticidade e do coeficiente de Poisson. Assim sendo, nesta pesquisa, foi considerado um material multilinear isotrópico, com diversos pares de tensão *versus* deformação obtidos na caracterização à tração citada anteriormente. Desta maneira, é possível considerar a não-linearidade física do material, por incluir as tensões após a tensão de escoamento do material, ou seja, a zona plástica. Esse tipo de análise torna-se necessário quando ocorrem situações de grandes deformações, rotações e deslocamentos na estrutura e a matriz de rigidez geométrica apresenta mudanças de grandes proporções.

Todos os elementos, uma vez discretizados, formam o que é chamado de malha dos elementos finitos. De forma resumida, quanto maior o número de elementos e nós discretizados, menor o tamanho dessa malha de elementos finitos, fazendo com que a solução convirja para o valor mais preciso possível. As tensões e deformações desses elementos são calculadas através do gradiente de deslocamento. Vale ressaltar que uma malha distorcida com elementos quadráticos apresenta resultados menos precisos [43]. Dessa forma, o ABAQUS permite a verificação da qualidade da malha que

é influenciada diretamente pela quantidade de particionamentos, ou seja, subdivisões entre regiões curvas e retas que formam regiões bem estruturadas nas quais o programa consegue atribuir o tamanho da malha especificado na análise.

É possível também particionar e criar malhas específicas para regiões onde se torna necessário uma análise mais refinada. Ao subdividir um perfil com malhas de diferentes tamanhos, o custo de processamento computacional fica mais otimizado sendo possível dar relevância nas regiões de concentração de tensões e em trechos que o deslocamento necessita ser investigado de forma mais precisa.

A Figura 27 demonstra a utilização de dois tipos de malhas para regiões do banzo, com um grau de refinamento maior na região da ligação e menor para a sua extremidade. Na região da ligação, onde há um maior acúmulo de tensões e necessidade de um refinamento maior do modelo, foi definida uma malha de 5mm para o banzo, 4mm para a chapa de reforço e montante e 3mm para todas as soldas. Já para as extremidades do banzo e para a chapa de apoio foram definidas, respectivamente, malhas de 20mm e 10mm, possibilitando otimizar o custo computacional de processamento sem prejudicar o resultado final. Os valores foram idealizados de modo que as malhas tivessem proporções e tamanhos regulares, e a obtenção de fato, da ordem de grandeza dos valores deu-se segundo o estudo de malha realizado por Souza [32].

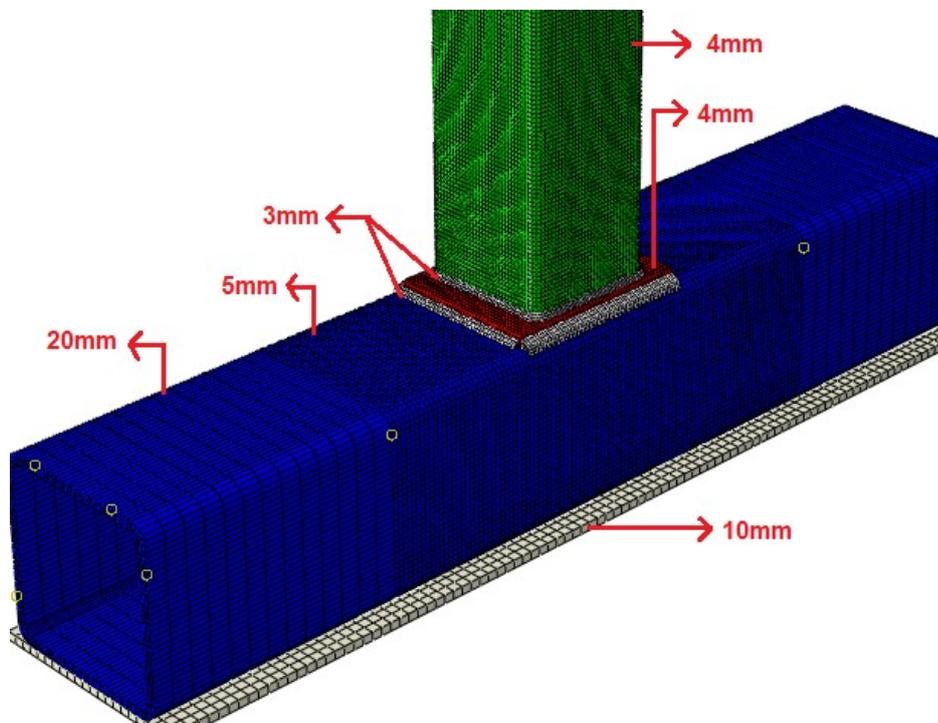


Figura 27 – Discretização de malha da ligação em diferentes tamanhos

3.3.4 Condições de contorno e contato

As condições de contorno da modelagem numérica seguiram as mesmas premissas apresentadas na descrição de cada ensaio experimental utilizado como base nessa pesquisa. Já na parte da modelagem numérica do Abaqus, é necessário atribuir cada grau de vinculação da maneira correta para representar a condição de contorno com as suas devidas particularidades.

No que diz respeito às vinculações das extremidades do banzo, torna-se necessário atribuir um comando de restrição de múltiplos pontos, com um ponto base, para atribuir uma mesma condição de contorno para toda a face ou região. Essa restrição é do tipo MPC Tie e ao atribuir condições de vinculação ou carregamento para este ponto base consequentemente aplica-se essa restrição em toda a região delimitada de forma uniforme. A Figura 28 mostra como a vinculação desse ponto central é atrelada à área da extremidade do banzo e a Figura 29 representa de modo geral todas as condições de contorno externas da ligação, sendo os modelos nos quais tiveram carga no banzo, a mesma foi aplicada anteriormente ao montante.

Como premissa de alguns ensaios experimentais de realizar o apoio por toda extensão do banzo, a fim de se evitar tensões no banzo devido à flexão, outra condição de contorno aplicada na modelagem numérica foi o contato aplicado entre o fundo do banzo e a chapa de apoio do tipo *Surface-to-surface*, conforme representado na Figura 30, sendo a região vermelha do tipo *Master surface* e a região rosa do tipo *Slave surface*.

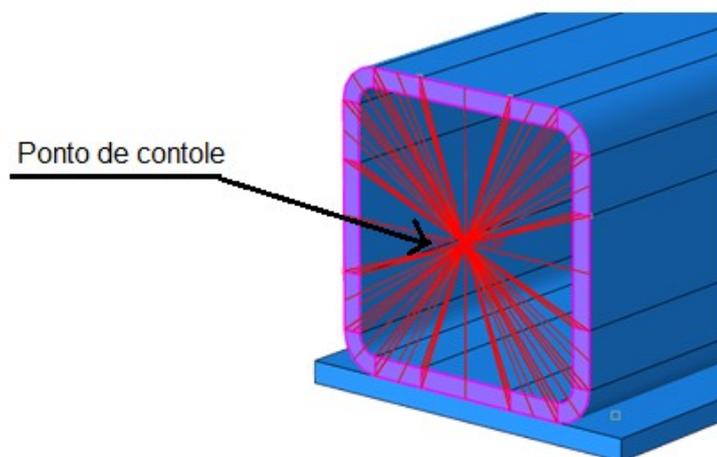


Figura 28 – Ponto de controle MPC Tie para aplicação das condições de contorno

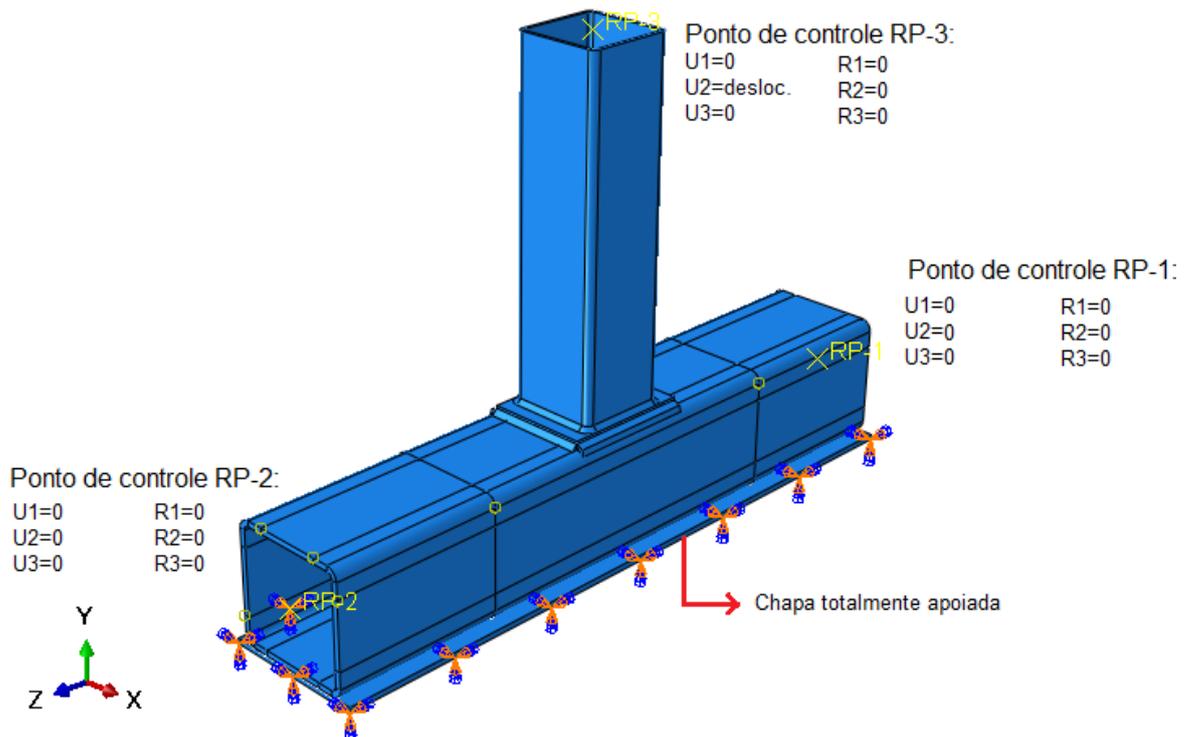


Figura 29 – Condições de contorno da ligação

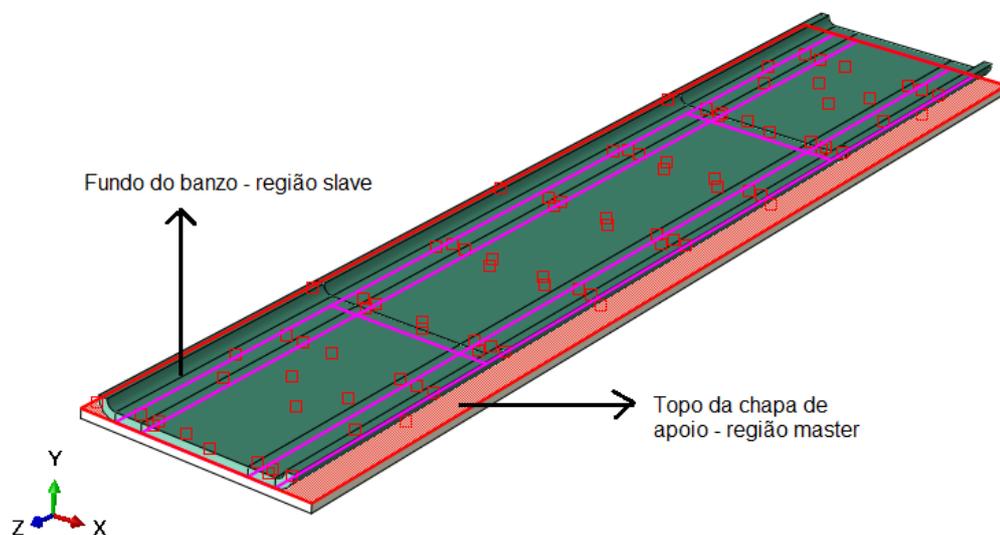


Figura 30 – Modelagem tipo *Surface-to-surface* entre banzo e chapa de apoio

A mesma condição de contato tipo *Surface-to-surface* foi aplicada no contato entre a extremidade inferior do montante e a superfície superior da chapa de reforço, assim como entre a face inferior da mesma e o topo do banzo. A Figura 31 apresenta a vinculação gerada na modelagem numérica. As propriedades desse contato foram definidas na modelagem com comportamento tangencial do tipo *Frictionless*, ou seja,

sem atrito, e comportamento normal do tipo *Hard Contact*, sendo essas propriedades fundamentais para a correta redistribuição de tensões entre os elementos.

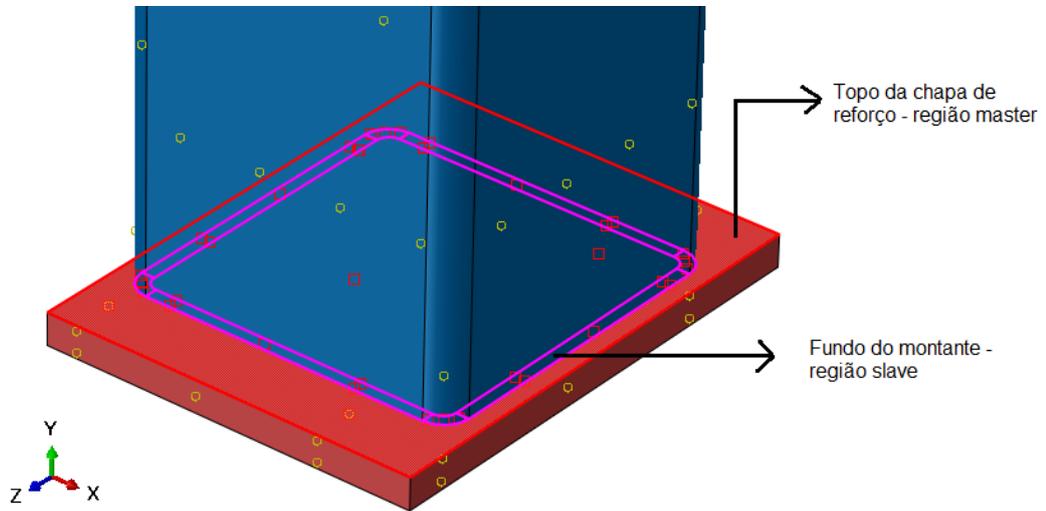


Figura 31 – Modelagem tipo *Surface-to-surface* entre montante e chapa de reforço

Já a região da solda entre os elementos foi definida como o tipo *Tie*, visto que é uma vinculação com a finalidade de unir dois elementos separados e que não tenha deslocamento relativo entre eles. A Figura 32 representa a região do tipo *Master surface* e *Slave surface* para representar a união entre os elementos.

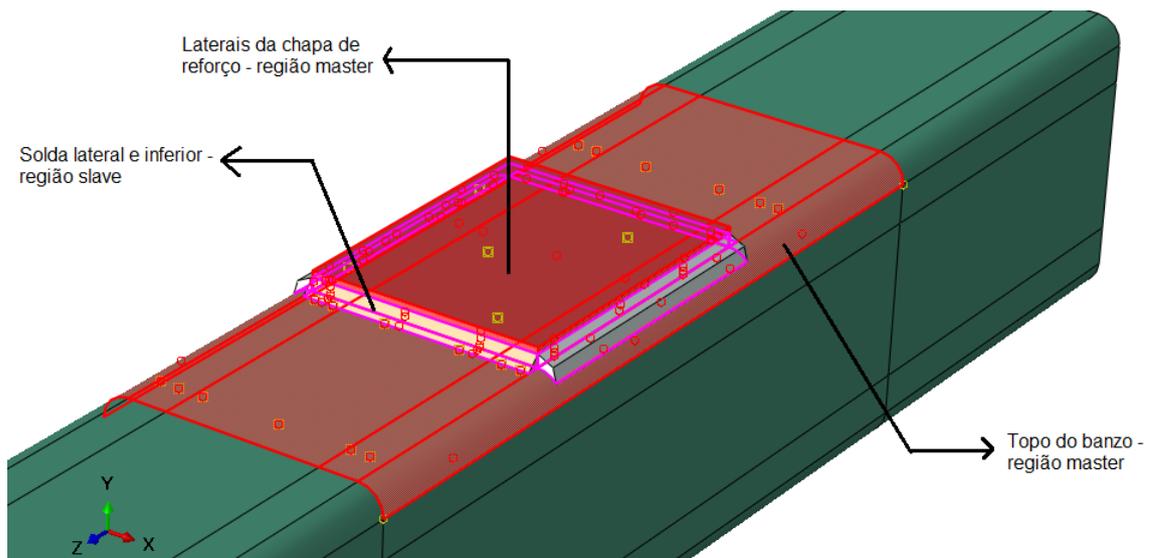


Figura 32 – Modelagem tipo *Tie* da solda entre a chapa de reforço e o banzo

3.4 Comparação com os ensaios experimentais

Esta seção tem o objetivo de comparar os resultados numéricos com os experimentais em termos de modos de falha, cargas de ruptura obtidas pela aplicação do critério de deformação limite e a deformada do modelo. Os pontos especificados para extração de dados do modelo numérico foram equivalentes ao posicionamento dos transdutores de deslocamento (LVDTs) e dos extensômetros, ambos descritos nos ensaios experimentais das respectivas dissertações. É importante ressaltar que os pontos foram introduzidos de forma paramétrica, uma vez que cada ensaio realizou o posicionamento dos pontos para extração de dados de deslocamento e deformação em posições diferentes.

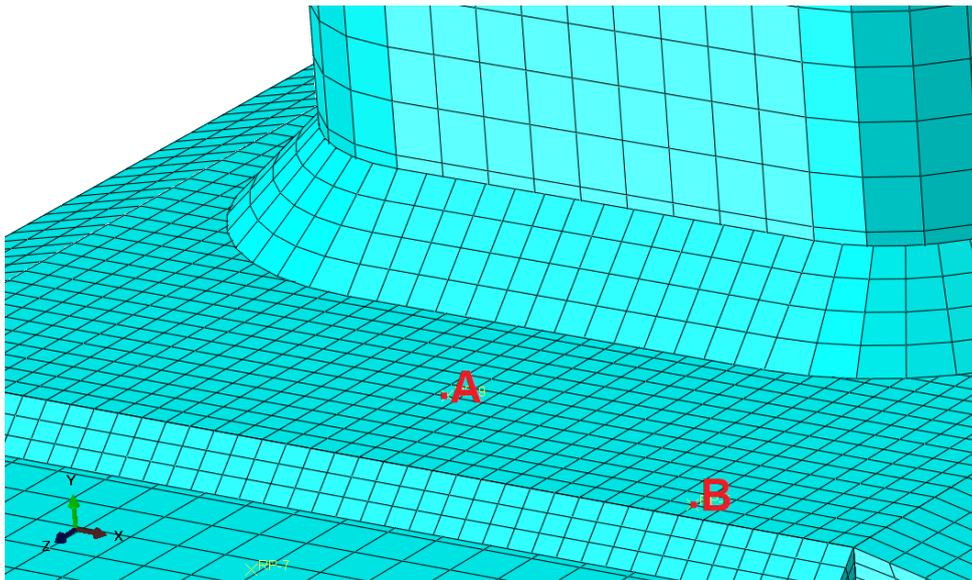


Figura 33 – Posicionamento dos LVDTs

Para definição da carga de falha foi utilizado o critério de deformação limite proposto por Lu *et al.* [11], conforme abordado no capítulo de revisão bibliográfica. De acordo com o método, a carga de falha será definida pela carga que causar um deslocamento na face conectada do banzo equivalente a $3\% b_0$. O deslocamento obtido pelo método é na região de maior deslocabilidade, ou seja, no eixo longitudinal do montante. Porém, a título de instrumentação, não é possível verificar esse ponto, portanto os transdutores foram posicionados levemente afastados do eixo de simetria da ligação.

3.4.1 Capacidade de carga *versus* deslocamento

A Figura 34 apresenta as comparações das curvas carga *versus* deslocamento do modelo experimental de Souza [32] e com o modelo numérico desenvolvido na presente dissertação.

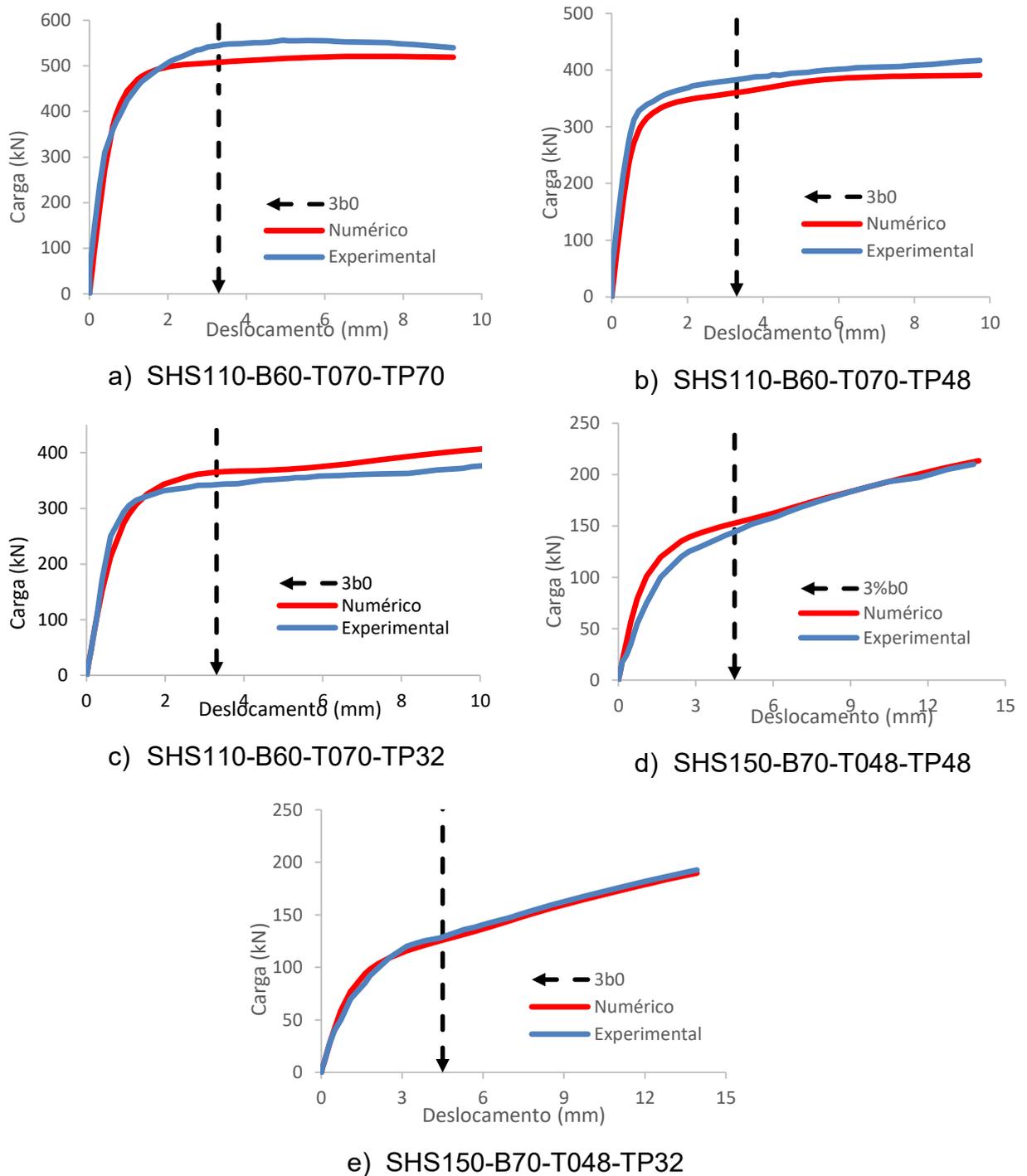


Figura 34 – Curva carga *versus* deslocamento dos ensaios de Souza [32]

Todos os ensaios com banzos distintos apresentaram boa correlação com o ensaio experimental, porém os banzos SHS150x4,8 apresentaram uma melhor correlação no que diz respeito às comparações do modelo de Souza [32]. Já a Figura 35 e Figura 36 apresentam, respectivamente, as comparações das curvas carga *versus* deslocamento e carga *versus* deformação dos ensaios de Brasil [44], resultando em boa correlação e maior semelhança com o ensaio experimental.

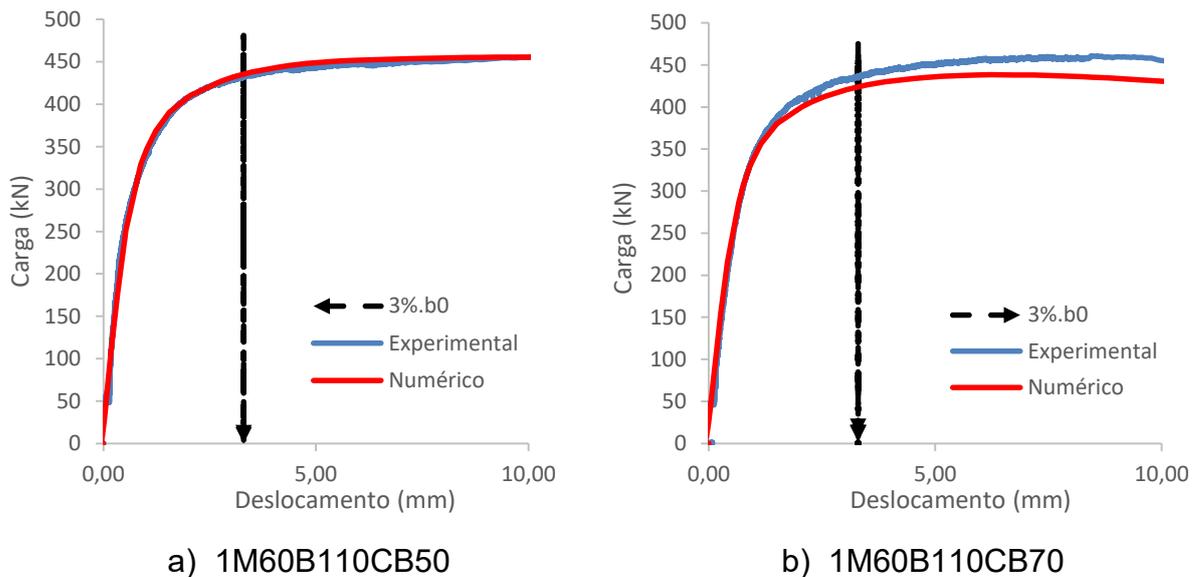


Figura 35 – Curva carga *versus* deslocamento do ensaio de Brasil [44]

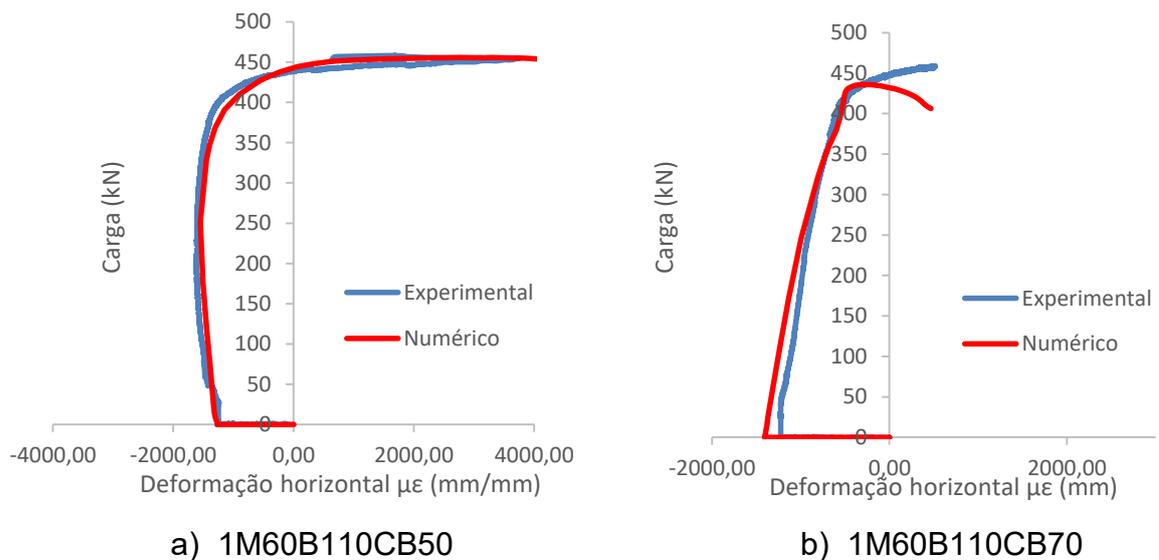


Figura 36 – Curva carga *versus* deformação do ensaio de Brasil [44]

As comparações dos ensaios de Guerrieiro [24] e Nizer [36] também resultaram em ótima correlação, com rigidez semelhante e correlação precisa quanto à carga de falha analisada pela deformação de 3% b_0 , apresentadas na Figura 37 e na Figura 38.

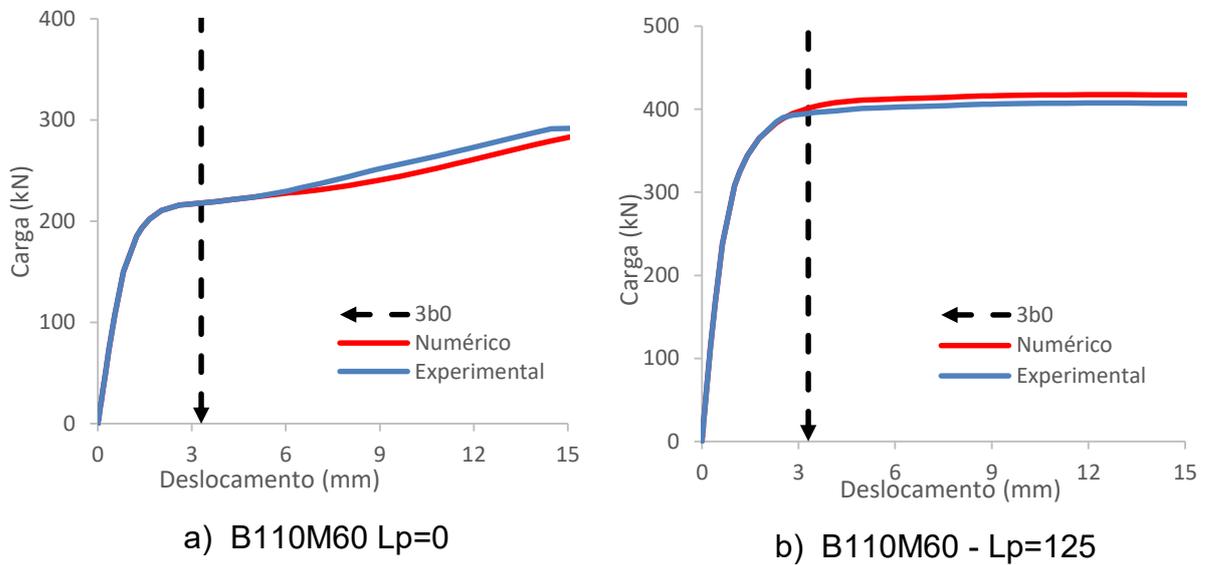


Figura 37 – Curva carga versus deslocamento do ensaio de Guerrieiro [24]

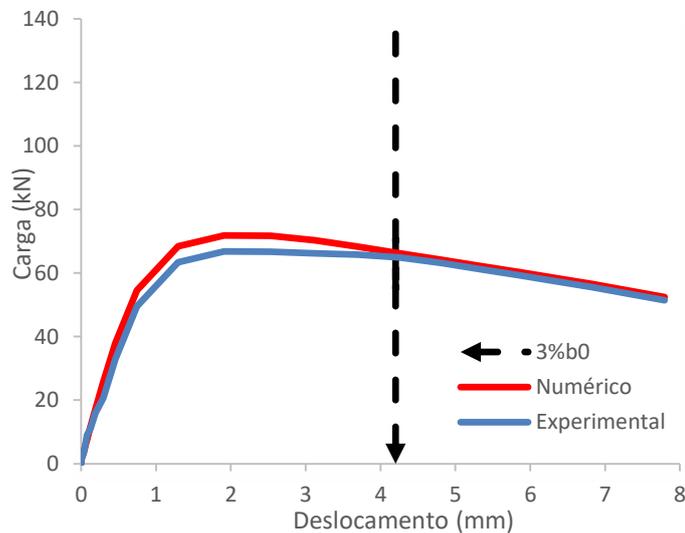


Figura 38 – Curva carga versus deslocamento do ensaio TN06N50- [36]

A Tabela 9 apresenta o resumo das cargas experimentais e cargas numéricas de cada ensaio utilizado para comparação e calibração do código parametrizado, feito

em *Abaqus Scripting* e citado no item 3.3, utilizado para a obtenção dos resultados numéricos.

Tabela 9 – Resumo da comparação entre os modelos experimentais e numéricos

	ENSAIO	β	2γ	t_p	% N_{pl}	N_{exp} (kN)	N_{num} (kN)	N_{exp} / N_{num}	Média	Desvio Padrão	C.O.V
Souza [32]	1	0,55	15,71	7,0	-	545,4	508,3	1,073	1,003	0,043	0,002
	2			4,8		381,7	361,4	1,056			
	3			3,2		341,6	365,2	0,935			
	4	0,47	31,30	4,8	-	143,0	153,2	0,933			
	5			3,2	130,9	128,3	1,020				
Brasil [44]	1	0,55	15,71	7	-50	498,0	497,5	1,001			
	2				-70	437,3	426,4	1,026			
Guerreiro [24]	1	0,55	17,32	6,35	-	216,8	218,0	0,995			
	2					409,3	411,0	0,996			
Nizer [36]	6	0,71	35,00	-	-50	64,9	65,5	0,991			

3.4.2 Modo de falha

As configurações deformadas tanto dos ensaios experimentais quanto dos modelos numéricos tiveram modos de falha similares, com a plastificação da face superior do banzo com leve espraiamento das tensões e deformação da parede lateral, podendo ser classificados então como uma combinação entre o modo de falha A e B e estão apresentados da Figura 39 a Figura 44.

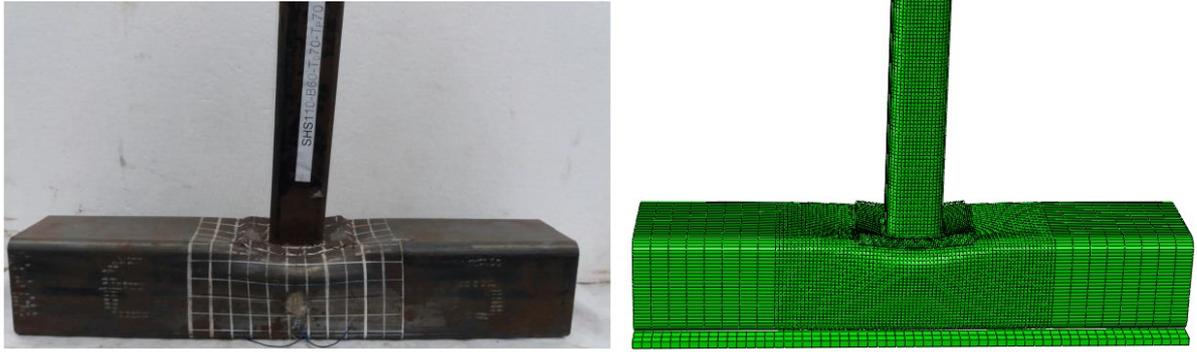


Figura 39 – Deformada final dos modelos SHS110-B60-T070-TP70

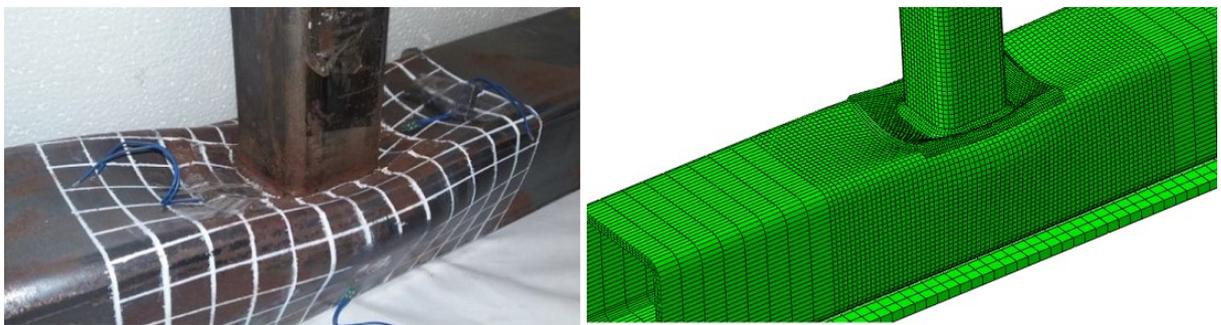


Figura 40 – Deformada final dos modelos SHS110-B60-T070-TP48

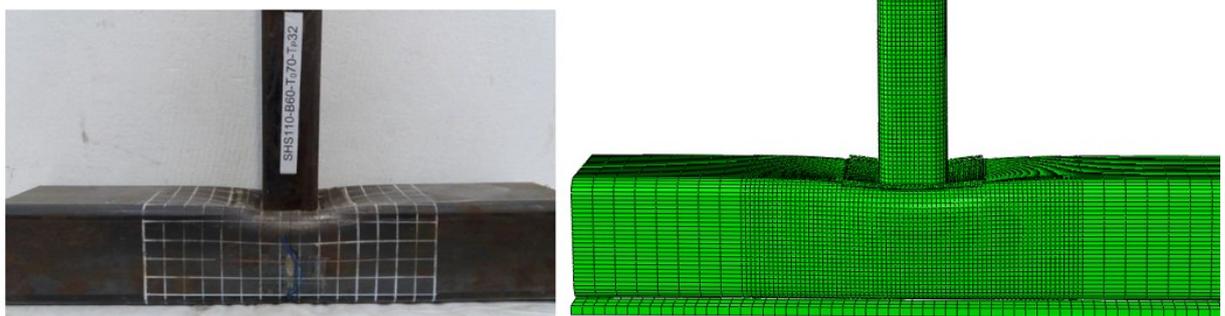


Figura 41 – Deformada final dos modelos SHS110-B60-T070-TP32

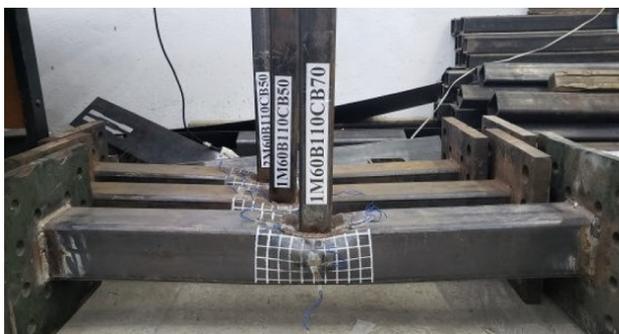


Figura 42 – Deformada final dos modelos 1M60B110CB70

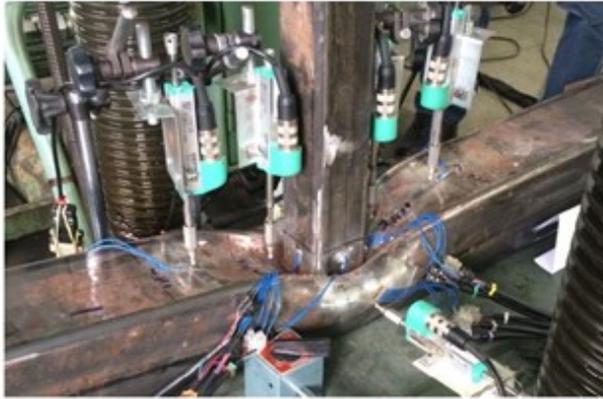


Figura 43 – Deformada final dos modelos do ensaio 1 de Guerrieiro [24]

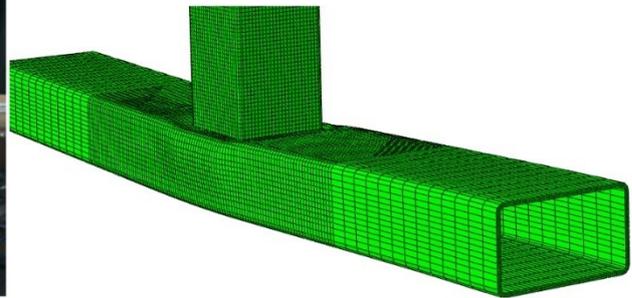


Figura 44 – Deformada final dos modelos do ensaio TN06N50-

É possível afirmar que os modelos numéricos apresentaram boa correlação ao serem comparados com os ensaios experimentais, com configurações deformadas e modos de falha semelhantes, assim como deformações medidas pelos extensômetros e a carga de falha extraída dos gráficos carga *versus* deslocamento através dos transdutores de deslocamento. Com isso, pode-se considerar que estes modelos numéricos estão calibrados.

4 ANÁLISE PARAMÉTRICA

O presente capítulo tem por finalidade o desenvolvimento da análise paramétrica em decorrência do estudo numérico previamente calibrado do capítulo anterior. A divisão do capítulo será baseada na separação e organização dos ensaios, análise dos resultados com a comparação de modos de falha, níveis de plastificação através da distribuição da tensão de von Mises, carga de falha, comparações com formulações analíticas de pesquisas e normas, além de nova proposição de formulação alternativa abrangendo uma taxa de correlação com maior convergência dos resultados numéricos desta análise, aplicadas às ligações reforçadas com reforço de chapa na parede superior com ou sem esforço de compressão no banzo.

4.1 Casos de estudo

Os parâmetros geométricos utilizados na análise paramétrica se encaixaram dentro do intervalo dos parâmetros geométricos dos modelos numéricos calibrados apresentados na Tabela 9, sendo eventualmente expandidos para intervalos próximos e tendo sua parametrização sendo feita a partir desse mesmo *Abaqus Scripting* apresentado no capítulo anterior. Além disso, a escolha dos perfis obedeceu aos oferecidos comercialmente pela Vallourec [41], de forma a tentar utilizar combinações geométricas que poderiam ser eventualmente utilizadas na prática por projetistas com a caracterização mecânica do banzo de acordo com o gráfico da Figura 24.

4.1.1 Primeira etapa

A organização dos modelos numéricos foi desenvolvida de tal forma que a quantidade total de modelos processados pudesse ser otimizada, conseguindo obter uma conclusão similar a uma quantidade superior de modelos, descartando-se ao final da primeira etapa, aqueles modelos que não se tornariam mais relevantes para a conclusão final deste trabalho.

Nesta primeira etapa, não foi considerada influência do esforço normal no banzo, ou seja, o parâmetro n é tomado como igual 0. Essa separação teve como justificativa, a avaliação da ligação independentemente do esforço axial no banzo, de forma a obter conclusões com resultados isolados desse parâmetro. De maneira preliminar, foram desenvolvidos também modelos sem a presença da chapa de reforço, de forma a avaliar isoladamente a resistência da ligação sem a presença da chapa de reforço e sem a presença de esforço axial no banzo, sendo estes denominados como casos base para a segunda etapa. A nomenclatura dos grupos da etapa preliminar seguiu a ordem numérica crescente, sendo separados por grupos com mesmos valores de β . A Tabela 10 apresenta as principais propriedades geométricas dessa fase inicial – grupos 1 a 4, sendo todos os demais modelos subsequentes desenvolvidos a partir dessas combinações geométricas, com variações do parâmetro Δ – grupos 5 a 17. A Tabela 11 apresenta as ligações consideradas na segunda etapa com variação de carga de compressão no banzo que serão mais detalhadas posteriormente – grupos A a K.

Os grupos 5 a 17 apresentados na Tabela 10, consideram quatro níveis do parâmetro Δ (razão entre a espessura da chapa de reforço e a espessura do banzo) para três dos quatro grupos da etapa preliminar, de modo a analisar a real contribuição do reforço na parede superior do banzo no acréscimo da resistência das ligações.

O processo de seleção e escolha dos modelos que foram selecionados para os grupos 5 a 17 ocorreu por fases. Os resultados dos grupos 1 a 4 foram analisados para posteriormente escolher quais modelos seriam considerados para a avaliação da influência da espessura da chapa de reforço. Dessa forma, como os resultados de β igual a 0,643 mostraram valores intermediários entre os grupos 2 e 4, os mesmos não foram considerados na definição dos grupos 5 a 17.

Nota-se que o grupo 4 da Tabela 10 apresenta 5 variações do parâmetro 2γ devido ao fato de que Souza [32] já havia identificado a presença combinada da atuação concomitante do modo de falha A com o B nesses tipos de ligações. Portanto, optou-se por uma amostragem maior da esbeltez da parede lateral do banzo.

Como explicado anteriormente, a combinação geométrica de seções para o banzo e montante limitou-se às disponíveis no catálogo da Vallourec [41]. Dessa forma o valor de β foi de 0,75 para a primeira seção do grupo 4, sendo necessário outras seções transversais para se chegar mais próximo do valor de β dos demais ligações consideradas no grupo 4. Da Figura 45 a Figura 48 são apresentadas as vistas

isométricas e transversais das ligações com maior nível do parâmetro 2γ de cada um dos quatro grupos citados na Tabela 10, sendo todos os perfis da classe 1.

Tabela 10 – Propriedades geométricas dos modelos da primeira etapa

$b_0 \times h_0$ ($b_1 \times h_1 \times t_1$) [mm]	t_0 [mm]	γ]Grupo[$\{l_p\}$ [mm]	$(t_{p's})$ [mm]]Grupo[
250 × 250 × (70 × 70 × 5)	6,4	39,1]1[{256 384}	(3,2; 6,4; 9,6; 12,8)]5[
	8,8	28,4		{246 370}	(4,4; 8,8; 13,2; 17,6)]6[
	12,5	20,0		{231 347}	(6,3; 12,5; 18,8; 25,0)]7[
	16,0	15,6		{217 325}	(8,0; 16,0; 24,0; 32,0)]8[
110 × 110 × (60 × 60 × 6,3)	5,0	22,0]2[{112}	(2,5; 5,0; 7,5; 10,0)]9[
	6,4	17,3		{106}	(3,2; 6,4; 9,5; 12,7)]10[
	7,1	15,5		{102}	(3,6; 7,1; 10,7; 14,2)]11[
	10,0	11,0		{86,5}	(5,0; 10,0; 15,0; 20,0)]12[
140 × 140 × (90 × 90 × 4,0)	5,0	28,0]3[
	6,4	21,9				
	7,1	19,7				
	8,0	17,5				
240 × 240 × (180 × 180 × 6,4)	6,4	37,5]4[{266}	(3,2; 6,4; 9,6; 12,8)]13[
175 × 175 × (130 × 130 × 5,0)	6,4	27,3		{184}	(3,2; 6,4; 9,5; 12,8)]14[
	7,1	24,6		{179}	(3,6; 7,1; 10,7; 14,2)]15[
	8,0	21,9		{173}	(3,6; 7,1; 10,7; 14,2)]16[
	8,8	19,9		{167}	(4,4; 8,8; 13,2; 17,6)]17[

A escolha da investigação do parâmetro Δ em quatro valores distintos é justificada pela necessidade de validar a formulação e as conclusões encontradas por Souza [32] em sua dissertação de mestrado, como o acréscimo da resistência, o efeito do parâmetro Δ na resistência da ligação e o intervalo de transição entre o modo de falha A para o B. Além disso, buscou-se investigar também a influência que o comprimento da chapa de reforço tem na capacidade resistente da ligação, criando mais um nível de investigação ao aumentar em 50% no valor que a ABNT NBR 16239 [8] recomenda para o parâmetro l_p , sendo essa uma pequena subdivisão, porém só aplicada a ligações com β iguais a 0,280, ou seja, nos grupos 5 a 8. No total da primeira etapa, somando-se todos os grupos, foram desenvolvidos 85 modelos numéricos.

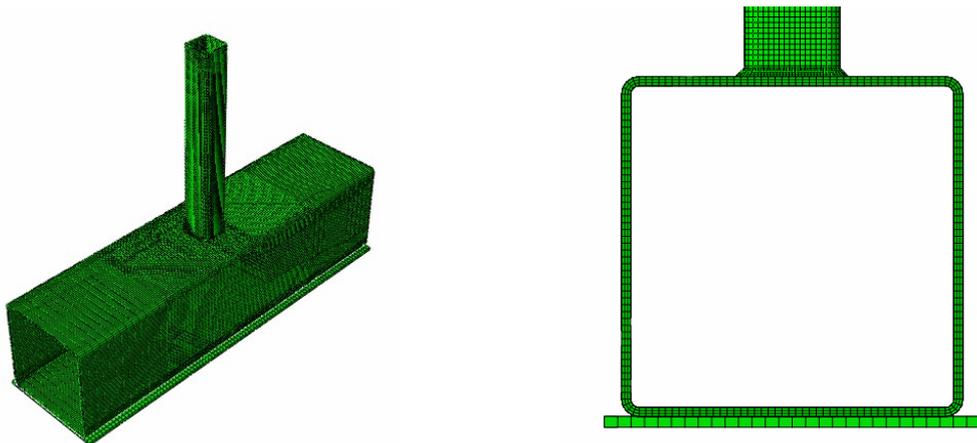


Figura 45 – Vista isométrica e transversal do modelo 250x6,4 por 70x5

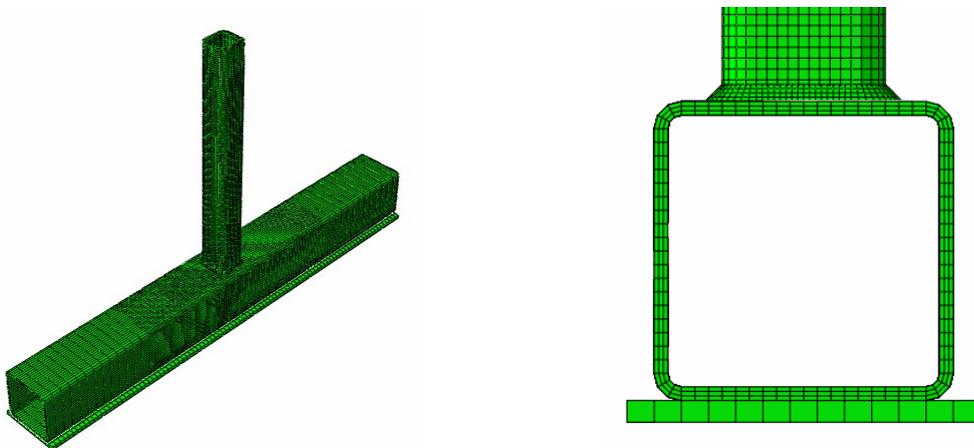


Figura 46 – Vista isométrica e transversal do modelo 110x5 por 60x3

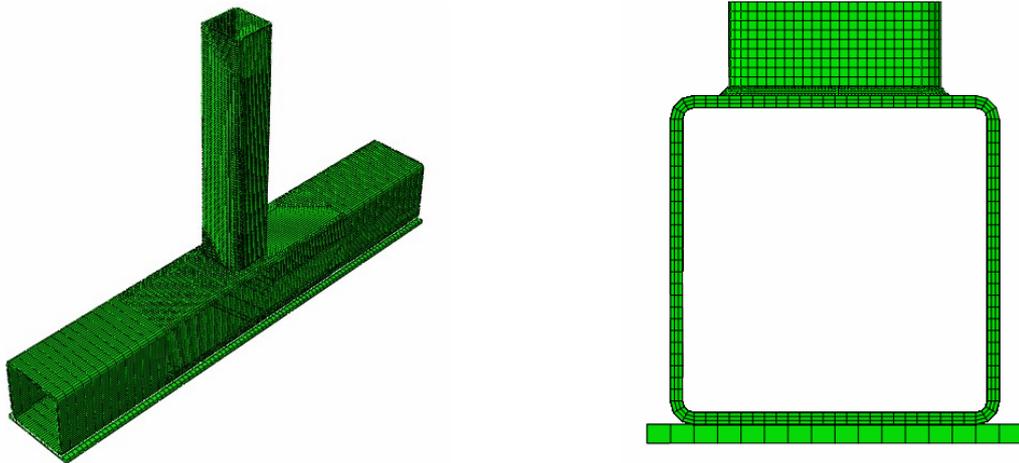


Figura 47 – Vista isométrica e transversal do modelo 140x5 por 90x4

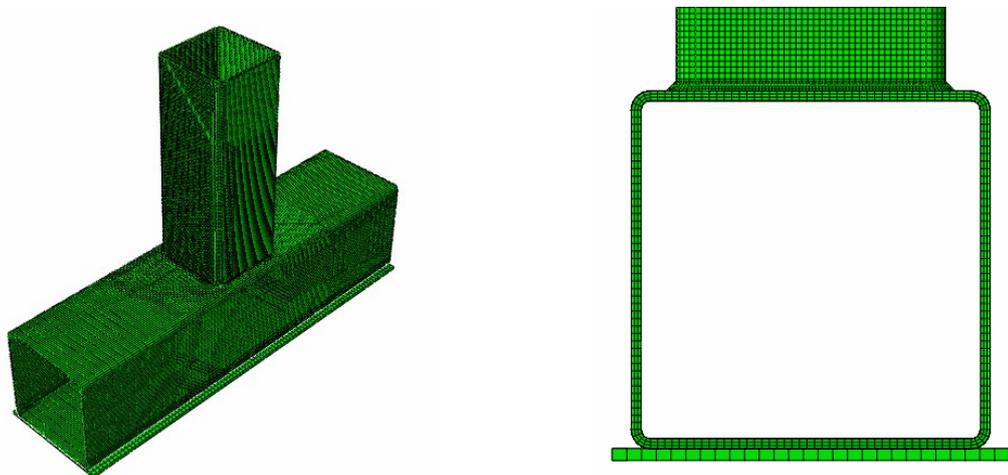


Figura 48 – Vista isométrica e transversal do modelo 240x6,4 por 180x6,4

4.1.2 Segunda etapa

A segunda etapa teve como objetivo principal, a criação de mais três níveis para a avaliação do carregamento axial no banzo, de forma a selecionar cada modelo da Tabela 10 e em cada um, acrescentar um carregamento axial de compressão no banzo correspondente a 25%, 50% e 75% da carga de plastificação da seção transversal do mesmo conforme apresentado na Tabela 11.

Seguindo a mesma lógica da avaliação preliminar dos modelos de cada etapa, antes da ampliação dos parâmetros para a etapa seguinte, foram desconsiderados para essa segunda etapa, os modelos que foram elaborados com finalidade exclusiva para a avaliação do aumento do comprimento da chapa de reforço em 50%, mantendo assim, somente os recomendados pela norma, visto que este aumento demonstrou

ser pouco significativo para que essas ligações fossem consideradas na segunda etapa, onde serão analisados somente os modelos com carregamento de compressão no banzo.

Tabela 11 – Propriedades geométricas dos modelos da segunda etapa – carregamento no banzo

$b_0 \times h_0$ ($b_1 \times h_1 \times t_1$) [mm]	t_0 [mm]	γ	$\{l_p\}$ [mm]	(t_{p1s}) [mm]	n	Carga [kN]]Grupo[
$250 \times 250 \times$ ($70 \times 70 \times 5$) $\beta = 0,280$	6,4	39,1	{256}	(3,2; 6,4; 9,6; 12,8)	$\begin{Bmatrix} 0,25 \\ 0,50 \\ 0,75 \end{Bmatrix}$	$\begin{Bmatrix} 562,5 \\ 760,7 \\ 1052,6 \end{Bmatrix}$]A[]A[]A[
	8,8	28,4	{246}	(4,4; 8,8; 13,2; 17,6)	$\begin{Bmatrix} 0,25 \\ 0,50 \\ 0,75 \end{Bmatrix}$	$\begin{Bmatrix} 1125,0 \\ 1521,4 \\ 2105,2 \end{Bmatrix}$]B[]B[]B[
	12,5	20,0	{231}	(6,3; 12,5; 18,8; 25,0)	$\begin{Bmatrix} 0,25 \\ 0,50 \\ 0,75 \end{Bmatrix}$	$\begin{Bmatrix} 1687,5 \\ 2282,0 \\ 3157,8 \end{Bmatrix}$]C[]C[]C[
$110 \times 110 \times$ ($60 \times 60 \times 6,3$) $\beta = 0,545$	5,0	22,0	{112}	(2,5; 5,0; 7,5; 10,0)	$\begin{Bmatrix} 0,25 \\ 0,50 \\ 0,75 \end{Bmatrix}$	$\begin{Bmatrix} 186,8 \\ 256,2 \\ 343,4 \end{Bmatrix}$]D[]D[]D[
	7,1	15,5	{102}	(3,6; 7,1; 10,7; 14,2)	$\begin{Bmatrix} 0,25 \\ 0,50 \\ 0,75 \end{Bmatrix}$	$\begin{Bmatrix} 373,5 \\ 512,4 \\ 686,7 \end{Bmatrix}$]E[]E[]E[
	10,0	11,0	{86,5}	(5,0; 10,0; 15,0; 20,0)	$\begin{Bmatrix} 0,25 \\ 0,50 \\ 0,75 \end{Bmatrix}$	$\begin{Bmatrix} 560,3 \\ 768,6 \\ 1030,1 \end{Bmatrix}$]F[]F[]F[
$240 \times 240 \times$ ($180 \times 180 \times 6,4$) $\beta = 0,750$	6,4	37,5	{266}	(3,2; 6,4; 9,6; 12,8)	$\begin{Bmatrix} 0,25 \\ 0,50 \\ 0,75 \end{Bmatrix}$	$\begin{Bmatrix} 539,0 \\ 1078,0 \\ 1617,0 \end{Bmatrix}$]G[
$175 \times 175 \times$ ($130 \times 130 \times 5,0$) $\beta = 0,743$	6,4	27,3	{112}	(3,2; 6,4; 9,5; 12,8)	$\begin{Bmatrix} 0,25 \\ 0,50 \\ 0,75 \end{Bmatrix}$	$\begin{Bmatrix} 386,3 \\ 772,7 \\ 1159,0 \end{Bmatrix}$]H[]H[]H[
	7,1	24,6	{102}	(3,6; 7,1; 10,7; 14,2)	$\begin{Bmatrix} 0,25 \\ 0,50 \\ 0,75 \end{Bmatrix}$	$\begin{Bmatrix} 425,6 \\ 851,2 \\ 1276,8 \end{Bmatrix}$]I[]I[]I[
	8,0	21,9	{86,5}	(3,6; 7,1; 10,7; 14,2)	$\begin{Bmatrix} 0,25 \\ 0,50 \\ 0,75 \end{Bmatrix}$	$\begin{Bmatrix} 475,2 \\ 950,4 \\ 1425,6 \end{Bmatrix}$]J[]J[]J[
	8,8	19,9	{167}	(4,4; 8,8; 13,2; 17,6)	$\begin{Bmatrix} 0,25 \\ 0,50 \\ 0,75 \end{Bmatrix}$	$\begin{Bmatrix} 518,5 \\ 1036,9 \\ 1555,4 \end{Bmatrix}$]K[]K[]K[

Além desses modelos, foram retirados os modelos do grupo 8 com os valores de 2γ iguais a 15,6, visto que apresentaram um modo de falha combinado entre a plastificação da face superior do banzo e do montante e, as ligações com chapa de reforço mais espessas, falharam exclusivamente no montante. Os últimos modelos que foram retirados dessa segunda etapa foram os modelos do grupo 10 com os valores de 2γ iguais a 17,3, uma vez que apresentaram resultados de resistência da ligação e modo de falha intermediários entre seus valores imediatamente superiores e inferiores, sendo respectivamente 22 e 15,5. Logo, de forma a otimizar essa segunda etapa, os modelos do grupo 10 foram retirados dessa etapa seguinte. Apesar da breve contextualização sobre o motivo da retirada desses modelos, nota-se que os resultados serão explicitamente apresentados no item 4.2.2.

A nomenclatura dos grupos dos modelos numéricos da segunda etapa deu-se através de organização literal, sendo classificados nos grupos A a K, sendo agrupadas em valores de β e 2γ iguais, variando apenas o Δ e o n . Enquanto o objetivo da primeira etapa foi avaliar o acréscimo de resistência devido à presença da chapa de reforço, o objetivo desta segunda etapa foi investigar exclusivamente ligações reforçadas submetidas a carregamentos axiais de compressão no banzo, de forma a poder avaliar em quais modelos há uma perda de resistência devido a este esforço. A Tabela 11 sumariza as ligações consideradas nesta segunda etapa totalizando 132 modelos numéricos.

4.2 Resultados

A discussão dos resultados da análise paramétrica será separada entre os modelos da primeira e da segunda etapa, visto que, conforme explicado anteriormente, cada etapa teve um propósito específico. Inicialmente buscou-se avaliar o acréscimo de resistência com a presença da chapa de reforço enquanto, na segunda fase, o objetivo era entender quais desses modelos apresentaram redução na capacidade de carga da ligação devido à presença do esforço axial de compressão no banzo. Os resultados serão apresentados através das curvas cargas *versus* deslocamento dos modelos, com a respectiva identificação de cada um deles, bem

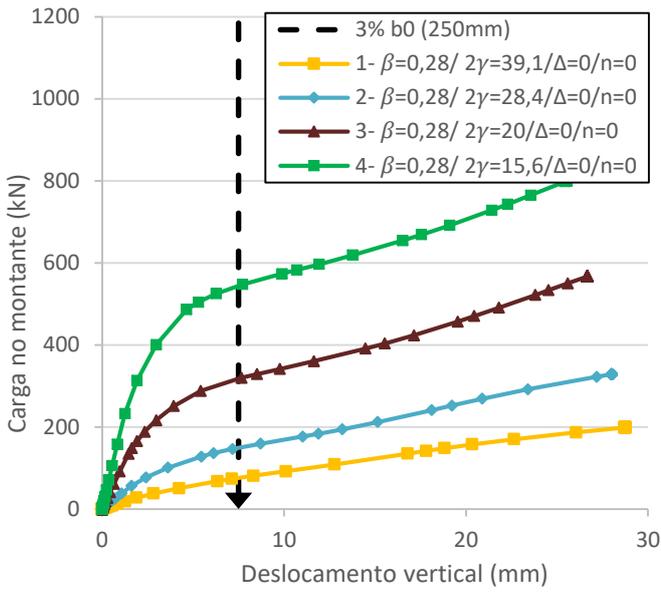
como os valores dos principais parâmetros da ligação. Além disso, será identificado o modo de falha da ligação no trecho em que a curva apresentou a deformação correspondente ao deslocamento de 3% b_0 , conforme proposto pelo critério de Lu et. al [11], e conclusões específicas sobre a influência dos parâmetros analisados em cada grupo.

4.2.1 Modelos sem compressão axial no banzo – Primeira etapa

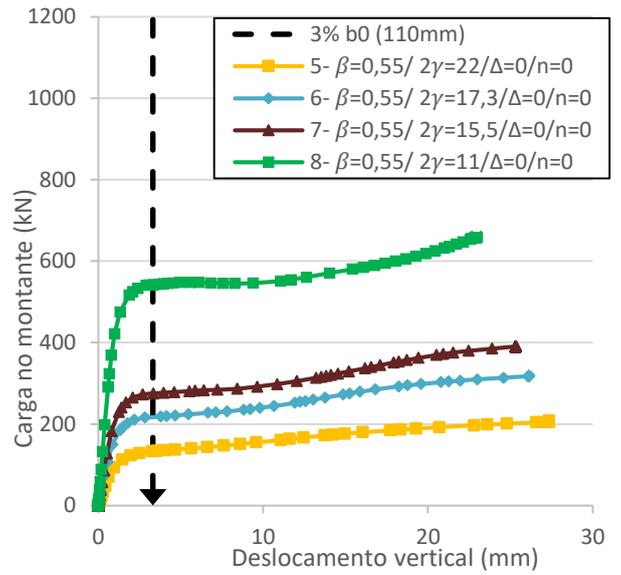
A fase preliminar da análise paramétrica foi realizada com 17 modelos, sendo classificados em quatro grupos que variavam o valor dos parâmetros β e 2γ . Através dos resultados observados nas curvas carga *versus* deslocamento, em conjunto com o modo de falha da ligação, já se torna possível analisar a influência desses parâmetros de forma isolada no comportamento da resistência da ligação. Os gráficos da Figura 49 estão classificados conforme a numeração do modelo das tabelas apresentadas no Apêndice em conjunto com os seus respectivos valores de β e 2γ .

Analisando os resultados da Figura 49 é possível visualizar a influência direta do aumento da espessura do banzo no acréscimo da resistência da ligação, condição já prevista na norma e validada por diversas pesquisas anteriores sobre o tema [32], [24]. Além disso, é possível observar que esses acréscimos de resistência são mais visíveis em valores de β menores, indicando uma possível influência da transição do modo de falha A para o B dentro das parcelas de contribuição desse parâmetro.

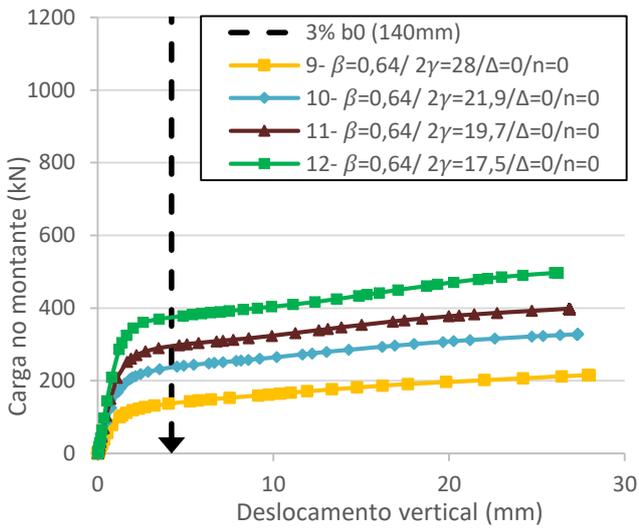
Em paralelo, foi analisado também a influência do carregamento atuante através da distribuição de tensão de von Mises, sendo os modelos da Figura 51 a Figura 54 representadas pela escala de cores da Figura 50 que abrange a tensão de escoamento e última do banzo.



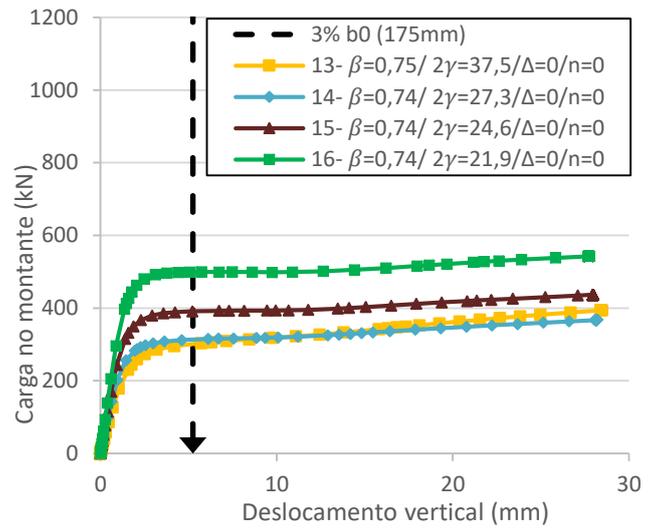
a) Grupo 1



b) Grupo 2



c) Grupo 3



d) Grupo 4

Figura 49 – Gráficos carga versus deslocamento dos grupos sem reforço

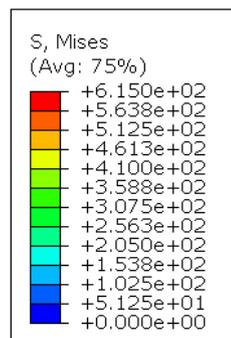


Figura 50 – Escala de cores utilizadas

De maneira resumida estão apresentados abaixo as tensões de von Mises somente dos maiores e menores valores do parâmetro 2γ de cada grupo, representados individualmente de maneira isométrica, transversal e longitudinal.

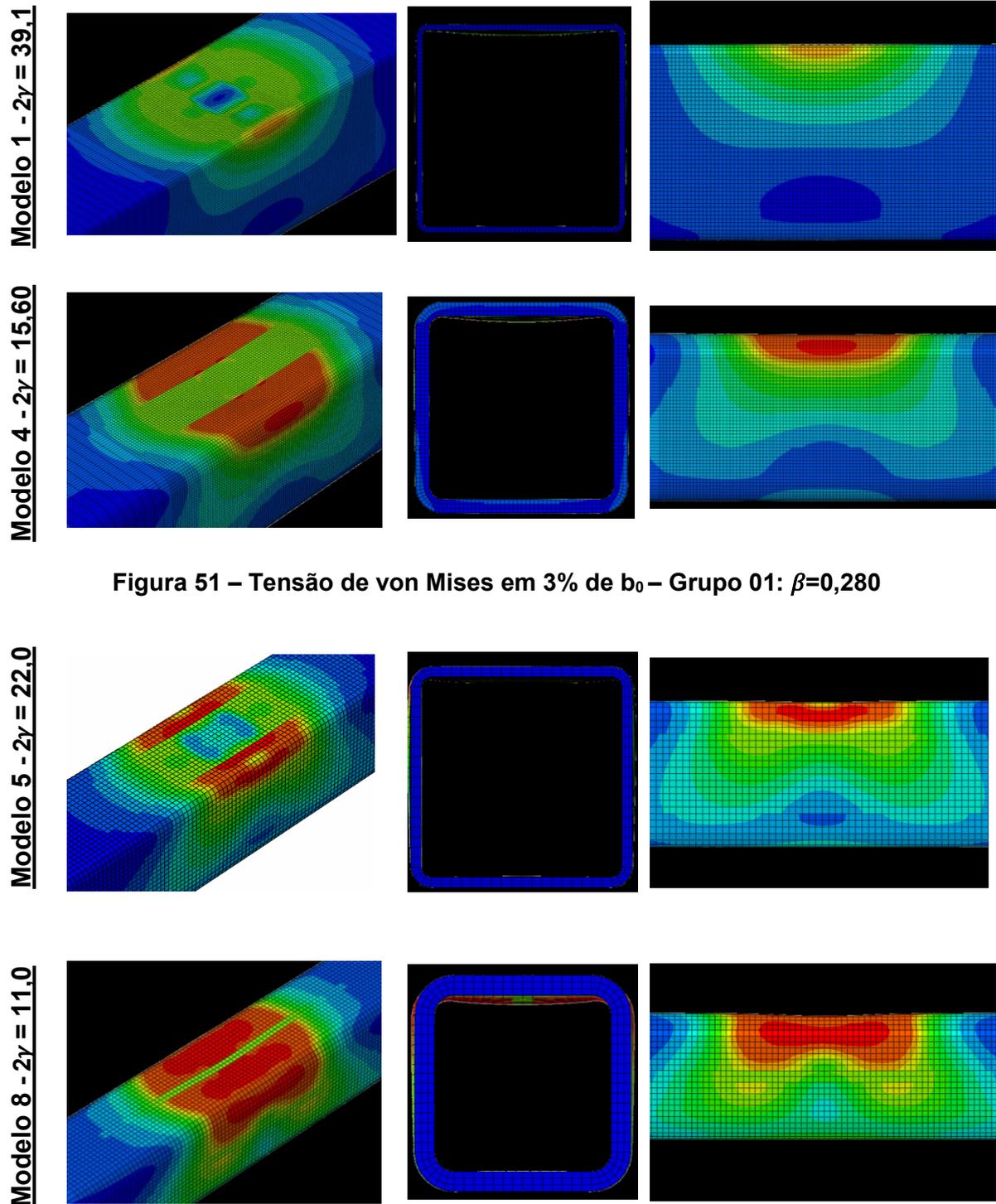
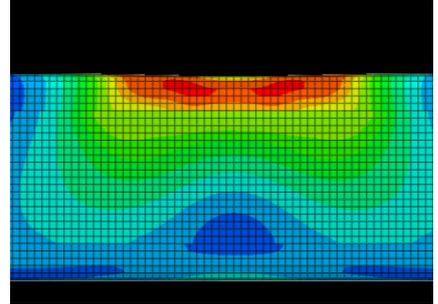
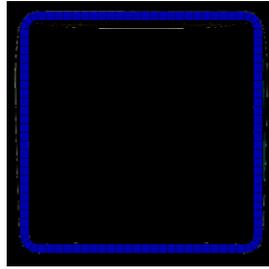
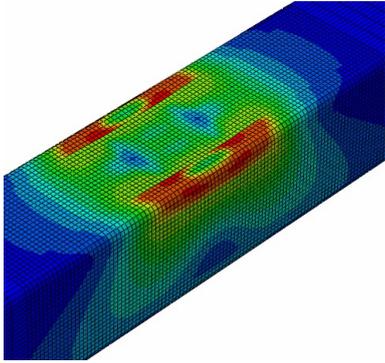


Figura 51 – Tensão de von Mises em 3% de b_0 – Grupo 01: $\beta=0,280$

Figura 52 – Tensão de von Mises em 3% de b_0 – Grupo 02: $\beta=0,545$

Modelo 9 - $2y = 28,0$



Modelo 12 - $2y = 17,5$

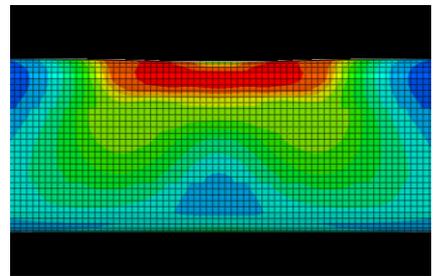
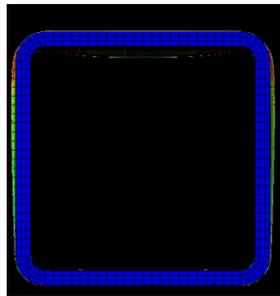
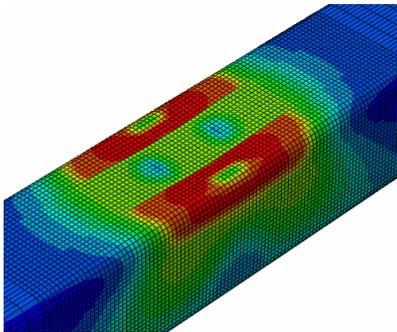
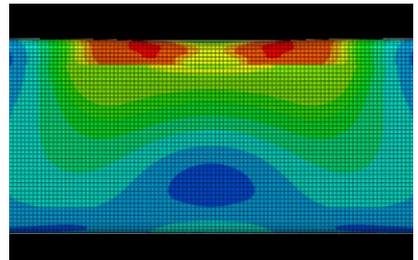
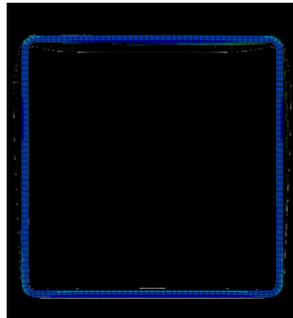
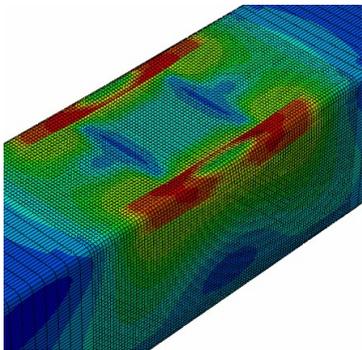


Figura 53 – Tensão de von Mises em 3% de b_0 – Grupo 03: $\beta=0,643$

Modelo 13 - $2y = 37,5$



Modelo 17 - $2y = 19,9$

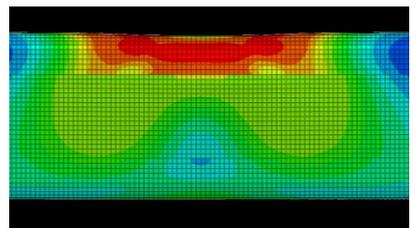
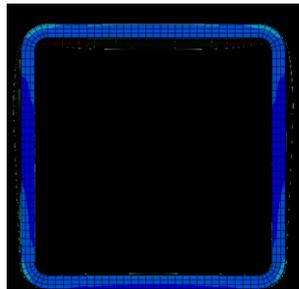
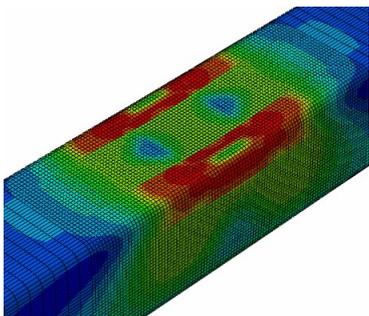


Figura 54 – Tensão de von Mises em 3% de b_0 – Grupo 04: $\beta=0,750$ e $0,743$

De acordo com as imagens das Figura 51 a Figura 54, pode-se visualizar o trecho de transição entre o modo de falha A para o B, ao analisar os grupos de 1 a 4, onde o nível de plastificação e deformação da parede lateral começa a ser mais significativo em β maiores.

Além disso, é possível observar uma maior concentração de tensões na região dos cantos do banzo, onde foi estabelecida uma caracterização mecânica com tensão de escoamento cerca de 43% maior do que a parte reta para o aço-carbono em questão, conforme discutido no capítulo anterior. Ao comparar também os valores mínimos e máximos de 2γ de cada grupo de forma individual, pode-se visualizar uma concentração de tensões na parede lateral do banzo, visto que espessuras maiores oferecem maior resistência à deformação vertical ao aumentar o valor da aplicação do esforço de compressão no montante, eleva-se por consequência o nível de tensão nessa região.

Conforme adiantado no item 4.1.1, os modelos do grupo 3 foram retirados da segunda etapa que considera a introdução da chapa de reforço, visto que esses modelos apresentaram valores de resistência, modo de falha e deformação relativamente intermediários com seus valores imediatamente inferiores e superiores, sendo por esse motivo entendido que os modelos com β iguais a 0,643 seriam retirados para a próxima etapa.

A respeito dos modelos considerando a presença da chapa de reforço, listados na Tabela 10, com o parâmetro Δ variando de 0,5 a 2,0, considerando também o aumento do comprimento da chapa de reforço l_p , somente previstos para ligações com valores de β igual a 0,280, representado pelas mesmas cores em linhas tracejadas na Figura 56 (a) a (d). Os resultados das curvas cargas *versus* deslocamento são apresentados da Figura 56 a Figura 58, grupos 5 a 17, mantendo a mesma escala de cor conforme a Figura 55. Na Figura 56 (d) os modelos com valores de Δ superiores a 1,5 falharam no montante e estão destacados no próprio gráfico. Já os modelos numéricos dos grupos 13 ao 17, com valores de β superiores a 0,743, há o início da formação dos picos de resistência antes da interseção com a deformação limite, caracterizando a transição do modo de falha A para o B, que será explicado a frente.

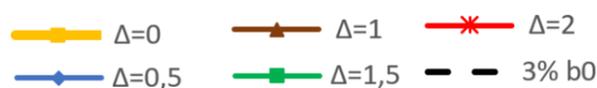
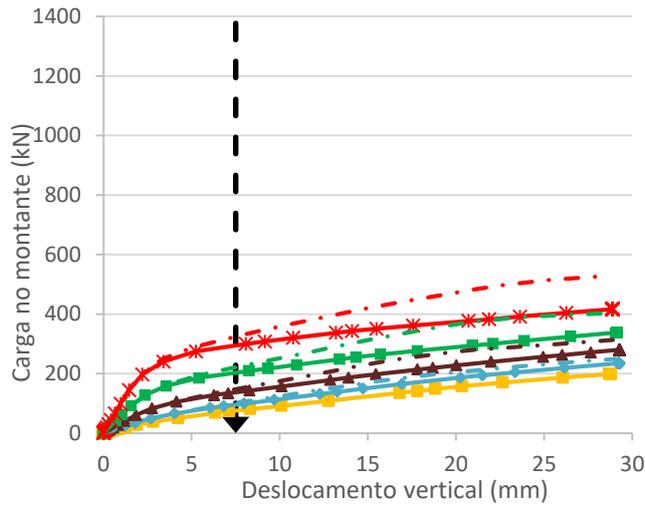
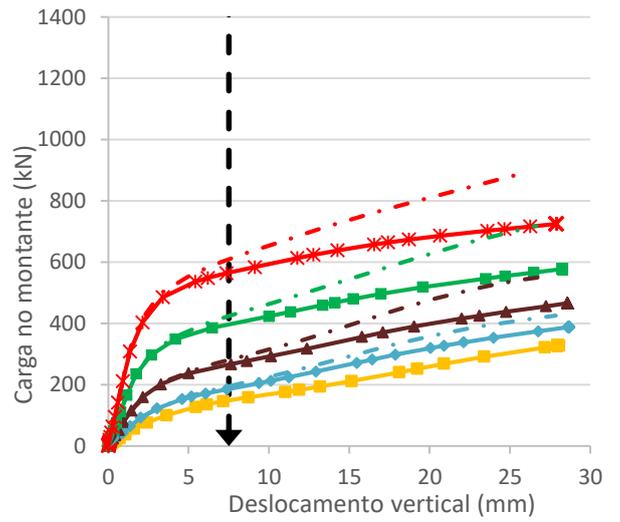


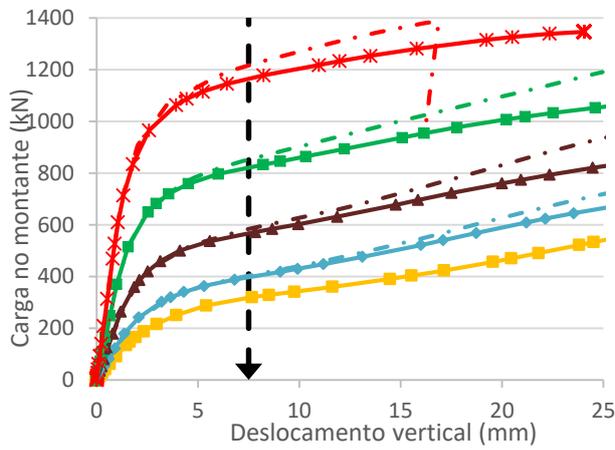
Figura 55 – Escala de cor para grupos de Δ



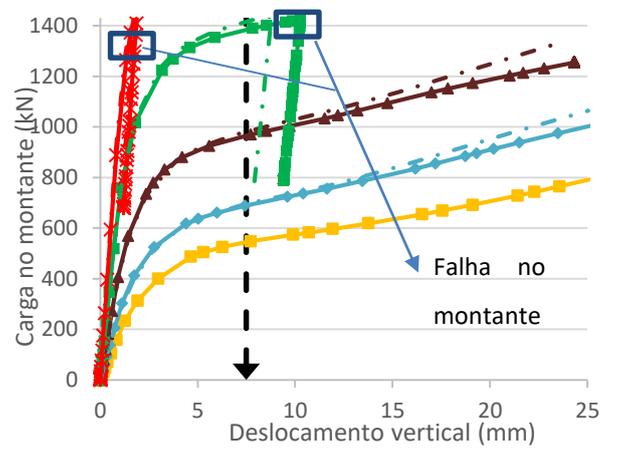
a) Grupo 5: $\beta=0,280 / 2\gamma=39,1$



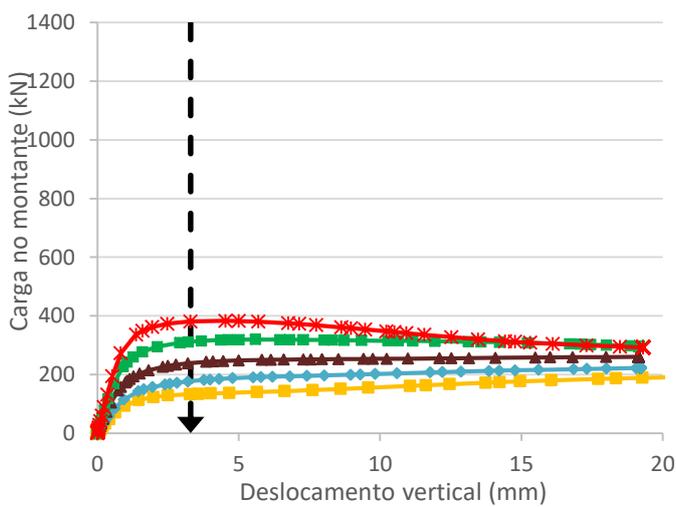
b) Grupo 6: $\beta=0,280 / 2\gamma=28,4$



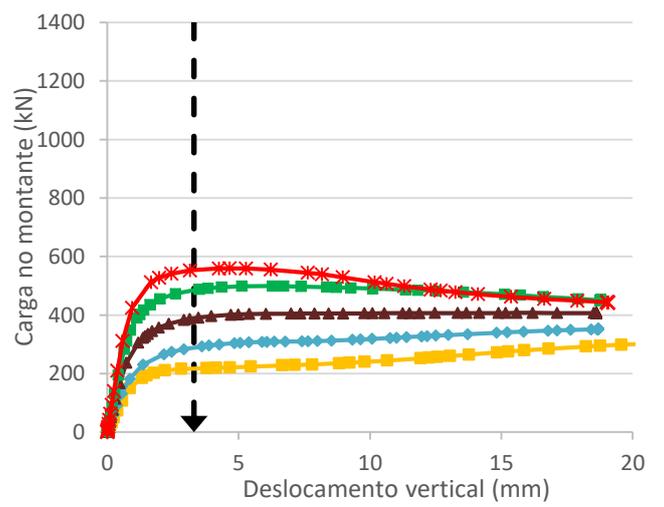
c) Grupo 07: $\beta=0,280 / 2\gamma=20$



d) Grupo 08: $\beta=0,280 / 2\gamma=15,6$



e) Grupo 09: $\beta=0,545 / 2\gamma=22$



f) Grupo 10: $\beta=0,545 / 2\gamma=17,3$

Figura 56 – Curva carga versus deslocamento dos grupos 5 a 10

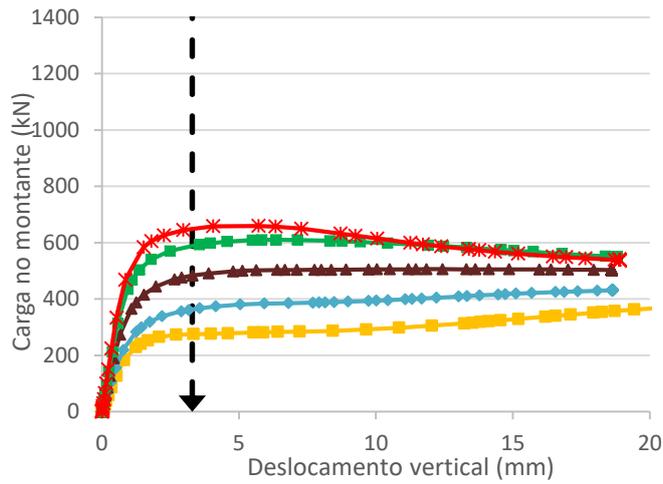
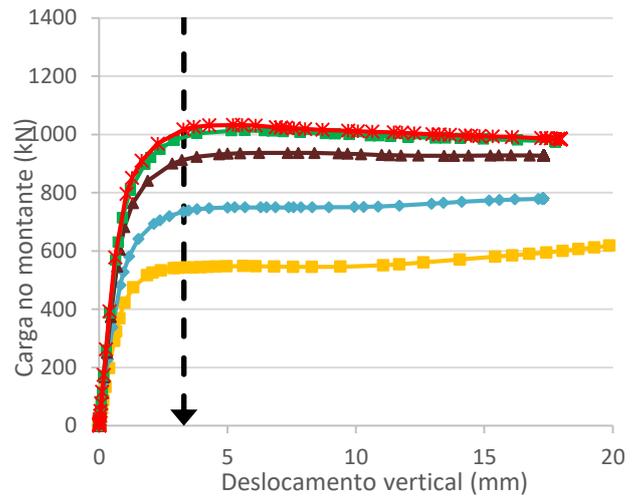
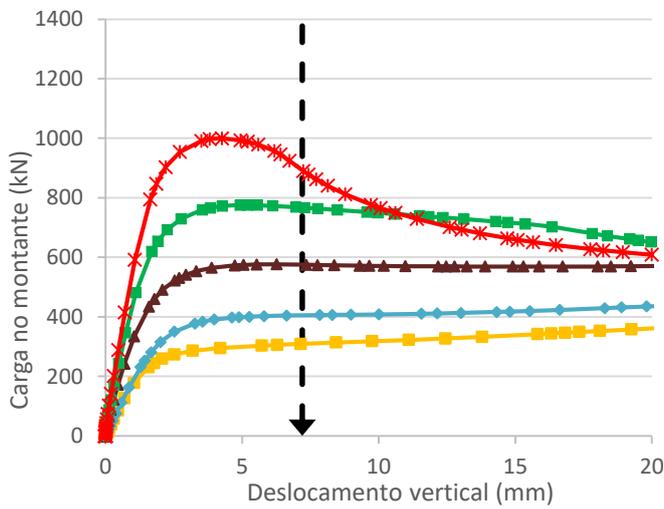
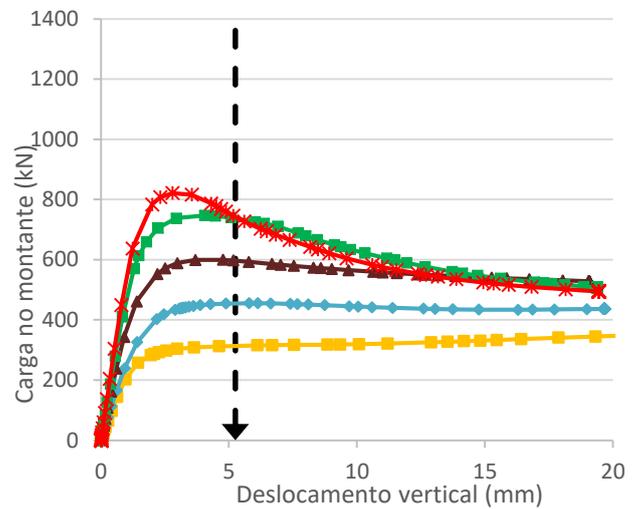
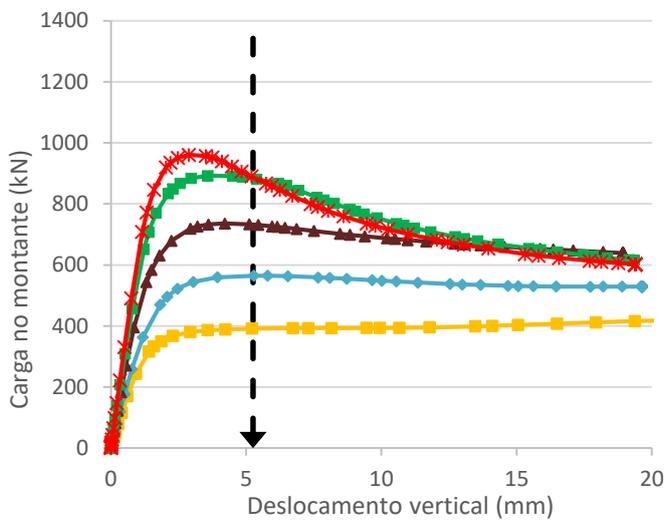
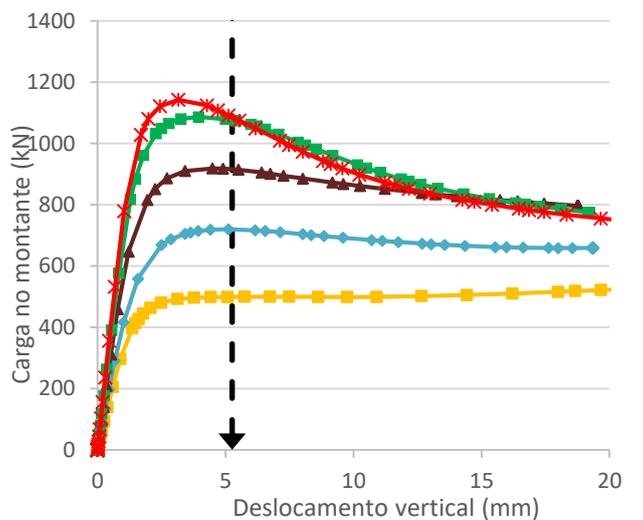
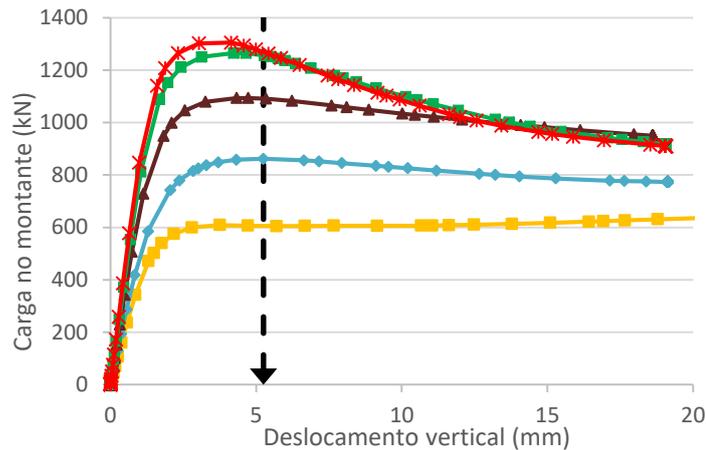
a) Grupo 11: $\beta=0,545 / 2\gamma=15,5$ b) Grupo 12: $\beta=0,545 / 2\gamma=11$ c) Grupo 13: $\beta=0,750 / 2\gamma=37,5$ d) Grupo 14: $\beta=0,743 / 2\gamma=27,3$ e) Grupo 15: $\beta=0,743 / 2\gamma=24,6$ f) Grupo 16: $\beta=0,743 / 2\gamma=21,9$

Figura 57 – Curva carga versus deslocamento dos grupos 11 a 16

a) Grupo 17: $\beta=0,743 / 2\gamma=19,9$ **Figura 58 – Curva carga versus deslocamento do grupo 17**

O resumo dos acréscimos de resistência ao comparar diferentes níveis de Δ estão destacados na Tabela 12 e apresentados de forma gráfica na Figura 59. Conforme explicado no início desta seção, os modelos dos grupos 1 a 4 foram utilizados como base para comparação (exceto os modelos que foram retirados da análise), de forma a avaliar somente o aumento da resistência devido a presença de diferentes espessuras da chapa de reforço. Portanto, nesta etapa denomina-se $N_{NUM,\Delta>0}$ os modelos com chapa de reforço e $N_{NUM,\Delta=0}$, os modelos sem a chapa de reforço.

Tabela 12 – Resumo do acréscimo de resistência ao variar Δ

Δ	$N_{NUM,\Delta>0} / N_{NUM,\Delta=0}$													
	β	0,280				0,545				0,75	0,743			
	2γ	39,1	28,4	20,0	15,6	22,0	17,3	15,5	11,0	37,5	27,3	24,6	21,9	19,9
0,5	-	1,27	1,25	1,25	1,27	1,33	1,32	1,32	1,35	1,31	1,45	1,44	1,44	1,42
1,0	-	1,81	1,78	1,79	1,77	1,80	1,79	1,76	1,68	1,86	1,91	1,88	1,84	1,81
1,5	-	2,68	2,66	2,59	2,54	2,34	2,23	2,13	1,83	2,51	2,38	2,28	2,18	2,09
2,0	-	3,89	3,79	3,67	2,73	2,86	2,55	2,36	1,88	3,23	2,62	2,45	2,29	2,16

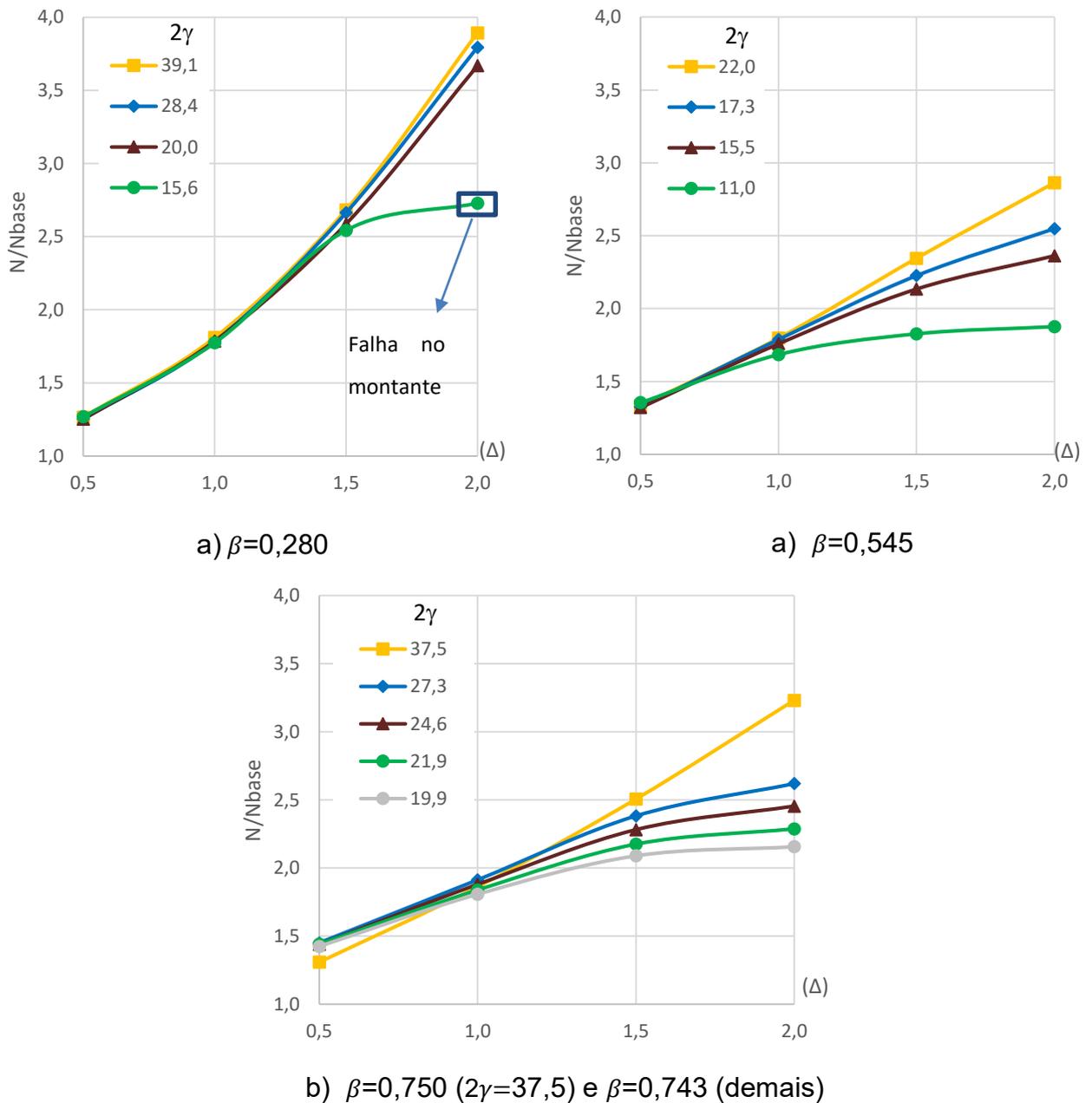


Figura 59 – Acréscimo de resistência para diferentes níveis de Δ

Conforme observado no comportamento dos modelos apresentados, a influência do acréscimo da espessura da chapa de reforço no aumento da resistência da ligação está presente em todas as ligações, tendo uma influência muito similar para todos os modelos nos valores de 0,5 e 1,0 e mais significativa em valores de β menores e com faixas de 2γ maiores quando analisados nos valores de 1,5 e 2,0. Desta forma, há também nessas faixas de valores, um limite de contribuição em que o aumento da espessura da chapa de reforço pode aumentar a resistência da ligação,

influenciado também pela transição do modo de falha A para o B, instante a partir do qual a parede lateral do banzo começa a ser mais solicitada e reforços de chapa na parede superior caracterizam menor relevância para o aumento da resistência. Como exemplo deste comportamento pode-se citar o valor de 3,67 para β igual a 0,280 e 2γ igual a 20, na Figura 51, e 2,16 para β igual a 0,743 e 2γ igual a 19,9 ao analisar o valor de Δ como 2,0, na Figura 54.

Nos modelos com β iguais a 0,743 e 0,750 com o valor de Δ maior do que 1,5, há a presença clara da formação do pico antes do ponto de 3% b_0 , ou seja, caracterizado por uma mobilização da resistência para a parede lateral correspondente ao modo de falha B. A Figura 60 e Figura 61 apresentam, respectivamente, o deslocamento na parede lateral (U1) e superior (U2) do banzo no momento da carga de pico, no modelo com Δ igual a 2,0 do grupo 17, sendo, respectivamente, de 4,31mm e 3,88mm. Portanto, nesses modelos o modo de falha B encontra-se mais preponderante do que o modo de falha A. Esse comportamento também foi observado por Souza [32] na sua dissertação de mestrado, tendo suas conclusões ratificadas na análise numérica desta pesquisa.

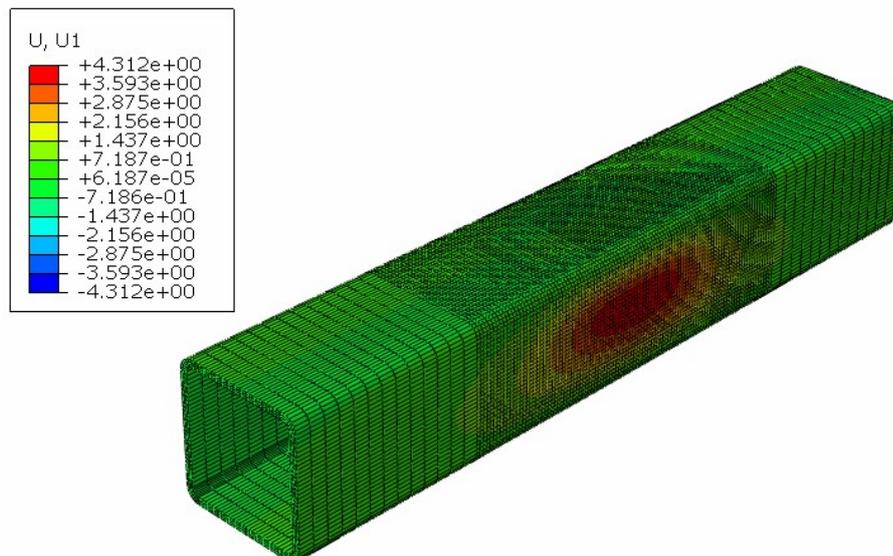


Figura 60 – Deslocamento horizontal na carga de pico $\beta=0,750$ e $2\gamma = 19,9$

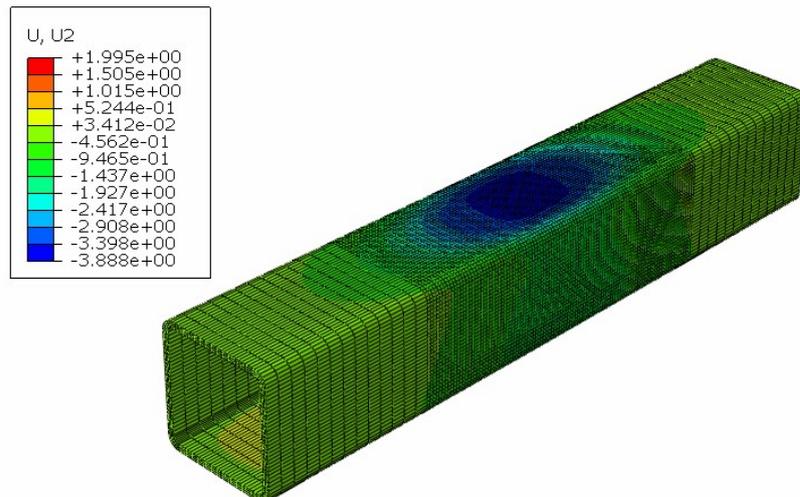


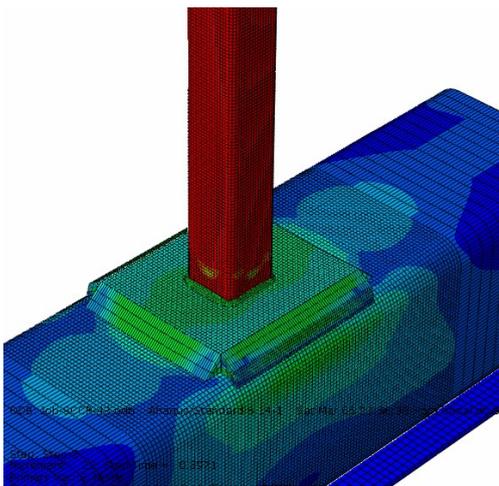
Figura 61 – Deslocamento vertical na carga de pico $\beta=0,750$ e $2\gamma = 19,9$

Outro ponto ressaltado na seção 4.1.1 foi sobre a influência do comprimento da chapa de reforço. Nota-se que todos os ensaios com β igual a 0,280 foram analisados também com valores de l_p 50% superiores ao preconizado pela norma ABNT NBR 16239 [8]. Analisando a mudança do comportamento da resistência da ligação somente ao avaliar maiores comprimentos de chapa de reforço, nas linhas tracejadas de mesma coloração da Figura 56 (a) a (d), é possível visualizar que a contribuição do aumento do comprimento da chapa de reforço é mais relevante em deslocamentos maiores, ou seja, após o ponto que intercepta a reta de 3% b_0 . Dessa forma, a Tabela 13 apresenta o resumo comparativo do acréscimo de resistência devido ao aumento do parâmetro l_p . Por se tratar de valores relativamente baixos e contribuição máxima de 10%, esse parâmetro não foi estendido para a etapa seguinte, pois somente com essa análise, a conclusão de que esse aumento é pouco significativo no acréscimo da resistência da ligação já está consolidada.

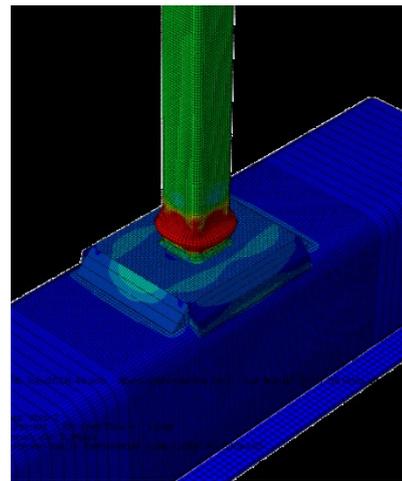
Tabela 13 – Acréscimo de resistência versus l_p

Δ	$N_{,NUM(1,5L_p)} / N_{,NUM(1,0L_p)}$				
	β	0,280			
	2γ	39,1	28,4	20,0	15,6
0,5	-	1,06	1,05	1,02	1,01
1,0	-	1,08	1,06	1,03	1,02
1,5	-	1,09	1,07	1,04	1,02
2,0	-	1,10	1,08	1,04	1,00

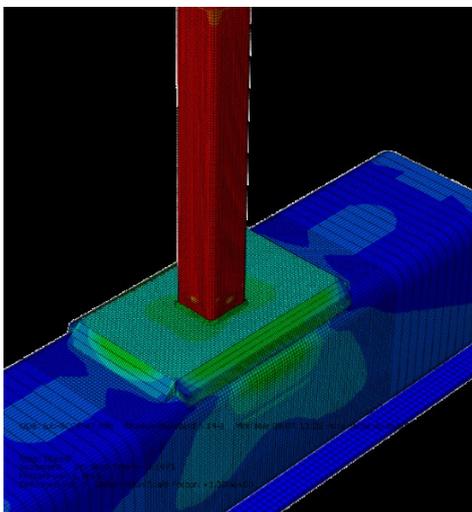
Os modelos com β igual a 0,28 que, conforme observado nas curvas carga *versus* deslocamento da Figura 56 (d), falharam no montante e foram então retirados da análise para a etapa seguinte, devido ao fato de que ao estabelecer um valor de 2γ baixo e valores de Δ elevados, a ligação ficou extremamente rígida e o modo de falha foi direcionado para o montante. A Figura 62 apresenta o nível da tensão de von Mises com sua configuração deformada para o momento da falha.



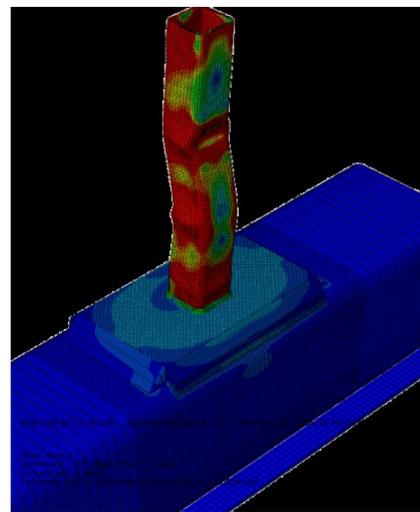
a) Modelo 44 ($2\gamma=15,6 / 1,0l_p / \Delta=1,5$)



b) Modelo 45 ($2\gamma=15,6 / 1,0l_p / \Delta=2,0$)



c) Modelo 48 ($2\gamma=15,6 / 1,5l_p / \Delta=1,5$)



d) Modelo 49 ($2\gamma=15,6 / 1,5l_p / \Delta=2,0$)

Figura 62 – Modelos com $\beta=0,28$ que falharam no montante

Já os modelos do grupo 10, com β igual a 0,545 e 2γ igual a 17,3, também foram retirados da análise, visto que seus resultados apresentaram valores intermediários entre seus limites superior e inferior e o acréscimo de resistência devido a chapa de

reforço também foi similar. Portanto, de modo a otimizar a análise paramétrica para a etapa seguinte, esses modelos foram retirados para análise da introdução do carregamento axial no banzo.

4.2.2 Modelos com compressão axial no banzo – Segunda etapa

Conforme citado anteriormente na segunda etapa da análise paramétrica o objetivo foi aplicar três níveis de esforço de compressão no banzo em todas as ligações com o parâmetro Δ superior a zero, ou seja, em ligações reforçadas somente. Os modelos numéricos da Tabela 11 totalizam 132 variações e foram agrupados de forma resumida, já contemplando os ensaios que foram retirados nas etapas anteriores.

Tabela 14 – Resumo dos grupos da segunda etapa

GRUPO	β	2γ	Δ	n
A	0,280	39,1	0,5 1,0 1,5 2,0	0,25 0,50 0,75
B	0,280	28,4		
C	0,280	20,0		
D	0,545	22,0		
E	0,545	15,5		
F	0,545	11,0		
G	0,750	37,5		
H	0,743	27,3		
I	0,743	24,6		
J	0,743	21,9		
K	0,743	19,9		

Utilizar os ensaios anteriores da primeira etapa como base, possibilitou avaliar, nessa segunda etapa, a influência isolada que o carregamento axial no banzo produz na resistência da ligação. As curvas cargas *versus* deslocamento de todos os modelos da segunda etapa estão na Figura 63 e Figura 64, agrupando em cada curva, todos os valores de Δ (dos menores valores para os maiores valores, indo de 0,5 a 2,0) e níveis de tensões no banzo n , sempre respeitando as novas cores da legenda.

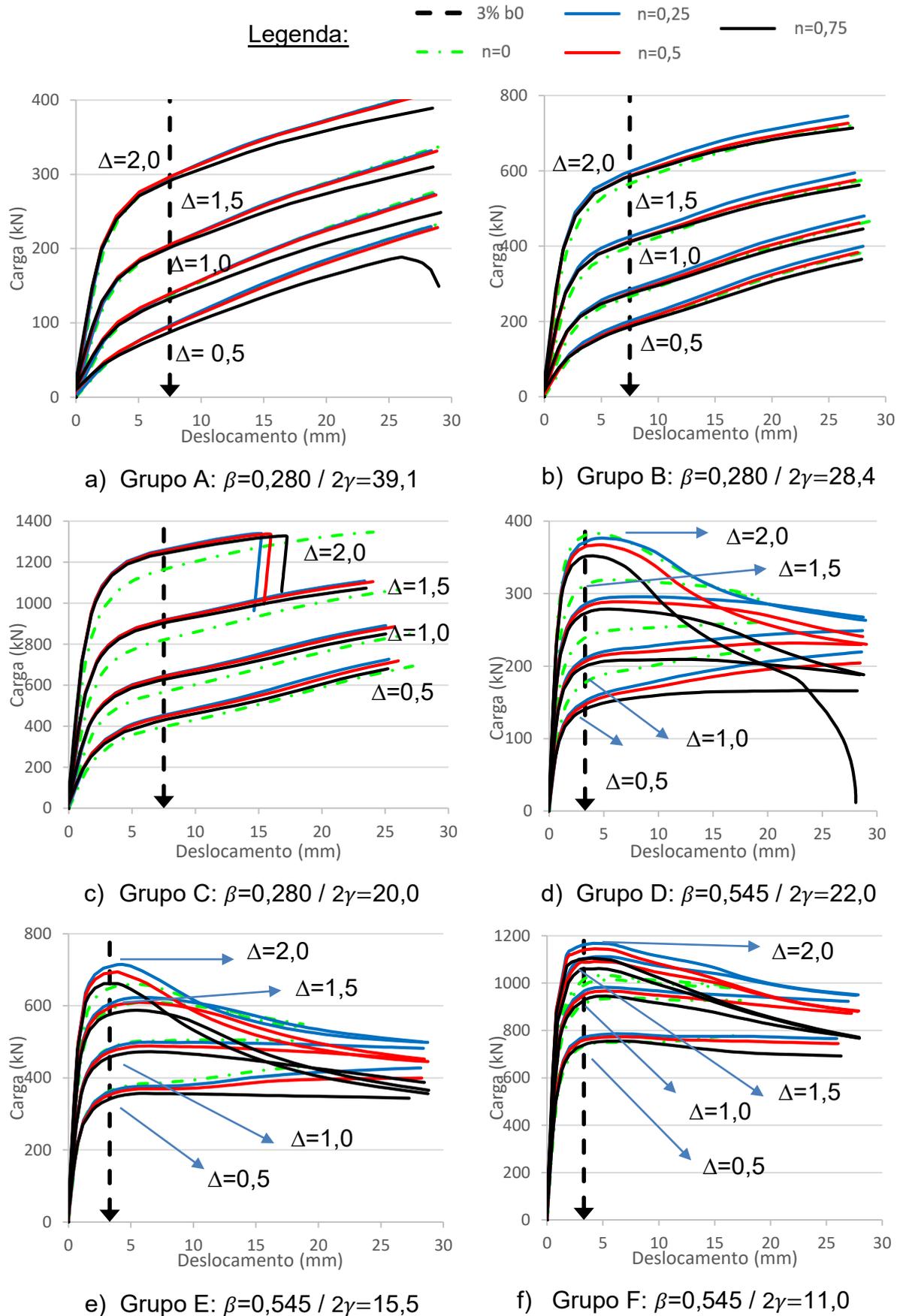


Figura 63 – Curva carga versus deslocamento dos grupos A ao F

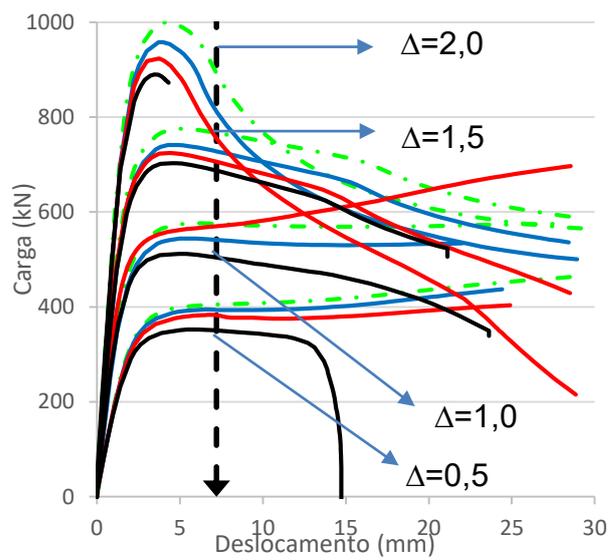
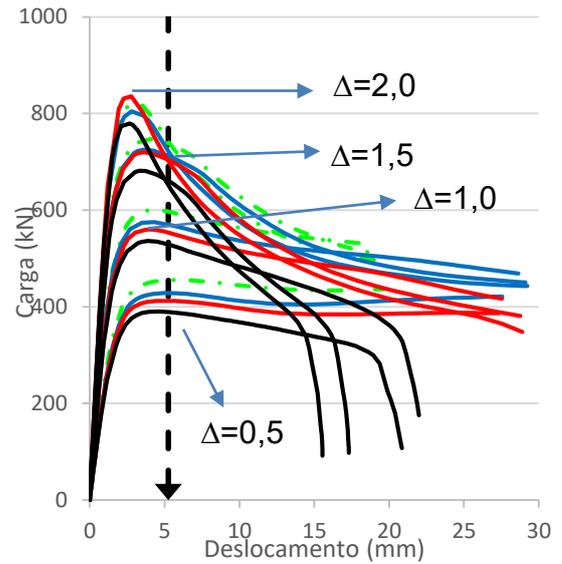
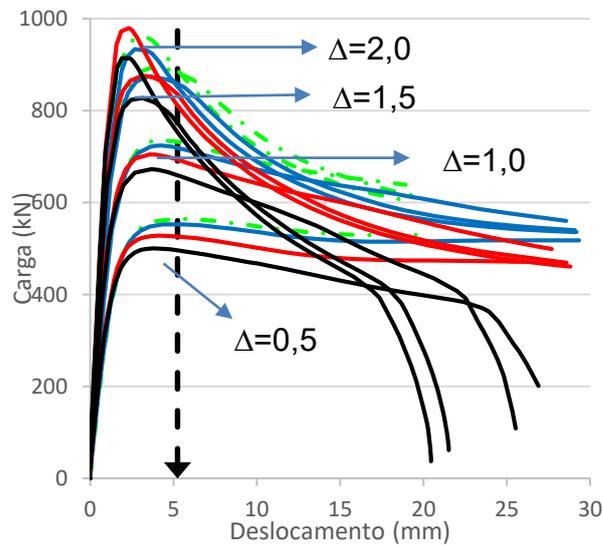
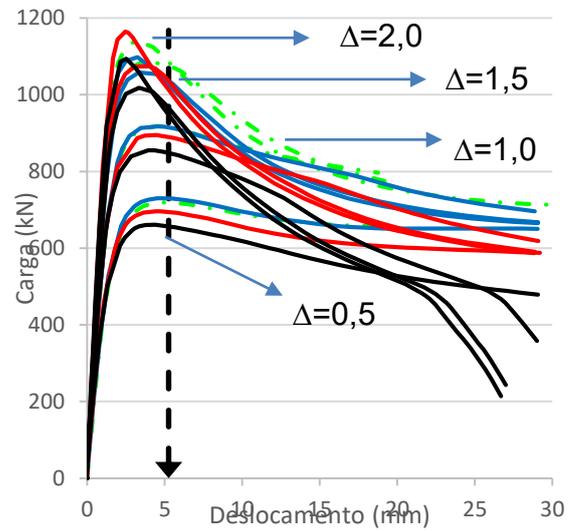
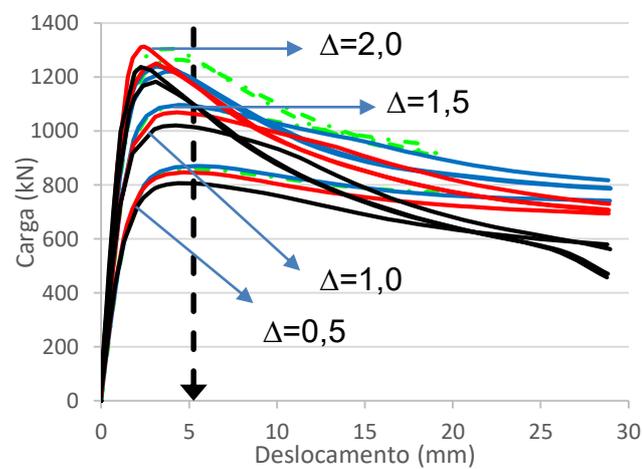
a) Grupo G: $\beta=0,750 / 2\gamma=37,5$ b) Grupo H: $\beta=0,743 / 2\gamma=27,3$ c) Grupo I: $\beta=0,743 / 2\gamma=24,6$ d) Grupo J: $\beta=0,743 / 2\gamma=21,9$ e) Grupo K: $\beta=0,743 / 2\gamma=19,9$

Figura 64 – Curva carga versus deslocamento dos grupos G ao K

Como pode ser visto nos gráficos da Figura 63 e Figura 64, a presença do esforço de compressão no banzo nas ligações apresenta um comportamento distinto entre os grupos, tendo faixas dos parâmetros β e 2γ em que teve um efeito benéfico para a resistência da ligação e em outras faixas em que apresentou uma diminuição da resistência. A presença de picos nas curvas cargas *versus* deslocamento desses grupos são indicativos, já analisados por Souza [32], de que o modo de falha da ligação está sendo transferido do A para o B e a presença de níveis mais elevados de esforços de compressão atenuam a formação desses picos, conforme pode ser observado pelas linhas pretas representando um valor de n igual a 0,75.

Na maioria dos modelos numéricos a presença do esforço de compressão no banzo apresentou uma diminuição na resistência ao comparar com o nível do parâmetro n imediatamente inferior, ou seja, n igual a 0,75 foi menor do que 0,50 que foi menor que 0,25. Porém, é possível observar que ao comparar com n igual a 0, a ligação apresentou um aumento até chegar no patamar de 0,25, fazendo com que as reduções posteriores apresentassem uma diminuição do acréscimo de resistência. O grupo C da Figura 63 é um exemplo claro disso, onde há um enrijecimento da ligação com níveis de esforço inferiores a 0,25 e posteriormente uma perda de resistência.

Como o critério de comparação entre as resistências foi através do ponto onde a curva carga *versus* deslocamento interceptava a reta de 3% b_0 , qualquer perda de capacidade resistente após esse ponto, ou seja, com deslocamentos maiores, não são computados. Nessa segunda etapa da análise paramétrica, todos os resultados sem esforço axial de compressão, mas com todos os outros parâmetros iguais, foram utilizados como comparação para a análise de aumento ou redução na resistência da ligação.

Dessa forma, a Figura 65 a Figura 67 apresentam a comparação das resistências entre esses modelos numéricos analisados, onde $N_{NUM,n>0}$ são os modelos com a presença de esforço axial no banzo e $N_{NUM,n=0}$ são os modelos sem o esforço axial. Assim sendo, a razão $N_{NUM,n>0} / N_{NUM,n=0}$ representa o valor do $K_{n,numérico}$, que normativamente se enquadra como o fator de redução devido à presença das tensões normais no banzo. A Tabela 15 apresenta os resumos dos pontos ilustrados graficamente na Figura 65. Nota-se que foram comparados modelos com as mesmas espessuras de chapa de reforço e todos os demais parâmetros, de forma a identificar somente a contribuição isolada da presença do esforço de compressão no banzo na resistência da ligação.

De forma representativa, os gráficos da Figura 65 a Figura 67 e a Tabela 15 com resumo dos pontos apresentam valores em que $k_{n,numérico}$ é maior do que 1,0, porém, posteriormente, esses valores serão retirados da análise de forma a não providenciar nenhuma parcela benéfica para a resistência da ligação, uma vez que todas as normas vigentes apresentam o valor de k_n como sendo diretamente proporcional à resistência.

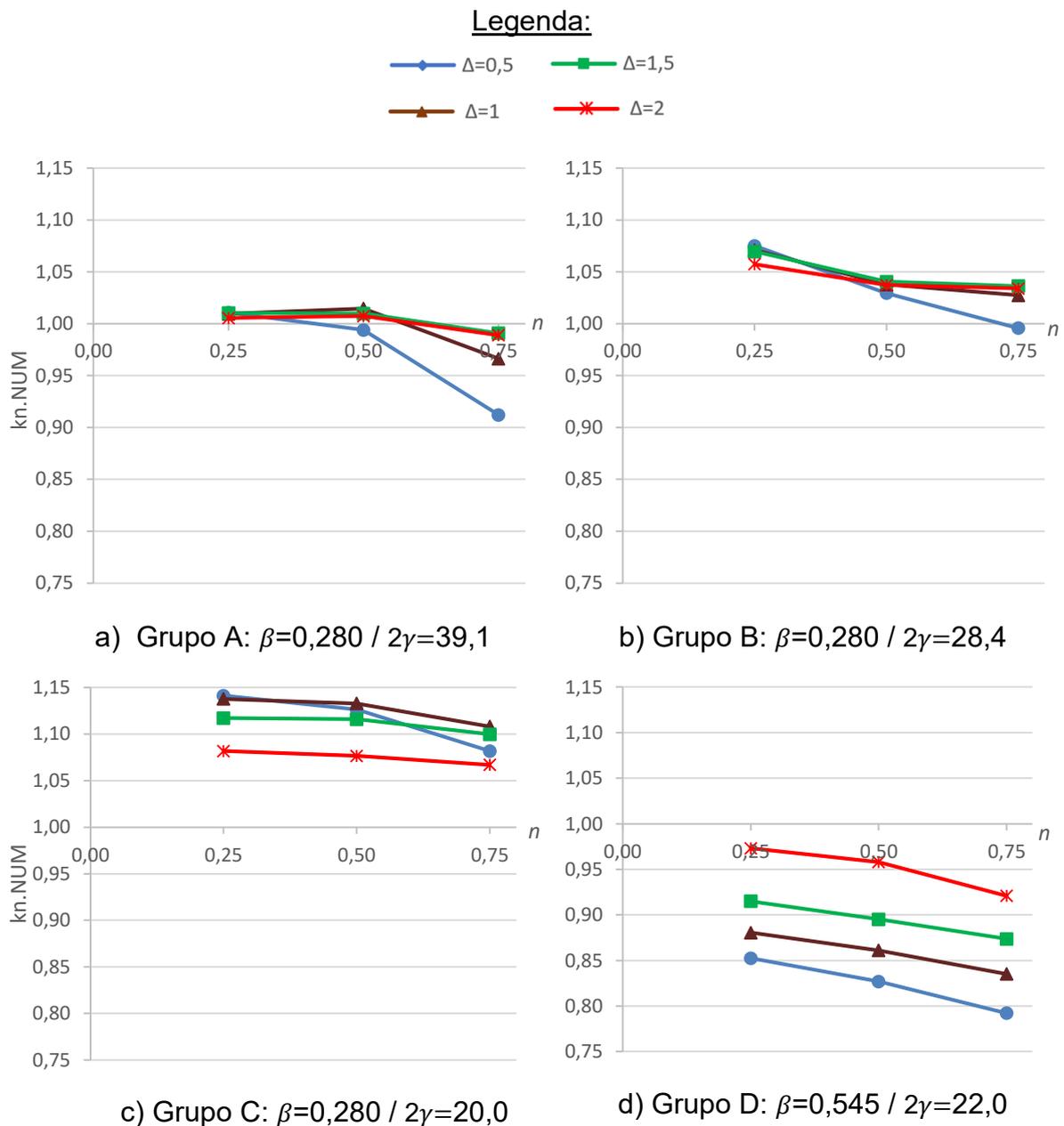
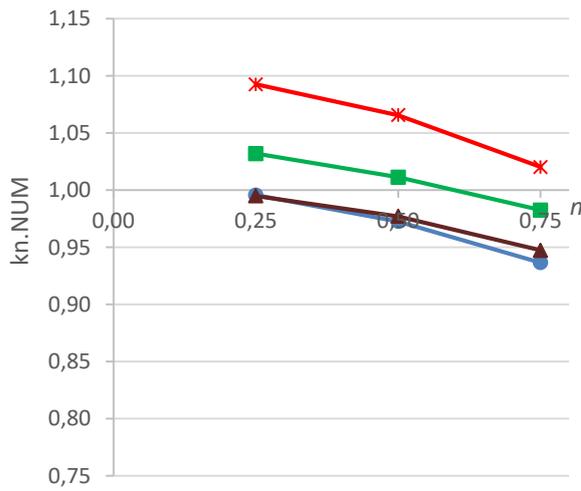
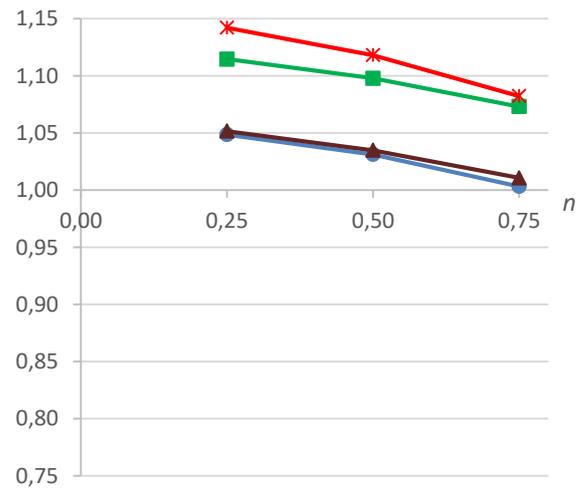


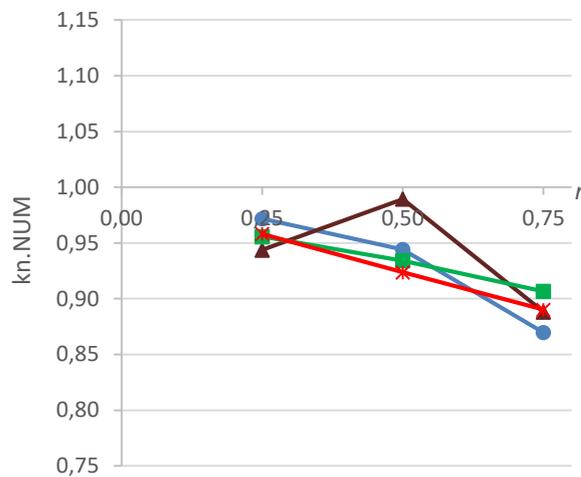
Figura 65 – Comparação da resistência versus n – grupos A ao D



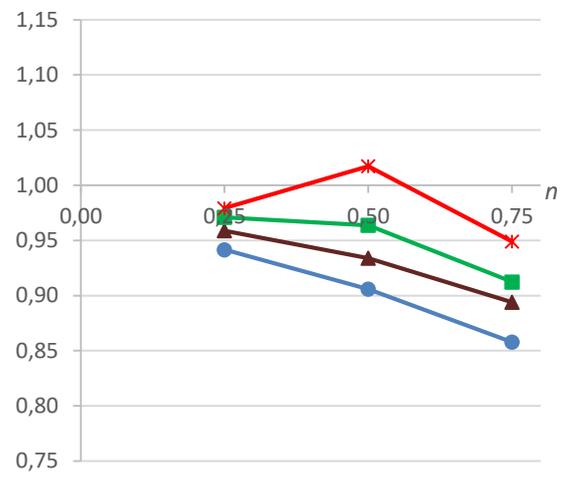
a) Grupo E: $\beta=0,545 / 2\gamma=15,5$



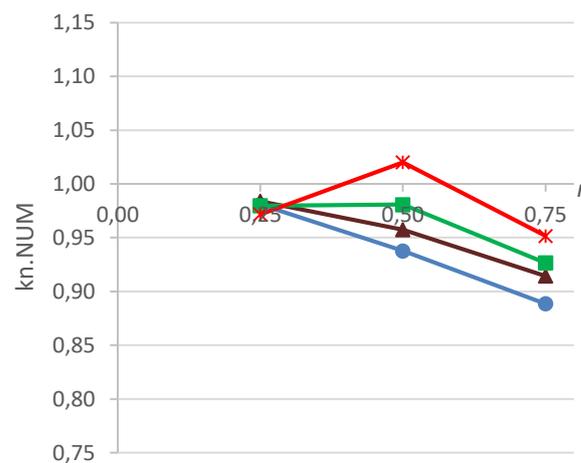
b) Grupo F: $\beta=0,545 / 2\gamma=11,0$



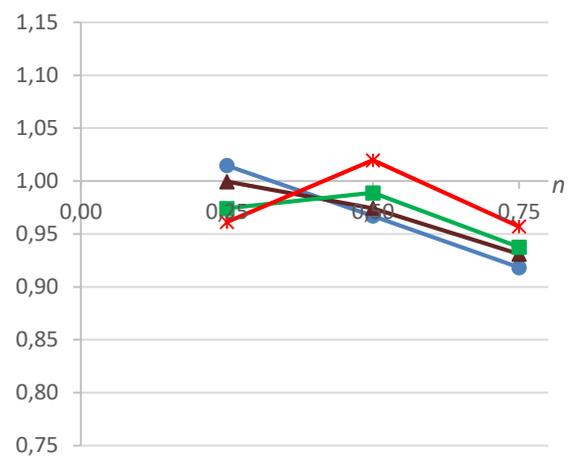
c) Grupo G: $\beta=0,750 / 2\gamma=37,5$



d) Grupo H: $\beta=0,743 / 2\gamma=27,3$



e) Grupo I: $\beta=0,743 / 2\gamma=24,6$



f) Grupo J: $\beta=0,743 / 2\gamma=21,9$

Figura 66 – Comparação da resistência versus n – grupos E ao J

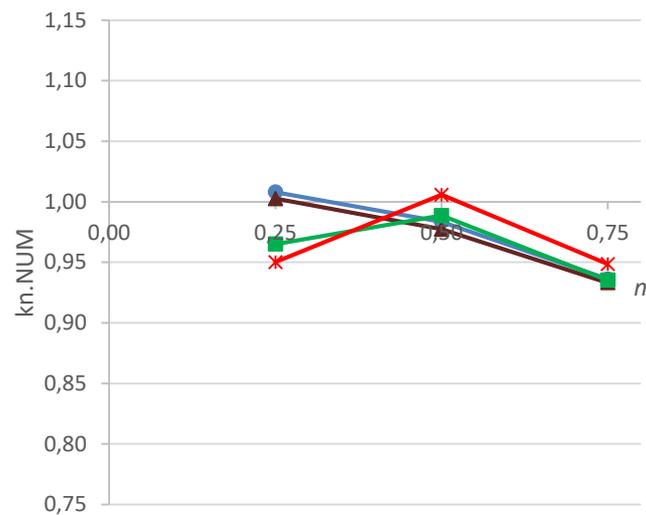
k) Grupo K: $\beta=0,743 / 2\gamma=19,9$

Figura 67 – Comparação da resistência versus n – grupo K

Tabela 15 – Resumo do $k_{n,NUM}$ dos resultados da segunda etapa

n	Δ	$N_{NUM,n>0} / N_{NUM,n=0} = k_{n,numérico}$											
		β	0,28			0,545			0,75	0,743			
		2γ	39,1	28,4	20,0	22,0	15,5	11,0	37,5	27,3	24,6	21,9	19,9
		Grupo	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K
0,25	0,5	-	1,01	1,08	1,14	0,85	1,00	1,05	0,97	0,94	0,98	1,01	1,01
	1,0	-	1,01	1,07	1,14	0,88	0,99	1,05	0,94	0,96	0,98	1,00	1,00
	1,5	-	1,01	1,07	1,12	0,91	1,03	1,11	0,96	0,97	0,98	0,97	0,97
	2,0	-	1,01	1,06	1,08	0,97	1,09	1,14	0,96	0,98	0,97	0,96	0,95
0,50	0,5	-	0,99	1,03	1,13	0,83	0,97	1,03	0,94	0,91	0,94	0,97	0,98
	1,0	-	1,01	1,04	1,13	0,86	0,98	1,03	0,99	0,93	0,96	0,97	0,98
	1,5	-	1,01	1,04	1,12	0,90	1,01	1,10	0,93	0,96	0,98	0,99	0,99
	2,0	-	1,01	1,04	1,08	0,96	1,07	1,12	0,92	1,02	1,02	1,02	1,01
0,75	0,5	-	0,91	1,00	1,08	0,79	0,94	1,00	0,87	0,86	0,89	0,92	0,94
	1,0	-	0,97	1,03	1,11	0,84	0,95	1,01	0,89	0,89	0,91	0,93	0,93
	1,5	-	0,99	1,04	1,10	0,87	0,98	1,07	0,91	0,91	0,93	0,94	0,94
	2,0	-	0,99	1,03	1,07	0,92	1,02	1,08	0,89	0,95	0,95	0,96	0,95

Ao analisar os gráficos da Figura 65 a Figura 67, fixando-se um mesmo valor de β , é possível visualizar que o parâmetro 2γ e o Δ tem influência direta na diminuição do $k_{n,numérico}$. Valores maiores de 2γ e valores menores de Δ mostraram ser mais suscetíveis à diminuição da resistência, tendo contribuições mais ou menos relevantes

a depender do valor de β , mas sempre seguindo essa lógica. Os resultados do grupo D, com o maior valor de 2γ para o β igual a 0,545, apresentaram um valor de $k_{n,numérico}$ igual a 0,79, sendo essa a menor redução encontrada, com Δ igual a 0,5, enquanto que menores valores de 2γ apresentaram, na sua totalidade, valores de $k_{n,numérico}$ maiores do que 1,0, tendo o seu valor máximo de 1,14 para Δ igual a 2,0. Já se observando os resultados do grupo E é possível visualizar que a diminuição da resistência só foi visualizada em valores de Δ iguais a 0,5 e 1,0, enquanto para valores mais elevados houve apenas uma diminuição do acréscimo, não chegando a proporcionar nenhum tipo de diminuição efetiva ao comparar com o caso base. No grupo F não houve nenhuma diminuição que fosse possível reduzir a resistência da ligação do caso base, apesar de que há uma tendência de redução se o valor de n chegasse eventualmente a valores superiores a 0,75.

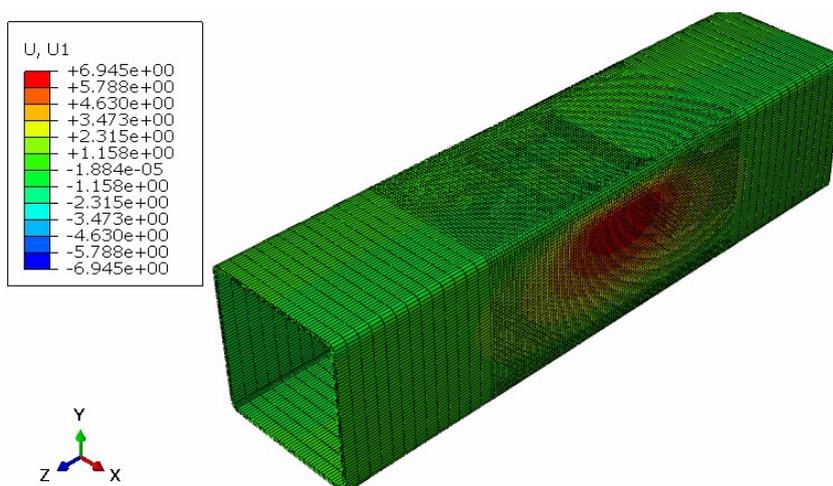
A respeito dos resultados encontrados para valores de β iguais a 0,280, a aplicação do esforço normal de compressão no banzo não provocou alterações no modo de falha, em relação aos seus modelos base com n iguais a zero, e só foi possível visualizar uma diminuição na resistência da ligação com valores de 2γ de 39,1 e em valores de Δ iguais a 0,5, seguindo a mesma lógica apresentada acima da contribuição desses dois fatores com relação à modificação da resistência devido a aplicação do esforço de compressão.

Os resultados para β iguais a 0,750 e 0,743, dos grupos G a K, também apresentaram resultados menores de $k_{n,numérico}$ para Δ menores e 2γ maiores, porém com parcelas de proporcionalidades distintas em relação aos outros grupos de β inferiores. Nota-se também uma diferença do comportamento entre os modelos com β de 0,743 (grupo G) e 0,750 (grupo H), pois visto que a variação entre esse parâmetro é praticamente imperceptível, ao aumentar a esbeltez de 27,3 para 37,5, a tendência seria uma diminuição ainda maior da resistência, porém esse comportamento não foi visualizado, já que ambos possuem a mesma espessura do banzo de 6,4mm e o parâmetro t_0 mostrou-se mais relevante do que a esbeltez nessa situação.

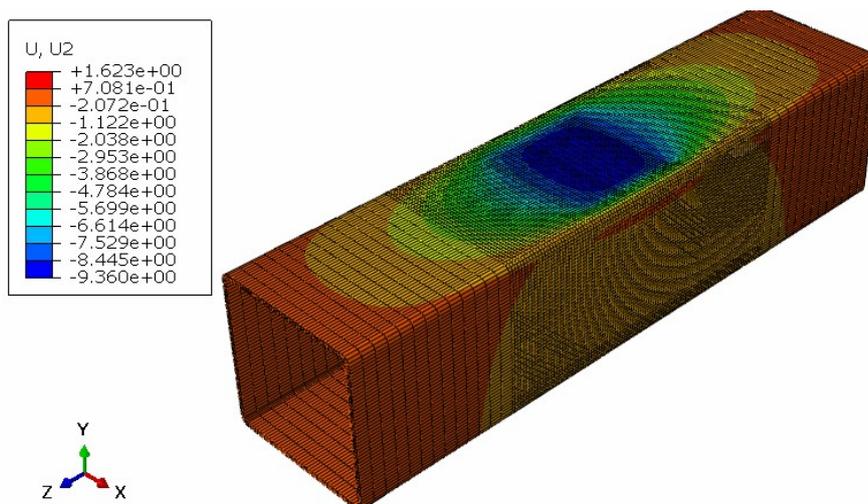
Nesses grupos em questão, também houve a influência significativa da alteração da contribuição da transição do modo de falha A para o B, onde a presença do esforço normal de compressão acentuou essa transição e, conseqüentemente, mudou o comportamento da ligação com reforço somente com chapas na parede superior do banzo. Ressalta-se que nesses pontos, a obtenção da resistência da ligação não foi definida pela interseção da curva em 3% b_0 , e sim pela carga de pico

que se deu em um deslocamento anterior, principalmente nas ligações com Δ igual a 1,5 e 2,0, conforme ilustrado na Figura 61 da seção anterior para modelos sem esforço de compressão no banzo.

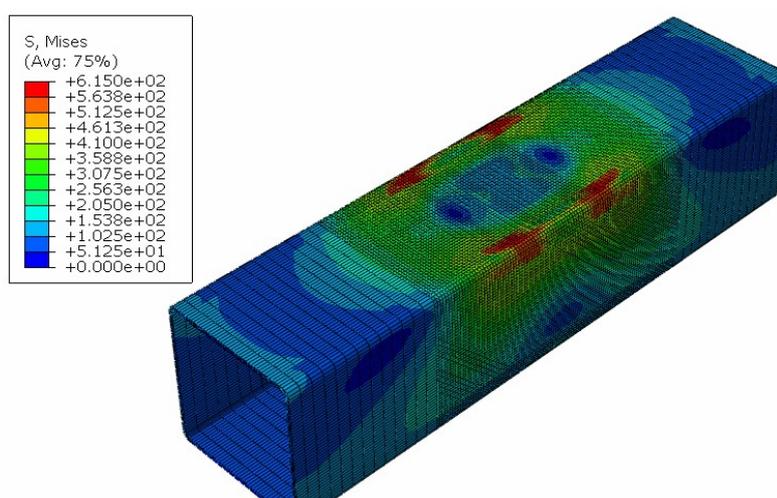
De forma a exemplificar a conclusão nos grupos G a K onde o carregamento axial no banzo antecipa a transição do modo de falha A para o B, a Figura 68 a Figura 69 apresentam, respectivamente, os deslocamentos horizontais e verticais dos modelos 66 ($n=0$) e 166 ($n=0,75$), ambos com Δ igual a 0,5. Ressalta-se que apesar do ponto de extração para a obtenção das curvas carga *versus* deslocamento ser conforme o mencionado na Figura 33, de forma a analisar a relação entre o deslocamento total do banzo na parede superior (U1) *versus* o deslocamento total do banzo na parede lateral (U2) foram obtidos os valores conforme a legenda de cada uma das figuras. O ponto do incremento de deslocamento na qual foram realizadas as capturas correspondem ao incremento utilizado para a extração da curva carga *versus* deslocamento da Figura 63. A razão U1 sobre U2 do modelo sem carga no banzo foi de 1,35 (Figura 68) e para o modelo com n igual a 0,75 (Figura 69) foi de 1,25, ou seja, a magnitude dos deslocamentos tendeu a se aproximar um do outro, apresentando uma deformação maior na parede lateral e acelerando, mesmo que em pequena proporção, o processo de transição do modo de falha A para o B. Também é possível analisar a distribuição de tensão de von Mises no banzo, sendo o da Figura 68 sem carga no banzo e na Figura 69 com n igual a 0,75.



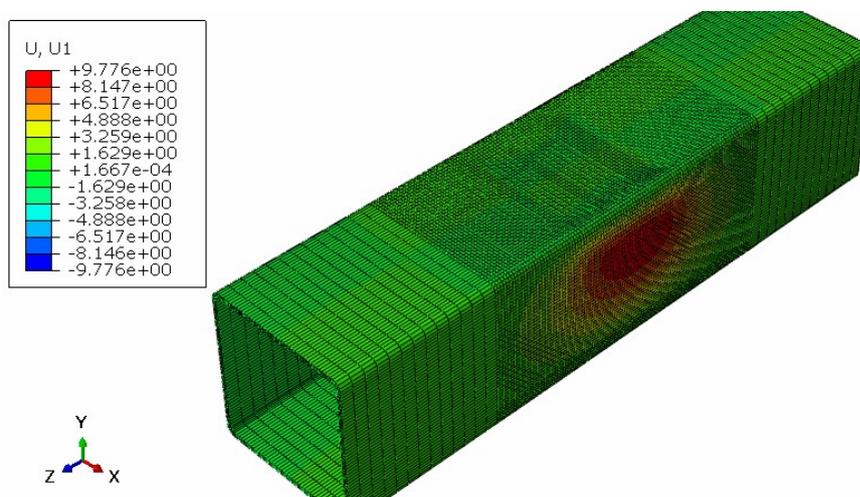
a) Deslocamento na parede lateral (U1)



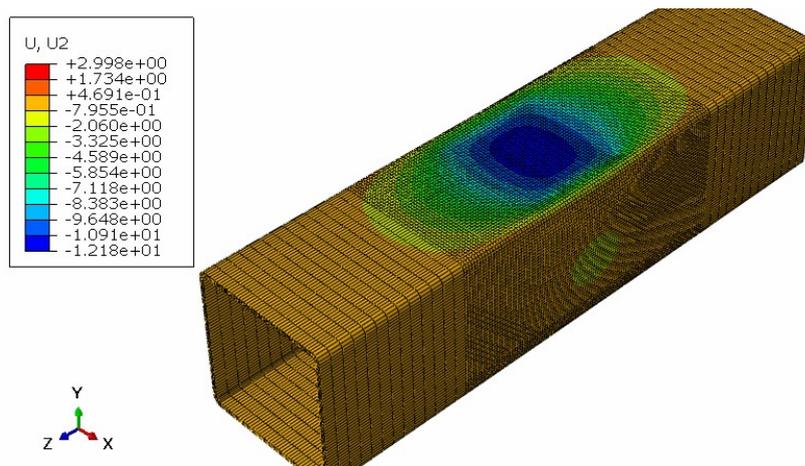
b) Deslocamento na parede superior (U2)



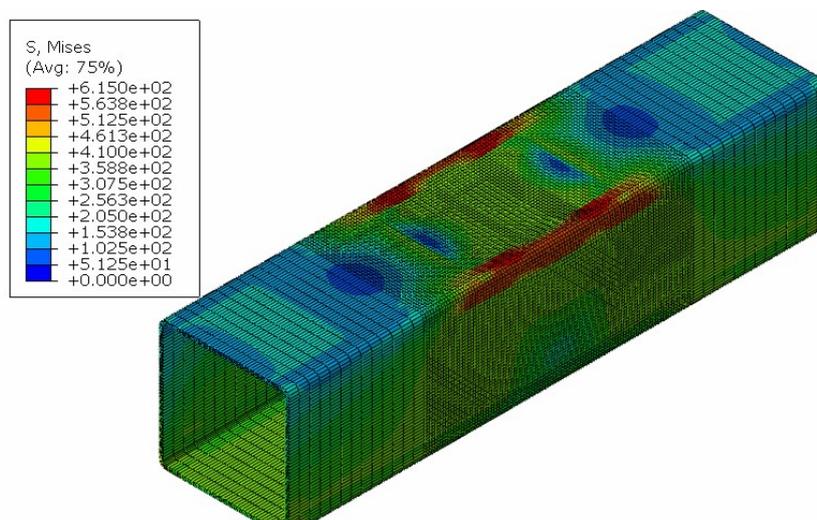
c) Tensão de von Mises no banzo

Figura 68 – U1, U2 e von Mises em 3% b_0 ou pico – $\beta=0,750$, $\Delta=0,5$ e $n=0$ 

a) Deslocamento na parede lateral (U1)



b) Deslocamento na parede superior (U2)



c) Tensão de von Mises no banzo

Figura 69 – U1, U2 e Mises em 3% b_0 ou pico – $\beta=0,750$, $\Delta=0,5$ e $n=0,75$

4.3 Análise das equações analíticas existentes

Esta seção tem por objetivo analisar algumas formulações escolhidas, tanto normativas quanto propostas em pesquisas recentes, para o cálculo da resistência de ligações tubulares com reforço de chapa na parede superior do banzo em ligações do tipo T. Nota-se que, como a recomendação normativa da ABNT NBR 16239 [8] é a utilização do k_n igual a 1,0 e as demais pesquisas não foram desenvolvidas com a presença do esforço normal no banzo, todas essas formulações foram analisadas para os grupos da primeira etapa somente, sendo posteriormente analisado somente

o fator de redução k_n . Nota-se que todos os modelos numéricos que foram retirados da primeira etapa (com reforço), assim como os grupos da etapa preliminar (sem reforço), não foram incluídas na análise das formulações.

As equações utilizadas como base foram as mesmas mencionadas na Tabela 6 desta pesquisa, exceto pela equação de Brasil [44], que apresentou montantes do tipo CHS e não foi utilizada como base comparativa nesta pesquisa. A Figura 70 a Figura 72 apresentam, respectivamente, os diagramas de dupla massa (N_{rd} versus N_{num}) com os valores obtidos pelas equações para β iguais a 0,280, 0,545 e 0,750/0,743 e sem esforço de compressão no banzo. Com essa separação tornou-se possível uma análise mais precisa de correlação das formulações a partir da variação desse parâmetro e entender possíveis desvios pontuais a respeito dos demais parâmetros, como esbelteza da parede lateral e espessuras de chapa de reforço.

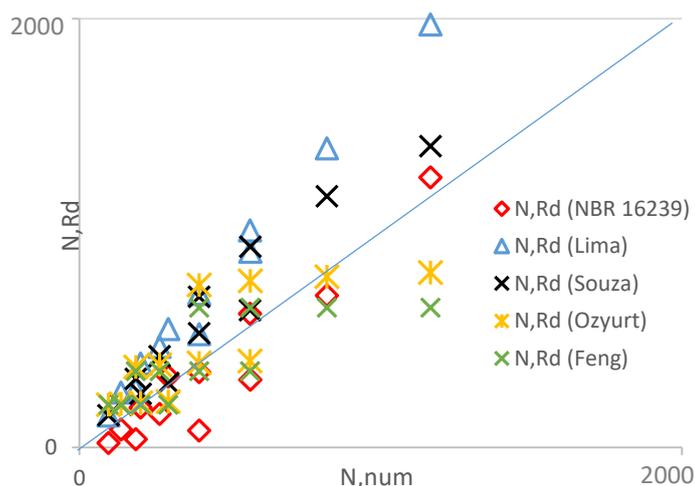


Figura 70 – Diagrama de dupla massa (kN): N_{rd} versus N_{num} para $\beta=0,280$

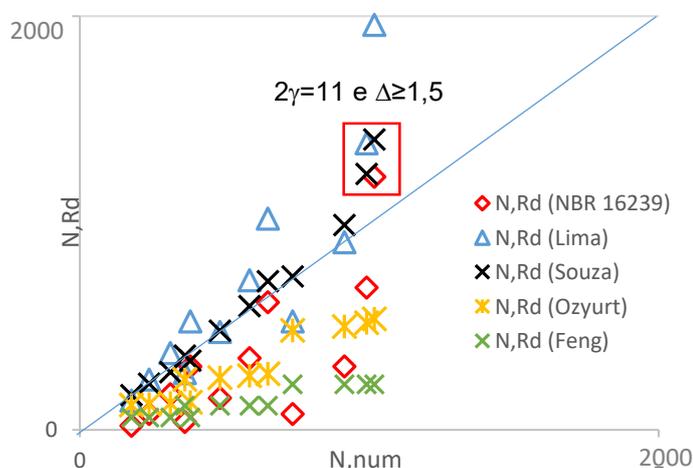


Figura 71 – Diagrama de dupla massa (kN): N_{rd} versus N_{num} para $\beta=0,545$

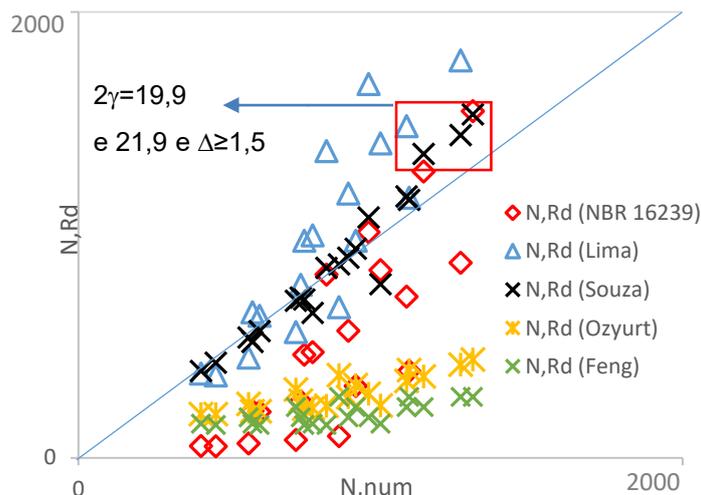


Figura 72 – Diagrama de dupla massa (kN): N_{Rd} versus N_{num} ($\beta=0,750$ e $0,743$)

A formulação, dentre as escolhidas acima, que apresentou melhor correlação com os modelos numéricos foi a desenvolvida por Souza [32], com o limitante da formulação de Gomes [27] para ligações com modo de falha B sem a presença de reforço (visto que o reforço de chapa no modo de falha B ocorre na parede lateral). Nota-se que a formulação de Souza [32] foi desenvolvida em uma análise paramétrica na qual o menor valor de β foi 0,47, portanto, o desempenho dessa formulação na faixa de β igual a 0,280 foi menos precisa. Os pontos destacados com um contorno vermelho na Figura 71 que apresentaram resultados contra a segurança representam os valores de 2γ iguais a 11,0 e o Δ igual a 1,5 e 2,0, sendo também um limite de esbeltez da parede do banzo para a qual não foi calibrada dentro da sua análise paramétrica. Já na Figura 72, os pontos destacados em vermelho também representam valores baixos de esbeltez (19,9 e 21,9) e valores altos do parâmetro Δ (1,5 e 2,0), e ambos já possuem a consideração do limitante da formulação de Gomes [27] para o modo de falha B.

Já a formulação de Lima [30], apesar de ter sido calibrada com o β entre 0,33 até 0,82, a premissa principal da análise paramétrica foi a utilização de espessuras de reforço iguais as espessuras do banzo, portanto, para valores de Δ de 1,5 e 2,0, não apresentaram boas correlações, com resultados extrapolando o limite de segurança. Os resultados fornecidos pelas equações de Ozyurt & Das [31] e Feng *et al.* [28] ambas ficaram dentro da faixa de segurança, porém com elevado grau de conservadorismo, para os valores de β maiores, mas com resultados dispersos para valores menores de β . A Tabela 16 a Tabela 17 apresentam os resultados

consolidados para o percentual de correlação entre os modelos numéricos somente com chapa de reforço de acordo com as formulações escolhidas.

Tabela 16 – Resumo dos resultados das formulações escolhidas – grupos 5 a 15

GRUPO	β	2γ	Δ	$N_{,num} / N_{,Rd,NBR}$	$N_{,num} / N_{,Rd,LIMA}$	$N_{,num} / N_{,Rd,SOUZA}$	$N_{,num} / N_{,Rd,OZYURT}$	$N_{,num} / N_{,Rd,FENG}$
5	0,280	39,1	0,5	4,64	0,65	0,64	0,48	0,48
	0,280	39,1	1,0	1,66	0,54	0,68	0,67	0,69
	0,280	39,1	1,5	1,09	0,52	0,81	0,97	1,02
	0,280	39,1	2,0	0,89	0,53	0,98	1,38	1,48
6	0,280	28,4	0,5	4,79	0,69	0,58	0,50	0,53
	0,280	28,4	1,0	1,70	0,57	0,62	0,69	0,75
	0,280	28,4	1,5	1,13	0,55	0,75	1,01	1,12
	0,280	28,4	2,0	0,91	0,56	0,88	1,40	1,59
7	0,280	20,0	0,5	5,05	0,75	0,57	0,52	0,61
	0,280	20,0	1,0	1,80	0,62	0,60	0,73	0,87
	0,280	20,0	1,5	1,16	0,59	0,70	1,03	1,26
	0,280	20,0	2,0	0,92	0,59	0,83	1,43	1,79
9	0,545	22,0	0,5	9,27	1,26	1,06	1,47	2,95
	0,545	22,0	1,0	3,13	0,98	1,07	1,91	3,98
	0,545	22,0	1,5	1,81	0,84	1,12	2,41	5,20
	0,545	22,0	2,0	1,25	0,73	1,14	2,84	6,35
11	0,545	15,5	0,5	9,41	1,32	1,01	1,50	3,10
	0,545	15,5	1,0	3,13	1,02	1,01	1,92	4,13
	0,545	15,5	1,5	1,69	0,81	0,98	2,24	5,01
	0,545	15,5	2,0	1,05	0,63	0,90	2,40	5,55
12	0,545	11,0	0,5	9,61	1,40	0,99	1,53	3,33
	0,545	11,0	1,0	2,99	1,01	0,92	1,83	4,14
	0,545	11,0	1,5	1,44	0,72	0,80	1,91	4,49
	0,545	11,0	2,0	0,83	0,52	0,72	1,90	4,61
13	0,750	37,5	0,5	7,70	1,07	1,04	2,07	2,65
	0,750	37,5	1,0	2,74	0,88	1,11	2,76	3,77
	0,750	37,5	1,5	1,64	0,78	1,19	3,50	5,07
	0,750	37,5	2,0	1,19	0,71	1,28	4,27	6,54
14	0,743	27,3	0,5	8,85	1,23	1,07	2,32	3,08
	0,743	27,3	1,0	2,92	0,94	1,06	2,88	4,06
	0,743	27,3	1,5	1,62	0,77	1,05	3,39	5,06
	0,743	27,3	2,0	1,00	0,60	0,96	3,53	5,57
15	0,743	24,6	0,5	8,91	1,25	1,05	2,34	3,12
	0,743	24,6	1,0	2,91	0,95	1,02	2,87	4,07
	0,743	24,6	1,5	1,57	0,75	0,99	3,29	4,94
	0,743	24,6	2,0	0,95	0,57	0,89	3,35	5,32

Tabela 17 – Resumo dos resultados das formulações escolhidas – grupo 16 a 17

GRUPO	β	2γ	Δ	$N_{,num} / N_{,Rd,NBR}$	$N_{,num} / N_{,Rd,LIMA}$	$N_{,num} / N_{,Rd,SOUZA}$	$N_{,num} / N_{,Rd,OZYURT}$	$N_{,num} / N_{,Rd,FENG}$
16	0,743	21,9	0,5	8,97	1,28	1,02	2,35	3,16
	0,743	21,9	1,0	2,86	0,94	0,98	2,82	4,03
	0,743	21,9	1,5	1,50	0,73	0,93	3,15	4,77
	0,743	21,9	2,0	0,89	0,54	0,84	3,14	5,02
17	0,743	19,9	0,5	8,88	1,28	0,99	2,33	3,15
	0,743	19,9	1,0	2,82	0,94	0,95	2,78	4,00
	0,743	19,9	1,5	1,45	0,71	0,87	3,03	4,62
	0,743	19,9	2,0	0,84	0,52	0,85	2,96	4,77

Conforme previamente já avaliado por todos os autores que desenvolveram essas formulações utilizadas como base, a presença da chapa de reforço aumenta significativamente a resistência da ligação, sendo previsto somente a substituição do valor da espessura do banzo pela espessura da chapa de reforço nas normas EN1993-1-8 [12] e ABNT NBR 16239 [8], uma vez que é orientado. Outro ponto ignorado pela formulação das normas é a influência do parâmetro 2γ , já sendo constatado anteriormente pela pesquisa de Souza [32] e ratificado com os resultados desta pesquisa. A partir da Tabela 18 é possível visualizar os parâmetros estatísticos de todas as formulações analisadas nas tabelas e gráficos acima desta seção.

Tabela 18 – Análise estatística das formulações escolhidas

Parâmetro estatístico	$N_{,num} / N_{,Rd,NBR}$	$N_{,num} / N_{,Rd,LIMA}$	$N_{,num} / N_{,Rd,SOUZA}$	$N_{,num} / N_{,Rd,OZYURT}$	$N_{,num} / N_{,Rd,FENG}$
Mínimo	0,83	0,52	0,57	0,48	0,48
Máximo	9,61	1,40	1,28	4,27	6,54
Média	3,22	0,81	0,92	2,13	3,45
Desvio Padrão (DP)	2,90	0,26	0,17	0,96	1,72
Coefficiente de variação	8,42	0,07	0,03	0,92	2,97

4.4 Proposta de equação alternativa

Esta seção apresenta a metodologia para obtenção da formulação a ser proposta nesta pesquisa, bem como suas correlações com os modelos numéricos e a análise estatística apresentada para esta nova formulação.

De forma a separar os resultados obtidos dentro da pesquisa, as novas formulações propostas buscaram primeiramente ajustar a equação proposta por Souza [32] nos intervalos em que as mesmas apresentaram um desvio em relação aos resultados numéricos e, posteriormente, uma formulação isolada somente para obtenção do coeficiente k_n .

4.4.1 Equação para ligações reforçadas sem esforço axial no banzo

Conforme visualizado na Figura 70, a equação de Souza [32] necessitou ser reajustada para adequar aos valores de β iguais a 0,280 que não apresentaram boa correlação com os resultados numéricos. Além disso, para os demais valores de β da Figura 71 e da Figura 72, apesar da limitação proposta por Souza [32] de que os valores das resistências não podem ser superiores aos propostos por Gomes [27], devido ao modo de falha combinado A e B, os valores destacados em vermelho nos gráficos também apresentaram alguns valores contrários à segurança.

Foram propostas três modificações nas formulações desenvolvidas pelos autores originais, sendo a primeira para adequar a contribuição da chapa de reforço em valores de β iguais a 0,280. A segunda correção foi devida à espessura do banzo e a terceira referente ao limite da contribuição da espessura do banzo na formulação de Gomes [27] em modelos nos quais há a presença combinada do modo de falha A com B.

A Tabela 19 apresenta o valor utilizado para o coeficiente de ajuste “A”, a ser aplicado com um valor menor do que o recomendado por Souza [32], porém somente em valores de β inferiores a 0,30, visto que a contribuição da chapa de reforço apresentou diferentes proporções para essa faixa de β .

Sobre a segunda modificação, Souza [32] propôs uma correção devido a esbeltez da parede lateral do banzo, porém verificou-se nos grupos 13 e 14 da

primeira etapa que o aumento da esbelteza de 27,3 para 37,5 não provocou uma redução devido a esse acréscimo de esbelteza, visto que ambos possuíam a mesma espessura do banzo de 6,4mm, sendo o parâmetro da espessura do banzo mais relevante nessa ocasião. Essa conclusão só foi possível uma vez que, para manter a premissa de escolher perfis do catálogo comercial da Vallourec [41], necessitou-se aumentar a altura do perfil para resultar em uma esbelteza maior. Essa premissa resultou em valores de β muito próximos, porém com valores de esbelteza distintos, sendo essa escolha não avaliada inicialmente por Souza [32] durante a elaboração da formulação original.

Já a terceira recomendação está indicada no valor do coeficiente exponencial da espessura do banzo, na Equação 14, que originalmente foi proposto usar um valor de 1,90 por Gomes [27] e nessa pesquisa, com valores de 2γ baixos e valores de Δ iguais a 1,5 e 2,0, houve um melhor ajuste quando aplicado um valor de 1,78. A Equação 11 apresenta a equação modificada, sendo a Equação 12, o ajuste para a chapa de reforço e a Equação 13 devido à espessura do banzo.

$$N_{Rd,Souza,mod.} = C_R \cdot C_{t0} \frac{k_n \cdot f_y \cdot t_0^2}{(1 - \beta)} \left(2,2\beta + 4\sqrt{1-\beta} \right) \quad (11)$$

sendo:

$$C_R = 1,27 \left(A + \frac{t_p}{t_0} \right) \quad (12)$$

$$C_{t0} = -0,006t_0^2 + 0,13t_0 + 0,52 \quad (13)$$

Tabela 19 – Coeficiente de ajuste A para chapa de reforço

$\beta < 0,3$	$0,3 \leq \beta \leq 0,75$
0,25	1,0

$$N_{UNR,GOMES,mod} = 0,8 \cdot f_y \cdot t_0^{1,78} \left(2,5 \left(\frac{h_0}{t_0} \right)^{0,7} + 10 \right)^{1,3} \quad (14)$$

Dessa forma, o diagrama de dupla massa com todos os valores de β utilizados como base na primeira etapa já considerando as alterações propostas pelas equações

anteriores estão expostos na Figura 73 e a análise estatística dessa formulação está representada na Tabela 20.

Tabela 20 – Análise estatística do ajuste proposto para ligações com reforço

Parâmetro estatístico	$N_{,num}$ $N_{,Rd,SOUZA,mod}$
Mínimo	0,89
Máximo	1,28
Média	1,04
Desvio Padrão (DP)	0,09
Coefficiente de variação	0,01

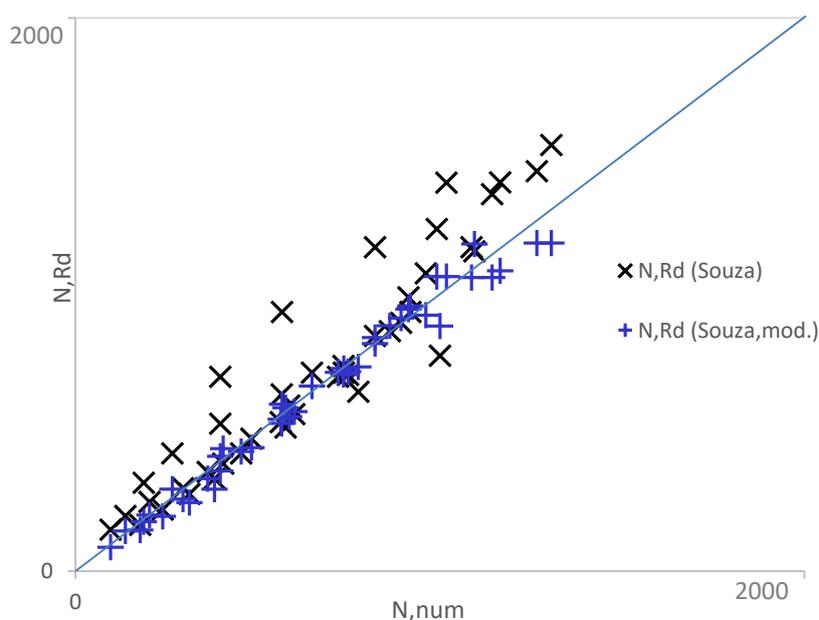


Figura 73 – Diagrama de dupla massa (kN): $N_{,Rd}$ versus $N_{,num}$ (todos $n=0$)

4.4.2 Equação para coeficiente de redução devido às tensões no banzo

A ABNT NBR 16239 [8] e o EN1993-1-8 [12] orientam que para ligações do tipo T com chapa de reforço na face conectada, o valor do k_n deva ser tomado igual a 1,0, ou seja, não se considera a influência do esforço normal aplicado no banzo na resistência das ligações, contrário ao que o estudo paramétrico já mostrou onde, algumas situações, o valor do k_n apresenta sim valores menores que 1,0.

O desenvolvimento da equação para o coeficiente de redução k_n levou em consideração somente os modelos com chapa de reforço, utilizando como base os resultados da Tabela 15 e a tendência do comportamento linear apresentado nos gráficos da Figura 65 a Figura 67. De maneira geral, buscou-se entender a relação que os parâmetros β , 2γ e Δ tiveram na redução da resistência, além, é claro, da magnitude do esforço normal no banzo. Analisando isoladamente cada um dos parâmetros, constatou-se que modelos com chapas de reforço menos espessas são mais suscetíveis à redução da resistência, independentemente de em que grupo ele foi analisado, sendo esse parâmetro inversamente proporcional ao fator k_n . Já a esbeltez da parede lateral do banzo mostrou ser mais suscetível à redução da resistência com valores maiores, ou seja, modelos com banzos esbeltos sofrem maior redução. Nota-se que nenhum efeito benéfico foi considerado na avaliação do fator k_n .

O objetivo principal na elaboração de uma nova formulação para o fator k_n era englobar o parâmetro β como uma variável da equação, conforme orienta a ABNT NBR 16239 [8] para ligações sem a presença de reforço, porém não foi observada uma lógica da variação desse parâmetro com a variação do k_n , perdendo correlação com os resultados numéricos ao tentar encaixar em uma única equação. Dessa forma, foi necessário elaborar três formulações distintas, para cada faixa dos valores de β , ponderando com proporções distintas os devidos coeficientes que amplificam ou reduzem o fator k_n . Nota-se que a mesma lógica da presença da esbeltez da parede lateral foi corrigida através da espessura do banzo, uma vez que foi verificado que os resultados dos modelos com 2γ iguais a 27,3 mostraram-se parecidos com os de 37,5.

Outro ponto notável é que os modelos dos grupos G a K, com valores de Δ iguais a 1,5 e 2,0, como tiveram a sua resistência obtida pela carga de pico, em um deslocamento anterior ao ponto de 3% b_0 , não apresentaram uma lógica de proporcionalidade de resistência da ligação similar aos modelos restantes desses grupos, sendo conseqüentemente retirados da obtenção da formulação do k_n visto que a caracterização do modo de falha está muito mais direcionado para o modo B do que o modo A, conforme visualizado na Figura 61. As equações apresentam as formulações para k_n e a Figura 74 a Figura 76 apresentam as correlações entre os valores obtidos numericamente *versus* analiticamente.

$$k_{n,(\beta=0,28)} = 0,024 \cdot t_0 + 0,87 + 0,08 \cdot \Delta - 0,2 \cdot n \leq 1,0 \text{ (se } n > 0) \quad (15)$$

$$k_{n,(\beta=0,545)} = 0,067 \cdot t_0 + 0,5 + 0,08 \cdot \Delta - 0,12 \cdot n \leq 1,0 \text{ (se } n > 0) \quad (16)$$

$$k_{n,(\beta=0,743 \text{ e } 0,750)} = 0,024 \cdot t_0 + 0,82 + 0,02 \cdot \Delta - 0,15 \cdot n \leq 1,0 \text{ (se } n > 0) \quad (17)$$

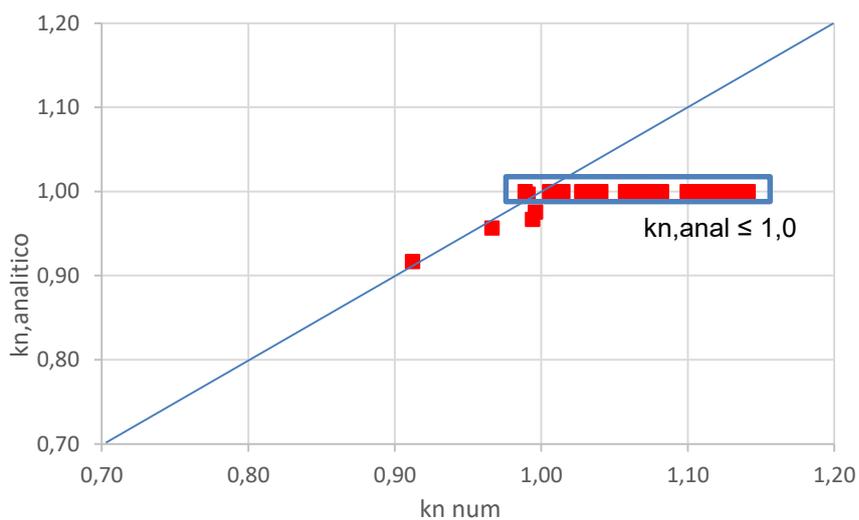


Figura 74 – Diagrama de dupla massa: $kn_{,anal}$ versus $kn_{,num}$ ($\beta=0,280$)

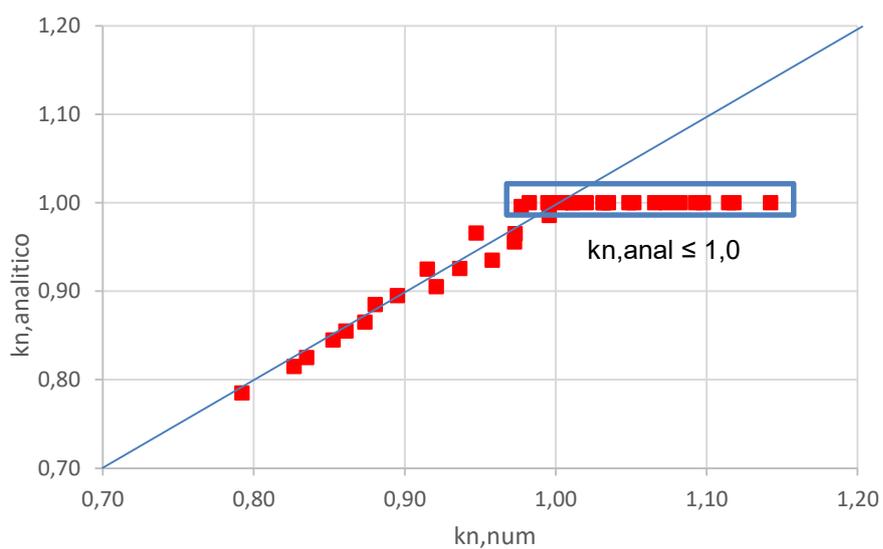
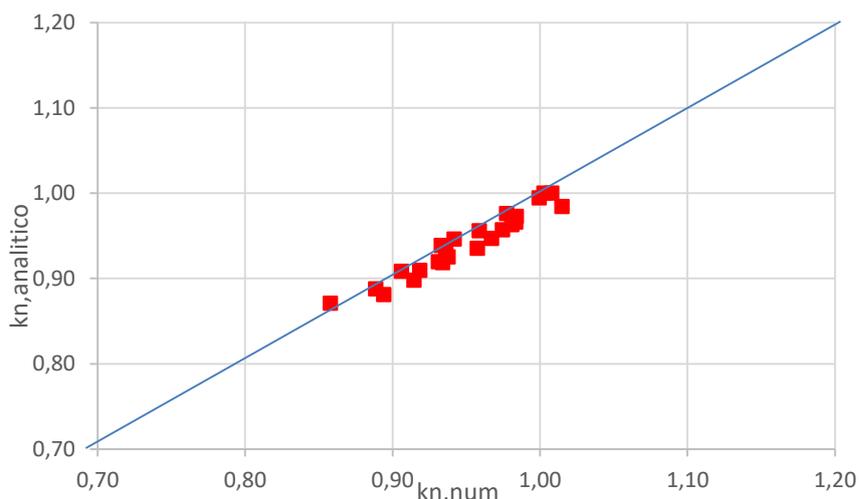


Figura 75 – Diagrama de dupla massa: $kn_{,anal}$ versus $kn_{,num}$ ($\beta=0,545$)



a) $\beta=0,743$ e $0,750$ (exceto Δ iguais a $1,5$ e $2,0$)

Figura 76 – Diagrama de dupla massa: $kn_{,anal}$ versus $kn_{,num}$ ($\beta=0,743$ e $0,750$)

A análise estatística para do fator k_n está descrita na Tabela 21.

Tabela 21 – Análise estatística do fator k_n

Parâmetro estatístico	$kn_{,num}$ $kn_{,anal,Pamplona}$
Mínimo	0,981
Máximo	1,028
Média	1,007
Desvio Padrão (DP)	0,012
Coefficiente de Variação	0,000

Para obtenção da resistência final dos modelos numéricos desta pesquisa, aplica-se a formulação obtida para ligações reforçadas sem esforço axial no banzo, descrita nas equações 11 a 14, e multiplica-se pelas formulações obtidas do k_n nas equações 15 a 17, válidas somente caso haja esforço de compressão no banzo. Nota-se que ao não providenciar nenhuma parcela benéfica no dimensionamento do k_n , as equações também buscaram não minorar a resistência nos trechos onde o k_n resultou em valores superiores a $1,0$. A Figura 77 apresenta as comparações dos resultados de todos os modelos desenvolvidos nesta pesquisa com as formulações alternativas que foram propostas para a elaboração desta dissertação.

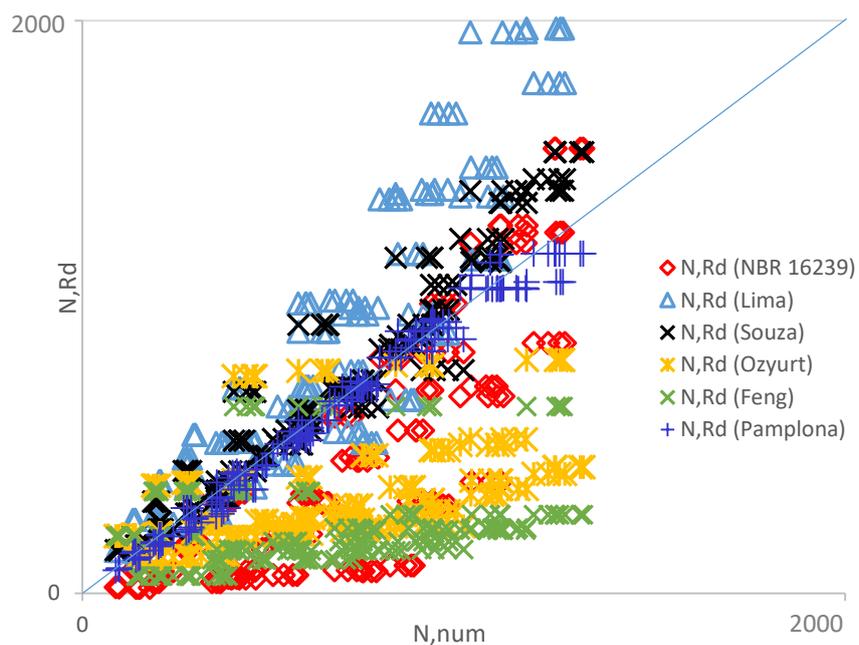


Figura 77 – Diagrama de dupla massa (kN): N_{Rd} versus N_{num} todos os modelos

5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

A presente dissertação teve como objetivo investigar o comportamento de ligações tubulares do tipo T com reforço de chapa na parede superior, sendo submetidas a esforços axiais de compressão no banzo. Um modelo numérico foi desenvolvido e validado com resultados de ensaios experimentais realizados por Souza [32], Guerrieiro [24], Nizer [36] e Brasil [44]. Esses ensaios foram realizados com ligações variando a presença da chapa de reforço, bem como, o esforço axial no banzo. Houve ainda diferentes condições de contorno, além da variação das propriedades geométricas dando mais confiabilidade na análise. Uma particularidade implementada nos modelos numéricos que resultou em uma maior convergência com os ensaios experimentais é a definição dos cantos com resistência superior ao restante da seção, sendo aplicadas as recomendações propostas por Castanheira [46] na caracterização mecânica dos materiais das seções, expandindo a contribuição do trecho curvo com maior resistência até três vezes a espessura para dentro da parte reta.

Com base nos resultados apresentados no estágio de validação do modelo numérico, foi realizada uma análise paramétrica com 217 modelos numéricos, dividida em duas etapas, com a finalidade de entender, inicialmente, o comportamento da ligação ao acrescentar diferentes espessuras de chapa de reforço, além de um melhor entendimento quando a ligação é submetida a diferentes níveis de esforço de compressão no banzo.

Por fim, uma nova formulação foi proposta ajustando a equação proposta por Souza [32] na sua dissertação de mestrado para ligações reforçadas e outra formulação somente para a representação do fator k_n , contemplando assim uma redução na capacidade da ligação.

5.1 Principais conclusões

A escolha dos modelos numéricos respeitando os perfis existentes no catálogo comercial da Vallourec foi uma escolha adequada. Essa premissa possibilitou, com

outras seções de banzos e montantes, valores de β praticamente iguais para outro grupo de modelos, tendo valores de espessura de banzo iguais e com esbeltez da seção mais elevada. Os resultados das comparações desses grupos pela sua resistência levaram a conclusão que a correção do parâmetro, 2γ , no cálculo da resistência proposto originalmente por Souza [32] era melhor correlacionado se fosse corrigido pela espessura. De fato, foi observado que os resultados com valores de 2γ de 37,5 deram os mesmos resultados que os com 2γ de 27,3 (ao comparar β de 0,743 e 0,750) até o parâmetro Δ igual a 1,5. Essa mesma lógica foi aplicada à formulação proposta nesta dissertação para o fator de correção k_n .

A influência do comprimento da chapa de reforço tem pouco resultado no acréscimo da resistência da ligação, sendo um aumento de 50% no valor recomendado pela ABNT NBR 16239 [8] gerou somente um acréscimo de 10% na resistência da ligação. Portanto, a variação desse parâmetro não apresentou resultados significativos no aumento da resistência da ligação (em 3% de b_0) que justificasse uma maior ampliação, visto que o enrijecimento da ligação se deu somente em deslocamentos superiores a 3% de b_0 .

A variação do acréscimo de espessura das chapas de reforço na parede superior é mais significativa em modelos de β menores, uma vez que o modo de falha A é único e exclusivo nessas ligações, chegando até quase 4 vezes o valor da resistência em modelos com Δ iguais a 2,0. À medida que modos combinados A e B começam a aparecer, com valores de β maiores, a contribuição que a chapa de reforço tem na parede superior torna-se menos relevante. Mas, de maneira geral, para todos os valores de β com ligações com Δ até 1,0, apresentaram praticamente o mesmo efeito no acréscimo da resistência.

O acréscimo da chapa de reforço em β iguais a 0,75 aceleram a transição do modo de falha A para o B, sendo verificados picos de resistência, em modelos com Δ superiores a 1,5, em faixas de deslocamento anteriores à interseção com 3% de b_0 , além de deslocamentos na parede laterais superiores aos deslocamentos na parede superior no momento da obtenção da carga de pico.

Foi verificado que até em ligações com β intermediários iguais a 0,545, com espessuras do banzo maiores e valores de Δ maiores necessitaram ser corrigidas pela formulação de Gomes [27] para o modo de falha B, sendo propostos ao final três ajustes na formulação originalmente proposta por Souza [32] na sua dissertação, de forma a ampliar e validar a formulação para uma nova gama de modelos numéricos.

Os resultados da segunda etapa mostraram que independentemente do valor de β , modelos com espessuras do banzo menores estão mais propensas às reduções na resistência, assim como modelos com valores de Δ menores também. Já o valor de n , quanto maior o nível de esforço de compressão no banzo, menor o valor de k_n , ou seja, maior a redução da resistência. Foi verificado também que o acréscimo do esforço normal de compressão acelera o processo de transição do modo de falha A para o B em ligações com β maiores que inicialmente já estavam submetidas aos modos combinados.

O parâmetro β , analisado de forma isolada, não apresentou uma correlação direta com o parâmetro relacionado às tensões no banzo k_n . Não sendo possível um entendimento direto de proporcionalidade de aumento/diminuição de β e o fator k_n , portanto, não foi incluído como uma variável dentro das novas formulações propostas. Apesar das três formulações propostas para o k_n apresentarem as mesmas variáveis, em cada faixa de β elas apresentaram coeficientes de proporcionalidades distintas, sendo necessário valores distintos para multiplicar essas variáveis para se chegar em uma melhor correlação com os modelos numéricos. Na formulação proposta para o valor de k_n , não foi considerada nenhuma parcela benéfica que ocasionalmente o esforço de compressão gerou, portanto, nenhum valor de k_n acima de 1,0 foi contemplado na formulação analítica, apesar de que em algumas situações os modelos numéricos apresentaram valores superiores a 1,0.

Conclui-se que o valor recomendado para o k_n para as ligações reforçadas devem ser revistas, uma vez que a recomendação de utilizar o k_n como 1,0 apresenta resultados contrários à segurança quando submetidos a algumas combinações de propriedades geométricas e níveis de esforço axial de compressão no banzo. Além disso, a equação para a resistência da ligação com reforço para β inferiores a 0,85 deve ser revista, por não levar em consideração o parâmetro Δ e não colocar um limitante na resistência para a presença de modos claramente comprovados que são combinados A e B.

5.2 Sugestões para trabalhos futuros

Como sugestões para trabalhos futuros, pode-se sugerir:

- Estudar valores de n menores que 0,25 para esforço de compressão no banzo para entender melhor o motivo da resistência da ligação aumentar até esse patamar em algumas ligações ao comparar com n igual a zero e posteriormente diminuir com maiores valores de n .
- Realizar uma continuidade da análise paramétrica para valores de n iguais a 0,90, para entender se a redução da resistência da ligação se mantém linear ou se começa a ter outro grau de proporcionalidade;
- Estudar o montante tracionado com chapa de reforço, submetido a carregamentos de esforços de compressão e tração no banzo;
- Realizar uma nova análise paramétrica com ligações sem reforço para confirmar a formulação proposta por k_n sem a parcela da chapa de reforço para confrontar a equação proposta na ABNT NBR 16239 [8] que engloba somente o parâmetro β na formulação;
- Nova análise paramétrica focada somente nos modos de falha combinados A e B e confirmar os limitantes de resistência propostos por Souza [32] e ratificados nesta pesquisa.

REFERÊNCIAS

- [1] Araújo, A. H. M. DE; Sarmanho, A. M. C.; Batista, E. DE M.; Requena, J.A.V.;Fakury, R.H.; Pimenta, R.J, Projeto de estruturas de edificações com perfis tubulares de aço, 1. ed, Ed., Belo Horizonte: Ed. do Autor, 2016 .
- [2] Governo do Ceará. Palácio da abolição celebra centenário. Disponível em: <https://www.ceara.gov.br/2020/07/31/palacio-da-abolicao-celebra-cinquentenario/>. [Acesso em 10 Agosto 2023].
- [3] Prefeitura de Curitiba. Ópera de arame e uma das sete maravilhas do país. Disponível em: <https://www.curitiba.pr.gov.br/noticias/opera-de-aram-e-uma-das-sete-maravilhas-do-pais/25691>. [Acesso em 14 Agosto 2023].
- [4] Fiedler Engenharia. Portfólio: Circo voador. Disponível em: <https://www.fiedler.eng.br/portfolio/circo-voador>. [Acesso em 10 Agosto 2023].
- [5] Stahl Indústria. Fabricação de estruturas tubulares. Disponível em: <https://stahl.ind.br/portfolios/fabricacao-de-estruturas-tubulares-do-deck-box-p55/>. [Acesso em 10 Agosto 2023].
- [6] Galeria da Arquitetura. Disponível em: <https://m.galeriadaarquitetura.com.br/>. [Acesso em 10 Agosto 2023].
- [7] Distrito Anhembi. Pavilhão de exposições. Disponível em: <https://distritoanhembicom.br/pavilhao-de-exposicoes-pavilhao/>. [Acesso em 10 Agosto 2023].
- [8] ABNT, NBR 16239: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edificações com perfis tubulares, Rio de Janeiro: ABNT , 2013.
- [9] Kosteski, N.; Packer, J.A.; Puthli, R.S., “A finite element method based yield load determination procedure for hollow structural section connections,” *Journal Constructional Steel Research*, vol. v. 59, pp. 453-471, abr. 2003.
- [10] Packer J.A.; Davies G; Coutie M.G, “Yeld strength of gapped joints in rectangular hollow section trusses,” *Proceedings - Institution of Civil Engineers, Part 2*, pp. 995-1013, 1980 .

- [11] Lu, L.H.; Winkel, G.D.; Wardenier, J., "Deformation Limit for the Ultimate Strength of Hollow Section Joints," *VI International Symposium on Tubular Structures*, pp. 341-7, 1994.
- [12] EN 1993-1-8- EUROCODE 3,, "Design of steel structures - Structures - Part 1-8: Design of joints".*CEN, ECCS, Brussels, 2010.*
- [13] Korol, R.; Mirza, F., "Finite element analysis of RHS T Joints," *Journal of the Structural Division, ASCE*, pp. 2081-2098, September 1982.
- [14] IIW 2009, "Static design procedure for welded hollow-section joints recommendations," *VX-1329-09, IIW, Sub-comission VX-E* .
- [15] Zhao, X. L.; Wardenier, J.;Packer, J. A.; Van der Vegte, G. J, "Current static design guidance for hollow-section joints," *Structures and Buildings 163*, pp. SB6: 361-373, 2010 .
- [16] Packer, J. A.; Wardenier, J.; Zhao, X. L.; Van der Vegte, G. J.; Kurobane, Y, "Design guide for rectangular hollow section (RHS) joints under predominantly static loading," *CIDECT*, 2010 .
- [17] Wardenier, J., "The static strength of welded lattice girder joints in structural hollow sections.," *Delft University of Technology*, 1980 .
- [18] Shao, Y. B., "Geometrical effect on the stress distribution along weld toe for tubular "T" and K-joints under axial loading," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 63, pp. 1351-1360, 2007 .
- [19] Bittencourt, M. C., *Avaliação de ligações soldadas de perfis tubulares em estruturas de aço através do método dos elementos finitos*, Rio de Janeiro: Faculdade de Engenharia, UERJ - Universidade do Estado do Rio de Janeiro , 2008, p. 143.
- [20] Affonso, G. R.;Lima, L. R. O.; Freitas, A. M. S.; Silva, J. G. S., "Comportamento de ligações do tipo "T" entre perfis RHS e CHS," *XXXII CILAMCE - Iberian Latin American Congress on Computational Methods in Engineering*, pp. 1-12 , 2011.
- [21] Guerra, M. J. L., *Estudo de ligações tipo "T" com perfis tubulares de seção composta de paredes esbeltas*, Ouro Preto: Dissertação de mestrado - Universidade Federal de Ouro Preto , 2017.

- [22] Choo, Y. S.; Van der Vegte, G. J.; Liew, J. Y. R., "Static strength of T-joints reinforced with doubler or collar plates.," *Journal of structural engineering, ASCE*, pp. 119-128 , Jan. 2005.
- [23] Brasil, D. R., Análise de ligações tubulares T com reforço de chapa, Rio de Janeiro: Dissertação de mestrado - Faculdade de Engenharia, UERJ - Universidade do Estado do Rio de Janeiro, 2013.
- [24] Guerriero, L. C. B., Análise de ligações tubulares T com reforço de chapa, Rio de Janeiro: Dissertação de mestrado, Faculdade de Engenharia, UERJ - Universidade do Estado do Rio de Janeiro, 2015.
- [25] Nassiraei, H. *et al.*, "Thin-Walled Structures 107," *Static strength of doubler plate reinforced tubular T/Y-joints subjected to brace compressive loading: Study of geometrical effects and parametric formulation*, pp. 231-247, 2016.
- [26] Xia, J.; Chang, H.; Goldsworthy, H.; Bu, Y; Lu, Y., "Axial hysteretic behavior of doubler-plate reinforced square hollow section tubular T-joints," *Marina Structures 55*, pp. 162-181, 2017.
- [27] Gomes, N. V., Avaliação de ligações tubulares tipo T com reforço de chapa lateral, Rio de Janeiro: Dissertação de mestrado, Faculdade de Engenharia, UERJ - Universidade do Estado do Rio de Janeiro, 2017.
- [28] Feng, R.; Chen, Y.; Chen, D., "Experimental and numerical investigations on collar plate and doubler plate reinforced SHS T-joints under axial compression," *Thin-Walled Structures 110*, pp. 75-87, 2017.
- [29] Chang, H. *et al.*, "Experimental study on the axial compressive strength of vertical inner plate reinforced square hollow section T-joints," *Engineering Structures 172*, pp. 131-140, 2018.
- [30] Lima, L. R. O.; Guerriero, L. C. B.; Vellasco, P. C. G.; Costa-Neves, L. F.; Silva, A. T., "Experimental and numerical assessment of flange plate reinforcements on square hollow section T Joints," *Thin-Walled Structures 131*, pp. 595-605, 2018.
- [31] Ozyurt, E.; Das, S., "Experimental and numerical studies on axially loaded reinforced square hollow section T-joints," *Engineering Structures 192*, pp. 323-334, 2019.

- [32] Souza, V. B. P., Investigação experimental e numérica do comportamento estrutural de ligações tubulares T com reforço de chapa, Rio de Janeiro: Dissertação de mestrado, Faculdade de Engenharia, UERJ - Universidade do Estado do Rio de Janeiro, 2019.
- [33] Liu, D. K; *et al.*, "New chord stress functions for rectangular hollow section joints," *Proceedings of the 14th International Offshore and Polar Engineering Conference*, pp. 178-185, 2004.
- [34] Van der Vegte, G. J.; Makino, Y., The ultimate strength of axially loaded CHS uniplanar T-joints subjected to axial chord load, Quebec, Canada: 11 ISTS - International Symposium on Tubular Structures, 2006.
- [35] Mendes, F. F., Avaliação da influência de esforços normais no banzo no comportamento estrutural de ligações tubulares em aço, Rio de Janeiro: Dissertação de mestrado, Faculdade de Engenharia, UERJ - Universidade do Estado do Rio de Janeiro, 2015.
- [36] Nizer, A., Avaliação da influência do esforço normal no banzo no comportamento de ligações tubulares em aço, Rio de Janeiro: Dissertação de mestrado, Faculdade de Engenharia, UERJ - Universidade do Estado do Rio de Janeiro, 2014.
- [37] Matos, R. M. M. P; *et al.*, "Resistance and elastic stiffness of RHS T joints: Part II - Combined axial brace and chord loading," *Latin American Journal of Solids and Structures*, vol. 12, pp. 2159-2179, 2015.
- [38] Nunes, G. V., Análise teórica-experimental de ligações com perfis metálicos tubulares (retangulares e circulares) considerando o efeito do carregamento no banzo, Ouro Preto: Tese de Doutorado - Universidade Federal de Ouro Preto - Escola de Minas, 2017.
- [39] Correia, Tatiana., Avaliação da influência de tensões normais no banzo para a resistência de ligações soldadas entre perfis RHS e SHS, Rio de Janeiro: Dissertação de mestrado, Faculdade de Engenharia, UERJ - Universidade do Estado do Rio de Janeiro, 2019.
- [40] ISO 14346, Static design procedure for welded hollow section joints - Recommendations, Switzerland, 2013.
- [41] VALLOUREC & MANNESMANN TUBES, Design support for MSH sections according to Eurocode 3, DIN EN 1993-1-1:2005 and DIN EN 1993-1-8:2005.

- [42] EN 1993-1-1- EUROCODE 3, "Design of steel structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings". *CEN, ECCS, Brussels, 2003.*
- [43] ABAQUS/Standard User's Manual, version 6.14 (2001). *Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc..*
- [44] Brasil, D. R., "Influência da carga axial aplicada no banzo em ligações tubulares "T" com reforço de chapa," em *Tese de Doutorado - Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro*, Rio de Janeiro, 2022.
- [45] ABNT, NBR 6892: Materiais metálicos – Ensaio de tração, Parte 1: Método de ensaio à temperatura ambiente, Rio de Janeiro, ABNT, 2018.
- [46] Castanheira, D. S.; Lima, Lima, L. R. O.; Vellasco, P. C. G.; Costa-Neves, L. F.; Silva, A. T.; Rodrigues, M. C., "Numerical modelling of rectangular cold-formed steel and composite columns.," *Proceedings of the Institution of Civil Engineers – Structures and Building.*, 2018.

APÊNDICE

São apresentados abaixo as propriedades geométricas de todos os ensaios citados nesta dissertação.

Tabela 22 – Primeira etapa – sem chapa de reforço e sem carga no banzo

GRUPO	MODELO	BANZO			MONTANTE			β	2γ	Δ	Carga no banzo (kN)
		b_0	h_0	t_0	b_1	h_1	t_1				
1	1	250	250	6,4	70	70	5,0	0,280	39,1	0,0	0,0
	2	250	250	8,8	70	70	5,0	0,280	28,4	0,0	0,0
	3	250	250	13	70	70	5,0	0,280	20,0	0,0	0,0
	4	250	250	16	70	70	5,0	0,280	15,6	0,0	0,0
2	5	110	110	5,0	60	60	6,3	0,545	22,0	0,0	0,0
	6	110	110	6,4	60	60	6,3	0,545	17,3	0,0	0,0
	7	110	110	7,1	60	60	6,3	0,545	15,5	0,0	0,0
	8	110	110	10,0	60	60	6,3	0,545	11,0	0,0	0,0
3	9	140	140	5,0	90	90	4,0	0,643	28,0	0,0	0,0
	10	140	140	6,4	90	90	4,0	0,643	21,9	0,0	0,0
	11	140	140	7,1	90	90	4,0	0,643	19,7	0,0	0,0
	12	140	140	8,0	90	90	4,0	0,643	17,5	0,0	0,0
4	13	240	240	6,4	180	180	6,4	0,750	37,5	0,0	0,0
	14	175	175	6,4	130	130	5,0	0,743	27,3	0,0	0,0
	15	175	175	7,1	130	130	5,0	0,743	24,6	0,0	0,0
	16	175	175	8,0	130	130	5,0	0,743	21,9	0,0	0,0
	17	175	175	8,8	130	130	5,0	0,743	19,9	0,0	0,0

Tabela 23 – Primeira etapa – com chapa de reforço e sem carga no banzo

GRUPO	MODELO	BANZO			MONTANTE			CHAPA REFORÇO		t_p/t_1	β	2γ	Δ	CB (kN)
		b_0	h_0	t_0	b_1	h_1	t_1	l_p	t_p					
5	18	250	250	6,4	70	70	5,0	256	3,2	0,6	0,28	39,1	0,5	0,0
	19	250	250	6,4	70	70	5,0	256	6,4	1,3	0,28	39,1	1,0	0,0
	20	250	250	6,4	70	70	5,0	256	9,6	1,9	0,28	39,1	1,5	0,0
	21	250	250	6,4	70	70	5,0	256	12,8	2,6	0,28	39,1	2,0	0,0
	22	250	250	6,4	70	70	5,0	384	3,2	0,6	0,28	39,1	0,5	0,0
	23	250	250	6,4	70	70	5,0	384	6,4	1,3	0,28	39,1	1,0	0,0
	24	250	250	6,4	70	70	5,0	384	9,6	1,9	0,28	39,1	1,5	0,0
	25	250	250	6,4	70	70	5,0	384	12,8	2,6	0,28	39,1	2,0	0,0
6	26	250	250	8,8	70	70	5,0	246	4,4	0,9	0,28	28,4	0,5	0,0
	27	250	250	8,8	70	70	5,0	246	8,8	1,8	0,28	28,4	1,0	0,0
	28	250	250	8,8	70	70	5,0	246	13,2	2,6	0,28	28,4	1,5	0,0
	29	250	250	8,8	70	70	5,0	246	17,6	3,5	0,28	28,4	2,0	0,0
6	30	250	250	8,8	70	70	5,0	370	4,4	0,8	0,28	28,4	0,5	0,0
	31	250	250	8,8	70	70	5,0	370	8,8	1,8	0,28	28,4	1,0	0,0
	32	250	250	8,8	70	70	5,0	370	13,2	2,6	0,28	28,4	1,5	0,0
	33	250	250	8,8	70	70	5,0	370	17,6	3,5	0,28	28,4	2,0	0,0
7	34	250	250	12,5	70	70	5,0	231	6,3	1,2	0,28	20,0	0,5	0,0
	35	250	250	12,5	70	70	5,0	231	12,5	2,5	0,28	20,0	1,0	0,0
	36	250	250	12,5	70	70	5,0	231	18,8	3,8	0,28	20,0	1,5	0,0
	37	250	250	12,5	70	70	5,0	231	25,0	5,0	0,28	20,0	2,0	0,0
	38	250	250	12,5	70	70	5,0	347	6,3	1,2	0,28	20,0	0,5	0,0
	39	250	250	12,5	70	70	5,0	347	12,5	2,5	0,28	20,0	1,0	0,0
	40	250	250	12,5	70	70	5,0	347	18,8	3,8	0,28	20,0	1,5	0,0
	41	250	250	12,5	70	70	5,0	347	25,0	5,0	0,28	20,0	2,0	0,0
8	42	250	250	16,0	70	70	5,0	217	8,0	1,6	0,28	15,6	0,5	0,0
	43	250	250	16,0	70	70	5,0	217	16,0	3,2	0,28	15,6	1,0	0,0
	44	250	250	16,0	70	70	5,0	217	24,0	4,8	0,28	15,6	1,5	0,0
	45	250	250	16,0	70	70	5,0	217	32,0	6,4	0,28	15,6	2,0	0,0
	46	250	250	16,0	70	70	5,0	325	8,0	1,6	0,28	15,6	0,5	0,0
	47	250	250	16,0	70	70	5,0	325	16,0	3,2	0,28	15,6	1,0	0,0
	48	250	250	16,0	70	70	5,0	325	24,0	4,8	0,28	15,6	1,5	0,0
	49	250	250	16,0	70	70	5,0	325	32,0	6,4	0,28	15,6	2,0	0,0
9	50	110	110	5,0	60	60	6,3	112	2,5	0,4	0,54	22,0	0,5	0,0
	51	110	110	5,0	60	60	6,3	112	5,0	0,8	0,54	22,0	1,0	0,0

	52	110	110	5,0	60	60	6,3	112	7,5	1,2	0,54	22,0	1,5	0,0
	53	110	110	5,0	60	60	6,3	112	10,0	1,6	0,54	22,0	2,0	0,0
10	54	110	110	6,4	60	60	6,3	106	3,2	0,5	0,54	17,3	0,5	0,0
	55	110	110	6,4	60	60	6,3	106	6,4	1,0	0,54	17,3	1,0	0,0
	56	110	110	6,4	60	60	6,3	106	9,5	1,5	0,54	17,3	1,5	0,0
	57	110	110	6,4	60	60	6,3	106	12,7	2,0	0,54	17,3	2,0	0,0
11	58	110	110	7,1	60	60	6,3	102	3,6	0,6	0,54	15,5	0,5	0,0
	59	110	110	7,1	60	60	6,3	102	7,1	1,1	0,54	15,5	1,0	0,0
	60	110	110	7,1	60	60	6,3	102	10,7	1,7	0,54	15,5	1,5	0,0
	61	110	110	7,1	60	60	6,3	102	14,2	2,2	0,54	15,5	2,0	0,0
12	62	110	110	10,0	60	60	6,3	86,5	5,0	0,8	0,54	11,0	0,5	0,0
	63	110	110	10,0	60	60	6,3	86,5	10,0	1,6	0,54	11,0	1,0	0,0
	64	110	110	10,0	60	60	6,3	86,5	15,0	2,4	0,54	11,0	1,5	0,0
	65	110	110	10,0	60	60	6,3	86,5	20,0	3,2	0,54	11,0	2,0	0,0
13	66	240	240	6,4	180	180	6,4	266	3,2	0,5	0,75	37,5	0,5	0,0
	67	240	240	6,4	180	180	6,4	266	6,4	1,0	0,75	37,5	1,0	0,0
	68	240	240	6,4	180	180	6,4	266	9,6	1,5	0,75	37,5	1,5	0,0
	69	240	240	6,4	180	180	6,4	266	12,8	2,0	0,75	37,5	2,0	0,0
14	70	175	175	6,4	130	130	5,0	184	3,2	0,6	0,74	27,3	0,5	0,0
	71	175	175	6,4	130	130	5,0	184	6,4	1,3	0,74	27,3	1,0	0,0
	72	175	175	6,4	130	130	5,0	184	9,6	1,9	0,74	27,3	1,5	0,0
	73	175	175	6,4	130	130	5,0	184	12,8	2,6	0,74	27,3	2,0	0,0
15	74	175	175	7,1	130	130	5,0	179	3,6	0,7	0,74	24,6	0,5	0,0
	75	175	175	7,1	130	130	5,0	179	7,1	1,4	0,74	24,6	1,0	0,0
	76	175	175	7,1	130	130	5,0	179	10,7	2,1	0,74	24,6	1,5	0,0
	77	175	175	7,1	130	130	5,0	179	14,2	2,8	0,74	24,6	2,0	0,0
16	78	175	175	8,0	130	130	5,0	173	4,0	0,8	0,74	21,9	0,5	0,0
	79	175	175	8,0	130	130	5,0	173	8,0	1,6	0,74	21,9	1,0	0,0
	80	175	175	8,0	130	130	5,0	173	12,0	2,4	0,74	21,9	1,5	0,0
	81	175	175	8,0	130	130	5,0	173	16,0	3,2	0,74	21,9	2,0	0,0
17	82	175	175	8,8	130	130	5,0	167	4,4	0,9	0,74	19,9	0,5	0,0
	83	175	175	8,8	130	130	5,0	167	8,8	1,8	0,74	19,9	1,0	0,0
	84	175	175	8,8	130	130	5,0	167	13,2	2,6	0,74	19,9	1,5	0,0
	85	175	175	8,8	130	130	5,0	167	17,6	3,5	0,74	19,9	2,0	0,0

Tabela 24 – Segunda etapa - $\beta=0,280$

GRUPO	MODELO	BANZO			MONTANTE			2γ	Δ	n	Carga no banzo (kN)
		b_0	h_0	t_0	b_1	h_1	t_1				
A	86	250	250	6,4	70	70	5,0	39,1	0,5	0,25	562,5
A	87	250	250	6,4	70	70	5,0	39,1	1,0	0,25	562,5
A	88	250	250	6,4	70	70	5,0	39,1	1,5	0,25	562,5
A	89	250	250	6,4	70	70	5,0	39,1	2,0	0,25	562,5
B	90	250	250	8,8	70	70	5,0	28,4	0,5	0,25	760,7
B	91	250	250	8,8	70	70	5,0	28,4	1,0	0,25	760,7
B	92	250	250	8,8	70	70	5,0	28,4	1,5	0,25	760,7
B	93	250	250	8,8	70	70	5,0	28,4	2,0	0,25	760,7
C	94	250	250	12,5	70	70	5,0	20,0	0,5	0,25	1052,6
C	95	250	250	12,5	70	70	5,0	20,0	1,0	0,25	1052,6
C	96	250	250	12,5	70	70	5,0	20,0	1,5	0,25	1052,6
C	97	250	250	12,5	70	70	5,0	20,0	2,0	0,25	1052,6
A	98	250	250	6,4	70	70	5,0	39,1	0,5	0,50	1125,0
A	99	250	250	6,4	70	70	5,0	39,1	1,0	0,50	1125,0
A	100	250	250	6,4	70	70	5,0	39,1	1,5	0,50	1125,0
A	101	250	250	6,4	70	70	5,0	39,1	2,0	0,50	1125,0
B	102	250	250	8,8	70	70	5,0	28,4	0,5	0,50	1521,4
B	103	250	250	8,8	70	70	5,0	28,4	1,0	0,50	1521,4
B	104	250	250	8,8	70	70	5,0	28,4	1,5	0,50	1521,4
B	105	250	250	8,8	70	70	5,0	28,4	2,0	0,50	1521,4
C	106	250	250	12,5	70	70	5,0	20,0	0,5	0,50	2105,2
C	107	250	250	12,5	70	70	5,0	20,0	1,0	0,50	2105,2
C	108	250	250	12,5	70	70	5,0	20,0	1,5	0,50	2105,2
C	109	250	250	12,5	70	70	5,0	20,0	2,0	0,50	2105,2
A	110	250	250	6,4	70	70	5,0	39,1	0,5	0,75	1687,5
A	111	250	250	6,4	70	70	5,0	39,1	1,0	0,75	1687,5
A	112	250	250	6,4	70	70	5,0	39,1	1,5	0,75	1687,5
A	113	250	250	6,4	70	70	5,0	39,1	2,0	0,75	1687,5
B	114	250	250	8,8	70	70	5,0	28,4	0,5	0,75	2282,0
B	115	250	250	8,8	70	70	5,0	28,4	1,0	0,75	2282,0

B	116	250	250	8,8	70	70	5,0	28,4	1,5	0,75	2282,0
B	117	250	250	8,8	70	70	5,0	28,4	2,0	0,75	2282,0
C	118	250	250	12,5	70	70	5,0	20,0	0,5	0,75	3157,8
C	119	250	250	12,5	70	70	5,0	20,0	1,0	0,75	3157,8
C	120	250	250	12,5	70	70	5,0	20,0	1,5	0,75	3157,8
C	121	250	250	12,5	70	70	5,0	20,0	2,0	0,75	3157,8

Tabela 25 – Segunda etapa - $\beta=0,545$

GRUPO	MODELO	BANZO			MONTANTE			2γ	Δ	n	Carga no banzo (kN)
		b_0	h_0	t_0	b_1	h_1	t_1				
D	122	110	110	5,0	60	60	6,3	22,0	0,5	0,25	186,8
D	123	110	110	5,0	60	60	6,3	22,0	1,0	0,25	186,8
D	124	110	110	5,0	60	60	6,3	22,0	1,5	0,25	186,8
D	125	110	110	5,0	60	60	6,3	22,0	2,0	0,25	186,8
E	126	110	110	7,1	60	60	6,3	15,5	0,5	0,25	256,2
E	127	110	110	7,1	60	60	6,3	15,5	1,0	0,25	256,2
E	128	110	110	7,1	60	60	6,3	15,5	1,5	0,25	256,2
E	129	110	110	7,1	60	60	6,3	15,5	2,0	0,25	256,2
F	130	110	110	10,0	60	60	6,3	11,0	0,5	0,25	343,4
F	131	110	110	10,0	60	60	6,3	11,0	1,0	0,25	343,4
F	132	110	110	10,0	60	60	6,3	11,0	1,5	0,25	343,4
F	133	110	110	10,0	60	60	6,3	11,0	2,0	0,25	343,4
D	134	110	110	5,0	60	60	6,3	22,0	0,5	0,50	373,5
D	135	110	110	5,0	60	60	6,3	22,0	1,0	0,50	373,5
D	136	110	110	5,0	60	60	6,3	22,0	1,5	0,50	373,5
D	137	110	110	5,0	60	60	6,3	22,0	2,0	0,50	373,5
E	138	110	110	7,1	60	60	6,3	15,5	0,5	0,50	512,4
E	139	110	110	7,1	60	60	6,3	15,5	1,0	0,50	512,4
E	140	110	110	7,1	60	60	6,3	15,5	1,5	0,50	512,4
E	141	110	110	7,1	60	60	6,3	15,5	2,0	0,50	512,4
F	142	110	110	10,0	60	60	6,3	11,0	0,5	0,50	686,7
F	143	110	110	10,0	60	60	6,3	11,0	1,0	0,50	686,7
F	144	110	110	10,0	60	60	6,3	11,0	1,5	0,50	686,7

F	145	110	110	10,0	60	60	6,3	11,0	2,0	0,50	686,7
D	146	110	110	5,0	60	60	6,3	22,0	0,5	0,75	560,3
D	147	110	110	5,0	60	60	6,3	22,0	1,0	0,75	560,3
D	148	110	110	5,0	60	60	6,3	22,0	1,5	0,75	560,3
D	149	110	110	5,0	60	60	6,3	22,0	2,0	0,75	560,3
E	150	110	110	7,1	60	60	6,3	15,5	0,5	0,75	768,6
E	151	110	110	7,1	60	60	6,3	15,5	1,0	0,75	768,6
E	152	110	110	7,1	60	60	6,3	15,5	1,5	0,75	768,6
E	153	110	110	7,1	60	60	6,3	15,5	2,0	0,75	768,6
F	154	110	110	10,0	60	60	6,3	11,0	0,5	0,75	1030,1
F	155	110	110	10,0	60	60	6,3	11,0	1,0	0,75	1030,1
F	156	110	110	10,0	60	60	6,3	11,0	1,5	0,75	1030,1
F	157	110	110	10,0	60	60	6,3	11,0	2,0	0,75	1030,1

Tabela 26 – Segunda etapa - $\beta=0,750$

GRUPO	MODELO	BANZO			MONTANTE			2γ	Δ	n	Carga no banzo (kN)
		b_0	h_0	t_0	b_1	h_1	t_1				
G	158	240	240	6,4	180	180	6,4	37,5	0,5	0,25	539,0
G	159	240	240	6,4	180	180	6,4	37,5	1,0	0,25	539,0
G	160	240	240	6,4	180	180	6,4	37,5	1,5	0,25	539,0
G	161	240	240	6,4	180	180	6,4	37,5	2,0	0,25	539,0
G	162	240	240	6,4	180	180	6,4	37,5	0,5	0,50	1078,0
G	163	240	240	6,4	180	180	6,4	37,5	1,0	0,50	1078,0
G	164	240	240	6,4	180	180	6,4	37,5	1,5	0,50	1078,0
G	165	240	240	6,4	180	180	6,4	37,5	2,0	0,50	1078,0
G	166	240	240	6,4	180	180	6,4	37,5	0,5	0,75	1617,0
G	167	240	240	6,4	180	180	6,4	37,5	1,0	0,75	1617,0
G	168	240	240	6,4	180	180	6,4	37,5	1,5	0,75	1617,0
G	169	240	240	6,4	180	180	6,4	37,5	2,0	0,75	1617,0

Tabela 27 – Segunda etapa - $\beta=0,743$

GRUPO	MODELO	BANZO			MONTANTE			2γ	Δ	n	Carga no banzo (kN)
		b_0	h_0	t_0	b_1	h_1	t_1				
H	170	175	175	6,4	130	130	5,0	27,3	0,5	0,25	386,3
H	171	175	175	6,4	130	130	5,0	27,3	1,0	0,25	386,3
H	172	175	175	6,4	130	130	5,0	27,3	1,5	0,25	386,3
H	173	175	175	6,4	130	130	5,0	27,3	2,0	0,25	386,3
I	174	175	175	7,1	130	130	5,0	24,6	0,5	0,25	425,6
I	175	175	175	7,1	130	130	5,0	24,6	1,0	0,25	425,6
I	176	175	175	7,1	130	130	5,0	24,6	1,5	0,25	425,6
I	177	175	175	7,1	130	130	5,0	24,6	2,0	0,25	425,6
J	178	175	175	8,0	130	130	5,0	21,9	0,5	0,25	475,2
J	179	175	175	8,0	130	130	5,0	21,9	1,0	0,25	475,2
J	180	175	175	8,0	130	130	5,0	21,9	1,5	0,25	475,2
J	181	175	175	8,0	130	130	5,0	21,9	2,0	0,25	475,2
K	182	175	175	8,8	130	130	5,0	19,9	0,5	0,25	518,5
K	183	175	175	8,8	130	130	5,0	19,9	1,0	0,25	518,5
K	184	175	175	8,8	130	130	5,0	19,9	1,5	0,25	518,5
K	185	175	175	8,8	130	130	5,0	19,9	2,0	0,25	518,5
H	186	175	175	6,4	130	130	5,0	27,3	0,5	0,50	772,7
H	187	175	175	6,4	130	130	5,0	27,3	1,0	0,50	772,7
H	188	175	175	6,4	130	130	5,0	27,3	1,5	0,50	772,7
H	189	175	175	6,4	130	130	5,0	27,3	2,0	0,50	772,7
I	190	175	175	7,1	130	130	5,0	24,6	0,5	0,50	851,2
I	191	175	175	7,1	130	130	5,0	24,6	1,0	0,50	851,2
I	192	175	175	7,1	130	130	5,0	24,6	1,5	0,50	851,2
I	193	175	175	7,1	130	130	5,0	24,6	2,0	0,50	851,2
J	194	175	175	8,0	130	130	5,0	21,9	0,5	0,50	950,4
J	195	175	175	8,0	130	130	5,0	21,9	1,0	0,50	950,4
J	196	175	175	8,0	130	130	5,0	21,9	1,5	0,50	950,4
J	197	175	175	8,0	130	130	5,0	21,9	2,0	0,50	950,4
K	198	175	175	8,8	130	130	5,0	19,9	0,5	0,50	1036,9
K	199	175	175	8,8	130	130	5,0	19,9	1,0	0,50	1036,9
K	200	175	175	8,8	130	130	5,0	19,9	1,5	0,50	1036,9
K	201	175	175	8,8	130	130	5,0	19,9	2,0	0,50	1036,9

H	202	175	175	6,4	130	130	5,0	27,3	0,5	0,75	1159,0
H	203	175	175	6,4	130	130	5,0	27,3	1,0	0,75	1159,0
H	204	175	175	6,4	130	130	5,0	27,3	1,5	0,75	1159,0
H	205	175	175	6,4	130	130	5,0	27,3	2,0	0,75	1159,0
I	206	175	175	7,1	130	130	5,0	24,6	0,5	0,75	1276,8
I	207	175	175	7,1	130	130	5,0	24,6	1,0	0,75	1276,8
I	208	175	175	7,1	130	130	5,0	24,6	1,5	0,75	1276,8
I	209	175	175	7,1	130	130	5,0	24,6	2,0	0,75	1276,8
J	210	175	175	8,0	130	130	5,0	21,9	0,5	0,75	1425,6
J	211	175	175	8,0	130	130	5,0	21,9	1,0	0,75	1425,6
J	212	175	175	8,0	130	130	5,0	21,9	1,5	0,75	1425,6
J	213	175	175	8,0	130	130	5,0	21,9	2,0	0,75	1425,6
K	214	175	175	8,8	130	130	5,0	19,9	0,5	0,75	1555,4
K	215	175	175	8,8	130	130	5,0	19,9	1,0	0,75	1555,4
K	216	175	175	8,8	130	130	5,0	19,9	1,5	0,75	1555,4
K	217	175	175	8,8	130	130	5,0	19,9	2,0	0,75	1555,4