

**UNIVERSIDADE FEDERAL DO ESPÍRITO SANTO  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL**

**ROSIANE CAMARGOS DOS SANTOS**

**ANÁLISE NUMÉRICA DE LIGAÇÕES TIPO KT DE  
TRELIÇAS DE AÇO TUBULARES COM BANZOS DE SEÇÃO  
QUADRADA E CIRCULAR**

VITÓRIA  
2019

ROSIANE CAMARGOS DOS SANTOS

**ANÁLISE NUMÉRICA DE LIGAÇÕES TIPO KT DE TRELIÇAS  
DE AÇO TUBULARES COM BANZOS DE SEÇÃO QUADRADA E  
CIRCULAR**

Dissertação apresentada ao Curso de Mestrado em Estruturas do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Espírito Santo, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre em Engenharia de Estruturas.

Orientador: Prof.<sup>a</sup>. Dr.<sup>a</sup>. Adenilcia  
Fernanda Grobério Calenzani.

VITÓRIA  
2019

Ficha catalográfica disponibilizada pelo Sistema Integrado de Bibliotecas - SIBI/UFES e elaborada pelo autor

---

S237a Santos, Rosiane Camargos dos, 1988-  
ANÁLISE NUMÉRICA DE LIGAÇÕES TIPO KT DE  
TRELIÇAS DE AÇO TUBULARES COM BANZOS DE SEÇÃO  
QUADRADA E CIRCULAR / Rosiane Camargos dos Santos. -  
2019.  
148 f. : il.

Orientadora: Adenilcia Fernanda Grobério Calenzani.  
Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Universidade  
Federal do Espírito Santo, Centro Tecnológico.

1. Aço tubular - Estruturas. 2. Análise funcional não-linear.  
3. Treliças (Construção civil). 4. Análise numérica. I. Fernanda  
Grobério Calenzani, Adenilcia. II. Universidade Federal do  
Espírito Santo. Centro Tecnológico. III. Título.

CDU: 624

---

# UNIVERSIDADE FEDERAL DO ESPÍRITO SANTO

## ANÁLISE NUMÉRICA DE LIGAÇÕES TIPO KT DE TRELIÇAS DE AÇO TUBULARES COM BANZOS DE SEÇÃO QUADRADA E CIRCULAR

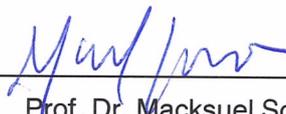
**Rosiane Camargos dos Santos**

Dissertação apresentada ao Curso de Mestrado em Engenharia Civil do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Espírito, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil, área de Estruturas.

Aprovada no dia **05 de abril de 2019** por:



Profa. Dra. Adenilcia Fernanda Grobério Calenzani  
Doutora em Engenharia de Estruturas  
Orientadora – UFES



Prof. Dr. Macksuel Soares de Azevedo  
Doutor em Engenharia de Estruturas  
Examinador Interno – UFES



Prof. Dr. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima  
Doutor em Engenharia Civil  
Examinador Externo - UERJ

**Vitória – ES, abril de 2019**

Dedico esse trabalho à todas as pessoas que acreditam  
que a educação transforma o mundo.

## **AGRADECIMENTOS**

A Deus por ter me dado forças para trilhar esse caminho.

A meus pais, Antônia e Geraldo, por me incentivarem em todos os meus projetos, apoiando-me incondicionalmente.

A meus irmãos, Ariane e Leonardo, por estarem sempre a meu lado.

A minha família, por me compreender e me apoiar.

À minha orientadora, professora Fernanda, pelos ensinamentos e amizade, por acreditar no meu trabalho e por me inspirar a ser melhor a cada dia.

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas da UFES, por me conceder a oportunidade alcançar esse sonho.

## RESUMO

A utilização de estruturas tubulares treliçadas como solução estrutural nos projetos brasileiros tem aumentado ao longo dos últimos anos, tornando-se necessários estudos sobre o comportamento dessas estruturas, com particular interesse ao comportamento das ligações, as quais são geralmente submetidas a solicitações mais complexas, tornando-se os locais mais críticos da estrutura tubular e governando o seu dimensionamento. Diversos trabalhos vêm sendo conduzidos a fim de avaliar a resistência ao estado limite último e a influência dos fatores geométricos na resistência de ligações em estruturas tubulares. Entretanto, a dispersão dos resultados experimentais e numéricos em relação às prescrições normativas ainda é grande, sendo fundamental a condução de trabalhos que avaliem minuciosamente o comportamento destas ligações a fim de tornar o seu dimensionamento mais seguro e econômico. O presente trabalho analisou o comportamento estrutural de ligações soldadas tipo KT com afastamento de treliças de aço constituídas por banzos em perfis tubulares de seção circular e quadrada e montantes e diagonais em perfis tubulares de seção circular. Para representar as ligações tipo KT, foram propostos modelos numéricos que consideram a não linearidade de material e o cordão de solda, e a implementação computacional feita por meio do software comercial ANSYS *Mechanical v.17*. Os modelos foram aferidos a partir de resultados experimentais disponíveis na literatura. Um estudo paramétrico foi realizado para análise da influência de parâmetros geométricos na resistência e rigidez da ligação e os resultados numéricos foram confrontados com as principais prescrições normativas sobre o assunto. Conclusões acerca do comportamento teórico e numérico, da variação da rigidez inicial e da evolução das tensões no banzo foram obtidas, assim como da influência de parâmetros geométricos na resistência última da ligação.

Palavras-chave: Treliças de aço, Ligações soldadas tipo KT, Banzos de seção quadrada e circular, Análise Numérica.

## **ABSTRACT**

Structures with tubular trusses as a structural solution have become usual in Brazilian designs, over the last few years, therefore it is required to study the behavior of these structures, with interest on the joint behavior, which are usually submitted to complex requests and becoming the most critical point of the tubular structure governing the structure design. Several works have been conducted to evaluate the ultimate resistance and influence of geometric parameters on joint strength. However, the dispersion of the experimental and numerical results in relation to the design standards prescriptions is still high, therefore, it is necessary to develop works that thoroughly evaluate the behavior of these joints to make their sizing more secure and inexpensive. This work analyzed the structural behavior of welded KT-joint with gap of steel trusses with circular hollow section (CHS) or square hollow section (SHS) chord members and circular hollow sections braces members. A numerical model was developed to represent KT-joint considering the material non-linearity and the weld. A finite element model was developed in commercial software ANSYS Mechanical v.17. The models were compared with experimental results available in the literature. A parametric study was carried out to analyze the influence of geometric parameters on joint strength and stiffness and the numerical results were compared with the main normative prescriptions on the subject. Conclusions about the theoretical and numerical behavior, variation of the initial stiffness and the evolution of the stress in the chord were obtained, as well as the influence of geometric parameters on the joint ultimate strength.

**Keywords:** Steel trusses, Welded KT-joint, Circular and square chord member section, Numerical analysis.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 - Aeroporto de Sttutgard, Alemanha – Pilares em Estrutura Tubular	21
Figura 1.2 - Palácio da Abolição - Fortaleza, CE	22
Figura 1.3 - Ópera de Arame - Curitiba, PR	22
Figura 1.4 - Jardim Botânico - Curitiba, PR	22
Figura 1.5 - Kings Cross Station – Inglaterra	23
Figura 1.6 – Cobertura do <i>British Museum</i> – <i>Great Court</i>	24
Figura 1.7 - Tubo sem costura	25
Figura 1.8 - Tubo com costura	25
Figura 1.9- Seção transversal composta por mesas em seção tubular e alma em chapa	27
Figura 1.10 – Configuração usual de treliças	29
Figura 1.11 - Perfil Tubular Circular - Corte "Boca de Lobo"	30
Figura 1.12 - Ligações com e sem afastamento	31
Figura 1.13 – Torre e passarela metálica – Museu do Chocolate, SP	32
Figura 1.14 - Centro Administrativo Vallourec – Usina Barreiro	32
Figura 1.15 – Configuração das ligações estudadas neste trabalho	33
Figura 2.1 – Convenções e parâmetros em ligações uniplanares com afastamento	37
Figura 2.2 - Excentricidade das ligações	41
Figura 2.3 - Modelo de análise	41
Figura 2.4 - Modos de falha para ligações tubulares	43
Figura 3.1 - Desenho da geometria das ligações KT ensaiadas por Mayor (2010)	61

Figura 3.2 - Protótipo KT01-B	62
Figura 3.3 - Protótipo KT02-B	63
Figura 3.4 - Esquema de Motangem da Ligação Tipo KT ensaiada por Mayor (2010)	64
Figura 3.5 - Carga <i>versus</i> . tensão de von Mises na roseta 1	65
Figura 3.6 - Carga <i>versus</i> tensão de von Mises na roseta 2	65
Figura 3.7 - Carga <i>versus</i> tensão de von Mises na roseta 3	66
Figura 3.8 - Carga <i>versus</i> tensão de von Mises na roseta 4	66
Figura 3.9 - Carga <i>versus</i> tensão de von Mises na roseta 5	67
Figura 3.10 – Configuração do modelo experimental	68
Figura 3.11 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento para o modelo T1	69
Figura 3.12 – Modelo geométrico para ligação K de van der Vegte <i>et al.</i> (2002)	70
Figura 3.13 – Modelo numérico para ligação K de Silva (2012)	72
Figura 3.14 – Curvas de calibração do modelo de Silva (2012)	73
Figura 3.15 – Pontos dos deslocamentos medidos no modelo de Silva (2012)	73
Figura 4.1 – Elemento SHELL da biblioteca do ANSYS.	76
Figura 4.2 Gráfico carga <i>versus</i> tensão de von Mises usando elementos <i>SHELL 181</i> e <i>281</i>	77
Figura 4.3 - Raio curvatura dos banzos quadrados	78
Figura 4.4 – Geometria da ligação após o corte	79
Figura 4.5 - Representação da geometria utilizada para modelagem da solda	79
Figura 4.6 – Ligação KT com banzo retangular após a modelagem da solda	80

Figura 4.7 – Ligação KT com banzo circular após a modelagem da solda _____	81
Figura 4.8 – Curva tensão <i>versus</i> deformação adotada para o aço dos tubos _____	81
Figura 4.9 – Condições de contorno aplicadas ao modelo numérico _____	82
Figura 4.10 - Representação das condições de contorno da ligação. _____	83
Figura 4.11 - Representação do carregamento _____	83
Figura 4.12 – Carregamento aplicado. (a) Diagonal tracionada. (b) Montante comprimido. (c) Diagonal comprimida. _____	84
Figura 4.13- Diferentes densidades de malhas analisadas _____	85
Figura 4.14- Comparação entre o resultado experimental para a Roseta 2 e o resultado numérico das malhas estudadas _____	86
Figura 4.15 – Curva força <i>versus</i> deslocamento. (a) Carga máxima; (b) Deslocamento limite. _____	87
Figura 4.16 – Modelo numérico de aferição para ligação com banzo de seção quadrada _____	88
Figura 4.17 – Comparação entre resultados experimentais e numéricos na Roseta 1 _____	89
Figura 4.18 – Comparação entre resultados experimentais e numéricos na Roseta 2 _____	90
Figura 4.19 – Comparação entre resultados experimentais e numéricos na Roseta 3 _____	90
Figura 4.20 – Comparação entre resultados experimentais e numéricos na Roseta 4 _____	91
Figura 4.21 – Comparação entre resultados experimentais e numéricos na Roseta 5 _____	91

Figura 4.22– Comparação das curvas carga <i>versus</i> tensão de von Mises das rosetas	92
Figura 4.23– Modelo em elementos finitos da ligação T1 ensaiada por Zhu <i>et al.</i> (2014)	94
Figura 4.24– Comparação das curvas carga <i>versus</i> deslocamento para a ligação T	95
Figura 4.25– Modelo em elementos finitos da ligação K ensaiada por Koning <i>et al.</i> (1981)	96
Figura 4.26– Comparação das curvas carga <i>versus</i> deslocamento para a ligação K	97
Figura 5.1 - Propriedades geométricas das ligações tipo KT	98
Figura 5.2 – Exemplo da nomenclatura dos modelos numéricos	99
Figura 5.3 – Curva carga-deslocamento para o modelo KTBC01	101
Figura 5.4 – Curva carga-deslocamento para o modelo KTBC04	102
Figura 5.5 – Evolução das tensões de Von Mises para modelos com banzo circular e Modo de Falha A	103
Figura 5.6 – Evolução das tensões de Von Mises para modelos com banzo quadrado e Modo de Falha A	104
Figura 5.7 – Dispersão entre os resultados numéricos e normativos (CHS-CHS)	107
Figura 5.8 – Dispersão entre os resultados numéricos e normativos (CHS-SHS)	108
Figura 5.9 – Desvio relativo entre os resultados (CHS-SHS)	109
Figura 5.10 – Desvio relativo entre os resultados (CHS-CHS)	110
Figura 5.11 – Dispersão dos resultados, considerando-se a NBR 16239:2013 (CHS-SHS)	111

Figura 5.12 – Dispersão dos resultados, considerando-se o EN1993-1-8:2005 (CHS-SHS)	111
Figura 5.13 – Dispersão dos resultados, considerando-se a ISO 14346:2013 (CHS-SHS)	112
Figura 5.14 - Dispersão dos resultados considerando-se a ABNT NBR 16239:2013 (CHS-SHS)	113
Figura 5.15 - Dispersão dos resultados considerando-se a EN1993-1-8:2005 (CHS-SHS)	113
Figura 5.16 - Dispersão dos resultados considerando-se a ISO 14346:2013 (CHS-SHS)	114
Figura 5.17 – Comparação da dispersão dos resultados, considerando-se a ABNT NBR 16239:2013 para banzo circular e quadrado	116
Figura 5.18 – Comparação da dispersão dos resultados, considerando-se a EN1993-1-8:2005 para banzo circular e quadrado	116
Figura 5.19 – Comparação da dispersão dos resultados, considerando-se a ISO 14346:2013 para banzo circular e quadrado	117
Figura 5.20 – Pontos de medição dos deslocamentos em y	117
Figura 5.21 – Curva carga versus deslocamento para o modelo KTBQ44	118
Figura 5.22 – Curva carga versus deslocamento para o modelo KTBQ47	118
Figura 5.23 – Curva comparativa carga <i>versus</i> deslocamento adimensional para os modelos com banzo circular e quadrado	121
Figura 5.24 – Curva comparativa carga <i>versus</i> deslocamento adimensional para modelos com banzo circular ( $t_0 = 5,5$ ) e quadrado ( $t_0 = 5,5$ )	121
Figura 5.25 – Curva comparativa carga <i>versus</i> deslocamento adimensional para modelos com banzo circular ( $d_0 = 141,3$ ) e quadrado ( $b_0 = 120$ )	122

Figura 5.26 – Efeitos do parâmetro $\beta$ nas ligações CHS-CHS para o modo de falha A	123
Figura 5.27 – Efeitos do parâmetro $\beta$ nas ligações CHS-SHS para o modo de falha A	123
Figura 5.28 – Efeitos do parâmetro $2\gamma$ nas ligações CHS-CHS	124
Figura 5.29 – Efeitos do parâmetro $2\gamma'$ nas ligações CHS-CHS	125
Figura 5.30 – Efeitos do parâmetro $2\gamma$ nas ligações CHS-SHS	125
Figura 5.31 – Efeitos do parâmetro $2\gamma'$ nas ligações CHS-SHS	126
Figura 5.32 – Efeitos do parâmetro $\tau$ nas ligações CHS-CHS	127
Figura 5.33 – Efeitos do parâmetro $\tau$ nas ligações CHS-SHS	127
Figura 5.34 – Efeitos do parâmetro $g'$ nas ligações CHS-CHS	128
Figura 5.35 – Efeitos do parâmetro $g'$ nas ligações CHS-SHS	128

## LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 - Dados do protótipo experimental de ligação KT ensaiado por Mayor (2010)	62
Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas do aço obtidas por Mayor (2010)	62
Tabela 3.3 – Cargas de falha dos ensaios por Mayor (2010)	64
Tabela 3.4 – Parâmetros geométricos do protótipo T1	68
Tabela 3.5 – Propriedades dos materiais do protótipo T1	68
Tabela 3.6 – Características geométricas dos modelos analisados por Van der Vegte et at. (2002)	71
Tabela 3.7 – Parâmetros geométricos do modelo K3 de Van der Vegte et at. (2002)	71
Tabela 4.1 – Dados geométrico da ligação	76
Tabela 4.2 – Forças de início de escoamento ( $P_y$ ) e de ruptura ( $P_u$ ) dos modelos experimental e numérico	92
Tabela 5.1 – Dados do modelo numérico	100
Tabela 5.2 - Modelos CHS-CHS - Comparativo entre os resultados normativos e numéricos	105
Tabela 5.3 - Modelos CHS-SHS - Comparativo entre os resultados normativos e numéricos	106
Tabela 5.4 – Modelos numéricos com banzo circular e quadrado com áreas equivalentes	114
Tabela 5.5- Aumento de rigidez e resistência conforme seção transversal do banzo	119

Tabela A. 1 – Modelos estudados para ligações KT CHS-CHS _____	137
Tabela A. 2 – Modelos estudados para ligações KT CHS-SHS _____	138
Tabela B. 1 – Modelos CHS-CHS – Esforço resistente característico segundo a ABNT NBR 16239:2013 _____	140
Tabela B. 2 - Modelos CHS-SHS- Esforço resistente característico segundo a ABNT NBR 16239:2013 _____	141
Tabela B. 3 - Modelos CHS-CHS - Esforço resistente característico segundo a EN1993-1-8:2005 _____	142
Tabela B. 4 - Modelos CHS-SHS - Esforço resistente característico segundo a EN1993-1-8:2005 _____	143
Tabela B. 5 - Modelos CHS-CHS – Esforço resistente característico segundo a ISO 14346:2013 _____	145
Tabela B. 6 - Modelos CHS-SHS - Esforço resistente característico segundo a ISO 14346:2013 _____	146

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS
ABRECON	ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA PARA RECICLAGEM DE RESÍDUOS DA CONSTRUÇÃO CIVIL E DEMOLIÇÃO
APDL	ANSYS PARAMETRIC DESIGN LANGUAGE
CHS	CIRCULAR HOLLOW SECTION
CIB	CONSELHO INTERNACIONAL DA CONSTRUÇÃO
CIDECT	COMITÉ INTERNATIONAL POUR LE DÉVELOPPEMENT ET L'ÉTUDE DE LA CONSTRUCTION TUBULAIRE
EUROCODE	EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDISATION
IIW	INTERNATIONAL INSTITUTE OF WELDING
ISO	INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARTIZATION
MEF	MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS
RHS	RECTANGULAR HOLLOW SECTION
SHS	SQUARE HOLLOW SECTION
UFES	UNIVERSIDADE FEDERAL DO ESPÍRITO SANTO
UNEP-IETC	UNITED NATIONS ENVIRONMENT PROGRAMME INTERNATIONAL ENVIRONMENTAL TECHNOLOGY CENTRE
VMB	VALLOUREC & MANNESMANN DO BRASIL

## LISTA DE SÍMBOLOS

$g$	Espaçamento entre diagonais
$p$	Comprimento da diagonal em contato com o banzo no caso de sobreposição
$q$	Sobreposição da ligação
$d_0$	Diâmetro do banzo
$b_0$	Largura do banzo
$h_0$	Altura banzo
$t_0$	Espessura do banzo
$d_1$	Diâmetro da diagonal comprimida
$t_1$	Espessura da diagonal comprimida
$d_2$	Diâmetro da diagonal tracionada
$t_2$	Diâmetro da diagonal tracionada
$f_{y0}$	Resistência ao escoamento do banzo
$f_{y1}$	Resistência ao escoamento da diagonal comprimida
$I$	Momento de inércia da seção
$L$	Comprimento da barra
$e$	Excentricidade da ligação
$N_1$	Esforço normal na diagonal comprimida
$N_0$	Esforço normal no banzo
$N_2$	Esforço normal na diagonal tracionada
$\theta_1$	Ângulo da diagonal comprimida
$\theta_2$	Ângulo da diagonal tracionada
$\eta$	Relação entre a altura da diagonal ou montante no plano da estrutura e a largura do banzo

$\beta$	Relação entre o diâmetro médio ou a largura da diagonal ou montante e o diâmetro ou largura do banzo
$\gamma$	Relação entre a semilargura ou semidiâmetro do banzo e sua espessura
$k_g$	Fator geométrico para ligações com banzo circular
$k_p$	Fator para considerar o estado de tensões no banzo circular
$k_n$	Fator para considerar o estado de tensões no banzo retangular
$n_p$	Fator relacionado ao estado de tensões no banzo circular
$n$	Fator relacionado ao estado de tensões no banzo retangular
$\gamma_n$	Coefficiente de ajustamento para aços com $f_y$ maior que 350 MPa com valor 1,1
$\gamma_{a1}$	Coefficiente de redução da resistência com valor 1,10
$\gamma_{M5}$	Coefficiente de segurança da resistência das ligações entre perfis tubulares em vigas treliçadas com valor 1,00

# SUMÁRIO

<b>1. INTRODUÇÃO .....</b>	<b>20</b>
1.1. CONSIDERAÇÕES INICIAIS .....	20
1.2. PERFIS TUBULARES .....	21
1.2.1. Histórico.....	21
1.2.2. Fabricação dos Tubos Estruturais.....	24
1.2.3. Comportamento Estrutural .....	26
1.3. TRELIÇAS ESTRUTURAIS EM PERFIS TUBULARES .....	27
1.4. LIGAÇÕES EM TRELIÇAS TUBULARES .....	29
1.5. OBJETIVOS .....	33
1.6. JUSTIFICATIVA .....	34
1.7. METODOLOGIA.....	35
1.8. DESCRIÇÃO DO TRABALHO.....	35
<b>2. FUNDAMENTOS E ANÁLISE TEÓRICA .....</b>	<b>37</b>
2.1. PARÂMETROS GEOMÉTRICOS .....	37
2.2. EXCENTRICIDADE DAS LIGAÇÕES.....	40
2.3. MODOS DE FALHA.....	42
2.4. CRITÉRIOS DE VALIDAÇÃO DOS PROCEDIMENTOS NORMATIVOS DE CÁLCULO .....	44
2.5. DIMENSIONAMENTO DA LIGAÇÃO .....	46
2.5.1. Prescrições da ABNT NBR 16239:2013.....	46
2.5.2. Prescrições do EN1993-1-8:2005 .....	49
2.5.3. Prescrições da ISO 14346:2013.....	51
<b>3. PESQUISAS RELACIONADAS.....</b>	<b>54</b>
3.1. ESTADO DA ARTE .....	54
3.2. AFERIÇÃO DE MODELOS NUMÉRICOS DE LIGAÇÕES .....	59
3.2.1. Ensaio de Mayor (2010).....	61
3.2.2. Ensaio de Zhu <i>et al.</i> (2014).....	67
3.2.3. Ensaio de Koning <i>et al.</i> (1981).....	69
<b>4. DEFINIÇÃO E AFERIÇÃO DA MODELAGEM NUMÉRICA.....</b>	<b>75</b>
4.1. CONSIDERAÇÕES GERAIS.....	75
4.2. ELEMENTOS UTILIZADOS.....	75
4.3. GEOMETRIA E CARACTERÍSTICAS DOS MODELOS .....	77

4.4.	RELAÇÕES CONSTITUTIVAS E PROPRIEDADES DOS MATERIAIS.....	81
4.5.	CONDIÇÕES DE CONTORNO E CARREGAMENTO APLICADO .....	82
4.6.	ANÁLISE DA DENSIDADE DA MALHA.....	84
4.7.	CRITÉRIOS DE FALHA.....	86
4.8.	SOLUÇÃO NUMÉRICA E TEMPO COMPUTACIONAL .....	87
4.9.	AFERIÇÃO DOS MODELOS NUMÉRICOS .....	88
<b>5.</b>	<b>ANÁLISE NUMÉRICA PARAMÉTRICA .....</b>	<b>98</b>
5.1.	ESTUDO PARAMÉTRICO.....	98
5.2.	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	100
5.3.	EFEITO DO PARÂMETRO $\beta$ NA RESISTÊNCIA ÚLTIMA DA LIGAÇÃO .....	122
5.4.	EFEITO DO PARÂMETRO $2\gamma$ E $2\gamma'$ NA RESISTÊNCIA ÚLTIMA DA LIGAÇÃO .....	124
5.5.	EFEITOS DO PARÂMETRO $\tau$ NA RESISTÊNCIA ÚLTIMA DA LIGAÇÃO .....	126
5.6.	EFEITOS DO PARÂMETRO $g'$ NA RESISTÊNCIA ÚLTIMA DA LIGAÇÃO.....	127
<b>6.</b>	<b>CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....</b>	<b>129</b>
6.1.	CONCLUSÕES .....	129
6.2.	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....	132
<b>7.</b>	<b>REFERÊNCIAS.....</b>	<b>133</b>
<b>ANEXO A</b>	<b>.....</b>	<b>137</b>
<b>ANEXO B</b>	<b>.....</b>	<b>140</b>

# 1. INTRODUÇÃO

## 1.1. CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Em 1987 o Relatório Brundtland conceituou o desenvolvimento sustentável como sendo “*o desenvolvimento que satisfaz as necessidades presentes, sem comprometer a capacidade das gerações futuras de suprir suas próprias necessidades*” (CIB/UNEP-IETC, 1999), desde então, a sustentabilidade na construção civil é um assunto recorrente nos meios técnicos, uma vez que essa é apontada pelo Conselho Internacional da Construção – CIB - como a indústria que mais consome recursos naturais e energia gerando alto impacto ambiental. O desperdício de materiais de construção, devido a processos construtivos arcaicos e projetos mal concebidos, e os resíduos provenientes de demolições, que são muitas vezes destinados de forma inadequada em barragens, cursos de rio e terrenos baldios, são outras questões importantes (CIB/UNEP-IETC, 1999, 2002).

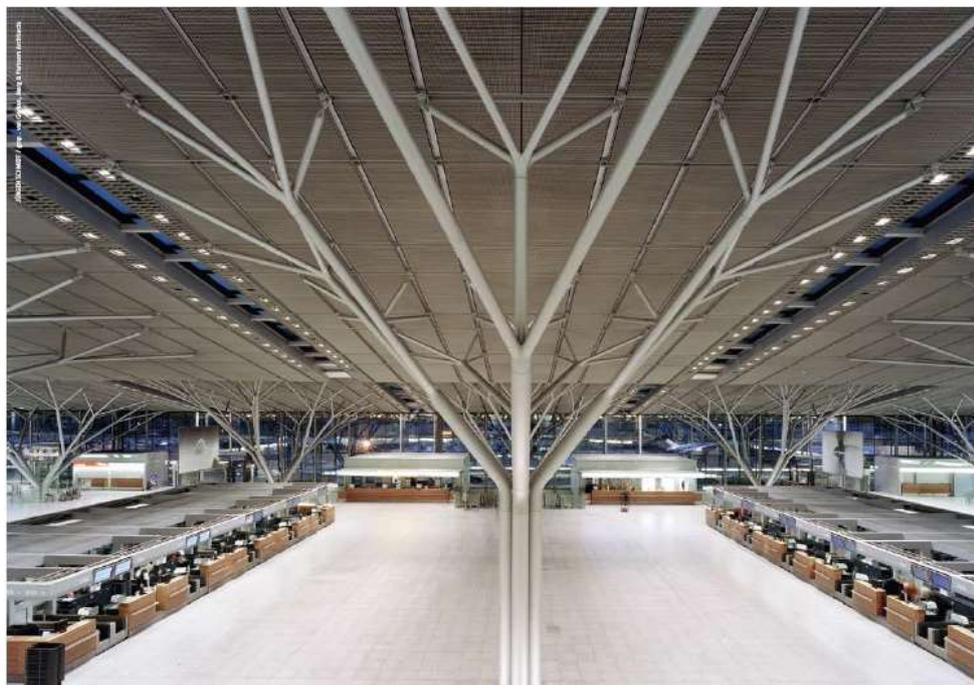
No Brasil, em cidades de médio a grande porte, os resíduos oriundos da construção civil e demolições representam de 40% a 70% dos resíduos sólidos gerados (Pinto, 1999). Sabe-se que estimular o uso de novos materiais e promover a redução do índice de desperdício e conseqüentemente, da geração de resíduos buscando a reutilização e reciclagem dos materiais é uma ferramenta importante para o desenvolvimento sustentável da indústria da construção, e nesse contexto a construção em aço desempenha um papel fundamental.

O aço é um material 100% reciclável, e as construções em aço são caracterizadas pela rapidez de execução, limpeza e organização do canteiro de obras e baixo desperdício de material. A utilização de estruturas metálicas evidencia uma construção racionalizada obtida por meio de planejamento, projeto detalhado, pré-fabricação e verificação minuciosa da solução adotada, o que conduz a processos mais eficientes minimizando os riscos e prejuízos da construção.

A construção em aço é também responsável por compor a arquitetura da edificação, onde os arquitetos podem tirar proveito dos aspectos estéticos da estrutura, conforme pode ser observado na Figura 1.1. Para tanto, os detalhes das ligações, nós e placas de base devem ser projetados e executados adequadamente

(Gerken, 2003). Logo, os perfis tubulares, adequam-se perfeitamente a essa realidade, exibindo uma aparência mais leve e dinâmica, ao mesmo tempo em que apresentam excelentes características estruturais (Firmo, 2003).

Figura 1.1 - Aeroporto de Stuttgart, Alemanha – Pilares em Estrutura Tubular



Fonte: Imagination & inspiração: Coletânea de estruturas tubulares (V&M do Brasil, 2008, p. 163)

## 1.2. PERFIS TUBULARES

### 1.2.1. Histórico

A fabricação de perfis tubulares decorre da segunda revolução industrial, que nasceu com o progresso científico e tecnológico ocorrido na Inglaterra, França e Estados Unidos na segunda metade do século XIX, quando foram descobertos novos processos de fabricação do aço, permitindo a ampliação da sua utilização. No Brasil, a utilização de perfis tubulares de aço na construção civil seguiu timidamente, sendo empregados apenas em algumas obras isoladas como o Palácio da Abolição, Figura 1.2, em Fortaleza – CE, construído no ano de 1970. Outras obras importantes foram executadas com a utilização de estruturas tubulares, entre elas, a Ópera de Arame, Figura 1.3, e o Jardim Botânico, Figura 1.4, em Curitiba, construídos no início da década de 90 (ARAÚJO *et al.*, 2016).

Figura 1.2 - Palácio da Abolição - Fortaleza, CE



Fonte: Beatriz Carneiro – Disponível em: <http://www.archdaily.com.br>. Acesso em: 23 set. 2017

Figura 1.3 - Ópera de Arame - Curitiba, PR



Fonte: Hedeson Alves – Disponível em: <http://www.gazetadopovo.com.br>. Acesso em: 23 set. 2017

Figura 1.4 - Jardim Botânico - Curitiba, PR

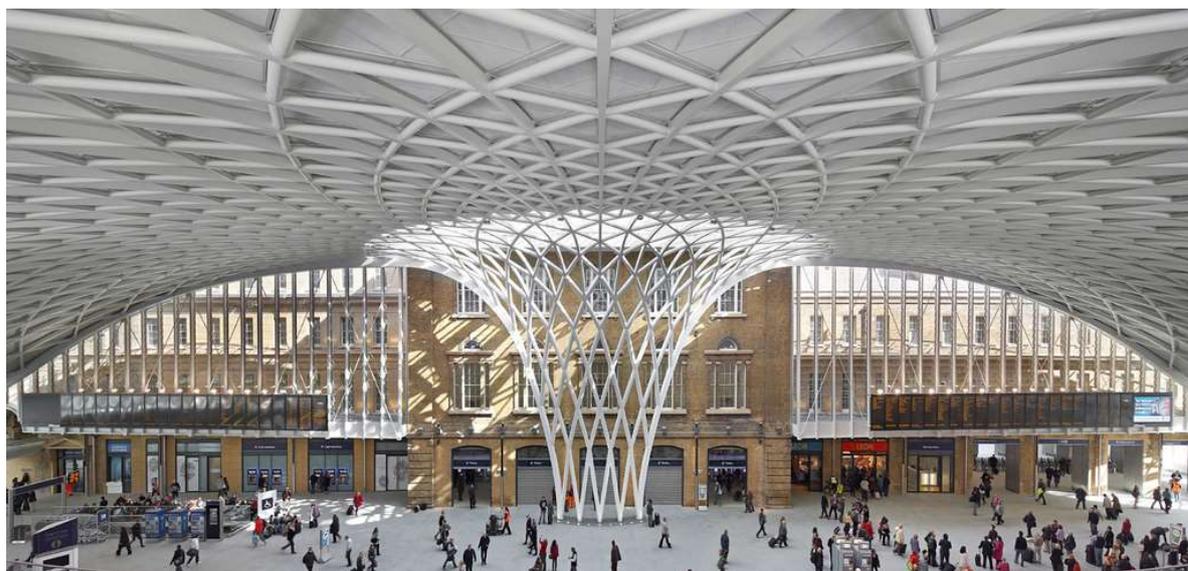


Fonte: Curitiba Space – Disponível em: <http://curitibaspace.com.br>. Acesso em: 23 set. 2017

A partir do ano 2000, observou-se um crescimento significativo na utilização das estruturas tubulares no Brasil impulsionado pela expansão e modernização dos fabricantes de estruturas metálicas o que tem elevado a produtividade, conferido aos produtos qualidade compatível com os padrões da indústria europeia e tornado seu custo mais atrativo (ARAÚJO, 2011).

Os perfis tubulares possuem diversas vantagens que tornam o seu uso eficiente, produzindo estruturas mais leves, econômicas e competitivas, no entanto, estes devem ser corretamente especificados. Podem ser utilizados em elementos e sistemas estruturais, como pilares, vigas, treliças, estacas de fundação, etc., na construção de edifícios, pontes, passarelas, viadutos, aeroportos, instalações esportivas em geral, galpões, torres de transmissão, entre outras aplicações. A Figura 1.5 apresenta a cobertura treliçada da estação de trem *Kings Cross Station*, na Inglaterra, projeto inaugurado em 2012, considerado a maior cobertura em formato semicircular metálica do mundo e a Figura 1.6 apresenta a cobertura do *British Museum*, também na Inglaterra, inaugurado em 2010 e projetada por *Foster & Partners* chamada de o *Great Court*, sendo considerada a maior praça pública coberta na Europa.

Figura 1.5 - Kings Cross Station – Inglaterra



Fonte: Hufton + Crow. Disponível em: <https://archinect.com/news/article/103099397/som-mecanoo-smiljan-radic-cellular-complexity-and-erdem-architects-are-among-this-week-s-many-winners>. Acesso em: 23 set. 2017

Figura 1.6 – Cobertura do *British Museum – Great Court*



Fonte: Autora

Os perfis tubulares conferem à construção um aspecto de modernidade, possibilitando grandes vãos livres com significativa redução no número de pilares, redução no desperdício de material e nos prazos de construção e por consequência nos custos com manutenção do canteiro.

Outro fator que favorece a estrutura tubular é seu menor custo de pintura e/ ou material de proteção contra incêndio em relação aos perfis abertos (cerca de 52% da área do perfil de seção aberta equivalente), o que se deve considerar na análise de custo do projeto (ARAÚJO, 2011).

### **1.2.2. Fabricação dos Tubos Estruturais**

Os tubos estruturais de aço podem ser classificados, de acordo com o processo de fabricação, em tubos com costura e tubos sem costura. Os tubos circulares sem costura são produzidos, de forma geral, através do processo de laminação a quente, onde um bloco maciço de aço de seção transversal circular sob alta temperatura é conduzido para o laminador perfurador estabelecendo a forma tubular, Figura 1.7-a. Em seguida, outras etapas de laminação são efetuadas até o tubo atingir as dimensões finais de espessura da parede, logo após, esse é resfriado, ao ar livre, até a temperatura ambiente, Figura 1.7-b, o que confere ao mesmo baixas tensões

residuais, e, conseqüentemente, melhores características de resistência à compressão (ARAÚJO *et al.*, 2016).

Figura 1.7 - Tubo sem costura



(a) Processo de Laminação



(b) Leito de Resfriamento

Fonte: (a) Araújo *et al.* (2016); (b) <http://www.rcaautomacao.com.br/Siderurgia1en.php>. Acesso em: 27 set. 2017

Os tubos circulares com costura são produzidos por meio da conformação mecânica, geralmente a frio, de chapas ou tiras de bobinas de aço com posterior soldagem. A solda pode ser longitudinal, Figura 1.8- a, ou helicoidal, Figura 1.8- b. Em virtude do processo de soldagem, caracterizado por indução em alta frequência, a região afetada termicamente possui níveis de tensões residuais diferentes das demais regiões da seção transversal do tubo, também tensionadas devido aos processos de calandragem e expansão (SILVA, 2016).

Figura 1.8 - Tubo com costura



(a) Solda Longitudinal



(b) Solda Helicoidal

Fonte: (a) Araújo *et al.* (2016); (b) <http://www.centerval.com.br/tubos-helicoidais>. Acesso em: 27 set. 2017

Os tubos retangulares e quadrados podem ser produzidos por laminação a quente ou por conformação a frio de tubos circulares com o uso de equipamentos de

perfilação. Essa conformação pode ser feita em tubos com ou sem costura (ARAÚJO *et al.*, 2016).

### **1.2.3. Comportamento Estrutural**

Os perfis tubulares possuem propriedades geométricas que tornam possível a elaboração das mais variadas obras com soluções arrojadas e econômicas (FIRMO, 2003). A utilização de perfis tubulares nos elementos estruturais propicia resistência de maneira econômica à altas solicitações de torção e efeitos combinados, também apresenta alta eficiência na resistência a solicitação de cargas axiais quando comparado com outras seções, além disso possibilita soluções leves e econômicas devido a sua elevada relação resistência / peso próprio.

Outro aspecto importante é a possibilidade de utilização em estruturas mistas de aço e concreto, como por exemplo, pilares constituídos por perfis tubulares preenchidos com concreto, formando uma estrutura com resistência à compressão aumentada e melhor desempenho quando submetidas a altas temperaturas.

Com relação aos esforços de flexão, os tubos de seção transversal circular não apresentam uma performance tão boa quanto na compressão, por isso não são a melhor solução quando se trata de elementos isolados. Para esse esforço, a forma ideal de aplicação do tubo é através da composição de dois ou mais tubos por meio de treliçamentos ou com o emprego de chapas, formando uma seção semelhante à de um perfil I ou outras seções fechadas, cujas mesas são constituídas por tubos (Figura 1.9). Na flexão as seções retangulares apresentam melhor desempenho que os tubos de seção circular, apesar de não ser a melhor seção para este tipo de esforço, sua forma geométrica simplifica as ligações, o que representa uma vantagem de execução. Podem também serem ligados às lajes de concreto por intermédio de conectores de cisalhamento, melhorando consideravelmente sua performance à flexão (ARAÚJO, 2011).

Figura 1.9- Seção transversal composta por mesas em seção tubular e alma em chapa



Fonte: Araújo (2011)

Tanto os tubos de seção transversal circular como os de seção transversal retangular apresentam elevada capacidade resistente à compressão axial, e, quando comparados a perfis de seção aberta, são mais eficazes, levando a estruturas mais esbeltas o que reduz o custo da estrutura como um todo. Além disso, a rigidez dos perfis tubulares reduz a possibilidade de vibrações sob efeitos de cargas cíclicas o que beneficia a sua utilização frente a esforços de tração.

Nos perfis circulares as tensões são melhor distribuídas, devido a sua geometria, em que todos os pontos da seção transversal são equidistantes, o que não ocorre nos perfis retangulares e quadrados, onde pode ocorrer concentração de tensões em um determinado ponto (normalmente nos cantos) causando a falha do material. (BITTENCOURT, 2008)

Uma particularidade importante é que os perfis tubulares laminados a quente, ou aqueles conformados a frio e tratados termicamente, apresentam baixo nível de tensão residual o que melhora sua capacidade resistente à compressão axial.

A utilização de treliças tubulares planas ou espaciais, onde as barras que as constituem estão predominantemente solicitadas por forças axiais de tração ou compressão é a opção comumente empregada em estruturas de grandes vãos devido a seu baixo peso e bom desempenho. (ARAÚJO, 2011)

### **1.3. TRELIÇAS ESTRUTURAIS EM PERFIS TUBULARES**

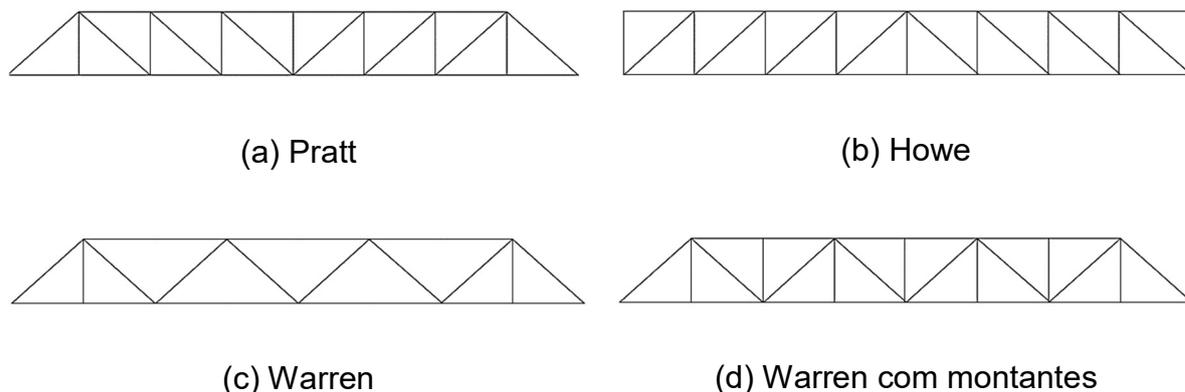
As treliças são um dos sistemas estruturais mais utilizados devido a sua eficiência em vencer grandes vãos com o emprego de peças mais leves se

comparadas com outras configurações de elementos estruturais para a mesma função. As treliças são formadas pela ligação entre barras retas horizontais, chamadas banzos, e barras retas ou inclinadas verticais, chamadas montantes ou diagonais, ligadas em suas extremidades através de rótulas, caracterizando-se por estarem sujeitas predominantemente a esforços axiais sendo o carregamento externo aplicado em seus nós. No entanto, é importante ressaltar que, na prática, rótulas perfeitas não são possíveis de serem executadas o que confere uma certa restrição à livre rotação relativa das barras nos nós, além disso o peso próprio do elemento contribui para geração de esforços de flexão, contudo, considerando-se que os esforços externos solicitantes são mais relevantes que os efeitos de flexão causados pelas ligações e pelo peso próprio, considerar as treliças sujeitas apenas a esforços axiais é apropriado. De acordo com Sussekind (1989) desde que todas as barras tenham seus eixos no mesmo plano e que esses eixos se encontrem num único ponto em cada nó, os resultados reais pouco diferem dos teóricos, validando, portanto, a teoria.

As treliças podem apresentar configurações planas (uniplanares) ou espaciais (multiplanares) de acordo com a distribuição dos seus elementos nos diferentes planos. Segundo Araujo *et al.* (2016), as treliças planas necessitam ter seus banzos comprimidos contidos lateralmente devido a sua grande esbeltez. As treliças espaciais possuem maior estabilidade lateral em comparação com as treliças planas além de apresentarem uma melhor distribuição dos esforços com um menor peso próprio, o que favorece sua utilização para transpor grandes vãos. De acordo com a necessidade estrutural, arquitetônica, e os custos de execução, diferentes configurações de treliças podem ser utilizadas.

A Figura 1.10 mostra algumas configurações geométricas de estruturas planas treliçadas sendo os formatos mais comuns as do tipo Pratt, Howe e Warren. De acordo com Wardenier *et al.* (2008), as treliças tubulares devem ser projetadas de forma que o número de ligações seja minimizado. Dessa forma, o trabalho despendido na sua fabricação e, conseqüentemente, os custos serão menores. A treliça tipo Warren é geralmente a mais utilizada para vencer vãos entre 50 e 100 metros, no entanto, para vãos maiores é necessário a utilização de montantes no intuito de reduzir a distância entre os nós e aumentar a resistência da treliça, formando dessa forma a treliça do tipo Warren com montante.

Figura 1.10 – Configuração usual de treliças



Fonte: Araújo *et al.*, 2016

Conhecendo-se a eficiência dos perfis tubulares em suportar esforços axiais, é correto dizer que esse tipo de perfil apresenta um excelente comportamento quando utilizado em seções de treliças. Segundo Wardenier *et al.* (2010), as treliças projetadas a partir de perfis tubulares apresentam uma capacidade de vencer maiores vãos com menor número de nós, o que torna o custo de fabricação reduzido.

#### 1.4. LIGAÇÕES EM TRELIÇAS TUBULARES

As ligações são de extrema importância para o desempenho estrutural de uma treliça, bem como para a viabilidade econômica da mesma. Para o sistema treliçado, diferentes tipos de ligações podem ser utilizados, dependendo das necessidades construtivas, de fatores arquitetônicos e da facilidade e custos de execução.

Segundo Araújo (2011), os elementos estruturais estão sujeitos a incertezas que fazem com que não se tenha uma garantia de que seu comportamento seja plenamente satisfatório. Estas incertezas são mais expressivas nas ligações devido às imperfeições geométricas presentes nas barras, somadas a falta de ajuste perfeito entre elas, além disso, as tensões e deformações residuais causadas pelo processo de fabricação são geralmente maiores nas ligações. É preciso levar em consideração a complexidade geométrica própria das ligações, tais como descontinuidades que causam concentrações de tensões e a invalidação de teorias estruturais frequentemente utilizadas para a elaboração das formulações de dimensionamento.

De forma geral, as ligações em treliças estruturais podem ser parafusadas ou soldadas em um mesmo plano ou em mais de um plano. Inicialmente, deve-se optar pela ligação mais simples que é a ligação soldada diretamente entre banzos e diagonais. Essa ligação direta também é conhecida como ligação “tubo-tubo” que corresponde ao tipo mais utilizado por questões de custo e facilidade de execução. Alternativamente, podem ser utilizadas também as ligações com chapas, mas somente quando a ligação “tubo-tubo”, por qualquer razão, não for possível de ser executada (ARAÚJO *et al.*, 2016).

No caso de treliças tubulares constituídas por perfis de seção quadrada ou retangular no banzo, os montantes ou diagonais deverão receber um corte reto em diagonal nas suas extremidades para que a soldagem dos elementos possa ser possível, sendo este processo, de forma geral, de fácil execução. Já para as treliças formadas por banzos, diagonais e montantes de seção circular, esse processo é mais complexo, utilizando-se para tal um corte em formato de “boca de lobo” (Figura 1.11), além da necessidade de corte dos chanfros especificados em projeto.

Figura 1.11 - Perfil Tubular Circular - Corte "Boca de Lobo"

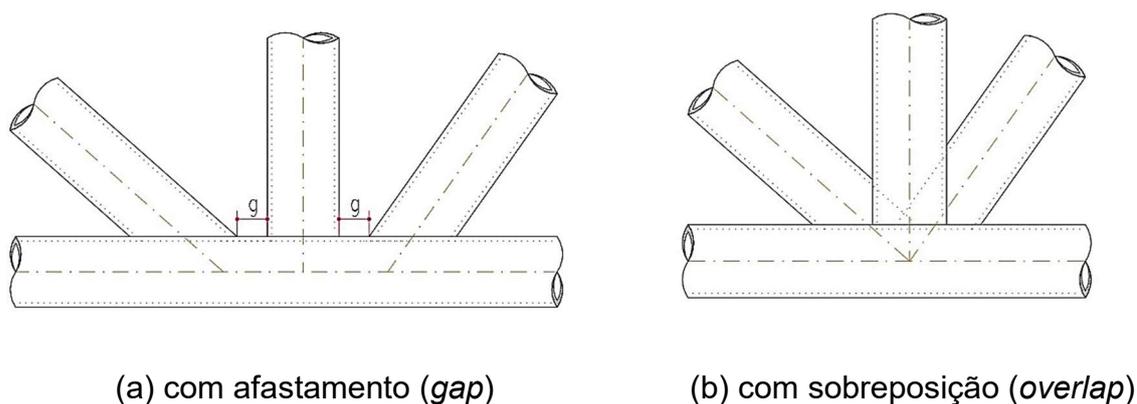


Fonte: Araújo *et al.*, 2016

O uso de máquinas automáticas de controle numérico permite um ajuste quase perfeito entre as diagonais e o banzo circular, com custos apenas ligeiramente superiores aos das ligações com banzos de seção retangular. Não obstante, a opção por banzos de seção circular ou retangular deve-se às questões estruturais, estéticas e de disponibilidade e não mais por questões executivas, (ARAÚJO *et al.*, 2016).

A norma brasileira que define os princípios que regem o projeto de estruturas de aço com perfis tubulares é a ABNT NBR 16239:2013. Segundo esta, as ligações entre as diagonais e montantes com os banzos podem ser com afastamento (*gap*) ou com sobreposição (*overlap*), conforme mostrado na Figura 1.12.

Figura 1.12 - Ligações com e sem afastamento



Fonte: Do autor

Segundo Mendanha (2006), as treliças formadas a partir de ligações com sobreposição apresentam um comportamento melhor quanto a capacidade de carga do que ligações com afastamento, no entanto, as ligações com afastamento são preferidas às parcialmente sobrepostas devido a facilidade de fabricação (corte, encaixe e à soldagem da extremidade).

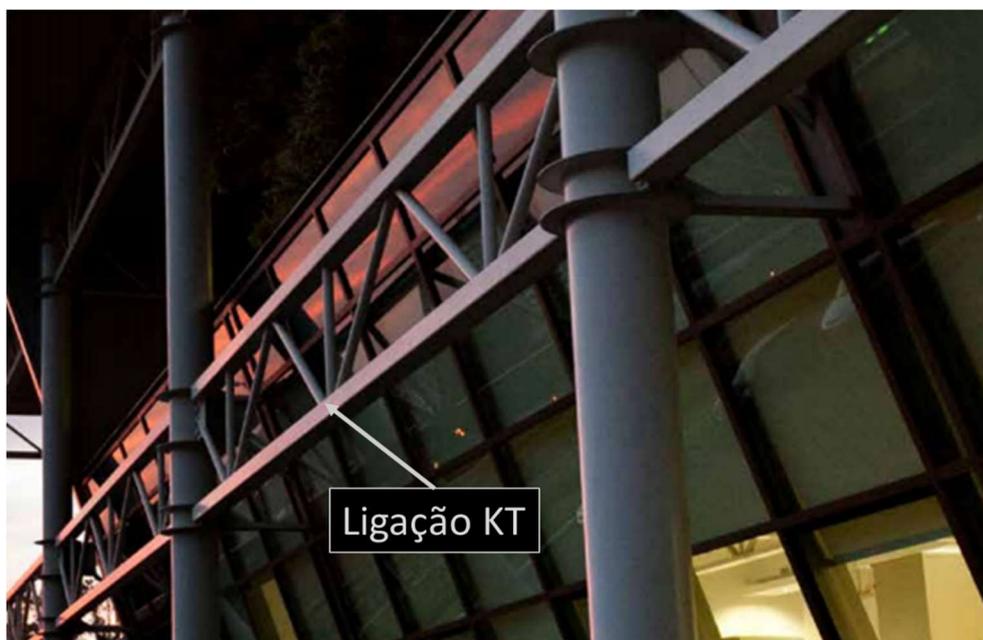
De acordo com Wardenier *et al.* (2010), dependendo da configuração da treliça, vários tipos de ligações podem ser utilizados, dentre os quais pode-se citar, as ligações tipo K, T, Y, N, X e KT, em se tratando de treliças uniplanares, sendo esta classificação determinada de acordo com a geometria resultante da composição das barras e da forma de transferência dos esforços na ligação. Neste trabalho serão analisadas as ligações do tipo KT com afastamento. A Figura 1.13 e a Figura 1.14 mostram obras que empregaram as estruturas tubulares treliçadas com a presença da ligação tipo KT.

Figura 1.13 – Torre e passarela metálica – Museu do Chocolate, SP



Fonte: Disponível em: < <https://anualdesign.com.br/saopaulo/projetos/1268/museu-do-chocolate-nestle/?param=saopaulo/projetos/1268/museu-do-chocolate-nestle/#prettyPhoto>>. Acesso em: 10 fev. 2019.

Figura 1.14 - Centro Administrativo Vallourec – Usina Barreiro



Fonte: VALLOUREC DO BRASIL (2015, p 9)

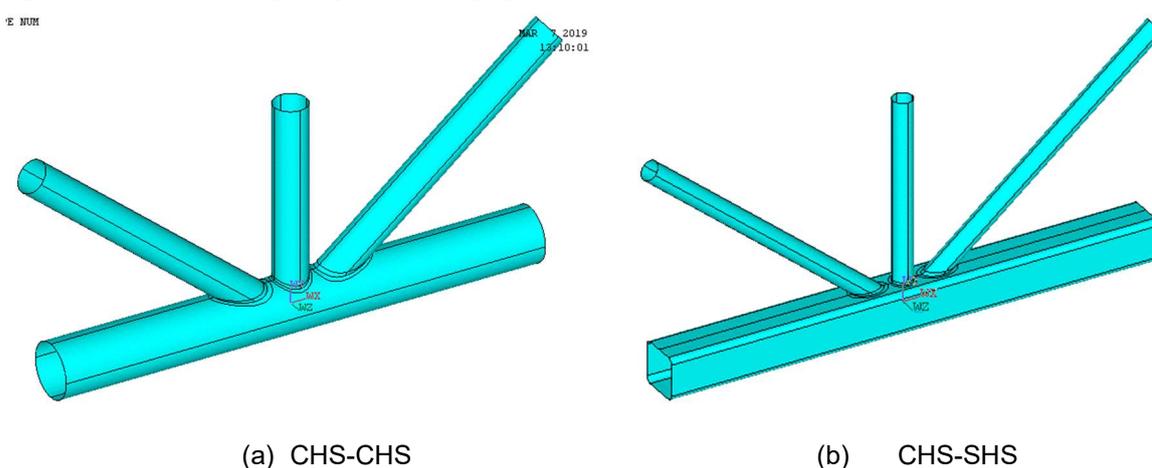
## 1.5. OBJETIVOS

O presente trabalho tem como objetivo geral estudar o comportamento estrutural de ligações soldadas tipo KT de treliças de aço constituídas por banzos em perfis tubulares de seção circular (CHS – *Circular Hollow Section*) e quadrada (SHS – *Square Hollow Section*), e montantes e diagonais em perfis tubulares de seção circular (CHS), conforme configuração geométrica apresentada na Figura 1.15.

Os objetivos específicos consistem em:

- elaborar um estado da arte com as pesquisas mais recentes sobre o comportamento de ligações soldadas em treliças de aço com perfis tubulares;
- propor modelos numéricos que simulem da forma mais realista possível, o comportamento das ligações soldadas tipo KT;
- avaliar as prescrições normativas com base nos resultados numéricos;
- avaliar a influência do tipo de seção transversal utilizada no banzo e de parâmetros geométricos na resistência e rigidez da ligação e na distribuição das tensões e deformações na região nodal.

Figura 1.15 – Configuração das ligações estudadas neste trabalho



Fonte: Autora

## 1.6. JUSTIFICATIVA

Devido à crescente utilização de perfis tubulares como elemento estrutural nas mais diversas aplicações, fazem-se necessários estudos sobre o comportamento de estruturas compostas por perfis tubulares, incluindo suas ligações, uma vez que estas apresentam particularidades se comparadas com as estruturas em perfis de seção aberta. É comum o uso de perfis tubulares em estruturas treliçadas, onde as barras (diagonais, montante e banzo) estão submetidas principalmente a solicitação axial, porém, ao contrário das barras, as ligações são geralmente submetidas a solicitações complexas e na maioria das vezes, tornam-se os locais mais críticos da estrutura tubular, governando o seu dimensionamento.

Diversos trabalhos vêm sendo conduzidos a fim de avaliar a resistência última e a influência dos fatores geométricos na resistência da ligação, no entanto, a dispersão dos dados numéricos obtidos em relação às prescrições normativas ainda é grande, sendo necessários trabalhos que avaliem minuciosamente o comportamento destas ligações, com interesse particular no comportamento das ligações soldadas visto que estas são as mais empregadas e, portanto, demandam por estudos mais detalhados a fim de tornar o seu dimensionamento mais seguro e com menor gasto de recursos.

Interesse particular têm-se nas ligações do tipo KT, uma vez que estão presentes nas principais configurações de treliças utilizadas nas mais variadas obras, desde estruturas de cobertura até plataformas e as prescrições normativas não abordam detalhadamente a sua metodologia de cálculo.

Além disso, de acordo com Freitas *et al.* (2010), as ligações desempenham um papel importante tanto no comportamento estrutural, como no custo e facilidade de execução das estruturas o que influencia sensivelmente o preço final da estrutura. Assim, as ligações devem ser projetadas de maneira a reduzir a complexidade da execução, reduzindo conseqüentemente o custo. Ligações com banzos tubulares de seção circular exigem uma série de cortes em boca de lobo com complexidade elevada e, portanto, custos ligeiramente maiores quando comparados a ligações em banzos retangulares. Por outro lado, banzos tubulares de seção circular apresentam rigidez local a deformações sensivelmente maiores que banzos tubulares

retangulares, além de outras vantagens, como melhor comportamento sob cargas dinâmicas.

## **1.7. METODOLOGIA**

Visando alcançar os objetivos deste trabalho, inicialmente realizou-se uma revisão bibliográfica com base em artigos científicos, dissertações de mestrado, teses de doutorado além de normas e guias de projeto, brasileiras e internacionais.

Desenvolveu-se um modelo numérico em elementos finitos, utilizando-se o programa comercial ANSYS v.17.0 e a análise de sensibilidade de malha foi implementada com o intuito de se gerar modelos com o número de elementos adequado, para não onerar o tempo de processamento. Análises numéricas foram conduzidas considerando-se as não linearidades geométrica e de material com a teoria de grandes deslocamentos. O modelo foi aferido por meio de estudos experimentais disponíveis na literatura.

Diversos modelos para as ligações em estudo foram implementados, mantendo-se as dimensões geométricas das diagonais e do montante constantes e variando-se a seção transversal do banzo quanto a sua forma, circular (CHS) ou quadrada (SHS), e dimensões. A análise dos resultados desses modelos permitiu uma avaliação das normas ABNT NBR 16239:2013, do EN1993-1-8:2005 e da ISO 14346:2013. Adicionalmente, conclusões a respeito da influência de parâmetros geométricos na resistência e rigidez da ligação e na distribuição das tensões e deformações na região nodal foram obtidas.

## **1.8. DESCRIÇÃO DO TRABALHO**

O primeiro capítulo considera uma introdução sobre perfis tubulares, treliças de aço tubulares e ligações em treliças tubulares. Os objetivos, a metodologia e a justificativa da pesquisa também são descritos.

O segundo capítulo apresenta os conceitos fundamentais para o dimensionamento de ligações em estruturas tubulares com base nas prescrições da ABNT NBR 16239:2013, do EN1993-1-8:2005 e da ISO 14346:2013.

O terceiro capítulo apresenta as principais pesquisas relacionadas às ligações tubulares e a descrição dos estudos experimentais utilizados para a aferição do modelo numérico do presente trabalho.

O quarto capítulo descreve a elaboração do modelo numérico por meio do programa ANSYS v. 17.0 elucidando as condições de contorno, os tipos de elementos, as características geométricas, as propriedades dos materiais e outras informações pertinentes ao modelo numérico. Além disso, apresenta a aferição do modelo numérico com base nos resultados experimentais encontrados por Mayor (2010) para as ligações KT com banzo retangular, Zhu *et al.* (2014) para as ligações T com banzo circular e Koning *et al.* (1981) para as ligações K com banzo circular.

No quinto capítulo é apresentada a análise paramétrica, avaliando a influência dos parâmetros geométricos na resistência e rigidez das ligações, e comparando os resultados alcançados numericamente com os resultados obtidos por meio da análise teórica segundo as prescrições normativas.

O sexto capítulo apresenta as conclusões deste trabalho e sugestões para estudos futuros.

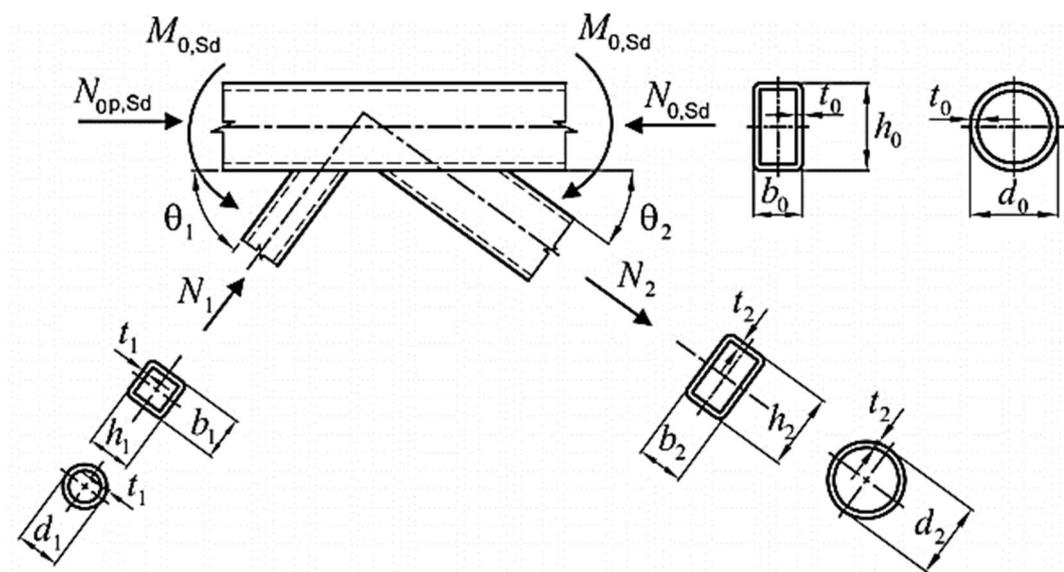
## 2. FUNDAMENTOS E ANÁLISE TEÓRICA

O comportamento das ligações em estruturas tubulares depende do caminho percorrido pela carga no elemento, uma vez que esse caminho determina os pontos onde podem ocorrer falhas, sendo que as dimensões dos elementos nessa região, largura e espessura, irão influenciar na possibilidade de ocorrer mais falhas em determinados pontos do que em outros. A distribuição da rigidez interna e as propriedades dos materiais também realizam um papel importante nesta determinação (WARDENIER *et al.*, 2010).

### 2.1. PARÂMETROS GEOMÉTRICOS

Os parâmetros e convenções utilizados para as ligações uniplanares com afastamento, conforme a ABNT NBR 16239:2013, são mostrados na Figura 2.1.

Figura 2.1 – Convenções e parâmetros em ligações uniplanares com afastamento



Fonte: ABNT NBR 16239 (2013, p. 18)

onde

$N_{0p,Sd}$  é força axial solicitante de cálculo no banzo

$M_{0p,Sd}$  é o momento fletor solicitante de cálculo na ligação

$b_0, h_0, t_0$  e  $d_0$  são as dimensões geométricas do banzo, respectivamente, largura, altura, espessura e diâmetro

$b_n, h_n, t_n$  e  $d_n$ , com  $n = 1, \dots, m$ , são as dimensões geométricas das diagonais e montantes, respectivamente, largura, altura, espessura e diâmetro

$\theta_n$  com  $n = 1, \dots, m$ , é o ângulo entre o banzo e as diagonais e montantes.

$N_n$  com  $n = 1, \dots, m$ , são a força axial solicitante de cálculo nas diagonais e montantes

Parâmetros geométricos adicionais são utilizados nas expressões normativas.

a)  $\beta$  - relação entre o diâmetro médio ou largura da diagonal ou montante e o diâmetro ou a largura do banzo.

$$\beta = \frac{d_1 + d_2 + d_3}{3d_0} \text{ ou } \beta = \frac{d_1 + d_2 + d_3}{3b_0} \quad (1)$$

b)  $\gamma$  - relação entre a largura ou o diâmetro do banzo e duas vezes a sua espessura

$$\gamma = \frac{d_0}{2t_0} \text{ ou } \gamma = \frac{b_0}{2t_0} \quad (2)$$

c)  $k_g$  - fator geométrico para ligação com banzo circular, dado, para ligações com afastamento por:

$$k_g = \gamma^{0,2} \left[ 1 + \frac{0,024\gamma^{1,2}}{1 + \exp(0,5 g/t_0 - 1,33)} \right] \quad (3)$$

Onde  $g$  representa o afastamento entre as diagonais e montante longitudinalmente ao banzo e  $\gamma$  é dado na equação ( 2 ).

Além de parâmetros geométricos, também são necessários parâmetros que dependem do estado de tensão do banzo em relação à resistência ao escoamento do aço sendo estes representados como  $n_p$ , equação ( 6 ), para seções circulares e  $n$ , equação ( 11 ), para seções retangulares.

Para considerar o efeito da redução na resistência da ligação nas situações em que o banzo esteja submetido a combinação de força axial e momento fletor, tem-se os parâmetros  $k_p$  e  $k_n$ , relacionados aos banzos circular e retangular respectivamente. As expressões de  $k_p$  são dadas nas equações ( 4 ) e ( 5 ) conforme o valor de  $n_p$ .

$$k_p = 1 + 0,3n_p - 0,3n_p^2 \quad \text{para } n_p < 0 \quad (4)$$

$$k_p = 1 \quad \text{para } n_p \geq 0 \quad (5)$$

$$n_p = \frac{\sigma_{0p,sd}}{f_{y0}} \quad (6)$$

onde

$f_{y0}$  é a resistência ao escoamento do aço do perfil do banzo

$\sigma_{0p,sd}$  é tomado com sinal negativo para esforço de compressão e determinado conforme equação ( 7 ).

$$\sigma_{0p,sd} = \frac{N_{0p,sd}}{A_0} + \frac{M_{0,sd}}{W_0} \quad (7)$$

onde

$M_{0,sd}$  é o momento fletor solicitante de cálculo na ligação;

$A_0$  é a área da seção transversal do banzo;

$W_0$  é o módulo de resistência elástico da seção transversal

$N_{0p,sd}$ , dado pela equação ( 8 ), representa o valor da força axial solicitante de cálculo no banzo, excluindo-se as forças de cálculo dadas pelas componentes das diagonais projetadas no eixo longitudinal do banzo da ligação.

$$N_{0p,sd} = N_{0,sd} - \sum N_{i,sd} \cos \theta_i \quad (8)$$

onde

$N_{0,sd}$  é a força axial solicitante de cálculo no banzo que contribui para tensão  $\sigma_{0,sd}$ ;

$N_{i,sd}$  e  $\theta_i$  são as forças axiais solicitantes de cálculo e suas inclinações, em relação ao eixo do banzo, das diagonais e montantes do nó;

As expressões de  $k_n$  são dadas nas equações ( 9 ) e ( 10 ) conforme o valor de  $n$ , dado pela equação ( 11 ).

$$k_n = 1,3 + \frac{0,4n}{\beta} \leq 1,0 \quad \text{para } n < 0 \quad ( 9 )$$

$$k_n = 1,0 \quad \text{para } n \geq 0 \quad ( 10 )$$

$$n = \frac{\sigma_{0,sd}}{f_{y0}} \quad ( 11 )$$

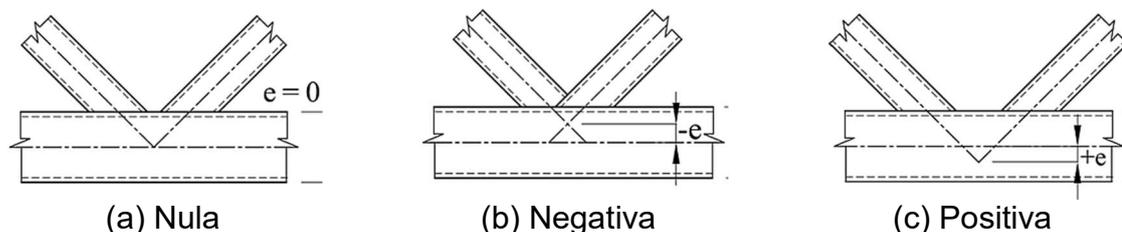
Onde  $\sigma_{0,sd}$  é tomado com sinal negativo para esforço de compressão, determinado conforme equação ( 12 ).

$$\sigma_{0,sd} = \frac{N_{0,sd}}{A_0} + \frac{M_{0,sd}}{W_0} \quad ( 12 )$$

## 2.2. EXCENTRICIDADE DAS LIGAÇÕES

Tanto as ligações com afastamento quanto as ligações com sobreposição podem gerar excentricidade na região nodal, que irão influenciar na distribuição do momento fletor. Dessa forma, quando o encontro do eixo das diagonais ou montantes com relação ao eixo do banzo forem coincidentes a excentricidade é dita nula (Figura 2.2-a). Se esse encontro ocorrer acima do eixo do banzo, a excentricidade é dita negativa (Figura 2.2-b), já quando esse encontro for abaixo do eixo do banzo, a excentricidade é dita positiva (Figura 2.2-c).

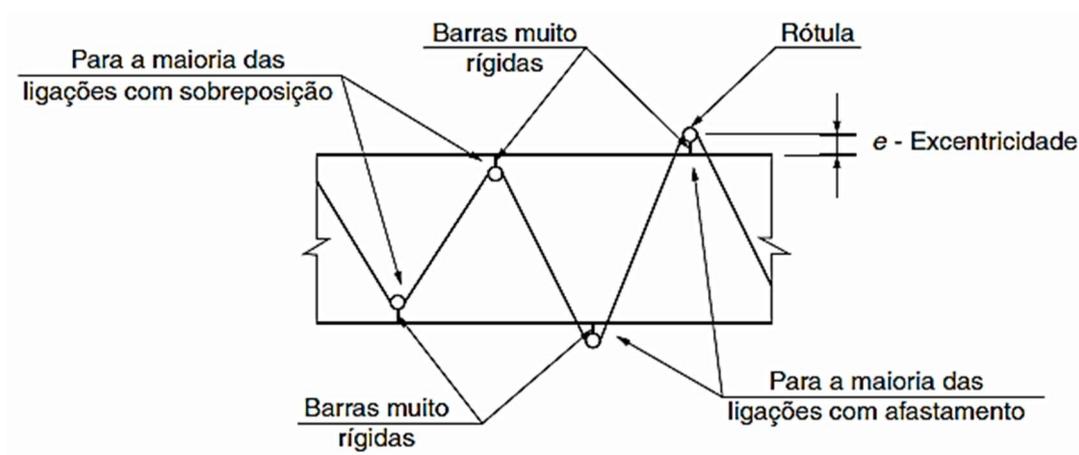
Figura 2.2 - Excentricidade das ligações



Fonte: Adaptado de ABNT NBR 16239 (2013, p. 11)

Os momentos fletores oriundos da excentricidade da ligação ou de forças transversais aplicadas aos banzos podem ser desprezados no dimensionamento das diagonais e montantes, devendo-se, entretanto, serem considerados no dimensionamento dos banzos, sendo distribuídos entre as barras de cada lado do nó do banzo de acordo com o seu coeficiente de rigidez relativa,  $I/L$ , onde  $I$  representa o momento de inércia da seção transversal em relação ao eixo perpendicular ao plano da treliça e  $L$  o comprimento da barra medido entre os nós. Essa distribuição pode ser feita diretamente, utilizando-se o modelo de análise apresentado na Figura 2.3 (ABNT NBR 16239, 2013).

Figura 2.3 - Modelo de análise



Fonte: ABNT NBR 16239 (2013, p. 10)

No caso do dimensionamento das ligações, o momento fletor também pode ser desprezado desde que o sistema estrutural em viga treliçada, banzos e diagonais seja suficientemente flexível (baixa rigidez a flexão) de modo a tornar desprezível o valor do momento fletor nessas barras, ou, se o valor da excentricidade,  $e$ , da ligação estiver dentro dos limites dados pelas equações ( 13 ) e ( 14 ).

Para ligações com banzo circular (CHS)

$$-0,55d_0 \leq e \leq 0,25d_0 \quad (13)$$

Para ligações com banzo retangular (RHS)

$$-0,55h_0 \leq e \leq 0,25h_0 \quad (14)$$

Os parâmetros  $d_0$  e  $h_0$  são as dimensões geométricas do banzo, respectivamente, diâmetro e altura.

Para as ligações KT, considerando a geometria da ligação, conforme descrito em Araújo *et al.* (2016), a excentricidade pode ser obtida pela equação (15) para os banzos de seção circular. Para os banzos com seção quadrada a equação (15) ainda é válida alterando apenas o parâmetro  $d_0$  para o parâmetro  $h_0$ .

$$e = \frac{\tan \theta}{2} \left( \frac{d_1}{\text{sen } \theta} + d_3 + 2g \right) - \frac{d_0}{2} \quad (15)$$

onde

$d_1$  é o diâmetro das diagonais

$d_3$  é o diâmetro do montante

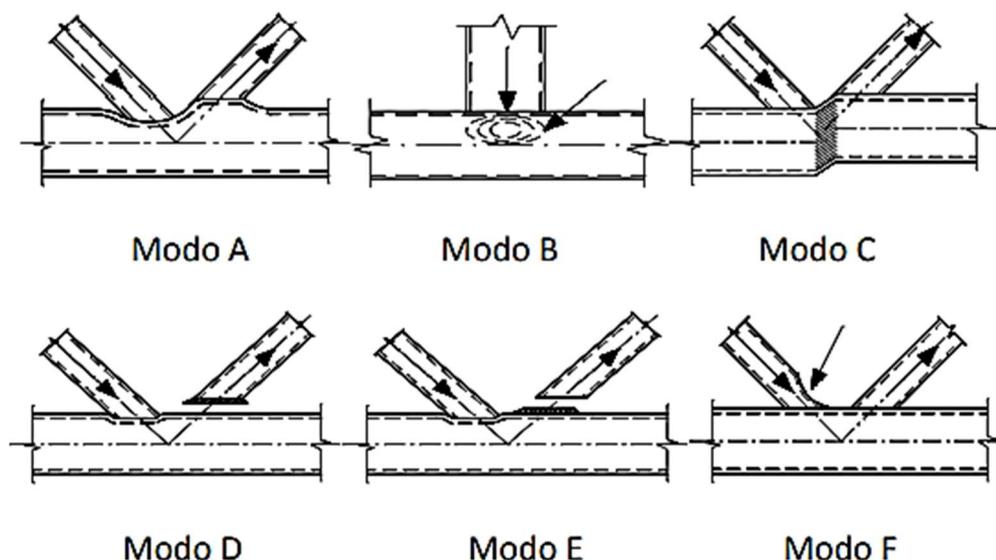
$g$  é o afastamento entre as diagonais e montante longitudinal ao banzo

$\theta$  é o ângulo entre o banzo e a diagonal

### 2.3. MODOS DE FALHA

Os modos de falha (Figura 2.4) representam as recomendações para a determinação da capacidade resistente das ligações de acordo com a configuração geométrica e do carregamento que está submetida, (FREITAS *et al.*, 2010). Assim, a capacidade resistente de cálculo das ligações entre perfis tubulares é fundamentada segundo a ABNT NBR 16239:2013 em seis modos possíveis de falha.

Figura 2.4 - Modos de falha para ligações tubulares



Fonte: Duarte *et al.* (2015, p.202)

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

Segundo Araújo *et al.* (2016) nem todos os modos de falha precisam ser verificados para um determinado tipo de ligação uma vez que alguns modos não ocorrem ou não são dominantes no comportamento da ligação.

## 2.4. CRITÉRIOS DE VALIDAÇÃO DOS PROCEDIMENTOS NORMATIVOS DE CÁLCULO

Para que os procedimentos normativos de cálculo sejam válidos, devem ser atendidas relações limites associadas às dimensões e ao tipo de aço das barras, assim como à geometria da ligação e das soldas. Esses limites são oriundos de condições construtivas e análises experimentais e numéricas utilizadas para calibração das equações. Os requisitos necessários são:

- Os ângulos  $\theta_i$  entre o banzo e as diagonais e entre montante e diagonais adjacentes não podem ser inferiores a  $30^\circ$ ;
- As extremidades dos tubos que se encontram em uma ligação devem ser preparadas de modo que a forma da seção transversal não seja modificada. As ligações de tubos com extremidades amassadas não são previstas;
- Em ligações com afastamento, visando permitir soldagem adequada, a dimensão  $g$  deve ser igual ou superior à soma das espessuras das diagonais ou montantes ligados;
- Para perfis de aço com resistência ao escoamento superior a 350 MPa, a resistência de cálculo, deve ser dividida, por um coeficiente de ajustamento,  $\gamma_n$ , igual a 1,1, com exceção da resistência da solda;
- A espessura nominal da parede dos perfis tubulares não pode ser inferior a 2,5 mm.

Para as ligações soldadas entre perfis tubulares circulares (CHS-CHS), deve-se atender ainda às seguintes relações para que a resistência de cálculo das ligações seja assumida como o menor valor encontrado para os modos de falha A e D.

$$0,2 \leq \frac{d_i}{d_0} \leq 1,0 \quad (16)$$

$$10 \leq \frac{d_i}{t_i} \leq 50 \quad (17)$$

$$10 \leq \frac{d_0}{t_0} \leq 50 \quad (18)$$

Para as ligações soldadas entre perfis tubulares com banzo de seção retangular e diagonais e montantes de seção circular (CHS-RHS), deve-se atender as seguintes relações:

a) Para banzos comprimidos

$$\frac{d_i}{t_i} \leq 0,05 \frac{E}{f_y} \quad (19)$$

b) Para banzos tracionados

$$\frac{d_i}{t_i} \leq 50 \quad (20)$$

c) Para banzos comprimidos ou tracionados

$$0,4 \leq \frac{d_i}{b_0} \leq 0,8 \quad (21)$$

$$\frac{d_0}{t_0} \leq \begin{cases} 50 \\ 0,05 \frac{E}{f_y} \end{cases} \quad (22)$$

Para ligações soldadas entre diagonais ou montantes de perfis tubulares circulares e banzos de perfis tubulares quadrados (CHS-SHS), obedecendo-se as condições adicionais mostradas nas equações ( 23 ) e ( 24 ), a resistência de cálculo da ligação pode ser obtida de forma simplificada, considerando-se apenas os modos de falha A ou E. Caso estes critérios não sejam atendidos, deve-se utilizar, as formulações previstas para banzos de perfil retangular, conforme modo de falha aplicável.

$$0,60 \leq \frac{d_1 + d_2 + d_3}{3d_1} \leq 1,30 \quad (23)$$

$$\frac{b_0}{t_0} \geq 15 \quad (24)$$

Como a ligação tipo KT não está prevista na ABNT NBR 16239:2013 para as ligações CHS-SHS, as formulações estabelecidas para a ligação tipo K com

afastamento foram adaptadas para serem utilizadas na determinação das resistências para as ligações tipo KT, conforme proposto por Nunes (2012).

## 2.5. DIMENSIONAMENTO DA LIGAÇÃO

A resistência de cálculo de uma ligação tubular deve ser tomada como o menor valor calculado para todos os modos de falha aplicáveis. Para as ligações entre perfis tubulares circulares (CHS-CHS), deve-se verificar o modo de falha de plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo, junto a diagonais ou montante (Modo de Falha A) e o modo de falha de ruptura por punção da parede do banzo na área de contato com diagonais ou montantes (Modo de falha D). No caso de ligações entre perfis de banzos quadrados e diagonais / montante circulares (CHS-SHS), desde que os critérios de validação das equações ( 23 ) e ( 24 ) sejam atendidos, deve-se verificar a plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo, junto a diagonais ou montantes (Modo de falha A).

Para as ligações CHS-SHS, cujos critérios de validação mostrados nas equações ( 23 ) e ( 24 ) não são atendidas, deve-se verificar os modos de falha aplicáveis às ligações entre perfis de seção retangular no banzo e circular nas diagonais e montante (CHS-RHS) que compreende, além do modo de falha A, a plastificação ou instabilidade por cisalhamento do banzo, junto a diagonais ou montantes (Modo de falha C), a ruptura por punção da parede do banzo na área de contato com diagonais ou montantes (Modo de falha D) e a ruptura ou plastificação de diagonais ou montantes na região da solda oriunda da distribuição não uniforme de tensão (Modo de falha E).

### 2.5.1. Prescrições da ABNT NBR 16239:2013

A resistência de cálculo das ligações CHS-CHS é determinada conforme apresentado na equação ( 25 ) compreendendo o modo de falha D (ruptura por punção da parede do banzo na área de contato com diagonais ou montantes).

Quando  $d_i \leq d_0 - 2t_0$

$$N_{1,Rd} = 0,66f_{y0}t_0\pi d_i \left( \frac{1 + \text{sen}\theta_1}{2\text{sen}^2\theta_1} \right) / \gamma_{a1} \quad (25)$$

Adicionalmente, para as ligações tipo KT onde uma diagonal está comprimida e a outra tracionada, sendo o montante comprimido ou tracionado devem ser atendidos ainda os critérios dados nas equações ( 26 ) e ( 27 ), onde  $N_{1,Rd}$  é o valor do esforço normal resistente correspondente ao modo de falha A (plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo, junto a diagonais ou montantes) para as ligações do tipo K, conforme mostrado na equação ( 28 ).

$$N_{1,sd}\text{sen}\theta_1 + N_{3,sd}\text{sen}\theta_3 \leq N_{1,Rd}\text{sen}\theta_1 \quad (26)$$

$$N_{2,sd}\text{sen}\theta_2 \leq N_{1,Rd}\text{sen}\theta_1 \quad (27)$$

$$N_{1,Rd} = \frac{k_g k_p f_{y0} t_0^2}{\text{sen}\theta_1} \left( 1,98 + 11,22 \left( \frac{d_1 + d_2 + d_3}{3d_0} \right) \right) / \gamma_{a1} \quad (28)$$

Para as ligações KT do tipo CHS-RHS ou CHS-SHS, a norma brasileira não deixa claro qual formulação utilizar na determinação da resistência da ligação, logo, neste trabalho, optou-se por considerar o modo de falha prescrito na referida norma para a ligação tipo K com afastamento, substituindo o valor de  $\beta = (d_1 + d_2)/2b_0$  por  $\beta = (d_1 + d_2 + d_3)/3b_0$  conforme descrito por Nunes (2012).

Sendo assim, as equações para determinação da força resistente de cálculo para as ligações KT do tipo CHS-SHS são apresentadas nas equações ( 29 ) e ( 30 ) compreendendo a verificação do modo de falha A (plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo, junto a diagonais ou montantes).

Para  $\beta \leq 1,0$

$$N_{1,Rd} = \frac{\pi 9,79\gamma^{0,5}k_n f_{y0} t_0^2}{4 \text{sen}\theta_1} \left( \frac{d_1 + d_2 + d_3}{3b_0} \right) / \gamma_{a1} \quad (29)$$

$$N_{2,Rd} = \left( \frac{\text{sen } \theta_1}{\text{sen } \theta_2} \right) N_{1,Rd} \quad (30)$$

Para as ligações CHS-RHS avalia-se o modo de falha A, de acordo com as equações (29) e (30), apresentadas anteriormente, modo de falha C, por meio das equações (31) à (33), modo de falha E, com base nas equações (34) à (36) e modo de falha D, caracterizado pelas equações (37) à (39).

Modo de falha C - Plastificação ou instabilidade por cisalhamento do banzo, junto a diagonais ou montantes

$$N_{1,Rd} = \frac{0,66f_{y0}A_v}{\text{sen}\theta_1}/\gamma_{a1} \quad (31)$$

$$N_{2,Rd} = \frac{\text{sen } \theta_1}{\text{sen } \theta_2} N_{1,Rd} \quad (32)$$

$$N_{0,Rd} = 1,1 \left[ (A_0 - A_v)f_{y0} + A_vf_{y0}\sqrt{1 - (V_{sd}/V_{pl,Rd})^2} \right] / \gamma_{a1} \quad (33)$$

Modo de falha E - Ruptura ou plastificação de diagonais ou montantes na região da solda oriunda da distribuição não uniforme de tensão

$$N_{1,Rd} = \frac{\pi}{4} 1,1f_{y1}t_1(2h_1 - 4t_1 + b_1 + b_{1,ef})/\gamma_{a1} \quad (34)$$

$$N_{2,Rd} = \frac{\pi}{4} 1,1f_{y2}t_2(2h_2 - 4t_2 + b_2 + b_{2,ef})/\gamma_{a1} \quad (35)$$

Onde,  $b_{i,ef}$  é o parâmetro de largura dado pela equação (36), onde, para perfis circulares  $b_i = d_i$ .

$$b_{i,ef} = \frac{10}{b_0/t_0} \frac{f_{y0}t_0}{f_{yi}t_i} b_i \leq b_i \quad (i = 1 \text{ ou } 2) \quad (36)$$

Modo de falha D - Ruptura por punção da parede do banzo na área de contato com diagonais ou montantes

Para  $\beta \leq (1 - 1/\gamma)$

$$N_{1,Rd} = \frac{\pi 0,66 f_{y0} t_0}{4 \operatorname{sen} \theta_1} \left( \frac{2d_1}{\operatorname{sen} \theta_1} + d_1 + b_{1,ep} \right) / \gamma_{a1} \quad (37)$$

$$N_{2,Rd} = \frac{\pi 0,66 f_{y0} t_0}{4 \operatorname{sen} \theta_2} \left( \frac{2d_2}{\operatorname{sen} \theta_2} + d_2 + b_{2,ep} \right) / \gamma_{a1} \quad (38)$$

Onde  $b_{i,ep}$  é o parâmetro de largura dado pela equação ( 39 ).

$$b_{i,ep} = \frac{10}{b_0/t_0} b_i \leq b_i \quad (i = 1 \text{ ou } 2) \quad (39)$$

É importante ressaltar que estudos recentes sugerem coeficientes de ajustes diferentes dos expressos na NBR 16239:2013. Araújo *et al.* (2016) resalta que esta diferença ocorre em razão de ajustes provenientes de avanços atuais no sistema de calibração dessas equações, no entanto, neste trabalho, optou-se por considerar as expressões contidas na norma atualmente em vigor.

### 2.5.2. Prescrições do EN1993-1-8:2005

Para a determinação da resistência de cálculo da ligação entre perfis tubulares circulares (CHS-CHS) de acordo com o EN1993-1-8:2005 deve-se verificar o modo de falha D (ruptura por punção) conforme expresso na equação ( 40 ).

Quando  $d_i \leq d_0 - 2t_0$

$$N_{1,Rd} = \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}} t_0 \pi d_i \left( \frac{1 + \operatorname{sen} \theta_1}{2 \operatorname{sen}^2 \theta_1} \right) / \gamma_{M5} \quad (40)$$

O coeficiente de ponderação  $\gamma_{M5}$  deve ser tomado igual a 1,0, e os demais parâmetros, conforme definido anteriormente para a ABNT NBR 16239:2013.

Adicionalmente, para as ligações KT, deve ser verificado as equações ( 41 ) até ( 42 ), onde  $N_{1,Rd}$  é definido conforme equação ( 43 ) para o modo de falha A (Plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo).

$$N_{1,Sd} \text{sen}\theta_1 + N_{3,Sd} \text{sen}\theta_3 \leq N_{1,Rd} \text{sen}\theta_1 \quad (41)$$

$$N_{2,Sd} \text{sen}\theta_2 \leq N_{1,Rd} \text{sen}\theta_1 \quad (42)$$

$$N_{1,Rd} = \frac{k_g k_p f_{y0} t_0^2}{\text{sen}\theta_1} \left( 1,8 + 10,2 \left( \frac{d_1 + d_2 + d_3}{3d_0} \right) \right) / \gamma_{M5} \quad (43)$$

Para as ligações tipo KT com afastamento entre banzo retangular ou quadrado e diagonal / montante circular, o EN1993-1-8:2005 não deixa claro qual formulação utilizar. Logo, optou-se por considerar a formulação estabelecida para as ligações tipo K com afastamento conforme procedimento descrito por Nunes (2012) e adotado também para a formulação da ABNT NBR 16239:2013. Desta forma, para ligações com bantos quadrados (CHS-SHS) que atendam as condições adicionais de validação de acordo com as equações ( 23 ) e ( 24 ), deve-se verificar o modo de falha A, conforme equação ( 44 ).

Para  $\beta \leq 1,0$

$$N_{1,Rd} = \frac{\pi 8,9 \gamma^{0,5} k_n f_{y0} t_0^2}{4 \text{sen}\theta_1} \left( \frac{d_1 + d_2 + d_3}{3b_0} \right) / \gamma_{M5} \quad (44)$$

Para as ligações CHS-SHS que não atendam aos requisitos de validação dados pelas equações ( 23 ) e ( 24 ), além do modo de falha A, definido anteriormente, deve-se verificar ainda os modos de falha aplicáveis às ligações entre perfis CHS-RHS, conforme equações ( 45 ) até ( 47 ),

Modo de falha C - Plastificação ou instabilidade por cisalhamento do banzo, junto a diagonais ou montantes

$$N_{1,Rd} = \frac{f_{y0} A_v}{\sqrt{3} \text{sen}\theta_1} / \gamma_{M5} \quad (45)$$

Modo de falha E - Ruptura ou plastificação de diagonais ou montantes na região da solda oriunda da distribuição não uniforme de tensão

$$N_{1,Rd} = \frac{\pi}{4} f_{y1} t_1 (2d_1 - 4t_1 + d_1 + b_{eff}) / \gamma_{M5} \quad (46)$$

Modo de falha D - Ruptura por punção da parede do banzo na área de contato com diagonais ou montantes

Para  $\beta \leq (1 - 1/\gamma)$

$$N_{1,Rd} = \frac{\pi}{4} \frac{f_{y0} t_0}{\sqrt{3} \sin \theta_1} \left( \frac{2d_1}{\sin \theta_1} + d_1 + b_{ep} \right) / \gamma_{M5} \quad (47)$$

### 2.5.3. Prescrições da ISO 14346:2013

A ISO 14346:2013 não prevê o dimensionamento das ligações tipo KT com afastamento, desta forma, optou-se, neste trabalho, por utilizar a formulação descrita para a ligação tipo K com afastamento para os modos de falhas de acordo com o previsto nas normas brasileira e europeia.

No que tange o dimensionamento de ligações entre perfis CHS-CHS deve ser verificado o modo de falha A, conforme equações (48) até (52) e o modo de falha D, por meio da equação (53).

$$F_i^* = Q_u Q_f \frac{\sigma_{y0} t_0^2}{\sin \theta_i} \quad (48)$$

$$Q_u = 1,65(1 + 8\beta^{1,6})\gamma^{0,3} \left[ 1 + \frac{1}{1,2 + (g/t_0)^{0,8}} \right] \quad (49)$$

$$Q_f = (1 - |n|)^{c_1} \quad (50)$$

$$n = \frac{F_0}{F_{pl,0}} + \frac{M_0}{M_{pl,0}} \quad (51)$$

$$c_1 = \begin{cases} 0,25 & n < 0 \\ 0,20 & n \geq 0 \end{cases} \quad (52)$$

Para  $d_i \leq d_0 - 2t_0$

$$F_i^* = 0,58\sigma_{y0}\pi d_i t_0 \frac{1 + \sin \theta_i}{2\sin^2 \theta_i} \quad (53)$$

Onde,

$F_i^*$  representa a resistência de cálculo da ligação, expressa em termos da força axial na barra

$\sigma_{y0}$  equivale a tensão de escoamento da barra.

No caso das ligações entre perfis CHS-SHS, desde que atendidas as condições adicionais de validação apresentadas nas equações ( 23 ) e ( 24 ), pode-se verificar apenas a plastificação do banzo, modo de falha A, conforme equações ( 54 ) à ( 58 ).

$$F_i^* = \frac{\pi}{4} Q_u Q_f \frac{\sigma_{y0} t_0^2}{\sin \theta_i} \quad (54)$$

$$Q_u = 14\beta\gamma^{0,3} \quad (55)$$

$$Q_f = (1 - |n|)^{C_1} \quad (56)$$

$$n = \frac{F_0}{F_{pl,0}} + \frac{M_0}{M_{pl,0}} \quad (57)$$

$$C_1 = \begin{cases} 0,5 - 0,5\beta \geq 0,10, & n < 0 \\ 0,10, & n \geq 0 \end{cases} \quad (58)$$

Para as ligações entre perfis CHS-SHS que não atendem as condições adicionais de validação, dadas nas equações ( 23 ) e ( 24 ), deve-se verificar os modos de falha previstos para as ligações entre perfis CHS-RHS, sendo estes os modos de falha A, conforme determinado nas equações ( 54 ) à ( 58 ), modo de falha C, de acordo com as equações ( 59 ) e ( 60 ), modo de falha D, caracterizado pelas equações ( 61 ) à ( 63 ) e modo de falha E, por meio das equações ( 64 ) à ( 66 ).

Modo de falha C – Plastificação ou instabilidade por cisalhamento do banzo, junto a diagonais ou montantes (*Chord shear*)

$$F_i^* = \frac{0,58\sigma_{y0}A_s}{\sin \theta_i} \quad (59)$$

$$F_{gap,0}^* = (A_0 - A_s)\sigma_{y0} + A_s\sigma_{y0} \sqrt{1 - \left(\frac{F_{s,gap,0}}{F_{s,pl,0}}\right)^2} \quad (60)$$

Modo de falha D – Ruptura por punção da parede do banzo na área de contato com diagonais e montantes (*Chord punching shear*)

$$F_i^* = \frac{\pi}{4} \frac{0,58\sigma_{y0}t_0}{\sin \theta_i} l_{p,eff} \quad (61)$$

$$l_{p,eff} = \left( \frac{2h_i}{\sin \theta_i} + b_i + b_{e,p} \right) \quad (62)$$

$$b_{e,p} = \left( \frac{10}{b_0/t_0} \right) b_i \leq b_i \quad (63)$$

Modo de falha E- Ruptura ou plastificação de diagonais ou montantes na região da solda oriunda da distribuição não uniforme de tensão (*Local yielding of brace*).

$$F_i^* = \frac{\pi}{4} \sigma_{yi} t_i l_{b,eff} \quad (64)$$

$$l_{b,eff} = (2h_1 + b_i + b_e - 4t_1) \quad (65)$$

$$b_e = \left( \frac{10}{b_0/t_0} \right) \left( \frac{\sigma_{y0}t_0}{\sigma_{yi}t_i} \right) b_i \leq b_i \quad (66)$$

### 3. PESQUISAS RELACIONADAS

#### 3.1. ESTADO DA ARTE

Neste item são apresentados os principais e mais relevantes estudos realizados que abordam ligações soldadas entre perfis tubulares. Pesquisas numéricas e experimentais são relatadas.

Choo *et al.* (2006) realizaram uma investigação sistemática da resistência sob carregamento estático de ligações tipo K entre perfis de seção circular de parede grossa com várias condições de contorno e tensões axiais no banzo. Foram realizadas análises numéricas por meio do software computacional ABAQUS, com as quais constatou-se que o efeito das condições de contorno parece ser crítico se estas alteram o nível de tensão no banzo. Observou-se que as condições de contorno têm um efeito menor na resistência da ligação, se a tensão no banzo for calculada adequadamente. Uma taxa máxima de tensão no banzo,  $n$ , dada por:  $n = \sigma_{banzo} / f_y$  foi encontrada para fornecer uma melhor representação dos efeitos de tensão no banzo. Concluiu-se que a tensão de compressão no banzo exerce um efeito crítico na resistência da ligação, especialmente para grandes valores de  $n$ , já o efeito da tensão de tração no banzo é menos importante para a maioria das ligações K que foram investigadas. Uma função para determinação da tensão no banzo para ligações tipo K foi proposta.

Mendanha (2006) realizou análises numéricas de ligações soldadas dos tipos K e KT com afastamento a partir de resultados obtidos em ensaios experimentais. Foram analisadas ligações entre banzos de seção retangular e diagonais e montantes de seção circular. A modelagem foi realizada por meio de elementos de casca utilizando o software ANSYS versão 9.0, avaliando-se a influência do raio de dobramento dos perfis retangulares além de alternativas de modelagem da solda das ligações, com o objetivo de se obter um modelo que representasse de forma confiável as ligações ensaiadas experimentalmente.

Bittencourt (2008) desenvolveu dois modelos numéricos, um considerando ligação tipo T entre perfis tubulares quadrados e outro considerando ligação tipo K entre perfis circulares. Por meio do software ANSYS, resultados numéricos para a

resistência da conexão foram obtidos e comparados com as prescrições do EN1993-1-8:2005. Dessa forma, o autor concluiu que o EN1993-1-8:2005 fornece resultados para as ligações tipo T que precisam ser observados com cautela. Para as ligações do tipo K, os resultados numéricos para as resistências mostraram-se sempre superiores aos valores obtidos pelo EN1993-1-8:2005.

Mendes (2008) realizou avaliação teórica e numérica, ensaios experimentais em protótipos em escala real e ensaios de tensões residuais no perfil retangular do banzo para ligações entre perfis CHS-RHS do tipo K, T e KT. A avaliação teórica foi realizada a partir das prescrições normativas do EN1993-1-8:2005 e a análise numérica foi calibrada com base nos resultados experimentais. O autor observou uma boa concordância entre as prescrições normativas avaliadas e os resultados numéricos e experimentais para a ligação do tipo T, no entanto, para as ligações tipo K e KT, essa concordância não foi observada. Nestas ligações a carga de projeto foi maior que a carga última obtida no ensaio experimental. Esta dispersão foi associada à excentricidade e sua relação com a altura do perfil do banzo, que são quantificadas no dimensionamento através da redistribuição do momento nos membros que compõem a ligação. No caso da ligação KT o valor da carga no montante foi elevado (75% da carga das diagonais) e a formulação não apresentou bons resultados.

Mayor (2010) realizou uma avaliação teórica, por meio de prescrições normativas, ensaios e análises numéricas, utilizando-se o software ANSYS, para ligações dos tipos K e KT com afastamento em perfis tubulares sem costura sendo o banzo em seção retangular e as diagonais e montantes em seção circular. Os ensaios tiveram como objetivo a avaliação do comportamento, da carga última e do modo de colapso da ligação, bem como à comparação com modelos teóricos e numéricos, sendo utilizados também para aferição dos modelos numéricos. Foi avaliada ainda, a influência da altura do banzo na resistência da ligação. Todas as ligações ensaiadas apresentaram como modo de falha a plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo junto às diagonais ou montantes (Modo de falha A) e a comparação dos ensaios com as cargas de projeto obtidas pelas prescrições do EUROCODE 3 apresentou uma boa correlação.

Lima (2012) realizou uma análise paramétrica de ligações tipo KT e T entre perfis CHS-RHS, por meio da determinação da resistência última da ligação conforme

critério de deformação limite, proposto por diversos pesquisadores, comparando-os com os resultados obtidos pelas prescrições do Eurocode 3, do CIDECT e do então projeto de norma brasileiro para ligações entre perfis tubulares. Comparou-se ainda o comportamento numérico global e isolado do nó de uma treliça. Os modelos numéricos foram desenvolvidos no programa ANSYS 12.0, considerando-se as não linearidades físicas e geométricas. Concluiu-se que o carregamento máximo de projeto obtido pelas prescrições normativas conduz a um dimensionamento seguro quando comparado ao critério de deformação limite.

Nunes (2012) desenvolveu um estudo numérico, utilizando o software ANSYS (2007), de ligações soldadas dos tipos T, K e KT com afastamento formadas por perfis de seção retangular no banzo e circular nas diagonais e montantes. Os modelos numéricos foram calibrados utilizando-se ensaios desenvolvidos em pesquisas anteriores. Após a calibração foi realizado um estudo paramétrico variando os parâmetros  $\beta$  ( $d_1/b_0$ ) e  $2\gamma$  ( $b_0/t_0$ ). Também foi realizado um estudo da influência do carregamento no banzo. Os resultados dos modelos numéricos foram comparados com as prescrições do CIDECT (2009) e com o então projeto da norma brasileira de tubos (PN:2011). O modo de falha dominante para todos os modelos foi a plastificação da face superior do banzo (Modo de Falha A). Concluiu-se que houve boa correlação entre os modelos numéricos e as prescrições das normas estudadas tanto no estudo sem carga no banzo quanto no estudo com carga no banzo.

Lesani *et al.* (2013) conduziram um estudo numérico acerca do padrão de falha, da carga última e do comportamento detalhado de ligações T e Y sem reforço submetidas ao esforço axial de compressão por meio do método de elementos finitos utilizando o software ABAQUS. Utilizando-se do método de Riks modificado nas análises numéricas, foi possível determinar o padrão de falha da ligação. Modos de falha de flexão local do banzo, ovalização e plastificação do banzo foram observados. Os resultados obtidos a partir da modelagem numérica revelaram as áreas críticas na superfície da ligação com relação à ovalização, deformações e tensões. A força máxima prevista pela análise numérica foi comparada com os resultados experimentais disponíveis na literatura. Diferentemente das pesquisas que focam na estimativa de força final ou nos fatores de concentração de tensão, Lesani *et al.* (2013) desenvolveram um estudo detalhado do comportamento da ligação sob cargas axiais de compressão. Concluiu-se que o ponto de coroa e de sela são os pontos mais

críticos uma vez que os deslocamentos e as tensões médias são maiores nestes locais.

Qian *et al.* (2013) desenvolveram uma formulação para determinação da curva carga *versus* deslocamento em ligações do tipo X e K em perfis de seção tubular circular, sujeitas a carregamento axial nas diagonais, objetivando representar o comportamento não linear em análise *pushover* global da estrutura. A formulação proposta descreve a relação carga *versus* deslocamento da ligação por meio de uma função simples com os coeficientes dependentes da carga máxima e dos parâmetros geométricos da ligação. Os resultados obtidos com a formulação foram comparados com resultados experimentais e apresentaram concordância satisfatória. Os resultados experimentais em estruturas 2-D e 3-D validaram a precisão da formulação proposta.

Vegte e Wardenier (2014) realizaram uma comparação detalhada entre as equações de resistência prescritas pelo CIDECT, pela IIW (*International Institute of Welding*) e pela ISO 14346:2013 e os dados experimentais disponíveis na literatura para ligações do tipo K com afastamento em perfis tubulares circulares. Os autores concluíram que os dados experimentais disponíveis exibem uma grande dispersão por uma variedade de razões, como a definição do final do teste, os valores nominais ou medidos de afastamento entre as diagonais, as dimensões dos protótipos, as propriedades do material do banzo, a configuração da ligação, dos banzos e das restrições, etc. Mesmo dentro de séries de experimentos conduzidas pelo mesmo pesquisador, foram encontradas diferenças consideráveis, muitas vezes inexplicáveis. No que diz respeito às análises de elementos finitos, os autores ressaltam que deve ser dada atenção à modelagem das soldas, especialmente para ligações com pequenos espaços entre as diagonais, pois excluir a geometria da solda em tais casos pode subestimar a resistência máxima da ligação. Concluiu-se que, em geral, há uma boa concordância entre os resultados experimentais e as previsões das equações de resistência média para ligações K estudadas.

Duarte *et al.* (2015) desenvolveram um estudo numérico de ligações tipo T em perfis tubulares retangulares com base nas prescrições da ABNT NBR 16239:2013. Considerou-se diversos cenários de carregamentos para o montante e para o banzo, entre eles, a aplicação de tração e compressão em ambos. Para o banzo, a variação

do carregamento foi aplicada em níveis percentuais em função da sua resistência à plastificação. Os resultados mostraram que quando o montante e o banzo estão comprimidos, a ABNT NBR 16239:2013 fornece uma resistência superior ao que foi observado nos modelos numéricos, sendo que, para níveis de carga de compressão no banzo e no montante maiores que 20% de sua resistência à plastificação, a redução na resistência numérica da ligação é maior.

Silva (2016) apresentou uma análise numérica de ligações tipo K compostas por perfis tubulares com diagonais circulares considerando relações de diâmetro e espessura entre  $0,05E/f_y$  e  $0,11E/f_y$ , sendo o limite inferior igual à máxima relação estabelecida na ABNT NBR 16239:2013 para utilização do seu processo de dimensionamento, e o limite superior igual ao valor máximo estabelecido pela ABNT NBR 8800:2008 para que não ocorra flambagem local de barras comprimidas. O objetivo deste estudo foi avaliar se a referida norma poderia ser aplicada também em situações onde a relação diâmetro e espessura superassem o limite estabelecido pela ABNT NBR 16239:2013. Foram desenvolvidos 36 modelos pelo método dos elementos finitos (MEF) para a análise numérica utilizando o software computacional ABAQUS, aferidos com base em resultados existentes na literatura. O estudo concluiu que a formulação da ABNT NBR 16239:2013 não pode ser aplicada com segurança para relações diâmetro e espessura superiores a  $0,05E/f_y$ , pois leva ao modo de falha A que não considera adequadamente a espessura das diagonais, grandeza que influenciou significativamente os resultados.

Dias (2016) desenvolveu um estudo numérico de ligações tipo K com afastamento formadas por perfis tubulares de diagonais circulares e banzos de seção circular e retangular, utilizando o software ANSYS com o objetivo de estudar a rigidez e à evolução das tensões nas ligações até o momento da falha. Os resultados de resistência foram comparados com as prescrições da NBR 16239:2013, EN1993-1-8:2005 e CIDECT (Wardenier *et al.*, 2008; Packer *et al.*, 2009). Concluiu-se que as prescrições do CIDECT foram sempre mais próximas aos resultados numéricos e observou-se que as normas brasileira e europeia são muito conservadoras quanto à resistência de ligações K com banzos circulares. Observou-se ainda que as ligações com banzo circular mostraram-se mais rígidas e mais resistentes que as com banzo retangular e que o aumento da espessura das diagonais conduz a um aumento da resistência da ligação devido a uma melhor distribuição de tensões. Concluiu-se ainda

que a distribuição de tensões ocorre de maneira diferente em banzos retangulares e circulares. No banzo retangular, o escoamento se inicia na face lateral na altura dos pontos de sela e se expande para o centro e para a região externa da ligação, até o colapso e no banzo circular, o escoamento se inicia no centro da ligação e se propaga para baixo, afastando-se do centro até o colapso da ligação. A região escoada dos banzos de seção circular é mais extensa que a dos banzos de seção retangular.

Zhu *et al.* (2017) analisaram, por meio de modelagem numérica e de análise teórica, a capacidade resistente de ligação tipo X em perfis de seção tubular circular com e sem reforço externo submetidos a esforços de compressão axial. Inicialmente o modelo numérico foi validado por meio de ensaios experimentais realizados em ligações tipo X com e sem reforço, em seguida, uma análise paramétrica foi realizada com o objetivo de verificar a influência das dimensões do reforço, bem como de parâmetros geométricos na capacidade última resistente da ligação. Os resultados mostraram que os anéis de reforço aumentaram a capacidade resistente da ligação consideravelmente, sendo que o incremento na capacidade de carga da ligação é menor quando a razão  $\beta$  aumenta de valor.

Iskander *et al.* (2017) realizaram um estudo sobre reforço de ligação tipo T entre perfis de seção circular por meio de parafusos transversais radiais. Em geral, ligações com altos valores de razão  $\beta$  falham devido à ovalização, se submetidos a esforços de compressão. O número e a posição dos parafusos foram variados de forma a determinar a influência desses parâmetros na carga de falha e na rigidez da ligação. Os resultados mostraram que esta técnica de reforço aumenta de forma significativa a resistência da ligação, mesmo que seja utilizado apenas um parafuso, hipótese na qual se verificou um aumento de 35% na capacidade de carga da ligação. Concluiu-se ainda que esta técnica é prática e eficaz e recomenda-se um número ímpar de parafusos nos casos em que o espaçamento entre parafusos seja grande. Os autores propuseram ainda um espaçamento padrão igual a  $0,57d_1$ , onde  $d_1$  é o diâmetro do montante, para maximizar os ganhos de resistência e rigidez da ligação.

### **3.2. AFERIÇÃO DE MODELOS NUMÉRICOS DE LIGAÇÕES**

Diversos fatores podem tornar um modelo numérico impreciso, como a escolha dos elementos, a qualidade da malha, as configurações do critério de convergência,

dentre outros. Assim, sempre é necessária uma etapa de aferição em trabalhos de modelagem numérica. A aferição é o processo de comparar resultados do sistema simulado com as observações realizadas no sistema real.

Bittencourt (2008) aferiu seu modelo numérico utilizando os experimentos de Lie *et al.* (2006) para ligação do tipo T entre perfis de seção quadrada, em seguida, realizou uma análise paramétrica para uma ligação tipo K entre perfis de seção circular por meio de um modelo numérico definido com a mesma metodologia e premissas adotadas no modelo de aferição.

Maheswaran e Siriwardane (2015) realizaram um estudo comparativo acerca da vida útil de ligações submetidas à fadiga com base nas prescrições do DNVGL-RP 0005 e em um estudo numérico desenvolvido no software ABAQUS para ligações KT entre perfis tubulares de seção circular. Devido à ausência de estudos experimentais acerca da ligação KT, o modelo numérico foi aferido por meio dos resultados experimentais para as ligações T e K disponíveis na literatura.

Dias (2016) realizou uma análise paramétrica de ligações tipo K entre perfis de seção circular por meio de um modelo numérico aferido com os resultados experimentais de Mayor (2010) para ligações tipo K entre perfis de seção retangular no banzo e circular nas diagonais.

Dodaran *et al.* (2018) conduziram um estudo numérico para avaliar o comportamento de ligações tipo KT submetidas a esforço axial e em situação de incêndio. A modelagem numérica foi aferida com os dados experimentais disponíveis para a ligação do tipo T, uma vez que não havia informações que envolvessem a ligação do tipo KT disponíveis na literatura.

Nesta pesquisa, os experimentos de Mayor (2010) foram selecionados para a aferição do modelo de ligações tipo KT com banzo de seção retangular e diagonais e montante de seção circular. Por isso, no item 3.2.1 é apresentada uma descrição detalhada dos resultados experimentais de Mayor (2010).

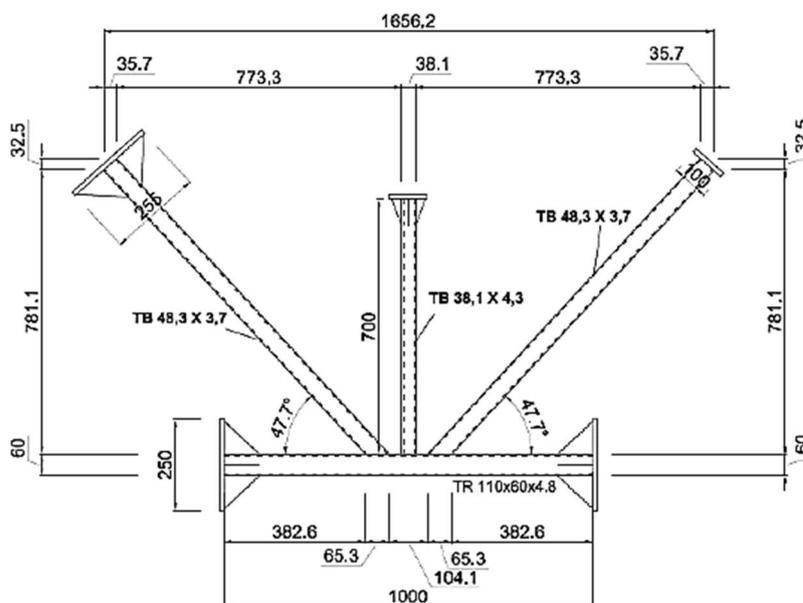
Ensaio de ligação do tipo KT com banzo de seção circular não foram encontrados na literatura. Assim, de forma análoga ao adotado nos estudos supracitados, optou-se por utilizar na aferição do modelo de ligação KT com banzo de

seção circular, os resultados experimentais disponíveis no trabalho de Zhu *et al.* (2014) para ligações do tipo T com banzo e montante de seção circular e os resultados numéricos obtidos por Koning *et al.* (1981) para ligações do tipo K com banzo de seção circular. Por isso, no item 3.2.2 é apresentada uma descrição detalhada dos resultados experimentais de Zhu *et al.* (2014) e no item 3.2.3 é apresentado o trabalho desenvolvido por Koning *et al.* (1981).

### 3.2.1. Ensaios de Mayor (2010)

Mayor (2010) realizou ensaios em escala real em protótipos de ligações dos tipos K e KT com afastamento, formadas por perfis tubulares de banzo retangular e montante e diagonais circulares com inclinação das diagonais de  $47,7^\circ$  e geometria mostrada na Figura 3.1. As características geométricas das ligações estão descritas na Tabela 3.1 e as propriedades mecânicas do aço são dadas na Tabela 3.2

Figura 3.1 - Desenho da geometria das ligações KT ensaiadas por Mayor (2010)



Fonte: Mayor (2010)

No caso da ligação KT foram realizados dois ensaios similares, denominados de KT01-B (Figura 3.2) e KT02-B (Figura 3.3) com o objetivo de analisar o comportamento, carga última e modo de colapso da ligação. Antes dos ensaios foram medidas as imperfeições de cada protótipo e posicionadas as rosetas no banzo e

extensômetros unidirecionais nas diagonais e montante para medir as tensões normais das barras, conforme Figura 3.2 e Figura 3.3.

Tabela 3.1 - Dados do protótipo experimental de ligação KT ensaiado por Mayor (2010)

Membro	Largura $b_0$ (mm)	Altura $h_0$ (mm)	Diâmetros $d_{1,2,3}$ (mm)	Espessura $t_{1,2,3}$ (mm)	Afastamento $g$ (mm)	Excentricidade $e$ (mm)
Banzo	110	60		4,8		
Diagonais			48,3	3,7	33	63,15
Montante			38,1	4,3		

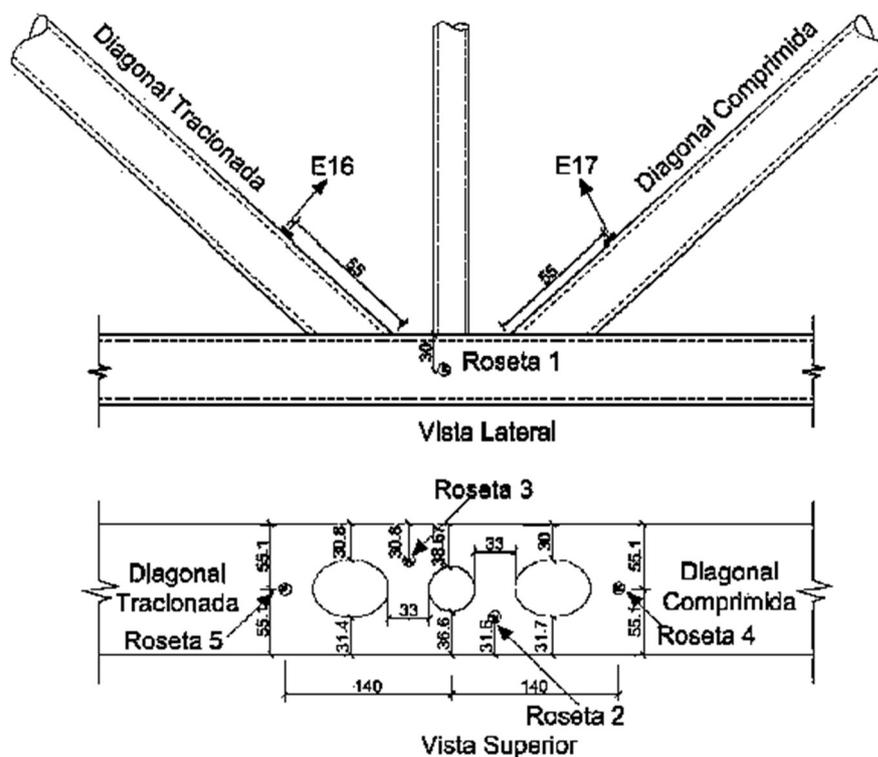
Fonte: Mayor (2010)

Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas do aço obtidas por Mayor (2010)

Membros	$f_y$ (MPa)	$f_u$ (MPa)
Banzo	456	555
Diagonais / Montantes	442	570

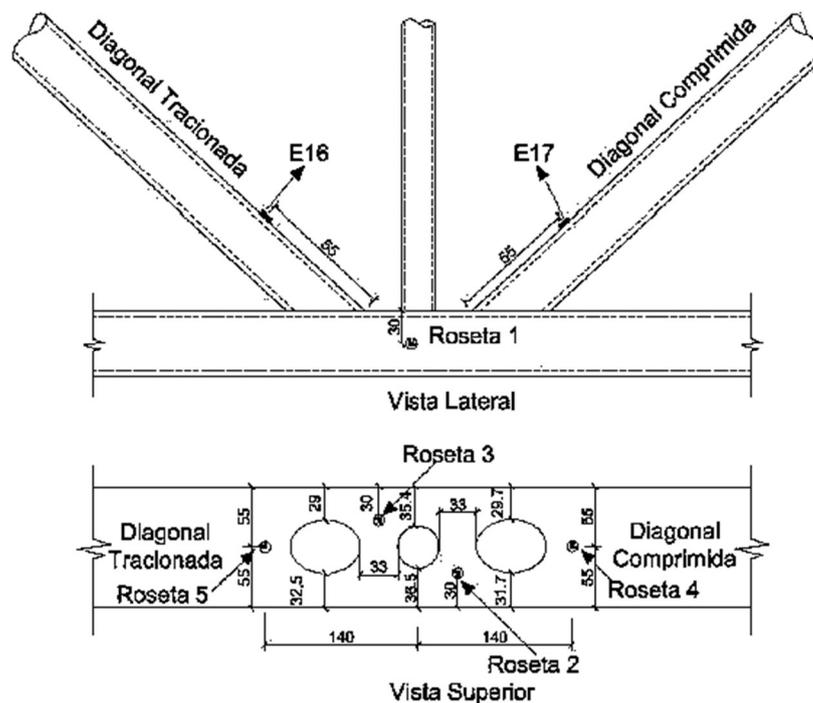
Fonte: Mayor (2010)

Figura 3.2 - Protótipo KT01-B



Fonte: Mayor (2010)

Figura 3.3 - Protótipo KT02-B



Fonte: Mayor (2010)

Durante o ensaio foi aplicado um nível de carregamento, em passos de carga, de 15% da carga das diagonais determinada a partir da análise de uma treliça de 10m de largura e 0,55m de altura definida por Mendes (2008) e também pela máxima capacidade de carga obtida teoricamente por meio de uma rotina de cálculo desenvolvida com base nos limites e cálculos do Eurocode 3 (2005). O critério de parada do ensaio ocorreu quando foi verificada a formação de um mecanismo de colapso. Todas as ligações ensaiadas apresentaram como modo de falha, a plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo, junto com as diagonais ou montantes (Modo de Falha A).

O ensaio foi realizado em um esquema horizontal visando eliminar a necessidade de pórticos de reações e complexidades maiores na montagem, utilizando peças acessórias para fixação das extremidades do banzo, visando restringir possíveis movimentos do protótipo, peças de apoio para os atuadores hidráulicos para a compressão e para a tração, as quais foram dimensionadas para resistirem às forças axiais aplicadas. O comprimento do banzo e das diagonais foi determinado de maneira que pudessem ser utilizados os furos da laje de reação existente no laboratório. As ligações do banzo foram feitas de maneira que as

extremidades ficassem engastadas, e as das diagonais e montante, de maneira que existisse uma rótula. A Figura 3.4 mostra o esquema de montagem da ligação tipo KT.

Figura 3.4 - Esquema de Montagem da Ligação Tipo KT ensaiada por Mayor (2010)



Fonte: Mayor (2010)

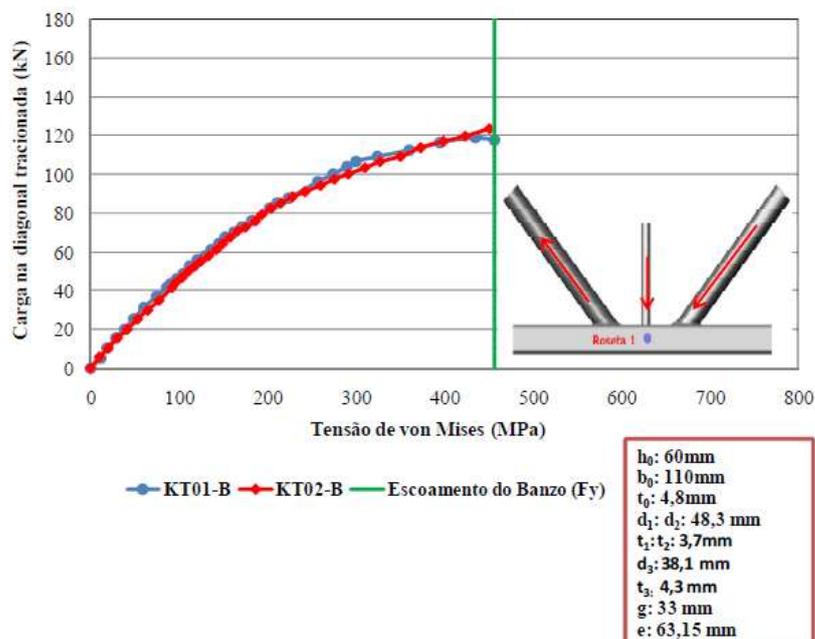
Nos ensaios, foram registradas as curvas de carga aplicada *versus* tensão de von Mises em quatro pontos, para análise do comportamento das ligações. Os deslocamentos foram medidos utilizando defletômetros de haste com mostrador analógico e LVDT's (*Linear Variable Displacement Transducers*), mas os valores obtidos foram muito pequenos e não foram apresentados no trabalho.

Tanto no protótipo KT01-B como no KT02-B, o escoamento do material ocorreu primeiro na roseta 2. Os valores de cargas nos elementos da ligação, correspondentes ao início do escoamento ( $P_y$ ) e ao fim do ensaio ( $P_{ult}$ ), estão apresentados na Tabela 3.3. Os gráficos de carga *versus* tensão de von Mises para cada uma das rosetas obtidos nos dois ensaios são apresentados da Figura 3.5 à Figura 3.9.

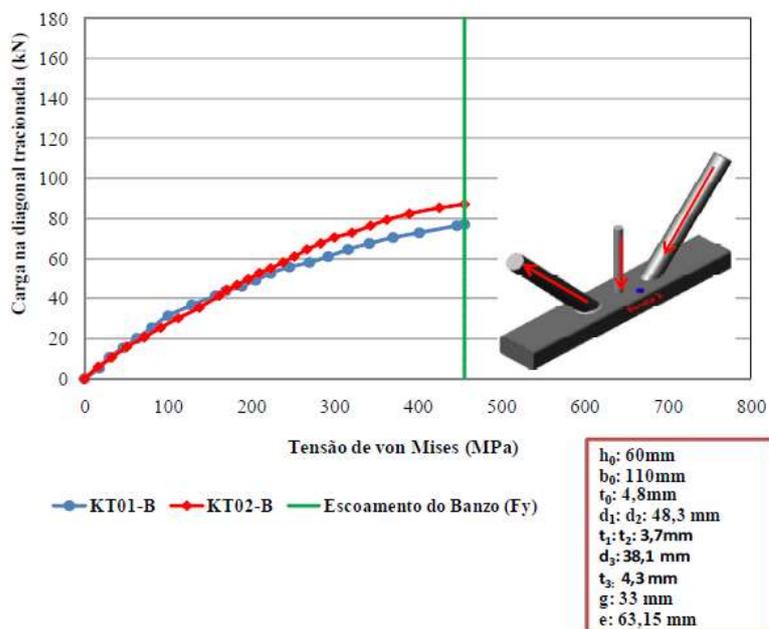
Tabela 3.3 – Cargas de falha dos ensaios por Mayor (2010)

Protótipo	Elemento	$P_y$ (kN)	$P_{ult}$ (kN)
KT01-B	Diagonal Tractionada	76,72	118,73
	Diagonal Comprimida	-76,76	-117,43
	Montante	-11,71	-17,61
KT02-B	Diagonal Tractionada	87,04	125,43
	Diagonal Comprimida	-86,78	-123,70
	Montante	-13,05	-18,67

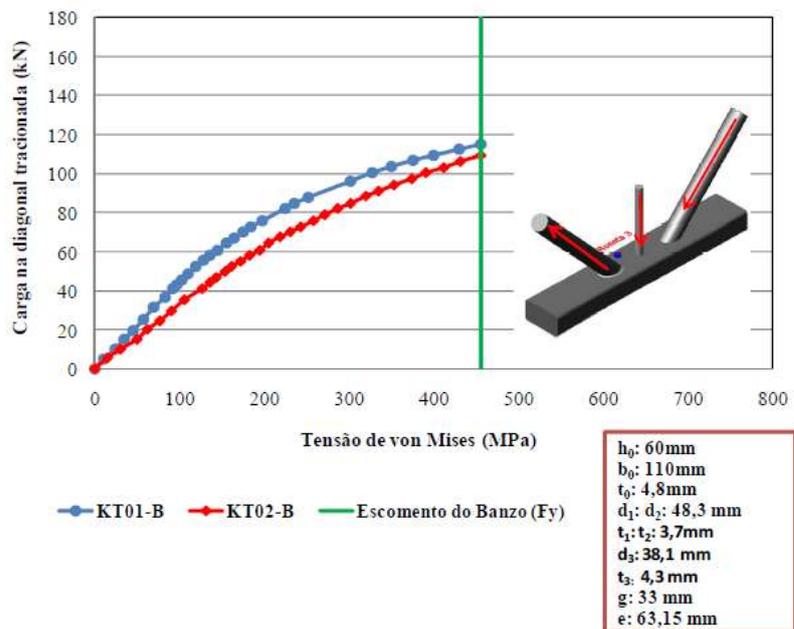
Fonte: Mayor (2010)

Figura 3.5 - Carga *versus*. tensão de von Mises na roseta 1

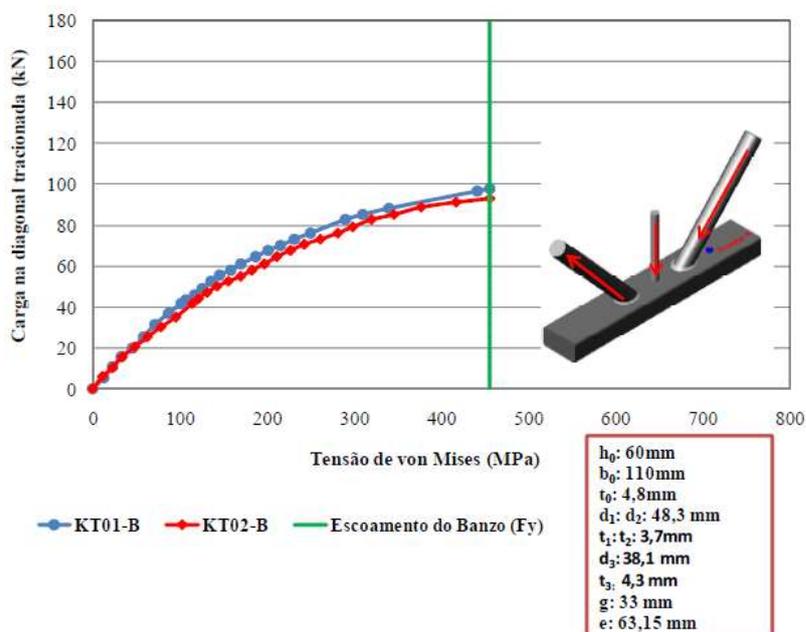
Fonte: Mayor (2010)

Figura 3.6 - Carga *versus* tensão de von Mises na roseta 2

Fonte: Mayor (2010)

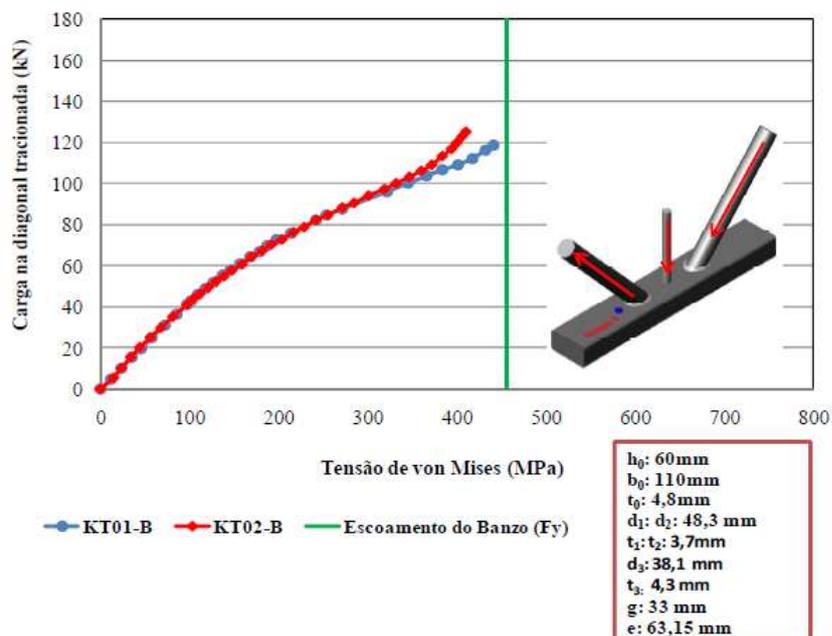
Figura 3.7 - Carga *versus* tensão de von Mises na roseta 3

Fonte: Mayor (2010)

Figura 3.8 - Carga *versus* tensão de von Mises na roseta 4

Fonte: Mayor (2010)

Figura 3.9 - Carga *versus* tensão de von Mises na roseta 5



Fonte: Mayor (2010)

Analisando-se os gráficos da Figura 3.5-Figura 3.9 concluiu-se que houve uma boa correlação entre os ensaios dos protótipos KT01-B e KT02-B. Observou-se também que o escoamento do banzo ocorre primeiro nas rosetas 2 e 4, que são as rosetas mais próximas à diagonal comprimida, configurando o modo de falha A (plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo).

### 3.2.2. Ensaios de Zhu *et al.* (2014)

Zhu *et al.* (2014) conduziram um estudo experimental e numérico em ligações do tipo T entre perfis de seção circular, com o objetivo de investigar a influência de reforços triangulares externos na resistência da ligação. A Figura 3.10 mostra a configuração do protótipo experimental. As extremidades do banzo foram soldadas a placas sendo estas suportadas por duas bases de aço. Um dispositivo foi utilizado para aplicar a carga de compressão a uma placa soldada na extremidade do montante.

Figura 3.10 – Configuração do modelo experimental



Fonte: Zhu *et al.* (2014)

Foram testados seis protótipos, T1 a T6. Três protótipos, denominados T1, T3 e T5 eram de ligações sem enrijecedores, e os outros três, T2, T4 e T6, eram de ligações similares, porém com o reforço com placas triangulares externas. A Tabela 3.4 apresenta os parâmetros geométricos do protótipo T1 e a Tabela 3.5 mostra as propriedades dos aços dos perfis do protótipo T1. Este protótipo foi utilizado para aferição do modelo numérico deste trabalho conforme será visto no capítulo 4.

Tabela 3.4 – Parâmetros geométricos do protótipo T1

	$l_0$	$d_0$	$d_1$	$t_0$	$t_1$	$l_1$
T1	1800	298	76,3	5,6	6,2	375

Dimensões em mm

Fonte: Zhu *et al.* (2014)

Tabela 3.5 – Propriedades dos materiais do protótipo T1

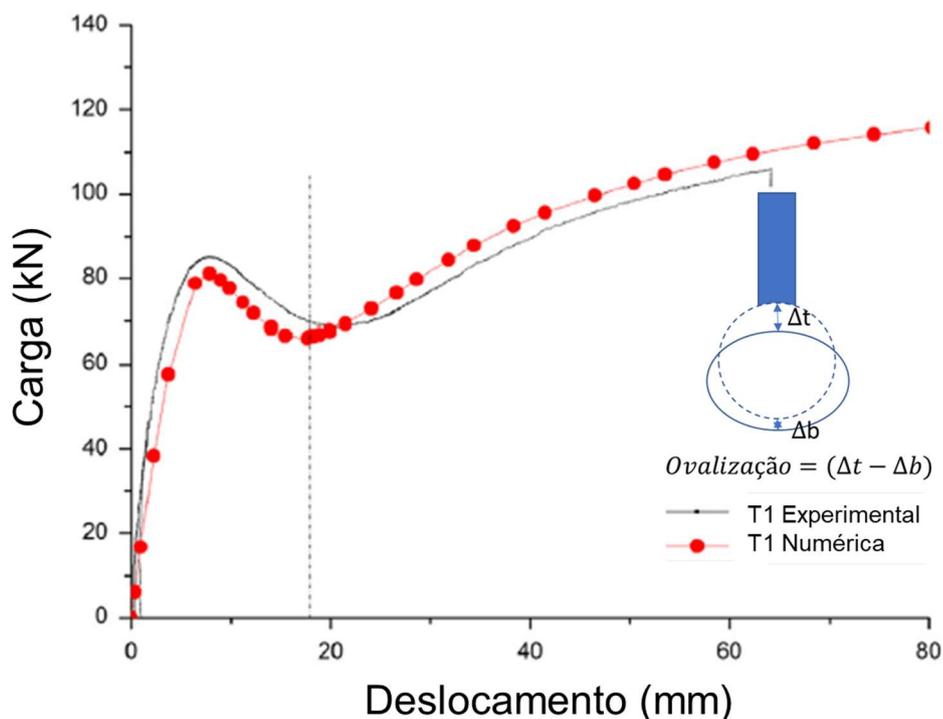
	$E_0$ (GPa)	$E_1$ (GPa)	$f_{y0}$ (MPa)	$f_{y1}$ (MPa)	$\nu$
T1	227	224	345	470	0,3

Fonte: Zhu *et al.* (2014)

Os deslocamentos na base do montante, ponto de junção entre o montante e o banzo, e no centro da parte inferior do banzo, logo abaixo do montante, foram medidos durante todo o experimento. Ao final, uma curva carga *versus* deslocamento, Figura 3.11, foi traçada, sendo o deslocamento definido pela diferença entre os deslocamentos medidos na extremidade inferior do montante e no centro inferior do

banzo, também chamado de ovalização. O resultado experimental mostrou um ponto de carga de pico bem definido igual a 85 kN, sendo esta a capacidade de carga última da ligação.

Figura 3.11 – Curva carga *versus* deslocamento para o modelo T1



Fonte: Adaptado de Zhu et al. (2014)

A Figura 3.11 apresenta ainda a curva numérica obtida por Zhu *et al.* (2014) para o protótipo T1. Observa-se que as curvas apresentam uma boa concordância, com inclinações semelhantes, sendo que a curva numérica apresentou uma carga de pico ligeiramente inferior à do protótipo, com um valor máximo de 81,1 kN.

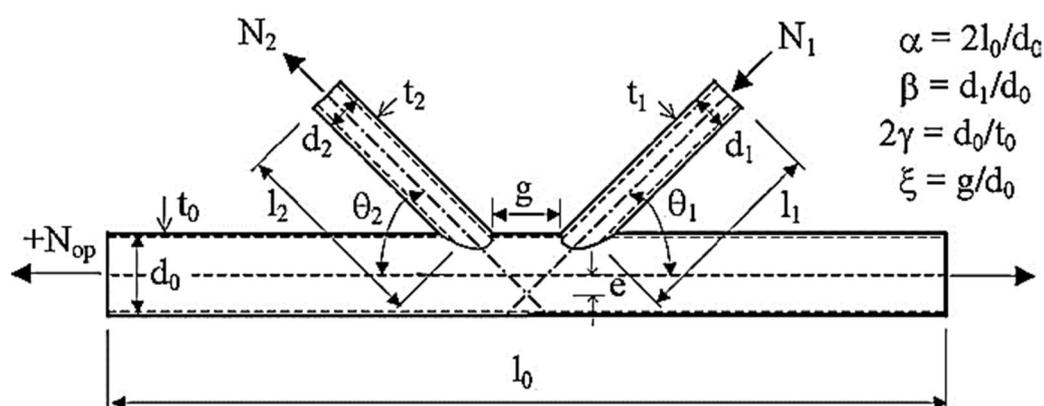
### 3.2.3. Ensaios de Koning *et al.* (1981)

Silva (2012) desenvolveu um estudo comparativo entre as prescrições normativas propostas pelo Eurocode 3 Parte 1.8, pela 2ª edição do guia de projetos de ligações tubulares CIDECT, pelo então projeto de norma brasileira PN 02.125.03-004 e pelos critérios de deformação para o dimensionamento de ligações do tipo T e K com perfis tubulares circulares. Para cada ligação analisada foi desenvolvido um modelo em elementos finitos no programa ANSYS que foram validados com resultados numéricos e experimentais disponíveis na literatura. No que tange a ligação

tipo K entre perfis circulares, Silva (2012), desenvolveu um modelo numérico com as mesmas características geométricas e de material do modelo descrito por van der Vegte *et al.* (2002).

Van der Vegte *et al.* (2002) desenvolveu um modelo numérico, para a ligação tipo K, com o objetivo de analisar as formulações propostas pelo EC3 1-8 (2005) no que diz respeito aos efeitos da tensão do banzo na resistência das ligações CHS e RHS. Concluiu-se que os melhores resultados para a influência da tensão no banzo na resistência da ligação são obtidos considerando-se a máxima tensão no banzo, ao contrário da pré-tensão que é considerada no EC3 1-8 (2005). Na Figura 3.12 temos a configuração e os parâmetros geométricos do modelo numérico proposto pelo autor.

Figura 3.12 – Modelo geométrico para ligação K de van der Vegte *et al.* (2002)



Fonte: Van der Vegte *et al.* (2002) apud Silva (2012)

Van der Vegte *et al.* (2002) analisou 12 modelos numéricos, conforme características mostradas na Tabela 3.6, por meio do programa computacional ABAQUS. A ligação foi modelada utilizando-se elementos sólidos quadráticos com 20 nós (C3D20R) e a solda foi modelada conforme recomendações da AWS (American Welding Society). Segundo o autor, o modelo numérico foi calibrado com os resultados experimentais obtidos por Koning *et al.* (1981), apresentando uma boa concordância entre a resposta carga-deformação numérica e experimental, tanto para a rigidez inicial como para a carga de pico e comportamento após pico.

Tabela 3.6 – Características geométricas dos modelos analisados por Van der Vegte et al. (2002)

Modelo	$\theta$	$\beta$	$2\gamma$	$\tau$	$\xi$	$g/t_0$	$e/d_0$
K1	45°	0,25	25,4	0,8	0,65	16,4	0,0
K2			63,5	1,0	0,65	41,0	0,0
K3		0,48	25,4	1,0	0,33	8,3	0,0
K4			63,5	1,0	0,33	20,7	0,0
K5	60°	0,67	25,4	1,0	0,079	2,0	0,015
K6			63,5	1,0	0,079	5,0	0,015
K7		0,25	25,4	0,8	0,29	7,3	0,0
K8			63,5	1,0	0,29	18,3	0,0
K9	60°	0,48	25,4	1,0	0,079	2,0	0,045
K10			63,5	1,0	0,079	5,0	0,045
K11		0,67	25,4	1,0	0,079	2,0	0,24
K12			63,5	1,0	0,079	5,0	0,24

Fonte: Van der Vegte *et al.* (2002) apud Silva (2012), adaptado

Silva (2012) utilizou o modelo K3 desenvolvido por van der Vegte *et al.* (2002) para realizar a validação do seu modelo numérico, representando uma ligação tipo K entre perfis circulares (CHS), cujas características geométricas e de material são apresentadas na Tabela 3.7. A solda foi modelada com espessura igual a espessura do banzo ( $1t_0$ ), com tensão de ruptura igual a 600 MPa.

Tabela 3.7 – Parâmetros geométricos do modelo K3 de Van der Vegte et al. (2002)

Modelo	$d_0$ (mm)	$t_0 = t_1$ (mm)	$d_1$ (mm)	$\theta$	$\beta$	$2\gamma$	$\alpha$	$\xi$	$L_0$	$f_y$
K3	406,4	16,0	195,1	45°	0,48	25,4	16,0	0,33	3251,2	355

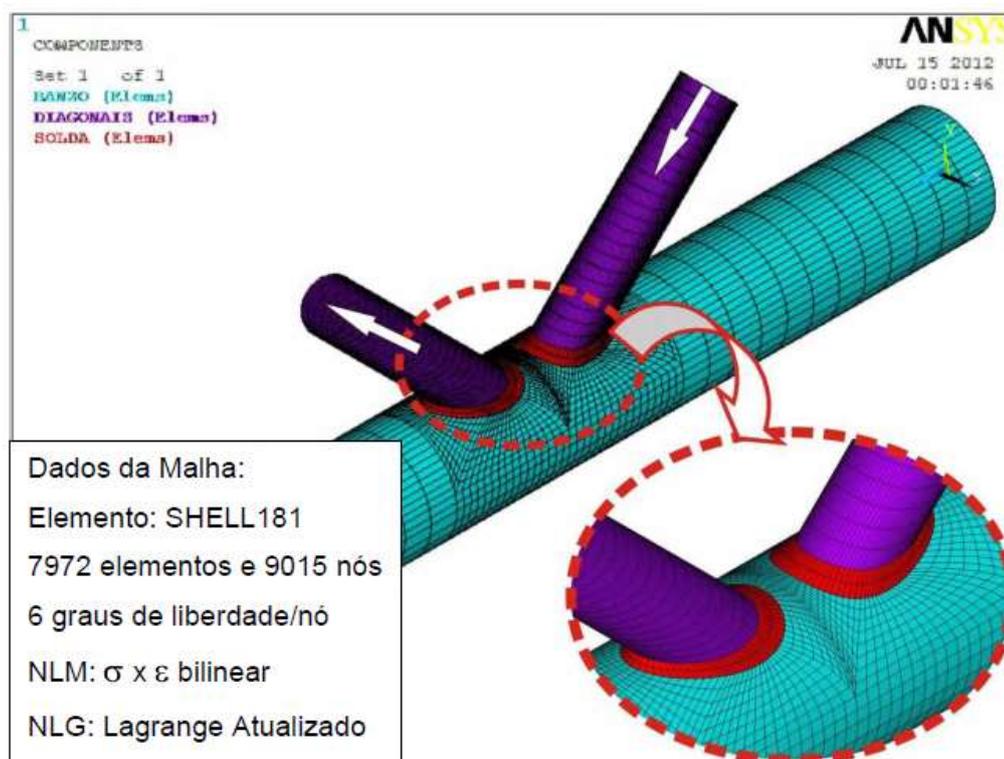
Fonte: Van der Vegte *et al.* (2002) apud Silva (2012), adaptado

Silva (2012) utilizou elementos de casca do tipo SHELL181 para a modelagem da ligação e as não-linearidades física e geométrica foram consideradas com o objetivo de mobilizar totalmente a capacidade resistente da ligação. A não linearidade de material foi considerada por meio de critério de plastificação de Von Mises através da lei constitutiva tensão versus deformação bi-linear e não-linearidade geométrica foi introduzida por meio do critério da Formulação de Lagrange Atualizado considerando as previsões de grandes deformações de forma a permitir a redistribuição de

carregamento na ligação após o escoamento inicial e atualização da matriz de rigidez da estrutura a cada incremento de carga.

A malha de elementos finitos foi refinada de forma a evitar possíveis problemas numéricos, conforme mostrado na Figura 3.13. Quanto ao carregamento, o modelo numérico teve uma diagonal tracionada e a outra comprimida. No que diz respeito as condições de contorno, as extremidades das diagonais e uma das extremidades do banzo tiveram os seus deslocamentos lineares restringidos no plano da seção transversal e a outra extremidade do banzo teve os seus deslocamentos lineares impedidos em x, y e z.

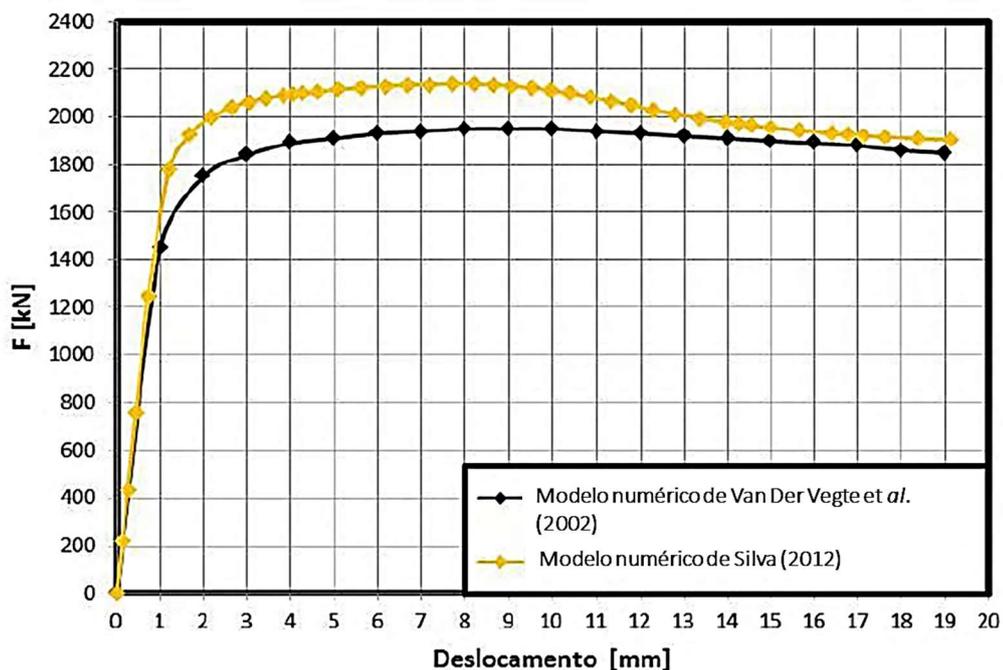
Figura 3.13 – Modelo numérico para ligação K de Silva (2012)



Fonte: Silva (2012, p.91)

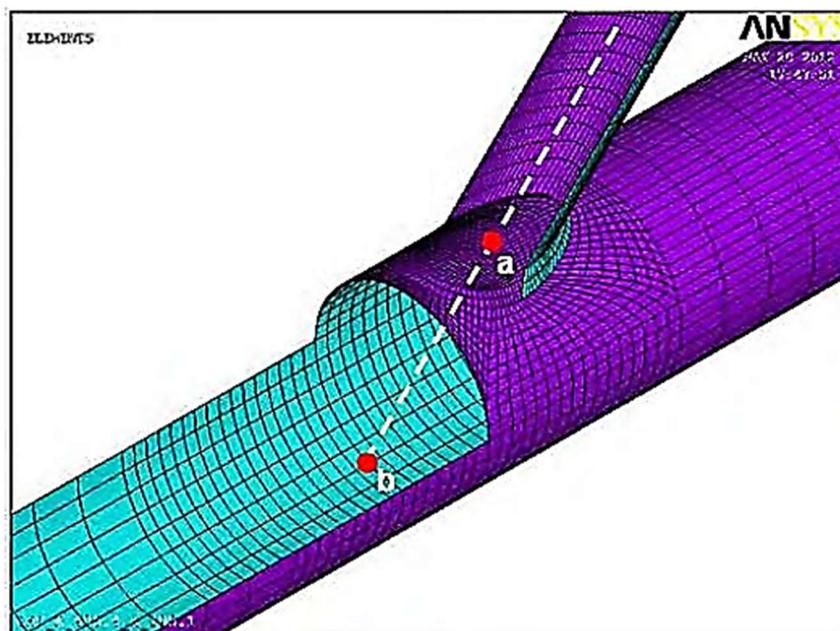
A Figura 3.14 apresenta as curvas carga versus deformação do modelo numérico desenvolvido por Silva (2012) e van Der Vegte *et al.* (2002) para a diagonal comprimida. No eixo da abcissa do gráfico, o deslocamento se refere a deformação da seção transversal do banzo, calculado subtraindo-se os deslocamentos dos pontos A e B ( $\Delta = \delta_a - \delta_b$ ), conforme mostrado na Figura 3.15.

Figura 3.14 – Curvas de calibração do modelo de Silva (2012)



Fonte: Silva (2012, p.92), adaptado

Figura 3.15 – Pontos dos deslocamentos medidos no modelo de Silva (2012)



Fonte: Silva (2012, p.93)

Silva (2012) concluiu que ocorreu uma ótima correlação entre os resultados do modelo desenvolvido pelo mesmo e por Van der Vegte *et al.* (2002) para o trecho elástico da curva. No que diz respeito a fase plástica, o modelo desenvolvido por Silva (2012) apresentou uma divergência da ordem de 10% com relação aos resultados de

Van der Vegte *et al.* (2002), sendo, no entanto, considerado um desvio aceitável para os objetivos do trabalho em análise. Silva (2012) destaca que parte desse desvio se deve a utilização de programas computacionais e elementos diferentes entre as análises.

## 4. DEFINIÇÃO E AFERIÇÃO DA MODELAGEM NUMÉRICA

### 4.1. CONSIDERAÇÕES GERAIS

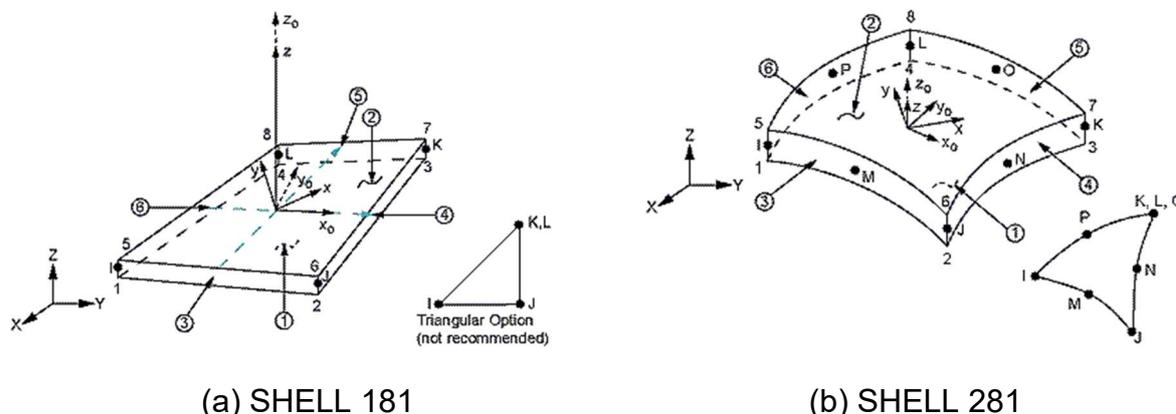
Neste trabalho foram desenvolvidos inicialmente dois modelos numéricos com o intuito de caracterizar as ligações tipo KT com afastamento, sendo um modelo para as ligações com banzo circular (CHS-CHS) e outro para as ligações com banzo quadrado (CHS-SHS), por meio do código em linguagem paramétrica APDL (ANSYS Parametric Design Language) no software comercial ANSYS Mechanical APDL v.17. Visando analisar globalmente o comportamento das ligações, tanto em termos de rigidez como resistência, realizou-se uma análise não linear considerando as não linearidades geométrica e de material (física).

### 4.2. ELEMENTOS UTILIZADOS

A modelagem numérica das paredes dos tubos foi realizada utilizando-se o elemento SHELL181 da biblioteca do ANSYS. O elemento SHELL181 é utilizado para estruturas de casca de espessura fina ou moderadamente grossa, sendo útil em análises lineares e não lineares, com grandes deslocamentos e grandes deformações. Este elemento é definido por quatro nós e seis graus de liberdade por nó: translações nas direções x, y e z e rotações em relação aos eixos x, y e z. A Figura 4.1 (a) mostra a geometria, a posição dos nós e o sistema de coordenadas deste elemento. É importante ressaltar que este elemento permite a utilização de geometria triangular, porém, como esta não é recomendada, seu uso fica restrito ao preenchimento de regiões mais complexas da malha onde os elementos quadrilaterais não seriam possíveis ou ficariam demasiadamente distorcidos.

O ANSYS possui ainda em sua biblioteca o elemento de casca *SHELL 281*, Figura 4.1 (b), que possui oito nós e seis graus de liberdade por nó: translação nas direções x, y e z e rotações em x, y e z. Este elemento é adequado para a aplicação em análises lineares e não lineares, com grandes rotações e deformações. De acordo com Mendanha (2006), como este elemento possui oito nós, não é possível a geração de malhas muito refinadas, no entanto, este elemento tem uma melhor capacidade de se adaptar a superfícies curvas, como as diagonais das ligações estudadas neste trabalho.

Figura 4.1 – Elemento SHELL da biblioteca do ANSYS.



Fonte: ANSYS Mechanical APDL Product Help

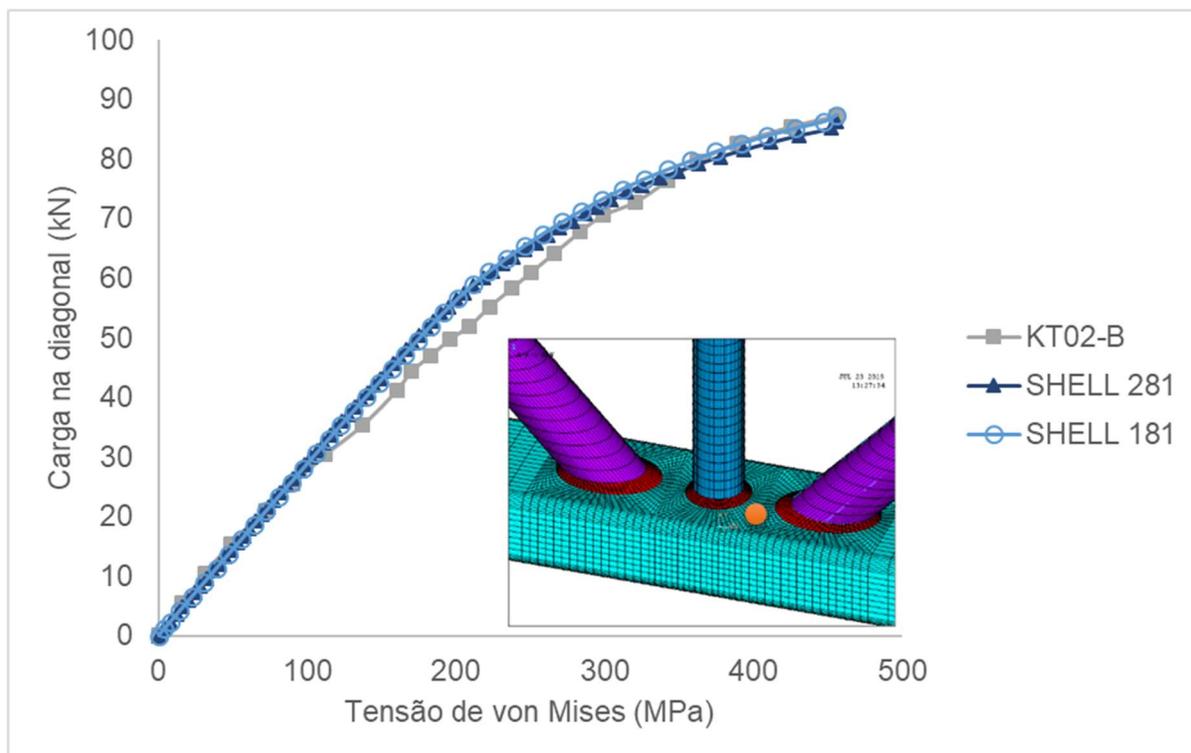
Uma breve análise foi realizada comparando o desempenho dos elementos SHELL 181 e SHELL 281 no problema estudado. Foram gerados dois modelos numéricos de ligação tipo KT com afastamento, cujas informações geométricas correspondem ao modelo experimental KT02-B de Mayor (2010), dadas na Tabela 4.1, com ângulo de  $47,7^\circ$  entre as diagonais e o banzo e afastamento igual a 33 mm. Empregou-se a mesma espessura de malha para os dois modelos. A Figura 4.2 apresenta a curva de carga aplicada versus tensão de *von Mises* na Roseta 2, para o modelo experimental de Mayor (2010) e para os modelos gerados com os elementos SHELL 181 e 281. Uma vez que os resultados apresentaram valores semelhantes, com diferenças entre as tensões inferiores a 1% e que a análise com o elemento SHELL 281 apresentou um maior gasto computacional (tempo de processamento cerca de 6 vezes maior), optou-se neste trabalho por utilizar o elemento SHELL 181.

Tabela 4.1 – Dados geométrico da ligação

	$b_0$	$h_0$	$t_0$	$d_0$	$t_i$
Banzo	110,2 mm	60 mm	4,8 mm		
Diagonais				48,3 mm	3,7 mm
Montante				38,1 mm	4,3 mm

Fonte: Autora

Figura 4.2 Gráfico carga *versus* tensão de von Mises usando elementos *SHELL 181* e *281*



Fonte: Autora

Para a modelagem da solda, também foi utilizado o elemento SHELL 181, uma vez que esse elemento considera o efeito de membrana sendo o mais indicado para grandes deslocamentos e rotações em análises não lineares. Além disso, foi observado por Bittencourt (2008) que a modelagem na forma de elementos de casca leva a melhores resultados com menor gasto computacional. Outros estudos como o de Mendanha (2006), Mendes (2008) e Nunes (2012) utilizaram a mesma abordagem para representar a solda.

### 4.3. GEOMETRIA E CARACTERÍSTICAS DOS MODELOS

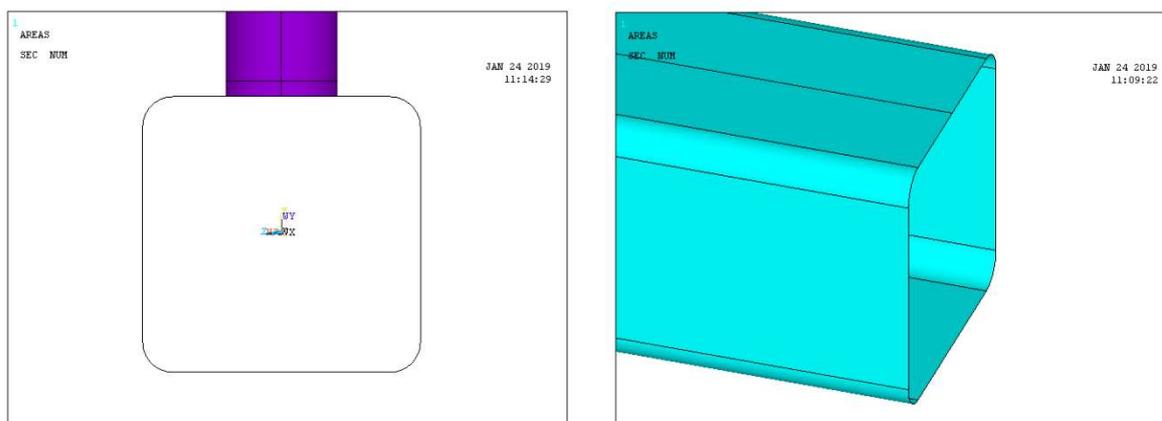
A geometria dos modelos inclui seções circulares para as diagonais e montante e seções circulares e quadradas para o banzo, sendo a área da seção transversal gerada a partir da posição da linha média das paredes dos tubos. Em todos os modelos foram consideradas as não linearidades geométricas, que foram introduzidas no modelo por meio da formulação de Lagrange atualizado. Segundo Fonseca (2008), a formulação de Lagrange é apropriada para a análise não-linear incremental

interativa de sólidos, uma vez que se está interessado na trajetória de deformação de cada ponto do material durante o processo de carregamento. Além disso o *Help* do ANSYS informa que essa formulação é frequentemente utilizada em problemas elastoplásticos, portanto, estando adequada para o problema em estudo. A análise utilizando a formulação de Lagrange é *default* do ANSYS para o elemento SHELL 181, quando o comando NLGEOM está ativado, no entanto, essa configuração pode ser alterada na seleção dos key options do elemento.

Por não se tratar de um problema de instabilidade, as imperfeições geométricas iniciais não foram incluídas no modelo. Também as imperfeições iniciais de material não foram consideradas, assim, a influência das tensões residuais devido ao aquecimento do processo de soldagem ou da conformação a frio de perfil não foi contabilizada nesse estudo. Mendanha (2006), Bittencourt (2008), Duarte (2015), entre outros pesquisadores adotaram esta mesma abordagem para a não consideração das tensões residuais. Estudos conduzidos por Mendes (2008) mostraram que, quando submetido a tratamento térmico, o nível de tensões residuais no perfil mostra-se consideravelmente baixo, podendo ser desprezado na análise.

Nos modelos de banzos quadrados, o raio de curvatura externo dos perfis foi modelado com valor igual a duas vezes a espessura da parede do banzo, de acordo com as especificações do catálogo do fabricante nacional de perfis tubulares,(VMB, 2012) , conforme mostrado na Figura 4.3.

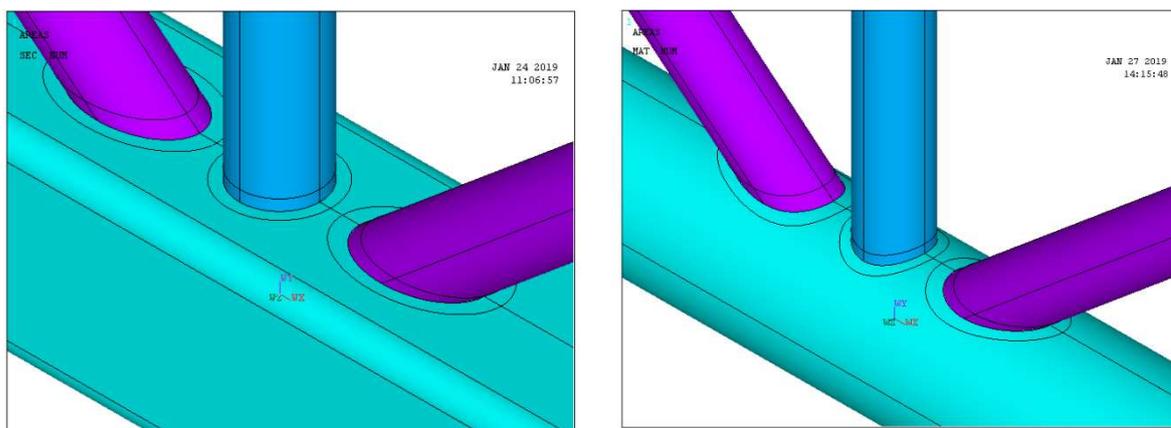
Figura 4.3 - Raio curvatura dos banzos quadrados



Fonte: Do autor

As áreas dos perfis foram geradas a partir da extrusão das linhas que formavam a seção transversal, sendo posteriormente recortadas para formar a geometria básica da ligação. A Figura 4.4 apresenta a geometria das ligações após o corte, sendo que, nos casos de banzo quadrado, foi gerado um corte reto, Figura 4.4-a, e, nos casos de banzo circular, o corte foi em boca de lobo, Figura 4.4-b.

Figura 4.4 – Geometria da ligação após o corte



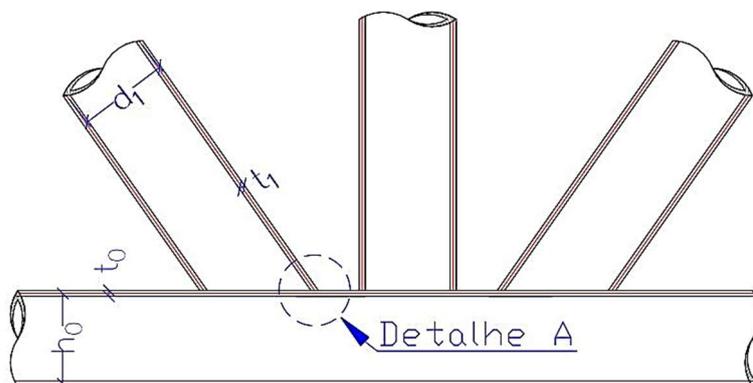
(a) Corte para banzo quadrado

(b) Corte para banzo circular

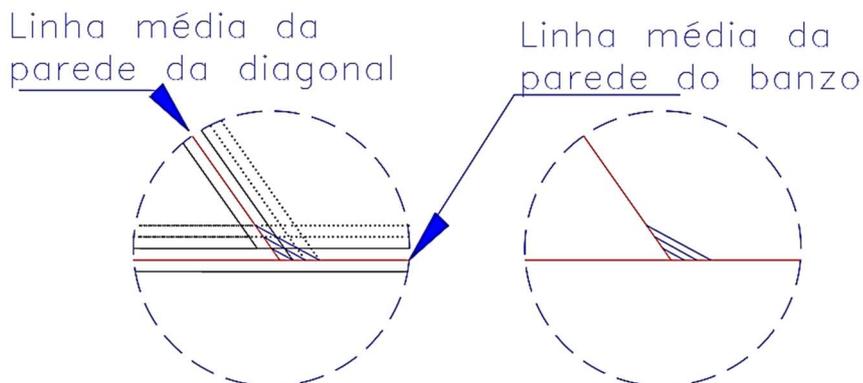
Fonte: Do autor

A representação do filete de solda deu-se por meio de uma área ligando as diagonais e o montante ao banzo, como na Figura 4.5, que atua enrijecendo a região onde ocorre o encontro dos perfis. A espessura considerada para a solda foi de 1,5 vezes a espessura da diagonal conforme utilizado nos trabalhos de Nunes (2012) e Dias (2016).

Figura 4.5 - Representação da geometria utilizada para modelagem da solda



(a) Esquema da ligação das diagonais e montante com o banzo

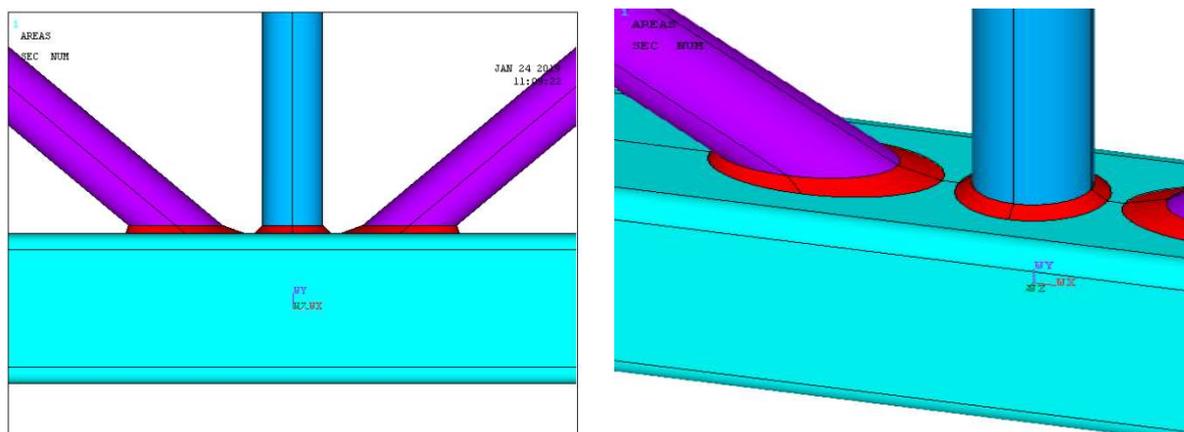


b) Detalhe A - Esquema da geometria utilizada na modelagem da solda

Fonte: Do autor

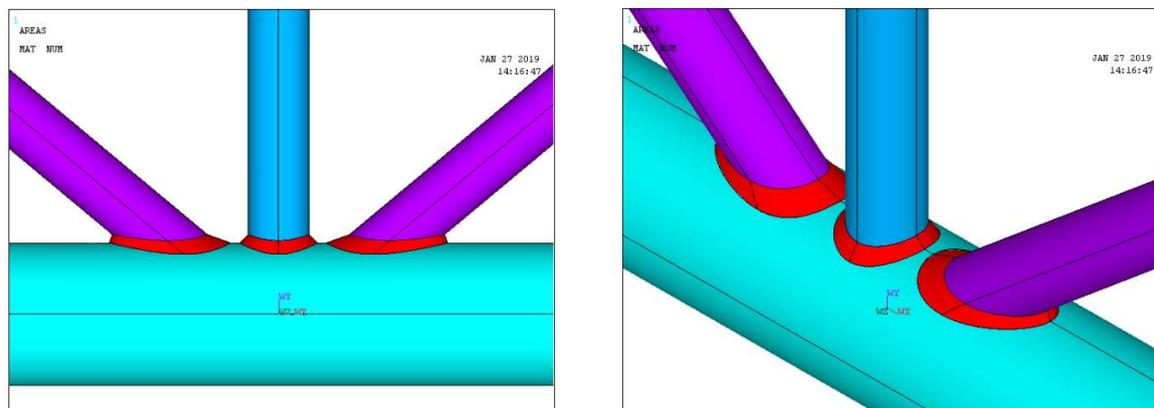
A Figura 4.6 e a Figura 4.7 apresentam a configuração da ligação tipo KT após a inclusão da solda. Vale ressaltar que embora alguns estudos, por simplificação, não incluam as soldas na modelagem numérica, esse trabalho optou por considerá-las, como elementos de casca, uma vez que a solda apresenta um papel fundamental na distribuição de tensões na região da ligação, conforme observado por Dias (2016).

Figura 4.6 – Ligação KT com banzo retangular após a modelagem da solda



Fonte: Autora

Figura 4.7 – Ligação KT com banzo circular após a modelagem da solda

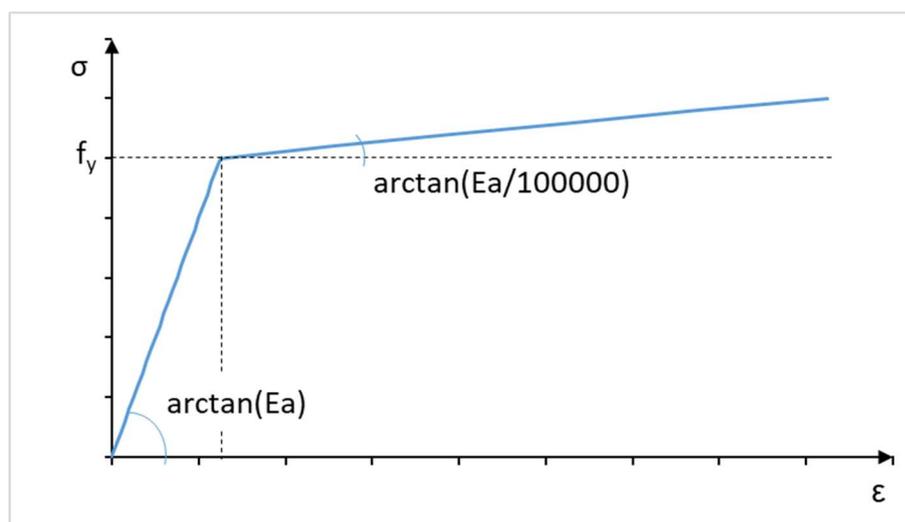


Fonte: Autora

#### 4.4. RELAÇÕES CONSTITUTIVAS E PROPRIEDADES DOS MATERIAIS

O comportamento uniaxial do aço dos perfis tubulares foi considerado bi-linear elastoplástico, onde a primeira reta possui módulo tangente igual ao módulo de elasticidade do aço e a segunda reta possui módulo tangente igual a  $1/100000$  do módulo de elasticidade do aço para evitar problemas de convergência numérica, ver Figura 4.8. A plasticidade do aço dos tubos foi definida pelo critério de von Mises com regra de encruamento isotrópico (modelo BISO do ANSYS). Assim como em Mendes (2008), Duarte (2015) e Zhu *et al.* (2017), a influência das tensões residuais não foi considerada na análise numérica.

Figura 4.8 – Curva tensão *versus* deformação adotada para o aço dos tubos



Fonte: Autora

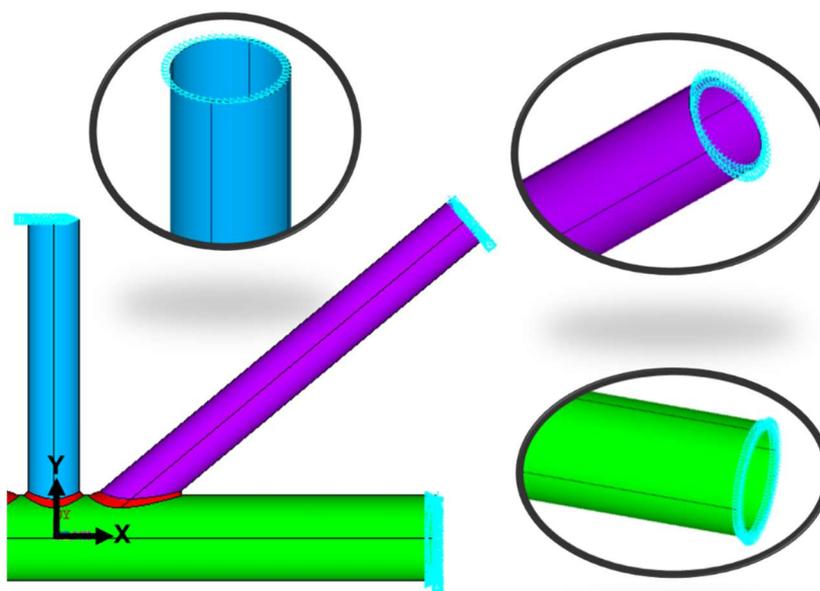
O aço VMB 350, que apresenta limite de escoamento ( $f_y$ ) igual a 350 MPa e limite de ruptura ( $f_u$ ) de 485 MPa, foi adotado para todos os perfis tubulares, banzo diagonais e montante. Foi considerado o coeficiente de Poisson ( $\nu$ ) igual a 0,3 e o módulo de elasticidade ( $E$ ) igual a 200 GPa.

Para a modelagem da solda, adotou-se uma relação constitutiva linear para os modelos, com o mesmo coeficiente de Poisson e módulo de elasticidade dos perfis tubulares.

#### 4.5. CONDIÇÕES DE CONTORNO E CARREGAMENTO APLICADO

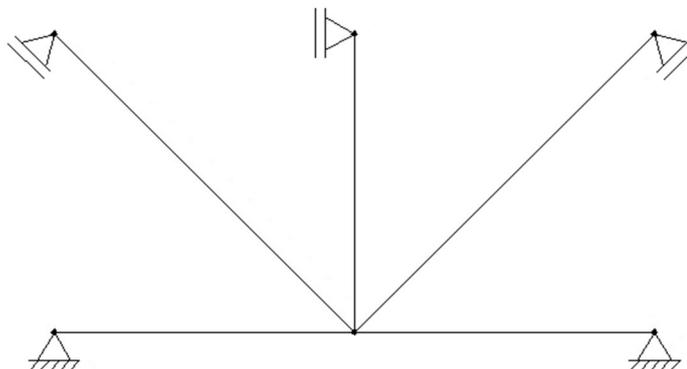
As mesmas condições de contorno foram consideradas tanto para os modelos com banzos circulares quanto para os modelos com banzos quadrados. Nos banzos, todos os deslocamentos lineares foram impedidos nas duas extremidades, Figura 4.9. As diagonais tiveram seus deslocamentos lineares restritos no plano da seção transversal da extremidade livre, ou seja, as restrições foram dadas em relação aos eixos locais. O montante teve, nos nós da seção transversal de extremidade livre, o deslocamento restrito na direção do eixo global  $x$ . O esquema estático da ligação é apresentado na Figura 4.10.

Figura 4.9 – Condições de contorno aplicadas ao modelo numérico



Fonte: Autora

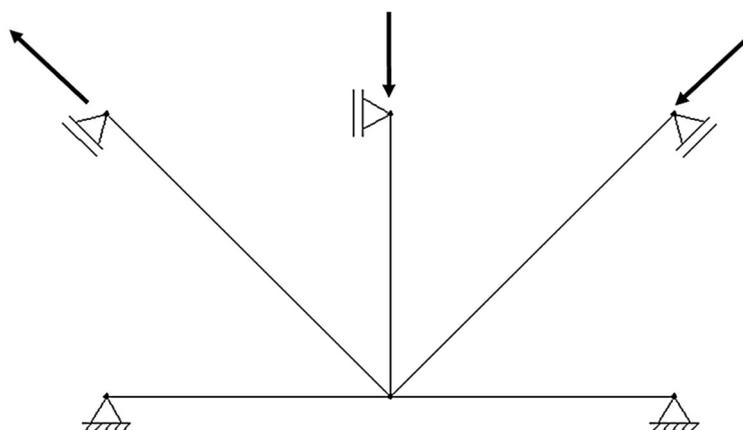
Figura 4.10 - Representação das condições de contorno da ligação.



Fonte: Autora

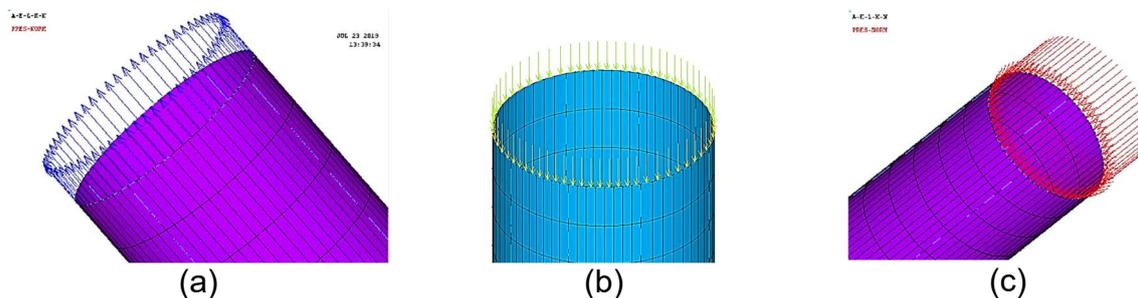
No que tange ao carregamento, foi aplicada uma carga de mesmo módulo nas diagonais, sendo uma tracionada e outra comprimida, e no montante foi aplicado uma carga de compressão correspondente a 15% do valor da carga aplicada nas diagonais conforme proposto no trabalho de Mayor (2010), sendo essa determinada a partir da análise de uma treliça de 10 metros de largura e 0,55 metros de altura definida por Mendes (2008). A Figura 4.11 apresenta o modelo esquemático do carregamento da ligação tipo KT, e a Figura 4.12, o carregamento aplicado nas diagonais e montante para o modelo numérico. O momento fletor no banzo foi desprezado no dimensionamento da ligação uma vez que a excentricidade foi mantida dentro dos limites normativos estabelecidos.

Figura 4.11 - Representação do carregamento



Fonte: Autora

Figura 4.12 – Carregamento aplicado. (a) Diagonal tracionada. (b) Montante comprimido. (c) Diagonal comprimida.

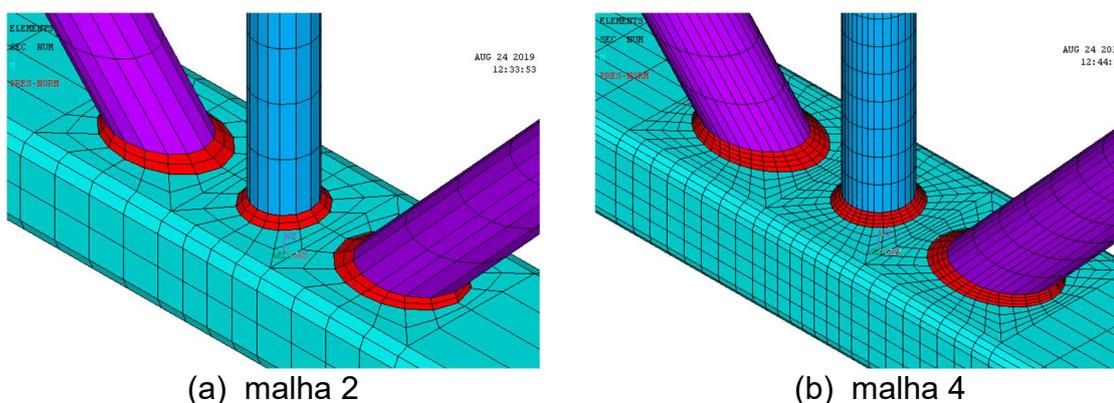


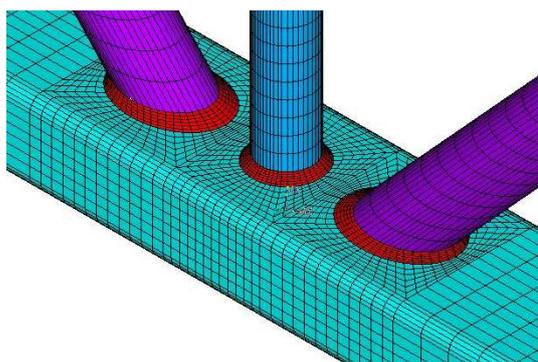
Fonte: Autora

#### 4.6. ANÁLISE DA DENSIDADE DA MALHA

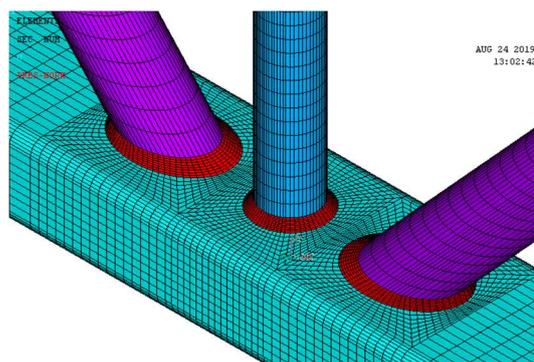
Na modelagem de elementos finitos, geralmente, uma malha mais refinada resulta em uma solução mais precisa, porém, quanto menor são os elementos que compõem a malha, maior será o tempo de cálculo, logo, é necessário determinar uma densidade de malha que satisfaça a precisão requerida para os resultados otimizando o gasto computacional.

Neste trabalho foi realizado um estudo de sensibilidade de malha com o objetivo de determinar as dimensões apropriadas para os elementos. Um parâmetro foi utilizado para definir o número de divisões em cada linha da geometria do modelo, de forma que quanto maior esse parâmetro, maior o número de elementos da malha gerada. Assim, o parâmetro teve seu valor variado para gerar 4 malhas de diferentes densidades. As malhas geradas estão mostradas na





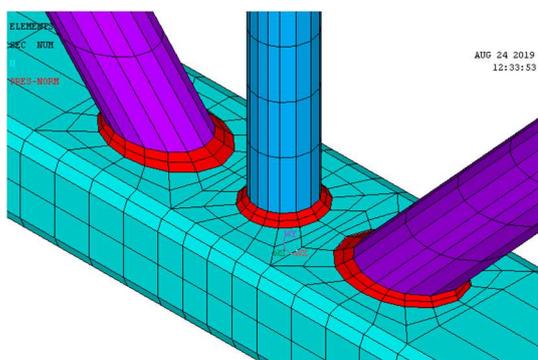
(c) malha 6



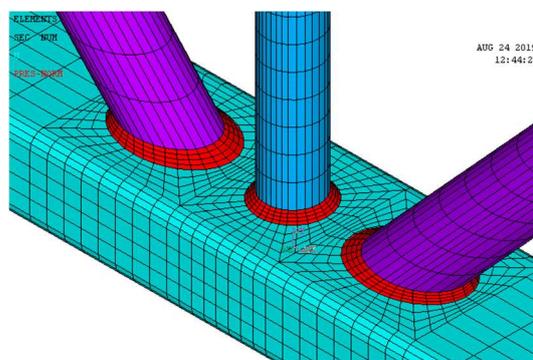
(d) malha 8

Na modelagem das ligações foi utilizada uma malha mapeada, sempre que possível, no entanto, devido à geometria complexa da ligação, foi necessário gerar malha livre em determinados pontos. Com o objetivo de efetuar a calibração da malha, comparou-se, para os quatro modelos mostrados na Figura 4.13, a distribuição de tensão de *von Mises* em função da carga aplicada na diagonal tracionada, com os resultados experimentais para a Roseta 2 citados no item 3.2.1, para o protótipo KT02-B.

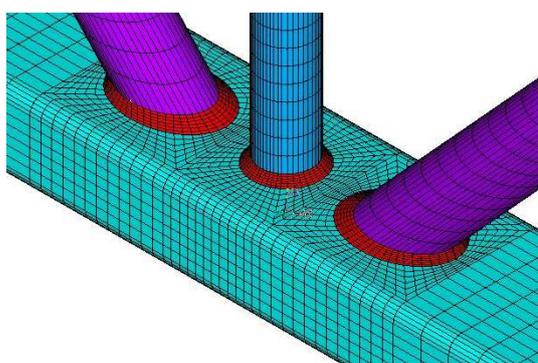
Figura 4.13- Diferentes densidades de malhas analisadas



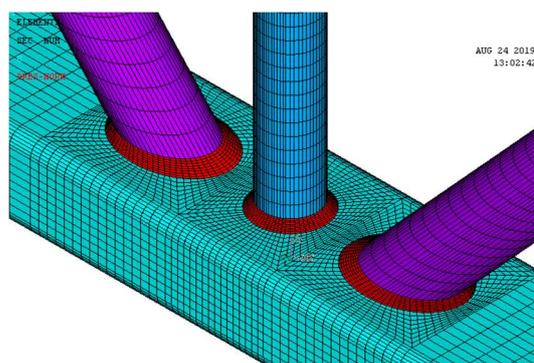
(e) malha 2



(f) malha 4



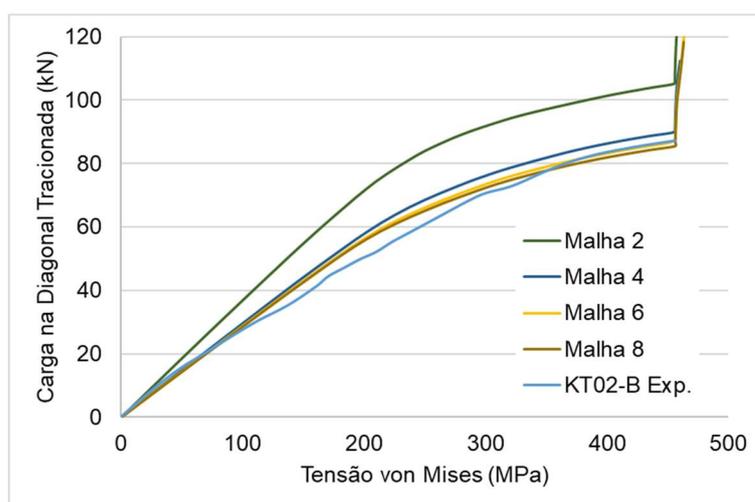
(g) malha 6



(h) malha 8

A Figura 4.14 mostra a comparação entre as curvas carga-deslocamento para a Roseta 2 geradas pelas diferentes malhas estudadas e o resultado experimental, dessa forma, podemos concluir que a malha 2 não apresentou boa correlação com os resultados experimentais, já as malhas 4, 6, e 8, apresentaram melhores resultados. A malha 8 apresentou tempo de processamento 3 vezes maior do que a malha 6 não apresentando, no entanto, diferenças significativas no resultado, sendo assim, optou-se por utilizar a malha 6, uma vez que esta resultou em uma boa correspondência com o resultado numérico e um tempo de processamento adequado.

Figura 4.14- Comparação entre o resultado experimental para a Roseta 2 e o resultado numérico das malhas estudadas



Fonte: Autora

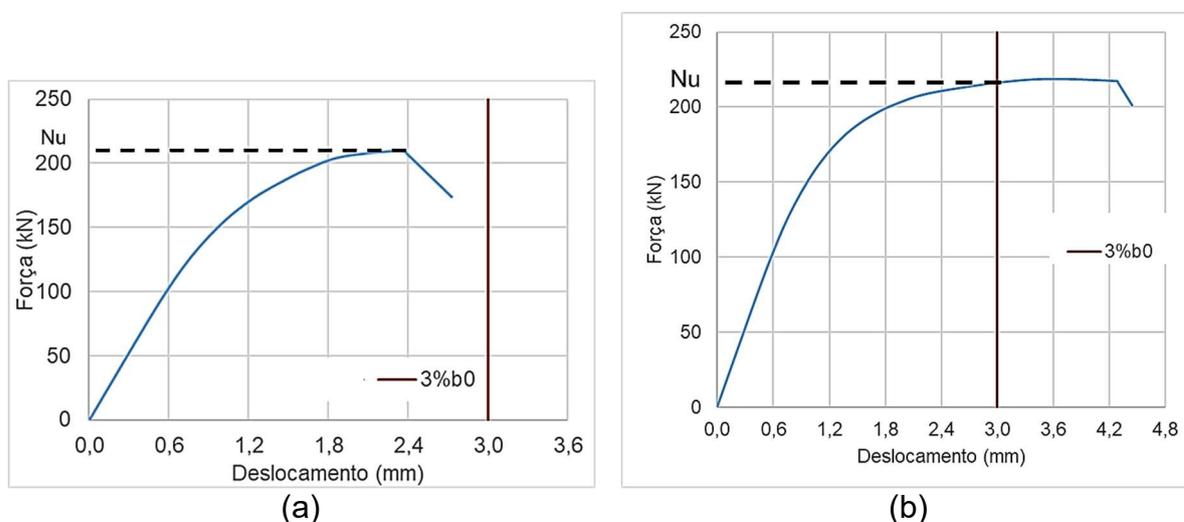
#### 4.7. CRITÉRIOS DE FALHA

De acordo com Wardenier *et al.* (2010), a determinação da resistência última de uma ligação pode ocorrer de acordo com vários critérios, entre eles, a carga máxima (carga de pico), a deformação limite e o início da fratura, sendo que este último só pode ser observado visualmente e não poderá ser identificado neste trabalho. A carga máxima, por outro lado, é bem definida para as ligações que apresentam um ponto de máximo (pico) na curva carga *versus* deformação (Figura 4.15-a), como nas curvas relativas às ligações submetidas à compressão, no entanto, algumas ligações apresentam um aumento na capacidade resistente com uma crescente deformação, de forma que, seu critério de falha está relacionado com a deformação excessiva (Figura 4.15-b).

Um critério para determinação do deslocamento limite foi definido por Lu *et al.* (1994) para evitar a ocorrência de grandes deformações. Nesse critério, um limite de  $0,03d_0$  ou  $0,03b_0$  para banzos circular e retangular, respectivamente, foi estabelecido para que a deformação e o início da fratura não sejam estados limites governantes. O limite considera o deslocamento local da parede do banzo na região de ligação entre o banzo e a diagonal. Desta forma, a carga última ( $N_u$ ) é definida pelo critério que prevalecer, ou seja, a carga máxima ou a carga referente ao deslocamento limite.

É importante ressaltar que, para as ligações tipo T, Choo *et al.* (2005) e van der Vegte *et al.* (2005) consideraram o deslocamento como uma ovalização da seção transversal do banzo (como uma referência diametral), dessa forma, o limite de deslocamento proposto por Lu *et al.* (1994) de  $0,03d_0$ , em relação à linha central do banzo, foi modificado para o limite de  $0,06d_0$ , em relação a linha inferior do banzo.

Figura 4.15 – Curva força *versus* deslocamento. (a) Carga máxima; (b) Deslocamento limite.



Fonte: Autora

#### 4.8. SOLUÇÃO NUMÉRICA E TEMPO COMPUTACIONAL

A solução numérica foi obtida por meio do método incremental de Newton-Raphson Total tendo a carga como parâmetro controlador. Os carregamentos foram aplicados progressivamente em incremento de 1% do valor da carga pré-estabelecida, até que a solução numérica fosse interrompida devido a uma distorção excessiva de algum elemento ou pela falta de convergência da solução, sendo esta verificada pelos

critérios de força, momento e deslocamento, com os valores de tolerância padrão do ANSYS.

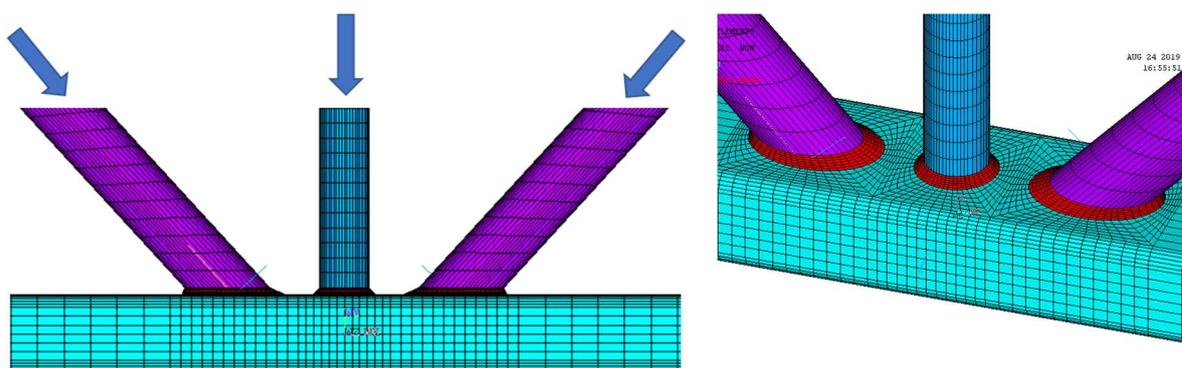
Adicionalmente foi considerado o método do comprimento de arco (Arc-Length) para detectar o ponto de pico e, em seguida, obter a parte descendente da curva carga-deslocamento.

Em média o tempo computacional gasto para chegar a solução de cada modelo numérico foi de 40 minutos. Utilizou-se o equipamento DELL Inspiron 14 Intel Core i7-5500U 8GB de RAM sistema operacional de 64 bits.

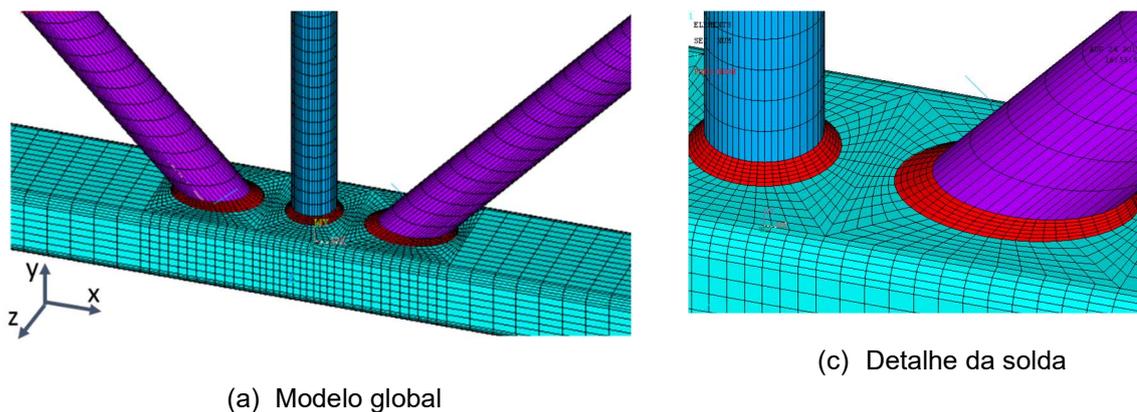
#### 4.9. AFERIÇÃO DOS MODELOS NUMÉRICOS

Para as ligações com banzo de seção transversal quadrada foi elaborado um modelo de aferição conforme descrito no item 3.2, representando os protótipos ensaiados por Mayor (2010), com as mesmas características geométricas e de material. Tanto Mayor (2010) como Silva (2016) modelaram as imperfeições geométricas dos protótipos em seus estudos numéricos, no entanto, essa consideração influenciou muito pouco os resultados, por isso, assim como em Dias (2016), optou-se por não modelar as imperfeições geométricas.

Figura 4.16 – Modelo numérico de aferição para ligação com banzo de seção quadrada



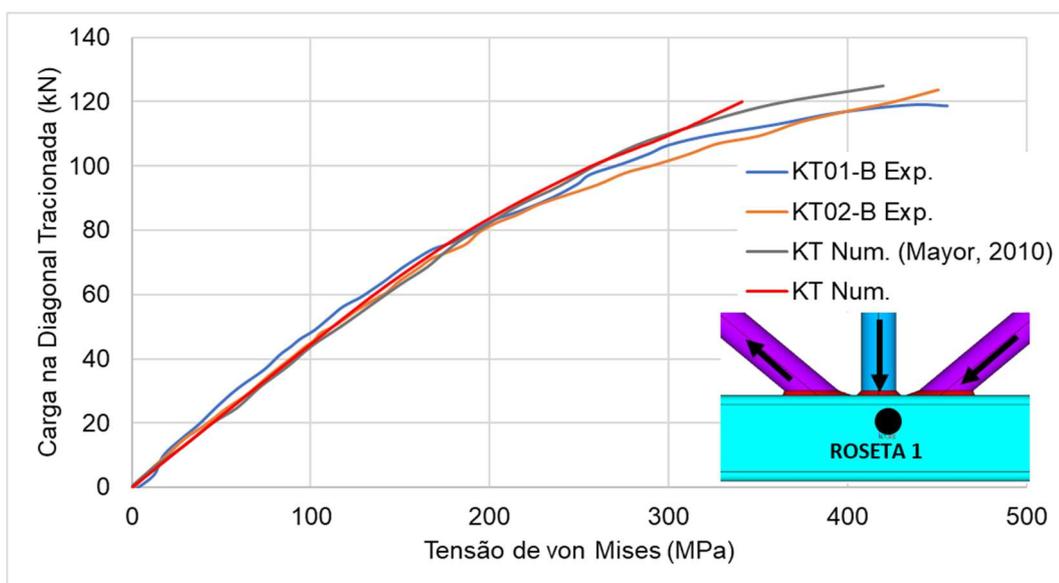
(b) Detalhe da região da ligação



Fonte: Autora

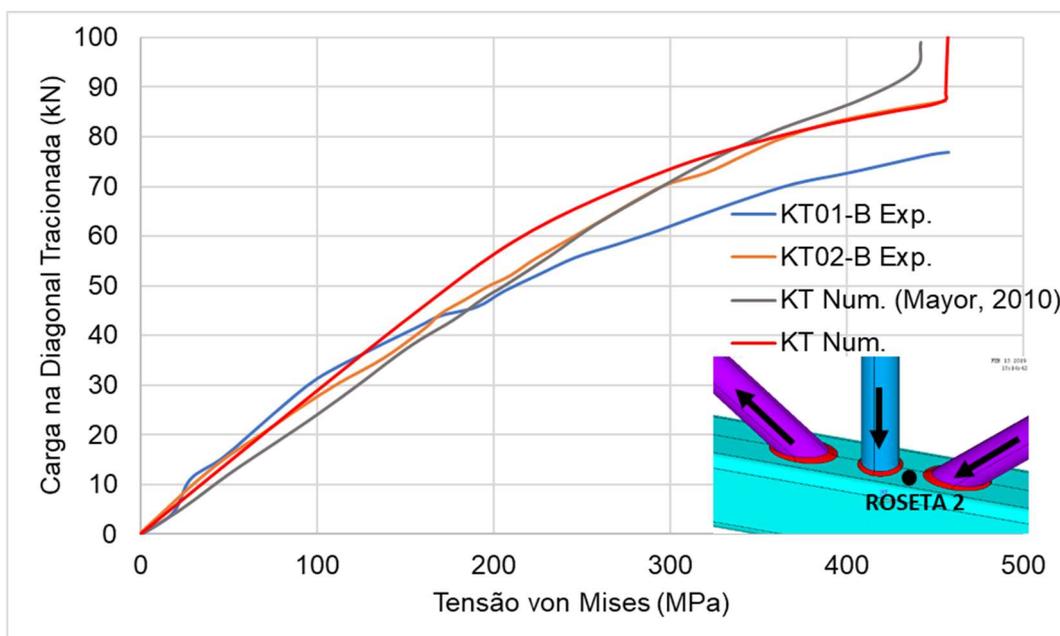
Os resultados numéricos foram comparados com os dados experimentais e numéricos obtidos por Mayor (2010) por meio de curvas força *versus* tensão de Von Mises, Figura 4.17 a Figura 4.21.

Figura 4.17 – Comparação entre resultados experimentais e numéricos na Roseta 1



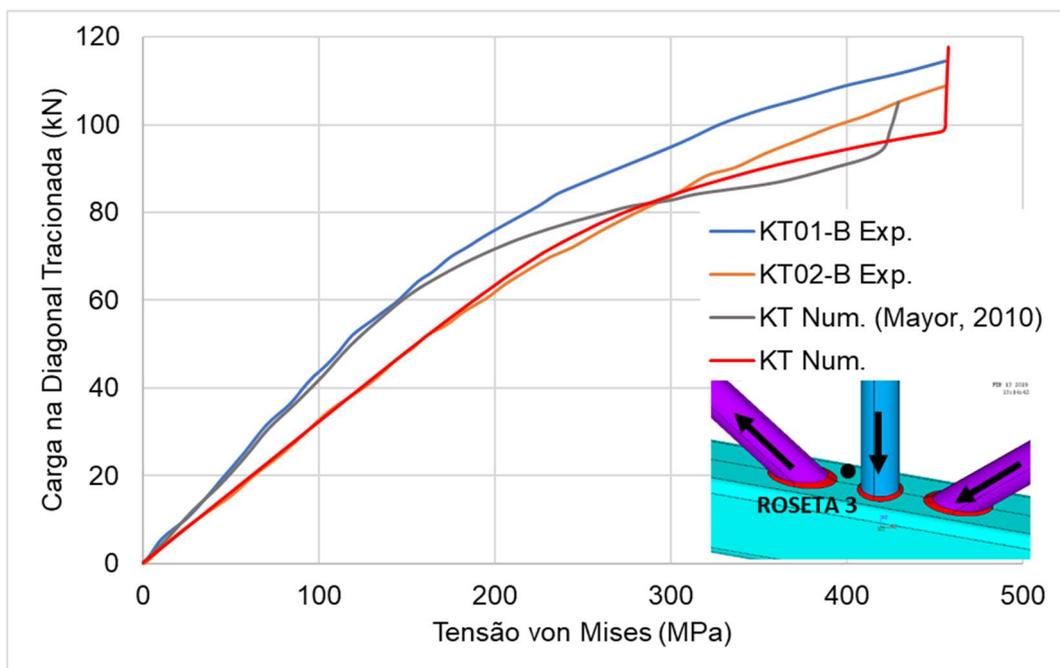
Fonte: Do autor

Figura 4.18 – Comparação entre resultados experimentais e numéricos na Roseta 2



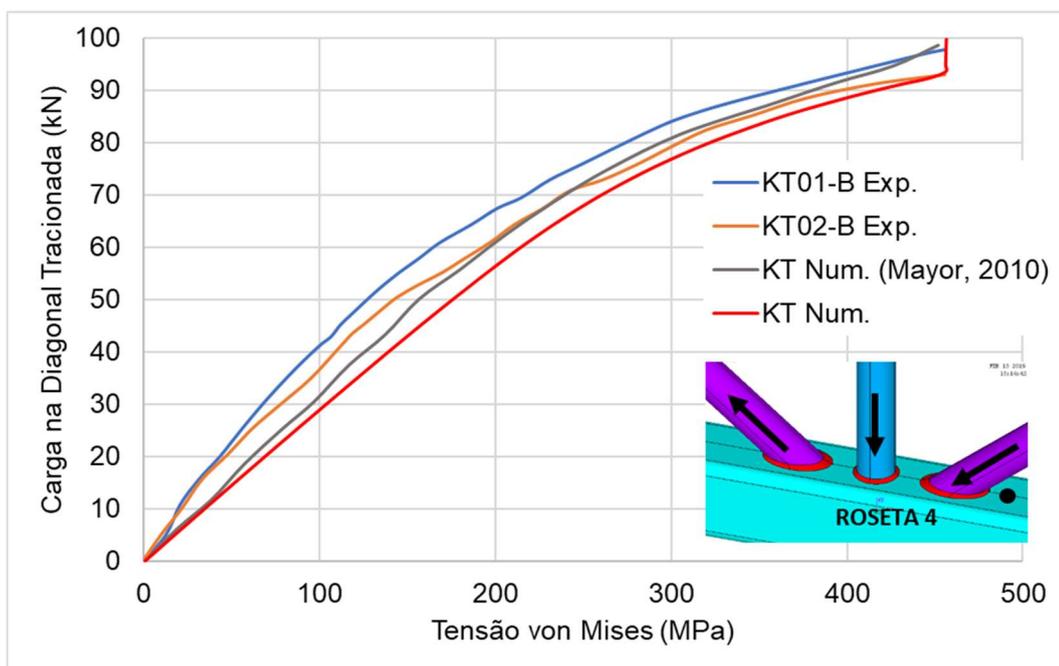
Fonte: Do autor

Figura 4.19 – Comparação entre resultados experimentais e numéricos na Roseta 3



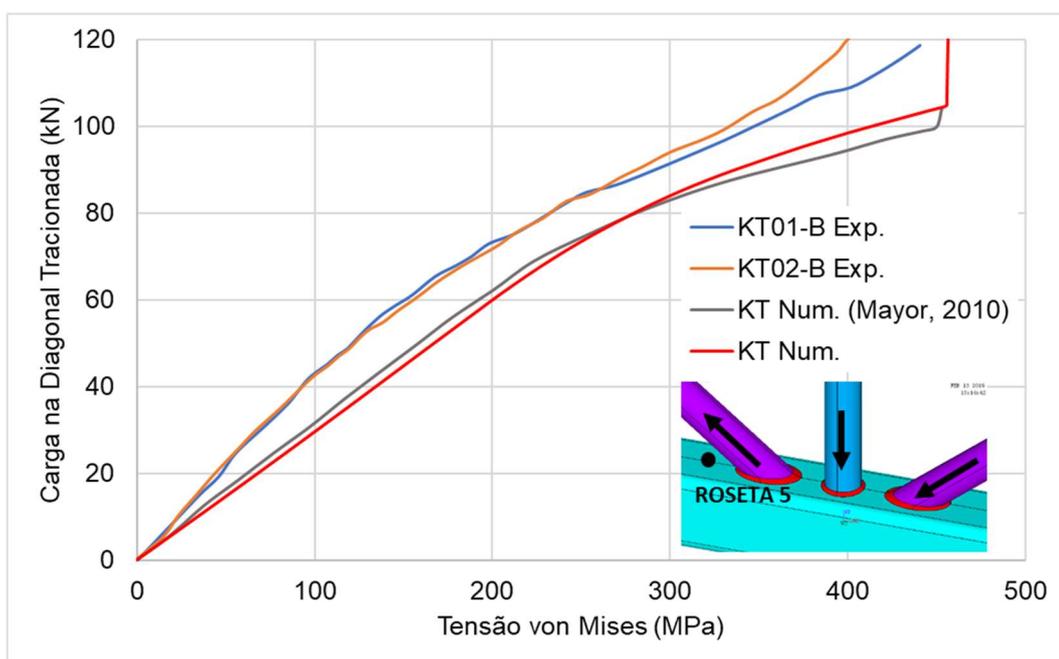
Fonte: Do autor

Figura 4.20 – Comparação entre resultados experimentais e numéricos na Roseta 4



Fonte: Do autor

Figura 4.21 – Comparação entre resultados experimentais e numéricos na Roseta 5



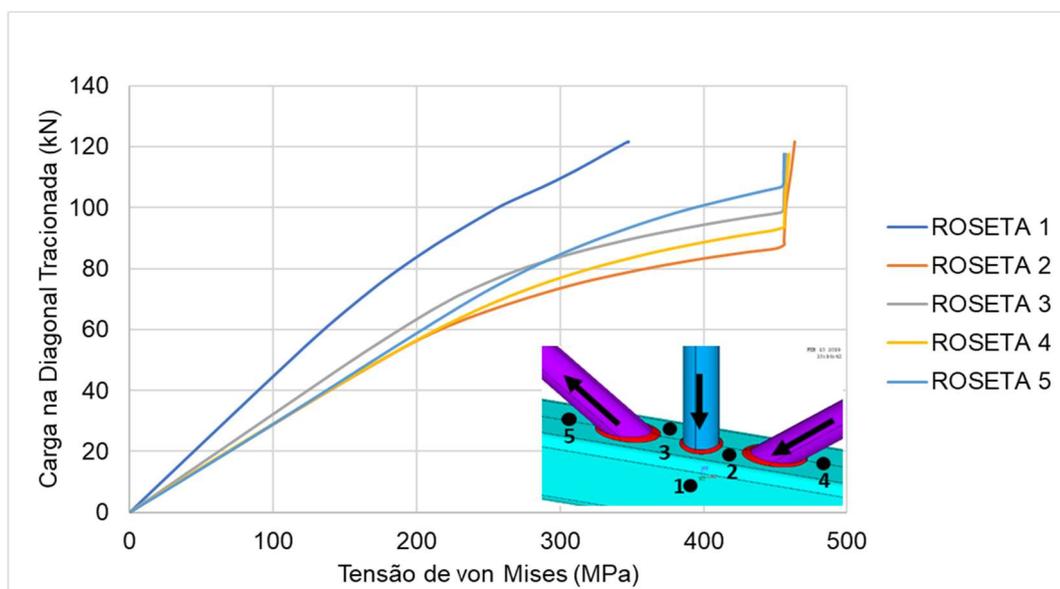
Fonte: Do autor

Para as rosetas 1 e 2, houve, de uma forma geral, boa correlação entre os resultados numéricos deste trabalho, os de Mayor (2010) e os resultados experimentais. Para a roseta 3, entretanto, o resultado numérico concordou com o resultado experimental do protótipo KT02-B até a tensão atingir 300MPa e, a partir

deste valor, menor rigidez numérica foi observada, resultando em uma carga de falha numérica igual a 92% da carga experimental. As curvas numéricas deste trabalho para as rosetas 4 e 5 apresentaram um comportamento menos rígido do que as dos protótipos, no entanto mantiveram-se próximas às curvas numéricas obtidas por Mayor (2010).

A Figura 4.22 mostra, em um único gráfico, as medições numéricas de deformação dos nós equivalentes aos pontos de instalação das rosetas. É possível observar que o escoamento ocorreu primeiramente na Roseta 2 e em seguida na Roseta 4, rosetas próximas à diagonal comprimida, de forma similar ao ocorrido nos protótipos experimentais.

Figura 4.22– Comparação das curvas carga *versus* tensão de von Mises das rosetas



Fonte: Do autor

A Tabela 4.2 apresenta as forças correspondentes ao início do escoamento,  $P_y$ , e ao colapso da ligação,  $P_u$ , para o modelo de aferição e os protótipos experimentais. A razão entre o resultado numérico e o experimental também é indicada.

Tabela 4.2 – Forças de início de escoamento ( $P_y$ ) e de ruptura ( $P_u$ ) dos modelos experimental e numérico

Modelo	Experimental		Numérico		Razão	
	$P_y$	$P_u$	$P_y$	$P_u$	$P_{y,num}/P_{y,exp}$	$P_{u,num}/P_{u,exp}$
KT01-B	76,72	118,73	86,49	121,24	1,13	1,02
KT02-B	87,04	125,43			0,99	0,97

Forças em kN

Fonte: Do autor

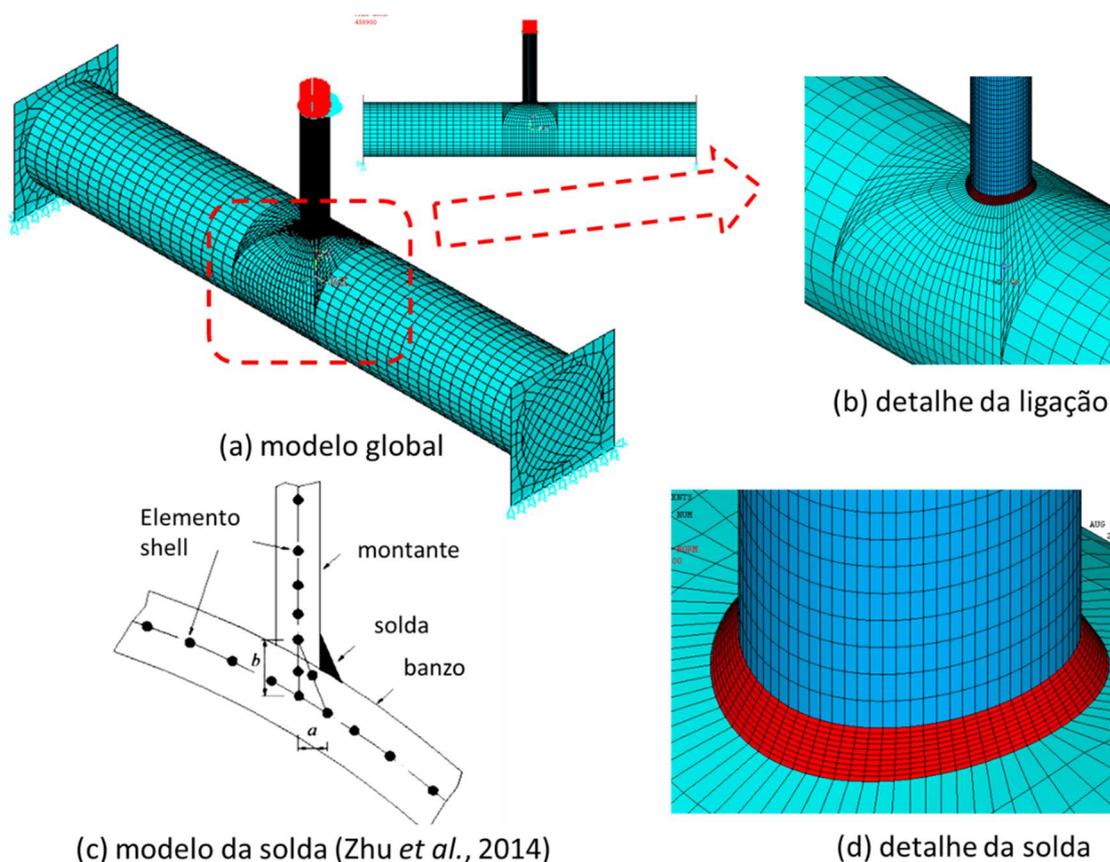
De acordo com a Tabela 4.2, observa-se uma boa concordância no valor da carga de início do escoamento, que apresentou apenas 1% de desvio em relação ao modelo experimental KT02B, e no valor da carga máxima da ligação, que apresentou um desvio máximo de 3% em relação aos protótipos experimentais. Além disso, como houve uma boa concordância entre as curvas numérica e experimental para as Rosetas 1 e 2 e para as demais rosetas, o nível de aproximação obtido foi consistente com a aferição de outros trabalhos da literatura, tais como, Mayor (2010) e Dias (2016), o modelo numérico do presente estudo foi considerado aferido.

Com relação à ligação KT com banzo de seção circular, o modelo numérico foi definido da mesma forma estabelecida para a ligação com banzo retangular, utilizando-se da mesma metodologia e premissas já descritas. No entanto, como não foi encontrado na literatura experimentos com ligações KT e banzo de seção circular, para aferir o modelo numérico, utilizaram-se os resultados experimental e numérico de Zhu *et al.* (2014) de ligações T com banzo de seção circular e os resultados experimentais de Koning *et al.* (1981) para ligações K com banzo de seção circular.

Para a modelagem numérica do modelo experimental analisado por Zhu *et al.* (2014) foi utilizado os mesmos parâmetros definidos para a modelagem da ligação KT com banzo quadrado, além das particularidades da ligação T ensaiada no referido trabalho. Para a modelagem da solda, cuja geometria é mostrada na Figura 4.23 (b), onde  $a = t_1$  e  $b = 0,5t_0 + t_1$ , considerou-se uma espessura de  $0,1t_1$  (constante real no ANSYS).

No que se refere as condições de contorno e carregamento, os deslocamentos na direção x, y e z foram restringidos em uma das extremidades do banzo, e na outra, apenas os deslocamentos em y e z foram impedidos, já o montante, teve o deslocamento da sua extremidade restrito nas direção z. Uma carga de compressão de 110kN foi aplicada nos nós da extremidade do montante. A Figura 4.23 mostra o modelo em elementos finitos para a ligação T1.

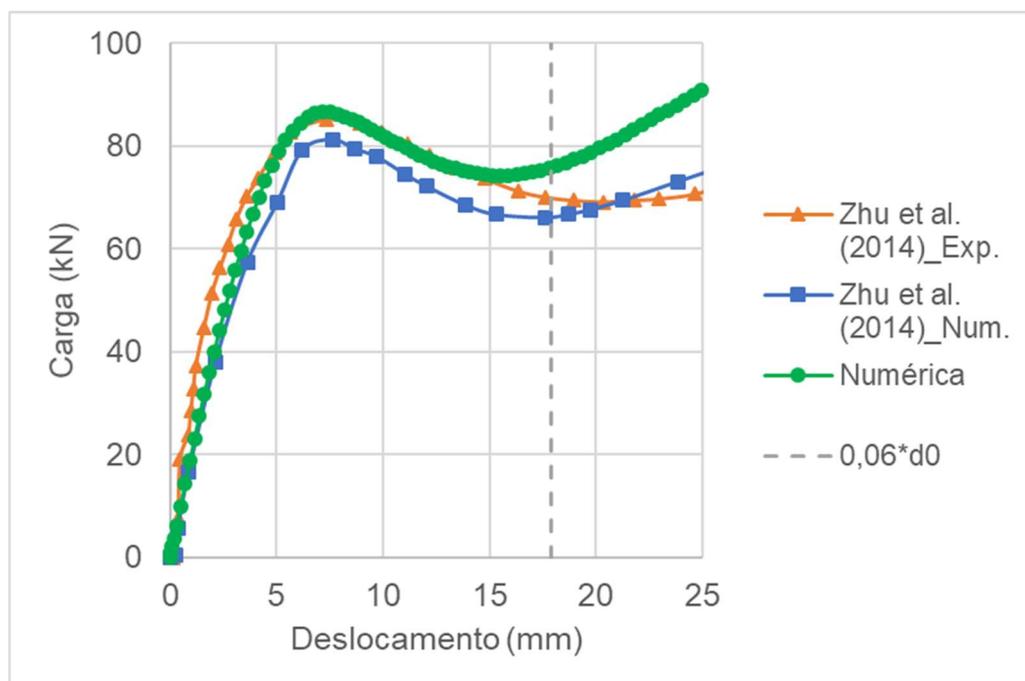
Figura 4.23– Modelo em elementos finitos da ligação T1 ensaiada por Zhu *et al.* (2014)



Fonte: Do autor

A Figura 4.24 apresenta a comparação entre os resultados experimental e numérico obtidos por Zhu *et al.* (2014) para a ligação tipo T, e o resultado numérico deste trabalho. Observa-se que a curva carga *versus* deslocamento numérica apresentou uma ótima correlação com os resultados obtidos numericamente e experimentalmente por Zhu *et al.* (2014). A máxima carga numérica foi de 86,75 kN, ou seja, um desvio de 2% em relação à carga máxima experimental. Após o ponto de pico, a curva numérica acompanhou a curva experimental até um deslocamento de 15 mm, atingindo a reta limite do deslocamento máximo (ovalização) correspondente a  $0,06d_0$  com uma carga de 75,80kN, 9% acima do resultado experimental.

Figura 4.24– Comparação das curvas carga *versus* deslocamento para a ligação T

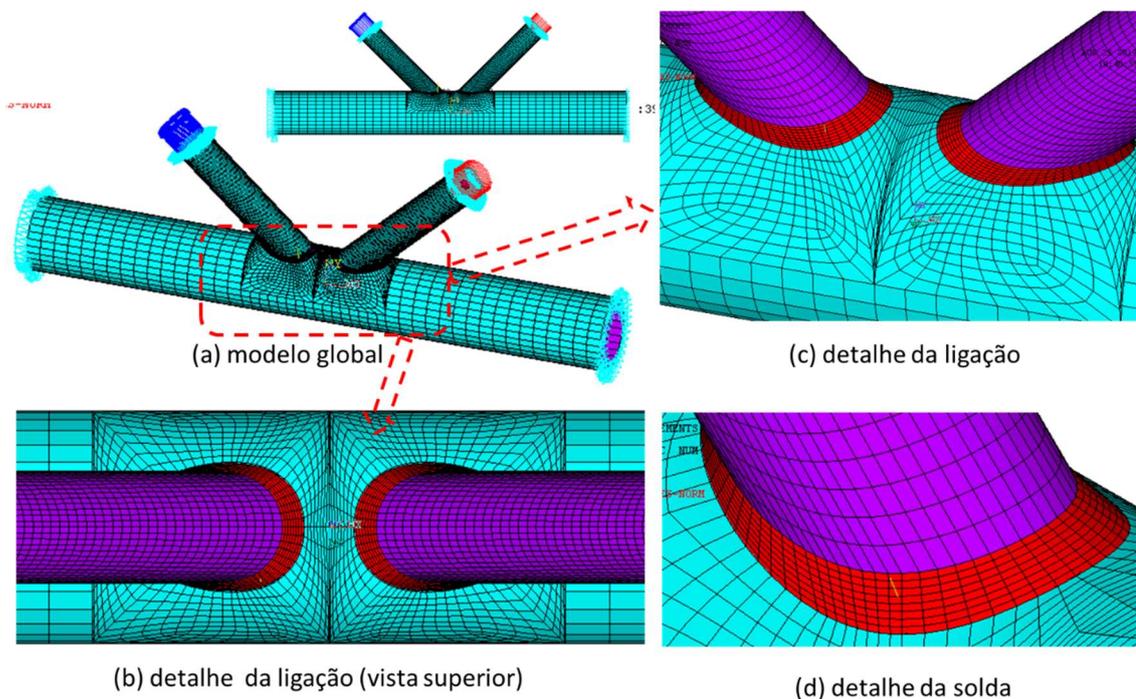


Fonte: Do autor

No que concerne a ligação K, a modelagem numérica do modelo experimental ensaiado por Koning *et al.* (1981), e, modelados por Van der Vegte *et al.* (2002) e Silva (2012), realizada neste trabalho, utilizou os mesmos parâmetros definidos para a modelagem da ligação KT com banzo quadrado, incluindo-se as características da ligação K ensaiada no referido trabalho. Para a modelagem da solda considerou-se uma espessura de uma vez a espessura da diagonal ( $1t_1$ ).

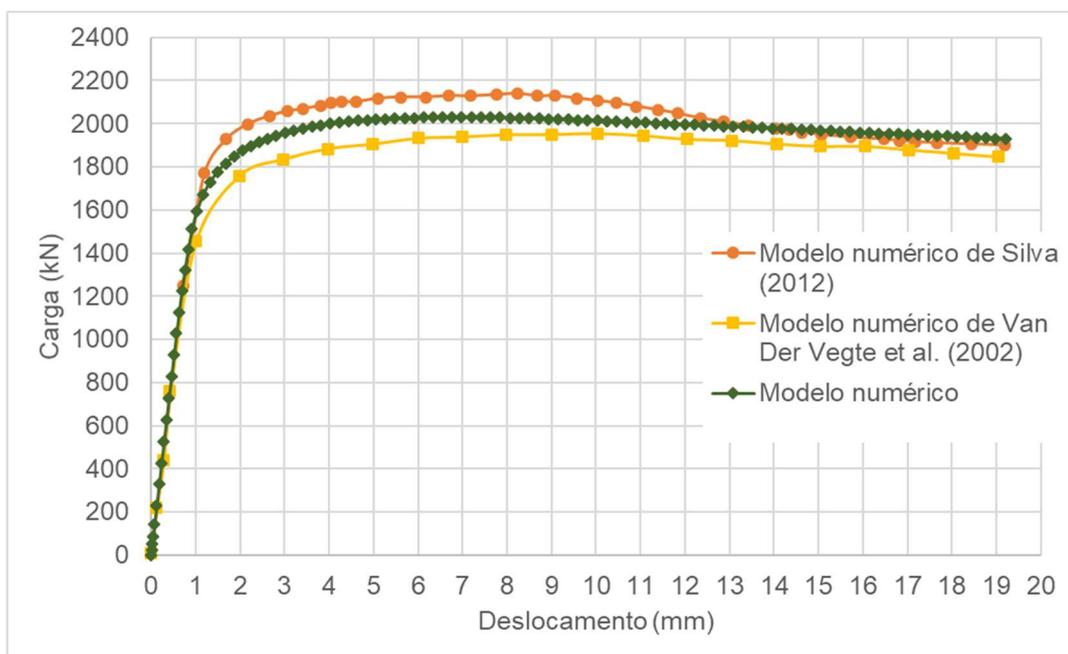
Tendo em consideração as condições de contorno e carregamento, os deslocamentos na direção x, y e z foram restringidos em uma das extremidades do banzo, já a outra extremidade do banzo e das diagonais, de deslocamento foram impedidos no plano da seção transversal. Uma carga de compressão de 2500kN foi aplicada nos nós da extremidade de uma das diagonais e uma carga de tração, de mesma intensidade, foi aplicada na outra diagonal. A Figura 4.25 mostra o modelo em elementos finitos para a ligação K.

Figura 4.25– Modelo em elementos finitos da ligação K ensaiada por Koning *et al.* (1981)



Fonte: Do autor

A Figura 4.26 mostra a comparação entre os resultados numéricos obtidos por Silva (2012) e van der Vegte *et al.* (2002) para a ligação K, e o resultado numérico obtido no presente estudo. Verifica-se que a curva carga *versus* deslocamento obtida por meio do modelo numérico desenvolvido neste trabalho apresentou uma excelente correlação com os resultados numéricos dos trabalhos desenvolvidos pelos autores supramencionados, principalmente na fase elástica do gráfico. Com relação a fase plástica, nota-se um desvio inferior a 7%.

Figura 4.26– Comparação das curvas carga *versus* deslocamento para a ligação K

Fonte: Do autor

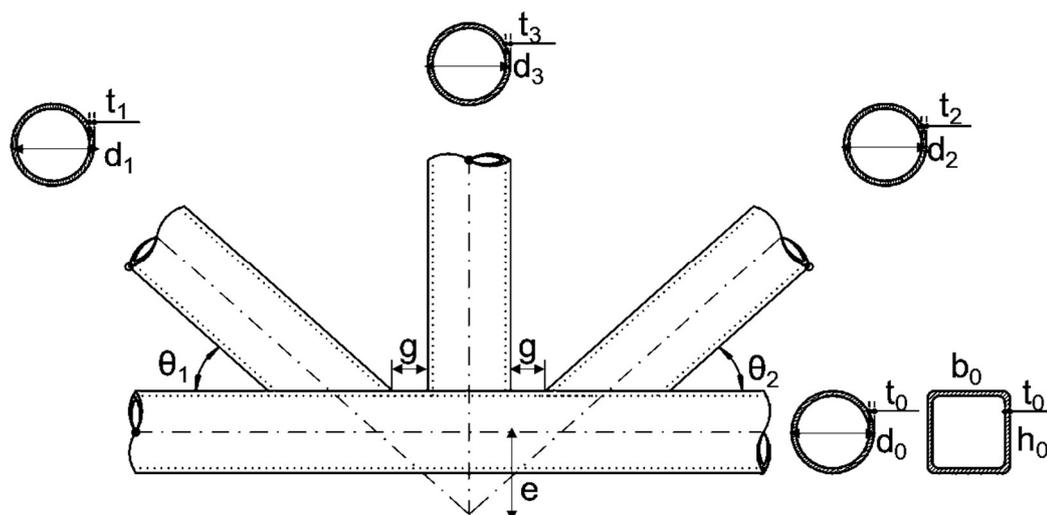
Uma vez que, a comparação do modelo numérico do presente estudo com resultados numérico e experimental de trabalhos disponíveis na literatura apresentou uma boa concordância, com um nível de aproximação apropriado, o modelo numérico do presente estudo para as ligações KT com banzo circular foi considerado aferido.

## 5. ANÁLISE NUMÉRICA PARAMÉTRICA

### 5.1. ESTUDO PARAMÉTRICO

No capítulo 4 uma modelagem numérica em elementos finitos para determinação da resistência última das ligações KT foi proposta e aferida. Neste capítulo, os modelos numéricos do capítulo 4 são utilizados em um estudo paramétrico, que variou as dimensões geométricas e o tipo de seção transversal do banzo, para avaliação da capacidade resistente e da rigidez desta ligação. Cinco razões geométricas foram consideradas no estudo, a saber,  $\beta(d_1/d_0)$ ,  $2\gamma(d_0/t_0)$ ,  $2\gamma'(d_i/t_i)$ ,  $\tau(t_i/t_0)$  e  $g'(g/t_0)$ . A Figura 5.1 apresenta a nomenclatura, utilizada neste estudo, para as dimensões geométricas das ligações KT.

Figura 5.1 - Propriedades geométricas das ligações tipo KT

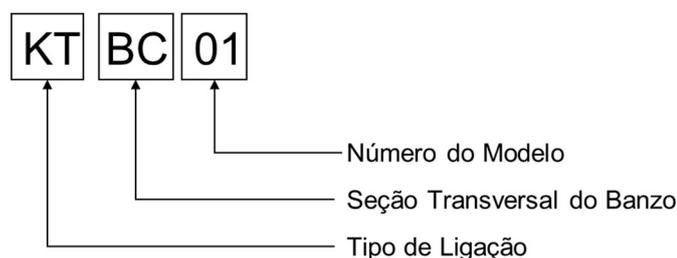


Fonte: Autora

Os modelos de aferição do capítulo 4 são de ligações entre diagonais e montante em perfil circular com banzos em perfil circular (CHS-CHS) ou retangular (CHS-RHS). O estudo paramétrico foi similar, contudo, no lugar de banzos de seção retangular foram abordados banzos de seção quadrada (CHS-SHS).

Os modelos de parametrização foram nomeados conforme o tipo de ligação estudada, neste caso, ligação KT, e de acordo com a seção transversal do banzo, sendo, BC para banzo de seção circular e BQ para banzo de seção quadrada. A Figura 5.2 exemplifica essa nomenclatura.

Figura 5.2 – Exemplo da nomenclatura dos modelos numéricos



Fonte: Autora

As propriedades geométricas foram determinadas com base nos perfis comerciais disponíveis nos catálogos da fabricante de tubos, VMB (2012) e Vallourec Tubos do Brasil (2015), sendo que, para as ligações CHS-CHS, devido a reduzida disponibilidade de tubos em diferentes diâmetros, foi necessário adotar alguns diâmetros para o banzo que não correspondem aos efetivamente fabricados, com o objetivo de manter a área da seção transversal próxima à área dos perfis tubulares de seção quadrada, para título de comparação e análise da influência da geometria da seção transversal do banzo.

O afastamento,  $g$ , adotado foi de 33 mm para todos os modelos, desta forma, a excentricidade das ligações foi tomada dentro dos limites impostos pela norma, em quase todos os modelos, o que possibilitou a não consideração do momento fletor nas previsões de resistência normativa. No entanto, em quatro modelos, os limites de excentricidade não foram atendidos (KTbQ41 à KTbQ44). Estes modelos foram modelados para se avaliar a influência da excentricidade na resistência da ligação. Já o ângulo de inclinação entre a diagonal e o banzo,  $\theta$ , foi adotado igual a  $32,7^\circ$  para todos os modelos.

A análise contemplou a verificação da influência das dimensões do banzo,  $d_0$ , ou seja,  $d_0$  e  $t_0$  para os modelos com banzo circular e  $h_0$ ,  $b_0$  e  $t_0$  para os modelos com banzo quadrado, para dois diferentes valores de dimensões de diagonais e montante, 60,3 mm e 73 mm, mantendo-se a espessura das diagonais e montante constante, 5,5 mm. Dessa forma, 52 modelos numéricos foram determinados, sendo 26 modelos para as ligações CHS-CHS e 26 modelos para as ligações CHS-SHS. A Tabela 5.1 apresenta, resumidamente, os parâmetros geométricos para a confecção dos referidos modelos numéricos.

Tabela 5.1 – Dados do modelo numérico

Tipo	Diâmetros	Espessura	$\theta_{1,2}$ (°)	Afastamento
	$d_{1,2,3}$ (mm)	$t_{1,2,3}$ (mm)		$g$ (mm)
KT	60,3	5,5	32,7°	33
KT	73	5,5	32,7°	33

Fonte: Autora

Foram analisados ainda outros 28 modelos, sendo 14 para ligações CHS-CHS e 14 para ligações CHS-SHS, onde variou-se tanto as dimensões do banzo, circular e quadrado, como a espessura das diagonais e montante. Dos modelos propostos, 15 não atenderam a limitação da razão  $d_i/d_0$  ( $\beta$ ), 22 não atenderam a limitação da razão  $d_0/t_0$  ( $2\gamma$ ) e 7 não atenderam a limitação da razão  $d_i/t_i$  ( $2\gamma'$ ) conforme determinado nas prescrições normativas. Estes modelos serviram para avaliar o comportamento das ligações fora dos limites e para verificar se as formulações normativas de dimensionamento permanecem aplicáveis.

Os modelos foram gerados com comprimentos das barras suficientemente pequenos, de maneira que problemas de instabilidade global não foram dominantes no modo de colapso da ligação. Problemas de flambagem local também fossem evitados, seguindo-se as prescrições normativas de limitação da esbeltez local.

No Anexo A, a Tabela A. 1 apresenta as características geométricas dos modelos gerados para as ligações KT entre banzo de seção circular e diagonais e montante de seção circular (CHS-CHS) e a Tabela A. 2 apresenta as características geométricas para os modelos das ligações KT entre banzo de seção quadrada e diagonal e montante de seção circular (CHS-RHS), sendo um total de 80 modelos analisados. Quanto ao material, todos os modelos foram confeccionados com o aço VMB-350, com limite de escoamento igual a 350 MPa. O módulo de elasticidade do aço e o coeficiente de Poisson foram tomados iguais a 200 GPa e 0,3, respectivamente.

## 5.2. RESULTADOS E DISCUSSÕES

A resistência teórica de todos os modelos de ligação KT foi determinada por meio das prescrições da ABNT NBR 16239:2013, do EN1993-1-8:2005 e da ISO 14346:2013 de acordo com o modo de falha que governa o dimensionamento de cada

ligação. Tanto para as ligações CHS-SHS, como para as ligações CHS-CHS, o modo de falha predominante, para os modelos analisados nessa dissertação, foi a plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo, junto às diagonais e montante (Modo de falha A).

No Anexo B, a Tabela B. 1 e a Tabela B. 2 mostram o esforço resistente característico e o modo de falha predominante da ligação segundo a ABNT NBR 16239:2013 para os modelos com banzo circular e banzo quadrado, respectivamente. Já a Tabela B. 3 e a Tabela B. 4 apresentam os resultados de acordo com a EN1993-1-8:2005, e a Tabela B. 5 e a Tabela B. 6 exibem os resultados conforme a ISO 14346:2013. Vale ressaltar que os resultados obtidos por meio das prescrições normativas para as ligações analisadas no presente trabalho, compreende os valores de resistência característicos, ou seja, não levam em consideração o coeficiente de ponderação da resistência.

Com base nos critérios de falha relacionados a carga última e ao deslocamento limite definidos no item 4.7, comparou-se os resultados obtidos teoricamente, por meio das prescrições normativas, com os resultados de carga última obtido numericamente. A Figura 5.3 mostra a curva carga-deslocamento obtida para o modelo numérico KTBC01, cujo critério de carga última foi o deslocamento limite e a Figura 5.4 mostra a curva carga-deslocamento para o modelo KTBC04 cuja resistência numérica foi determinada pela carga última da ligação.

Figura 5.3 – Curva carga-deslocamento para o modelo KTBC01

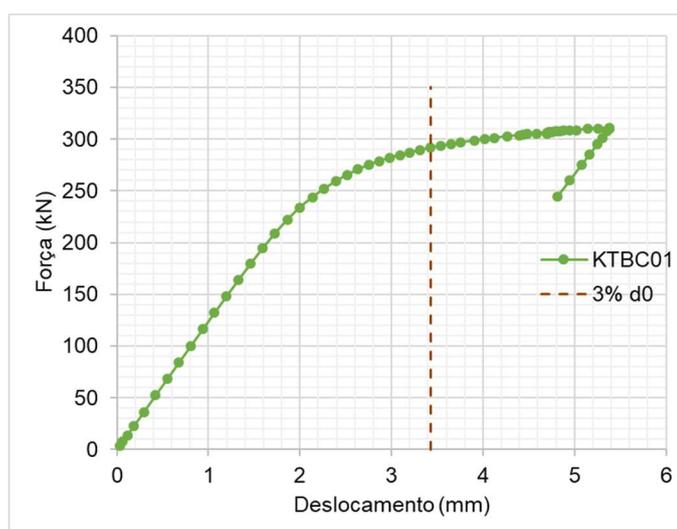
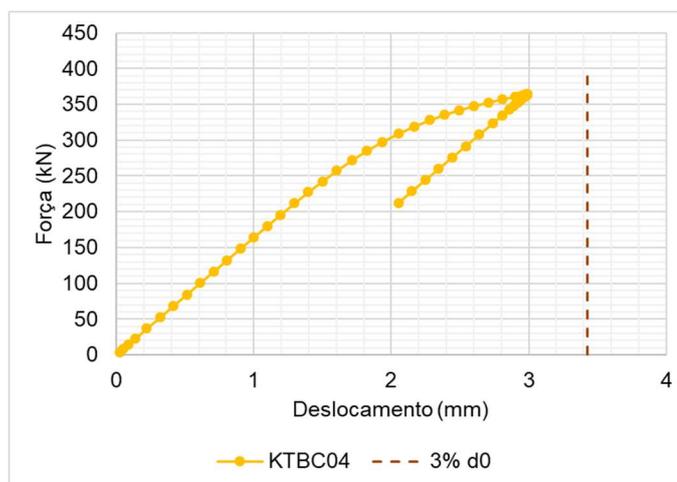


Figura 5.4 – Curva carga-deslocamento para o modelo KTBC04



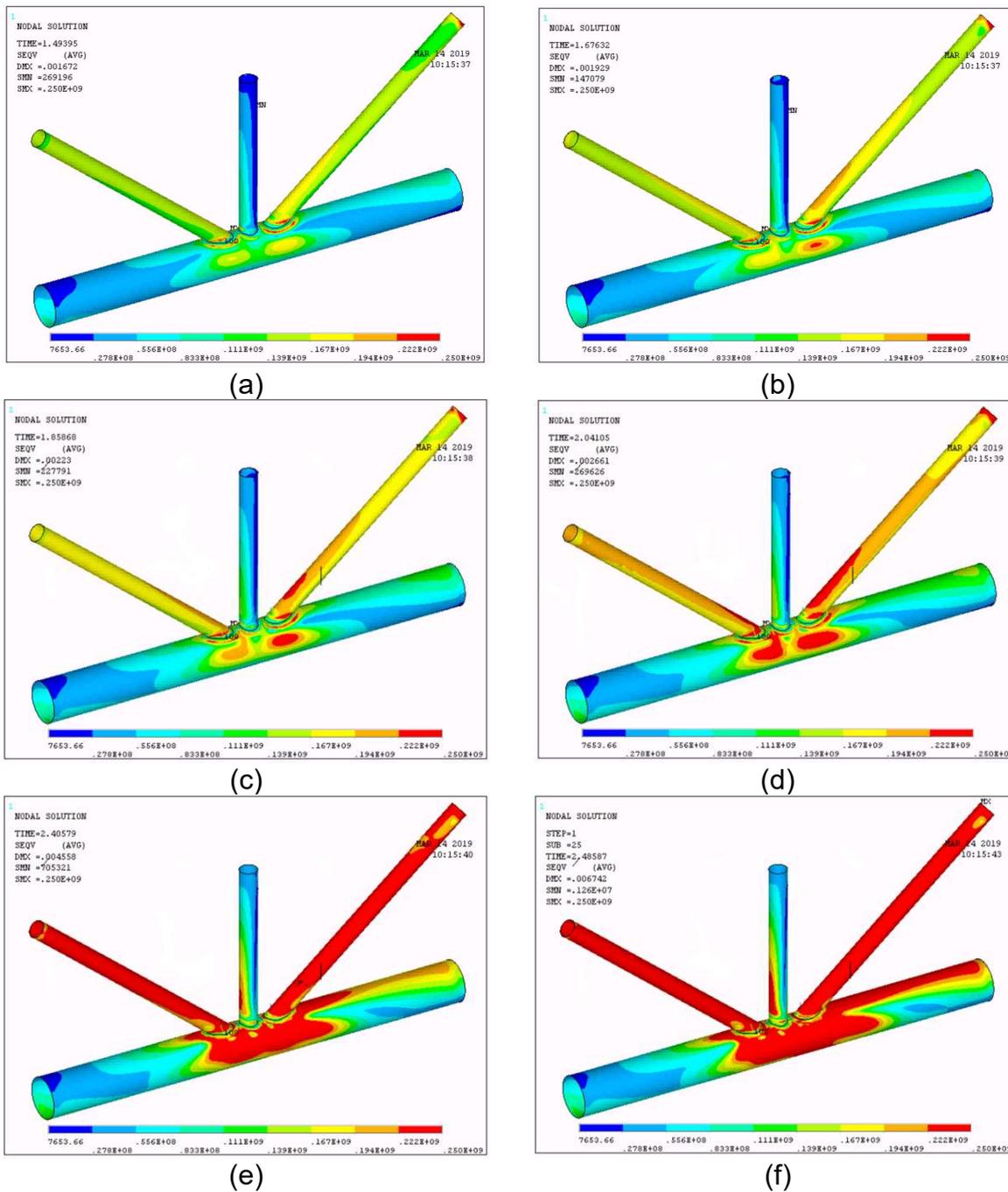
Fonte: Autora

Os resultados numéricos mostram que o modo de falha predominante nas ligações analisadas neste trabalho foi a plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo, junto à diagonais e montante (Modo de Falha A), o que também foi verificado na análise normativa.

Quanto à distribuição de tensões no banzo, no caso dos modelos com banzo circular, a plastificação se iniciou na face superior do banzo na região de encontro entre a solda da diagonal comprimida com o banzo (Figura 5.5-a). Em seguida, a plastificação ocorreu na face lateral do banzo, na área abaixo da diagonal comprimida (Figura 5.5-b), e depois, propagou-se pela face lateral do banzo nas regiões abaixo da diagonal comprimida e da diagonal tracionada (Figura 5.5-c e Figura 5.5-d). Aumentando-se a carga, a região plastificada se estende para região abaixo do montante (Figura 5.5-e) e afasta-se do centro, até o colapso da ligação (Figura 5.5-f). Nota-se que a plastificação é mais acentuada na região do banzo referente à diagonal comprimida.

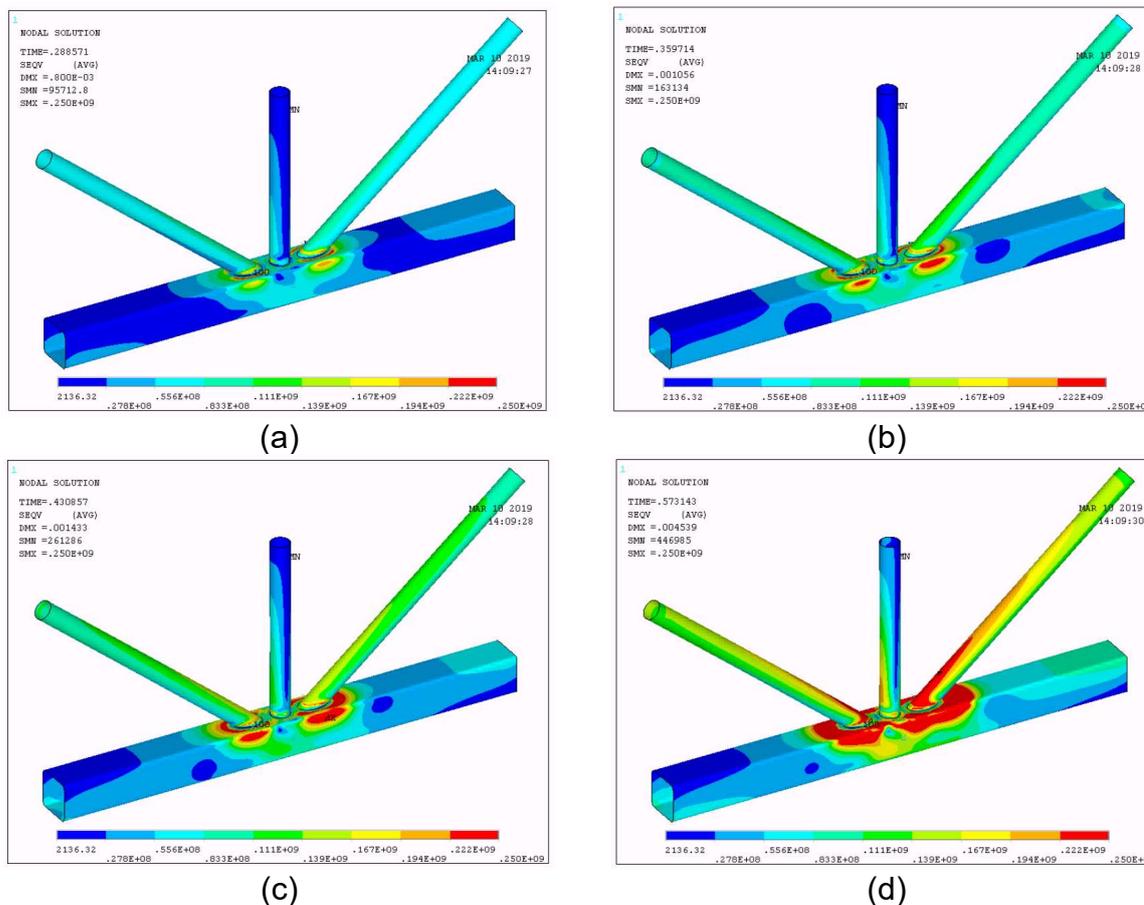
No caso dos modelos com banzo quadrado, a plastificação iniciou-se na região de contato da diagonal comprimida com o banzo (Figura 5.6-a), evoluindo para a face lateral do banzo, na região do raio externo de curvatura do banzo (Figura 5.6-b). Em seguida a plastificação continua e se estende para a direção central da ligação e para a direção oposta até o colapso da ligação.

Figura 5.5 – Evolução das tensões de Von Mises para modelos com banzo circular e Modo de Falha A



Fonte: Autora

Figura 5.6 – Evolução das tensões de Von Mises para modelos com banzo quadrado e Modo de Falha A



Fonte: Autora

Para os modelos CHS-CHS observa-se que a resistência verificada numericamente foi superior a resistência normativa em todos os casos analisados neste trabalho, demonstrando que as prescrições normativas fornecem valores de resistência conservadores. No caso dos modelos CHS-SHS, a resistência numérica, na maioria dos casos, foi inferior aos valores determinados por meio das prescrições normativas, indicando que é necessário ter cautela na análise das ligações. A Tabela 5.2 apresenta os resultados normativos e numéricos para os modelos CHS-CHS e a Tabela 5.3 para os modelos CHS-SHS.

Pode-se observar que para os modelos CHS-CHS, os resultados obtidos pela Eurocode EN1993-1-8:2005 apresentou o menor desvio padrão e, conseqüentemente, a menor variância, indicando que esta conduz a resultados com menor dispersão. No caso dos modelos CHS-SHS, a ISO 14346:2013 conduziu a resultados com menor variância.

Tabela 5.2 - Modelos CHS-CHS - Comparativo entre os resultados normativos e numéricos

<b>Modelos</b>	<b>N<sub>NBR16239</sub></b> <b>(kN)</b>	<b>N<sub>EN1993-1-8</sub></b> <b>(kN)</b>	<b>N<sub>ISO14346</sub></b> <b>(kN)</b>	<b>N<sub>NUM</sub></b> <b>(kN)</b>	$\frac{N_{NBR16239}}{N_{NUM}}$	$\frac{N_{EN1993-1-8}}{N_{NUM}}$	$\frac{N_{ISO14346}}{N_{NUM}}$
KTBC01	172,5	156,8	201,0	287,7	0,60	0,55	0,70
KTBC02	203,3	184,9	234,8	322,0	0,63	0,57	0,73
KTBC03	236,5	215,0	271,1	353,0	0,67	0,61	0,77
KTBC04	262,8	238,9	299,8	364,4	0,72	0,66	0,82
KTBC05	156,0	141,8	168,4	397,8	0,39	0,36	0,42
KTBC06	184,3	167,6	196,8	402,5	0,46	0,42	0,49
KTBC07	214,8	195,3	227,2	401,7	0,53	0,49	0,57
KTBC08	239,0	217,3	251,3	401,5	0,60	0,54	0,63
KTBC09	152,0	138,2	161,0	272,3	0,56	0,51	0,59
KTBC10	179,7	163,4	188,1	316,3	0,57	0,52	0,59
KTBC11	209,5	190,5	217,2	351,5	0,60	0,54	0,62
KTBC12	233,3	212,0	240,2	363,6	0,64	0,58	0,66
KTBC13	191,4	174,0	163,2	269,2	0,71	0,65	0,61
KTBC14	191,4	174,0	163,2	279,9	0,68	0,62	0,58
KTBC15	191,4	174,0	163,2	293,7	0,65	0,59	0,56
KTBC16	191,4	174,0	163,2	297,1	0,64	0,59	0,55
KTBC17	191,4	174,0	163,2	330,1	0,58	0,53	0,49
KTBC18	318,1	289,2	330,1	542,3	0,59	0,53	0,61
KTBC19	310,7	282,4	315,5	489,3	0,64	0,58	0,64
KTBC20	297,9	270,9	290,9	541,4	0,55	0,50	0,54
KTBC21	179,3	163,0	208,9	331,4	0,54	0,49	0,63
KTBC22	211,8	192,5	244,2	375,9	0,56	0,51	0,65
KTBC23	246,8	224,4	281,9	418,8	0,59	0,54	0,67
KTBC24	274,6	249,7	311,7	440,7	0,62	0,57	0,71
KTBC25	174,2	158,4	198,4	339,0	0,51	0,47	0,59
KTBC26	206,0	187,3	231,9	381,7	0,54	0,49	0,61
KTBC27	240,2	218,4	267,7	423,1	0,57	0,52	0,63
KTBC28	267,4	243,1	296,1	440,8	0,61	0,55	0,67
KTBC29	165,4	150,4	180,7	300,3	0,55	0,50	0,60
KTBC30	195,9	178,1	211,1	346,4	0,57	0,51	0,61
KTBC31	228,7	207,9	243,7	394,4	0,58	0,53	0,62
KTBC32	254,8	231,6	269,6	426,2	0,60	0,54	0,63
KTBC33	212,1	192,8	183,8	312,6	0,68	0,62	0,59
KTBC34	212,1	192,8	183,8	331,6	0,64	0,58	0,55
KTBC35	212,1	192,8	183,8	336,4	0,63	0,57	0,55
KTBC36	212,1	192,8	183,8	348,6	0,61	0,55	0,53
KTBC37	212,1	192,8	183,8	377,6	0,56	0,51	0,49

(continuação)

<b>Modelos</b>	<b>N<sub>NBR16239</sub></b> <b>(kN)</b>	<b>N<sub>EN1993-1-8</sub></b> <b>(kN)</b>	<b>N<sub>ISO14346</sub></b> <b>(kN)</b>	<b>N<sub>NUM</sub></b> <b>(kN)</b>	$\frac{N_{NBR16239}}{N_{NUM}}$	$\frac{N_{EN1993-1-8}}{N_{NUM}}$	$\frac{N_{ISO14346}}{N_{NUM}}$
KTBC38	365,5	332,2	409,5	593,1	0,62	0,56	0,69
KTBC39	356,2	323,8	388,9	591,8	0,60	0,55	0,66
KTBC40	340,0	309,1	354,1	591,9	0,57	0,52	0,60
				<b>Média</b>	<b>0,594</b>	<b>0,540</b>	<b>0,611</b>
				<b>Desvio Padrão</b>	<b>0,062</b>	<b>0,056</b>	<b>0,076</b>
				<b>Variância</b>	<b>0,004</b>	<b>0,003</b>	<b>0,006</b>

Fonte: Autora

Tabela 5.3 - Modelos CHS-SHS - Comparativo entre os resultados normativos e numéricos

<b>Modelos</b>	<b>N<sub>NBR16239</sub></b> <b>(kN)</b>	<b>N<sub>EN1993-1-8</sub></b> <b>(kN)</b>	<b>N<sub>ISO14346</sub></b> <b>(kN)</b>	<b>N<sub>NUM</sub></b> <b>(kN)</b>	$\frac{N_{NBR16239}}{N_{NUM}}$	$\frac{N_{EN1993-1-8}}{N_{NUM}}$	$\frac{N_{ISO14346}}{N_{NUM}}$
KTBQ41	196,0	178,2	172,4	199,8	0,98	0,89	0,86
KTBQ42	223,4	203,1	199,9	236,9	0,94	0,86	0,84
KTBQ43	251,9	229,0	229,0	273,7	0,92	0,84	0,84
KTBQ44	274,0	249,1	252,0	273,6	1,00	0,91	0,92
KTBQ45	179,0	162,7	151,8	129,9	1,38	1,25	1,17
KTBQ46	203,9	185,4	176,0	156,7	1,30	1,18	1,12
KTBQ47	229,9	209,0	201,6	194,6	1,18	1,07	1,04
KTBQ48	250,1	227,4	221,8	225,5	1,11	1,01	0,98
KTBQ49	175,3	159,4	147,5	116,1	1,51	1,37	1,27
KTBQ50	199,8	181,6	171,0	162,2	1,23	1,12	1,05
KTBQ51	225,3	204,8	195,9	183,5	1,23	1,12	1,07
KTBQ52	245,0	222,8	215,5	212,8	1,15	1,05	1,01
KTBQ53	226,8	206,1	182,0	169,5	1,34	1,22	1,07
KTBQ54	226,8	206,1	182,0	178,3	1,27	1,16	1,02
KTBQ55	226,8	206,1	182,0	187,5	1,21	1,10	0,97
KTBQ56	226,8	206,1	182,0	194,8	1,16	1,06	0,93
KTBQ57	226,8	206,1	182,0	128,5	1,76	1,60	1,42
KTBQ58	313,9	285,4	286,9	288,3	1,09	0,99	1,00
KTBQ59	307,6	279,6	278,9	275,4	1,12	1,02	1,01
KTBQ60	301,6	274,2	271,3	264,2	1,14	1,04	1,03
KTBQ61	216,6	197,0	183,7	175,1	1,24	1,12	1,05
KTBQ62	246,8	224,4	213,0	208,7	1,18	1,08	1,02
KTBQ63	278,3	253,0	244,1	256,5	1,09	0,99	0,95
KTBQ64	302,8	275,2	268,5	296,2	1,02	0,93	0,91
KTBQ65	212,3	193,0	178,5	153,1	1,39	1,26	1,17
KTBQ66	241,9	219,9	207,0	195,1	1,24	1,13	1,06

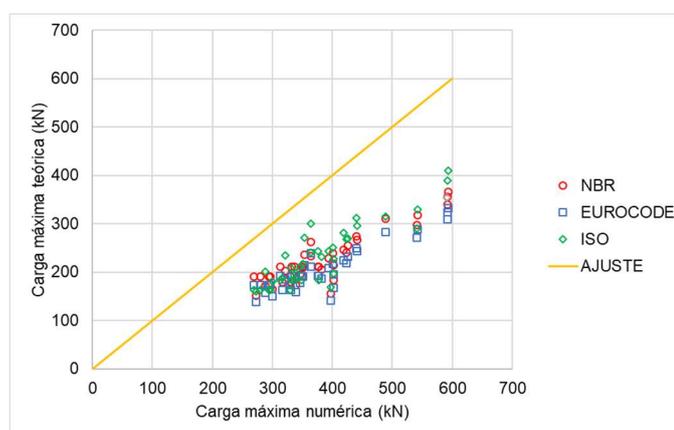
(continuação)

Modelos	$N_{NBR16239}$	$N_{EN1993-1-8}$	$N_{ISO14346}$	$N_{NUM}$	$\frac{N_{NBR16239}}{N_{NUM}}$	$\frac{N_{EN1993-1-8}}{N_{NUM}}$	$\frac{N_{ISO14346}}{N_{NUM}}$
	(kN)	(kN)	(kN)	(kN)			
KTBQ67	272,7	247,9	237,2	237,6	1,15	1,04	1,00
KTBQ68	296,7	269,7	260,9	274,4	1,08	0,98	0,95
KTBQ69	197,1	179,2	160,9	125,1	1,58	1,43	1,29
KTBQ70	224,6	204,1	186,6	155,5	1,44	1,31	1,20
KTBQ71	253,2	230,2	213,8	180,5	1,40	1,28	1,18
KTBQ72	275,4	250,4	235,2	209,5	1,31	1,20	1,12
KTBQ73	274,5	249,6	220,3	190,5	1,44	1,31	1,16
KTBQ74	274,5	249,6	220,3	199,9	1,37	1,25	1,10
KTBQ75	274,5	249,6	220,3	210,3	1,31	1,19	1,05
KTBQ76	274,5	249,6	220,3	218,6	1,26	1,14	1,01
KTBQ77	274,5	249,6	220,3	245,1	1,12	1,02	0,90
KTBQ78	380,1	345,5	347,4	373,8	1,02	0,92	0,93
KTBQ79	372,4	338,5	337,6	351,4	1,06	0,96	0,96
KTBQ80	345,7	314,3	304,3	288,6	1,20	1,09	1,05
<b>Média</b>					<b>1,223</b>	<b>1,112</b>	<b>1,042</b>
<b>Desvio Padrão</b>					<b>0,176</b>	<b>0,160</b>	<b>0,122</b>
<b>Variância</b>					<b>0,031</b>	<b>0,026</b>	<b>0,015</b>

Fonte: Autora

Outra forma de se observar a correlação entre os resultados normativos e numéricos é por meio do gráfico de dispersão apresentado na Figura 5.7 para os modelos com banzo circular e, na Figura 5.8, para os modelos com banzo quadrado, onde a reta amarela representa a curva de ajuste perfeito entre a norma e o modelo numérico.

Figura 5.7 – Dispersão entre os resultados numéricos e normativos (CHS-CHS)

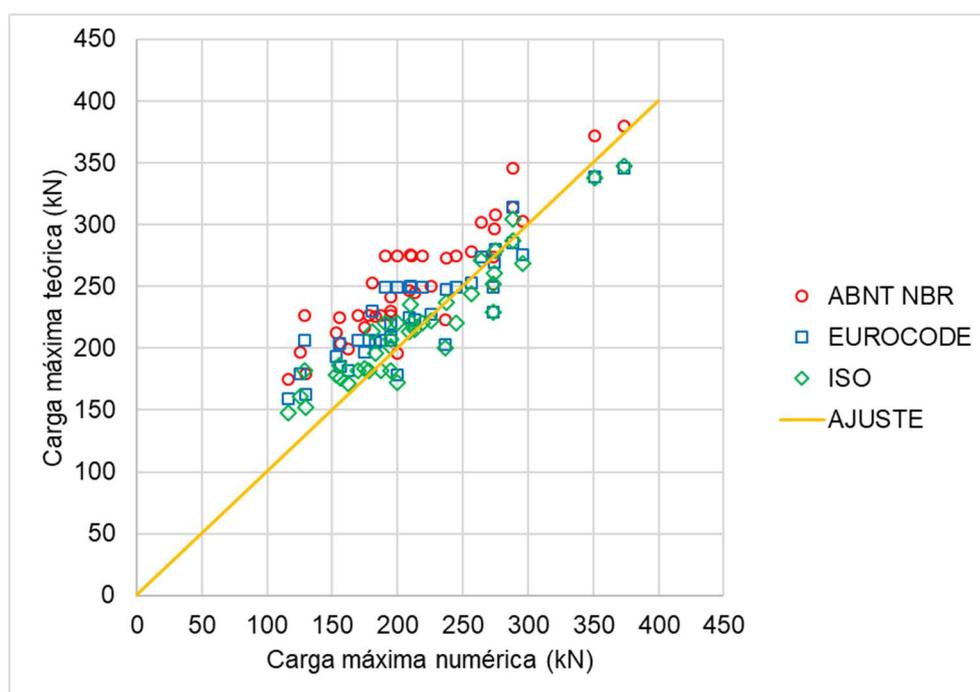


Fonte: Autora

Para as ligações CHS-CHS, observa-se que as prescrições normativas, conduziram a resultados inferiores aos identificados na análise numérica, desta forma, subestimando a capacidade resistente da ligação. Dentre as normas avaliadas, nota-se que a ISO 14346:2013 apresentou resultados mais próximos aos numéricos, enquanto o EN1993-1-8:2005 mostrou-se mais conservador.

No caso dos modelos CHS-SHS, grande parte dos resultados obtidos por meio da ABNT NBR 16239:2013 mostraram-se contra a segurança, uma vez que a norma definiu valores de resistências maiores do que aqueles encontrados numericamente. Tanto o EN1993-1-8:2005 como a ISO 14346:2013 apresentaram valores de resistências mais conservadores do que a ANT NBR 16239:2013.

Figura 5.8 – Dispersão entre os resultados numéricos e normativos (CHS-SHS)



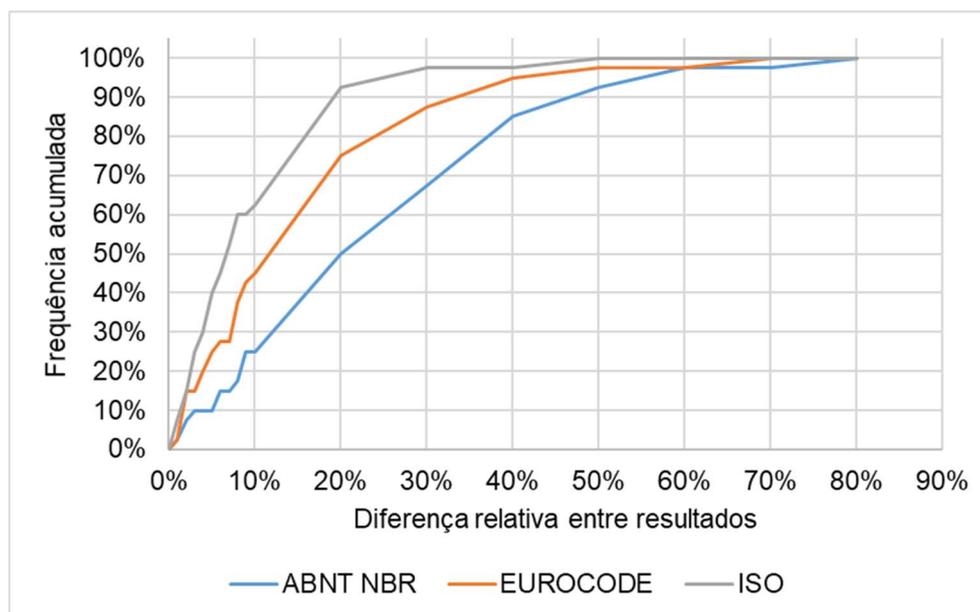
Fonte: Autora

Ainda para as ligações com banzo quadrado, pode-se avaliar a concordância entre os resultados numéricos e teóricos por meio do gráfico de desvio relativo *versus* frequência acumulada mostrado na Figura 5.9. Neste gráfico, quanto mais à esquerda estiver a curva, mais próximo são os valores normativos e numéricos. Sendo assim, observa-se que, para a ABNT NBR 16239:2013, apenas cerca de 25% dos resultados apresentaram um desvio absoluto inferior a 10%, sendo que em 50% dos casos os desvios identificados foram superiores a 20%. No que diz respeito a ISO 14346:2013,

pouco mais de 60% dos resultados apresentaram desvios inferiores a 10%, e, o desvio foi superior a 20% em menos de 10% dos casos, e, no caso do EN1993-1-8:2005 cerca de 45% dos modelos apresentaram um desvio inferior a 10% e cerca de 25% dos modelos apresentaram um desvio superior a 20%.

No gráfico de dispersão, quanto mais à esquerda encontra-se a curva de frequência acumulada, mais próximo são os resultados normativos e numéricos, sendo assim, é fácil perceber que a ISO apresenta os melhores resultados dentre as normas analisadas neste trabalho.

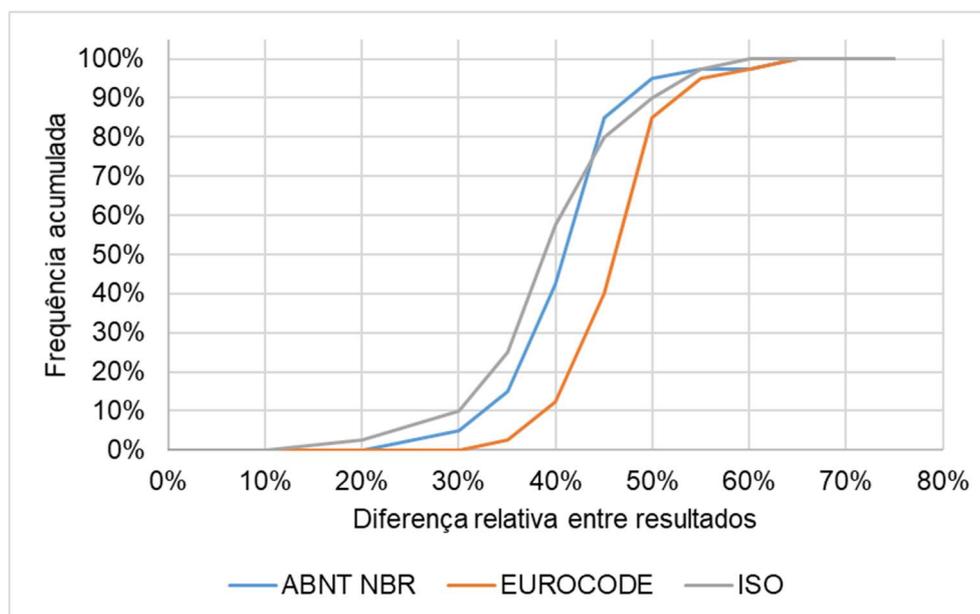
Figura 5.9 – Desvio relativo entre os resultados (CHS-SHS)



Fonte: Autora

No que tange as ligações CHS-CHS a curva de frequência acumulada dos desvios relativos entre resultados está ilustrada na Figura 5.10. Para o EN1993-1-8:2005 em 100% dos casos os desvios apresentados foram superiores a 30%, sendo este número igual a, aproximadamente, 95% para a ABNT NBR 16239:2013 e 90% para a ISO 14346:2013, sendo identificados desvios superiores a 50% para todas as normas. As ligações com banzos retangulares apresentaram resultados melhores.

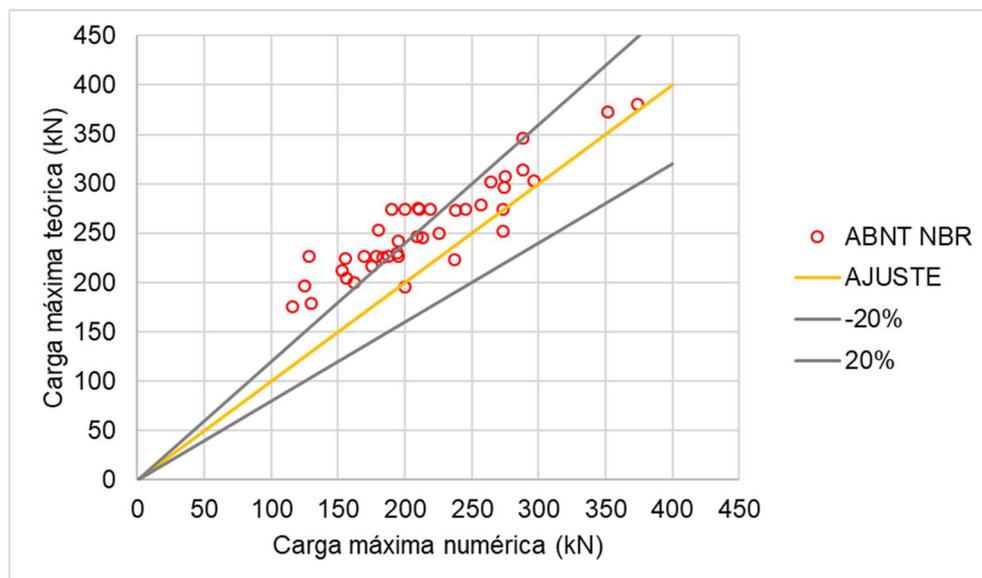
Figura 5.10 – Desvio relativo entre os resultados (CHS-CHS)



Fonte: Autora

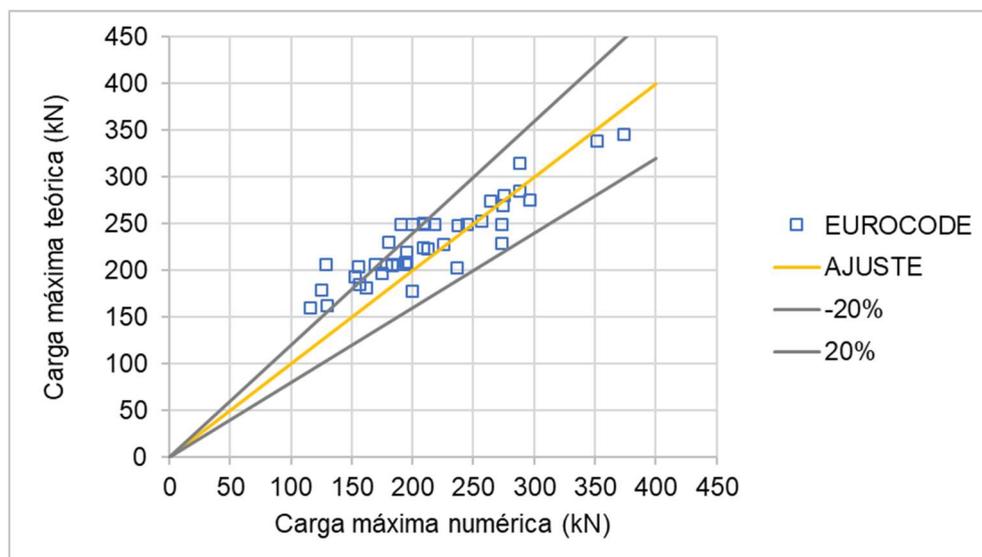
Os gráficos da Figura 5.11 a Figura 5.13 permitem uma melhor visualização da dispersão entre os resultados numérico e normativo da ABNT NBR 16239:2013, do EN1993-1-8:2005 e da ISO 14346:2013, respectivamente. Além da reta de ajuste perfeito, reta na cor amarela, outras duas retas foram definidas (retas na cor cinza) que representam uma variação de  $\pm 20\%$  em relação à reta de ajuste perfeito. Observa-se que a ISO 14346:2013 apresentou previsões de resistência das ligações com banzo de seção quadrada dentro dos limites de variação correspondentes à  $\pm 20\%$  de desvio da curva de ajuste, com exceção de pouquíssimos casos. Já a ABNT NBR 16239:2013 apresentou vários pontos com desvios contrários a segurança em mais de 20%. Nota-se que o EN1993-1-8:2005 apresentou um resultado intermediário às demais normas analisadas.

Figura 5.11 – Dispersão dos resultados, considerando-se a NBR 16239:2013 (CHS-SHS)



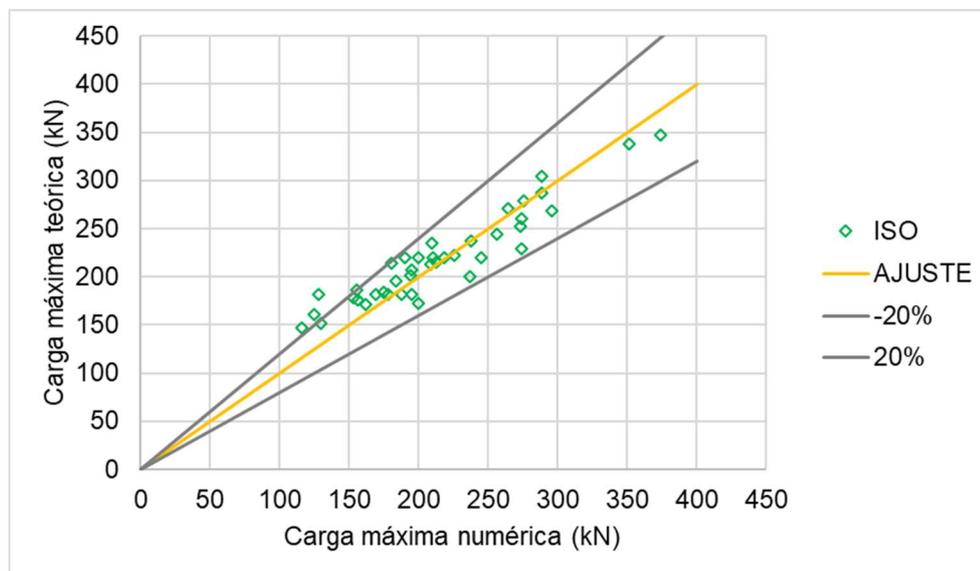
Fonte: Autora

Figura 5.12 – Dispersão dos resultados, considerando-se o EN1993-1-8:2005 (CHS-SHS)



Fonte: Autora

Figura 5.13 – Dispersão dos resultados, considerando-se a ISO 14346:2013 (CHS-SHS)

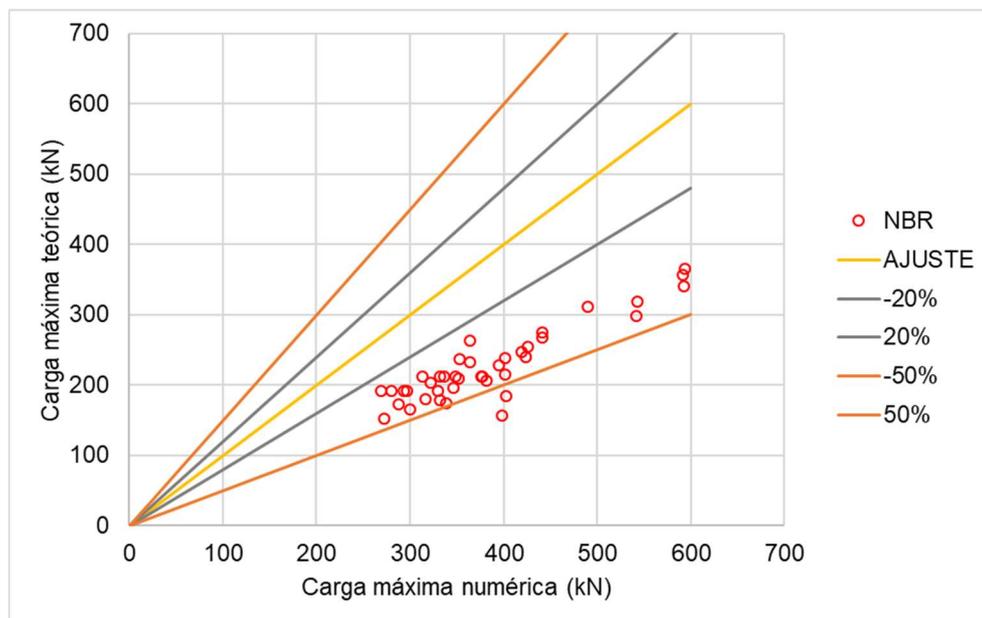


Fonte: Autora

No que diz respeito as ligações CHS-CHS, a concordância entre os resultados normativos e numéricos para cada norma considerada, é apresentado da Figura 5.14 a Figura 5.16. Além da reta de ajuste perfeito, reta na cor amarela, e das retas representando uma variação de  $\pm 20\%$  (retas na cor cinza), forma definidas, devido à grande dispersão dos resultados, mais duas retas representando uma variação de  $\pm 50\%$  em relação à reta de ajuste perfeito (retas na cor laranja).

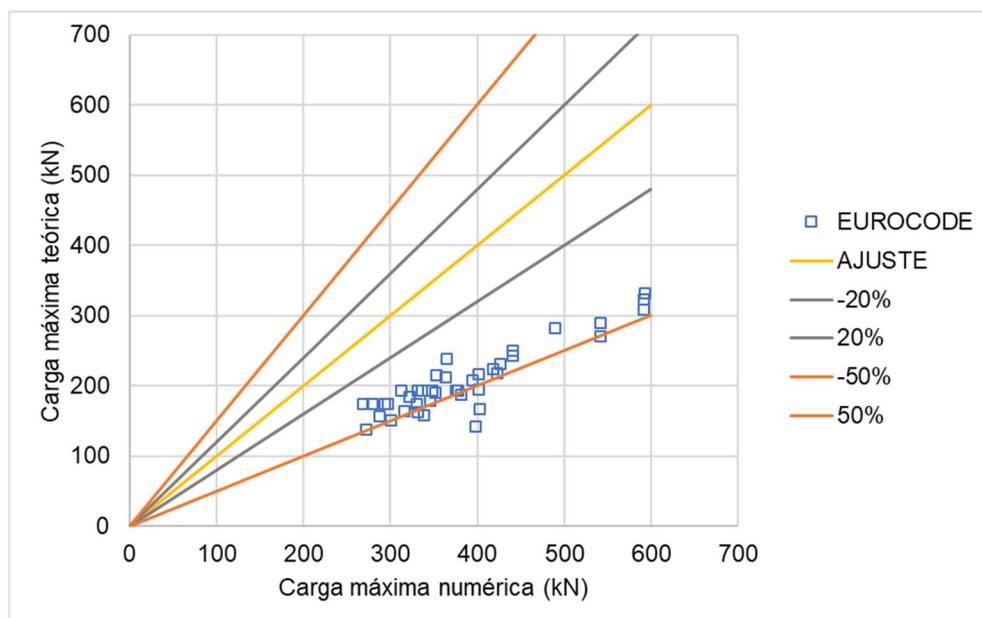
Observa-se que, para todas as três normas, os resultados apresentaram desvios entre  $-20\%$  e  $-50\%$ , conduzindo a resultados muito conservadores, sendo que em alguns casos, essa diferença foi ainda maior.

Figura 5.14 - Dispersão dos resultados considerando-se a ABNT NBR 16239:2013 (CHS-SHS)



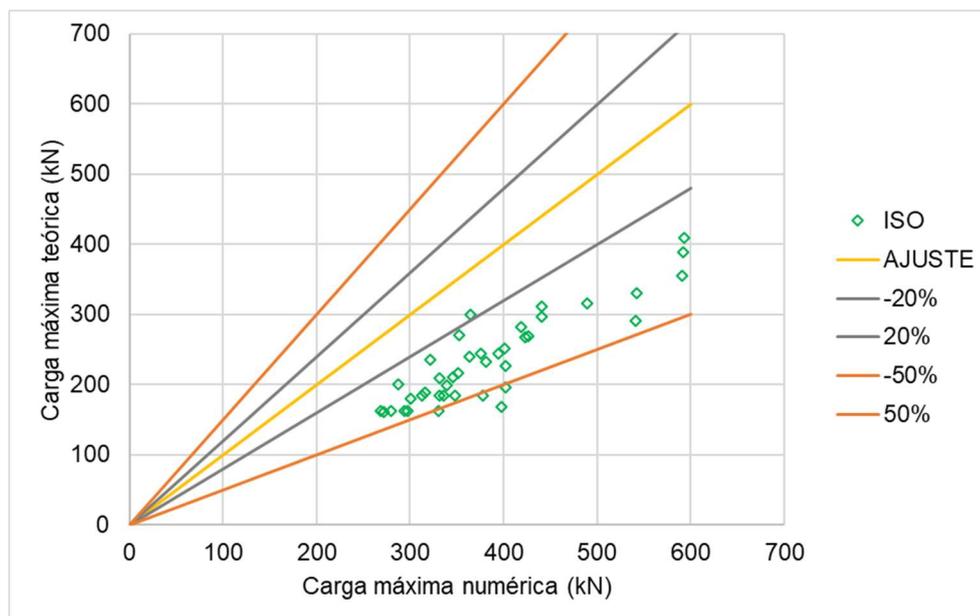
Fonte: Autora

Figura 5.15 - Dispersão dos resultados considerando-se a EN1993-1-8:2005 (CHS-SHS)



Fonte: Autora

Figura 5.16 - Dispersão dos resultados considerando-se a ISO 14346:2013 (CHS-SHS)



Fonte: Autora

Uma vez que a área da seção transversal do banzo circular e do banzo quadrado foram tomadas com valores aproximadamente iguais para todos os modelos, conforme mostrado na Tabela 5.4, é notável o aumento de resistência identificado nas ligações com banzo circular em relação ao banzo quadrado. Resultados semelhantes foram obtidos por Bittencourt (2008), Silva *et al.* (2011) e Dias (2016), já sendo esperado, uma vez que a forma de arco do banzo circular conduz a uma distribuição mais eficiente das tensões na seção transversal. Os gráficos apresentados da Figura 5.17 à Figura 5.19, ilustram este resultado para os modelos mostrados na Tabela 5.4.

Tabela 5.4 – Modelos numéricos com banzo circular e quadrado com áreas equivalentes

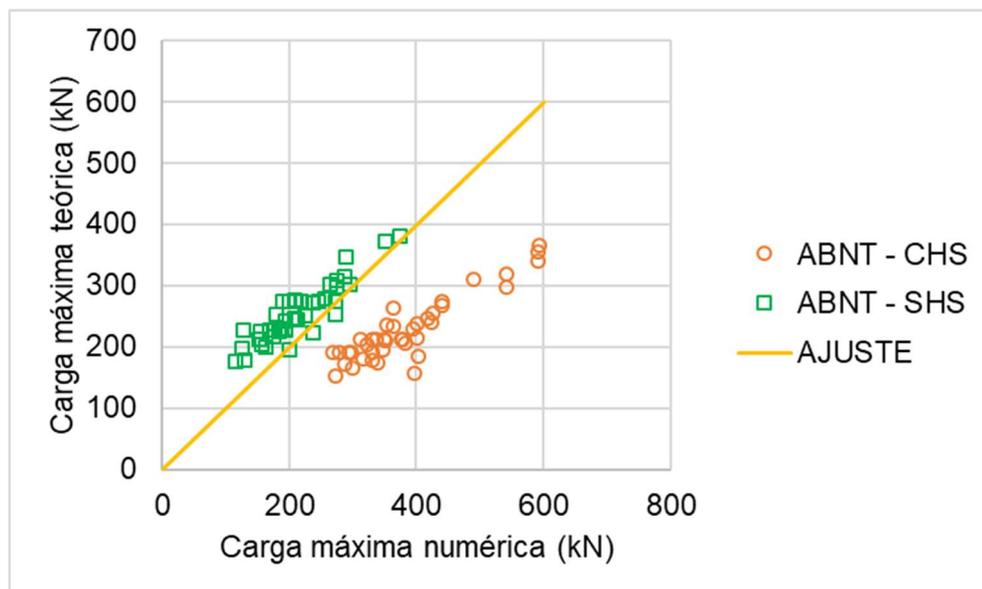
BANZO CIRCULAR			BANZO QUADRADO			Variação na área
Modelo	Área	Modo de Falha	Modelo	Área	Modo de Falha	
KTBC01	15,2	A	KTBCQ41	16,2	A	6,4%
KTBC02	16,5	A	KTBCQ42	17,6	A	6,4%
KTBC03	17,8	A	KTBCQ43	19,0	A	6,3%
KTBC04	18,8	A	KTBCQ44	20,1	A	6,3%
KTBC05	18,9	A	KTBCQ45	19,6	A	3,6%
KTBC06	20,6	A	KTBCQ46	21,3	A	3,6%
KTBC07	22,2	A	KTBCQ47	23,0	A	3,5%

(continuação)

BANZO CIRCULAR			BANZO QUADRADO			Variação na área
Modelo	Área	Modo de Falha	Modelo	Área	Modo de Falha	
KTBC08	23,5	A	KTBCQ48	24,3	A	3,5%
KTBC09	20,1	A	KTBCQ49	20,5	A	1,7%
KTBC10	21,9	A	KTBCQ50	22,3	A	1,7%
KTBC11	23,7	A	KTBCQ51	24,0	A	1,6%
KTBC12	25,0	A	KTBCQ52	25,4	A	1,6%
KTBC13	55,0	A	KTBCQ53	55,2	A	0,4%
KTBC14	55,0	A	KTBCQ54	55,2	A	0,4%
KTBC15	55,0	A	KTBCQ55	55,2	A	0,4%
KTBC16	55,0	A	KTBCQ56	55,2	A	0,4%
KTBC17	55,0	A	KTBCQ57	55,2	A	0,4%
KTBC18	27,1	A	KTBCQ58	28,1	A	3,4%
KTBC19	28,9	A	KTBCQ59	29,3	A	1,5%
KTBC20	32,6	A	KTBCQ60	30,5	A	-6,6%
KTBC21	18,9	A	KTBCQ61	19,6	A	3,6%
KTBC22	20,6	A	KTBCQ62	21,3	A	3,6%
KTBC23	22,2	A	KTBCQ63	23,0	A	3,5%
KTBC24	23,5	A	KTBCQ64	24,3	A	3,5%
KTBC25	20,1	A	KTBCQ65	20,5	A	1,7%
KTBC26	21,9	A	KTBCQ66	22,3	A	1,7%
KTBC27	23,7	A	KTBCQ67	24,0	A	1,6%
KTBC28	25,0	A	KTBCQ68	25,4	A	1,6%
KTBC29	22,7	A	KTBCQ69	23,9	A	5,1%
KTBC30	24,7	A	KTBCQ70	26,0	A	5,1%
KTBC31	26,6	A	KTBCQ71	28,1	A	5,0%
KTBC32	28,1	A	KTBCQ72	29,6	A	5,0%
KTBC33	55,0	A	KTBCQ73	55,2	A	0,4%
KTBC34	55,0	A	KTBCQ74	55,2	A	0,4%
KTBC35	55,0	A	KTBCQ75	55,2	A	0,4%
KTBC36	55,0	A	KTBCQ76	55,2	A	0,4%
KTBC37	55,0	A	KTBCQ77	55,2	A	0,4%
KTBC38	27,1	A	KTBCQ78	28,1	A	3,4%
KTBC39	28,9	A	KTBCQ79	29,3	A	1,5%
KTBC40	32,6	A	KTBCQ80	34,2	A	4,9%

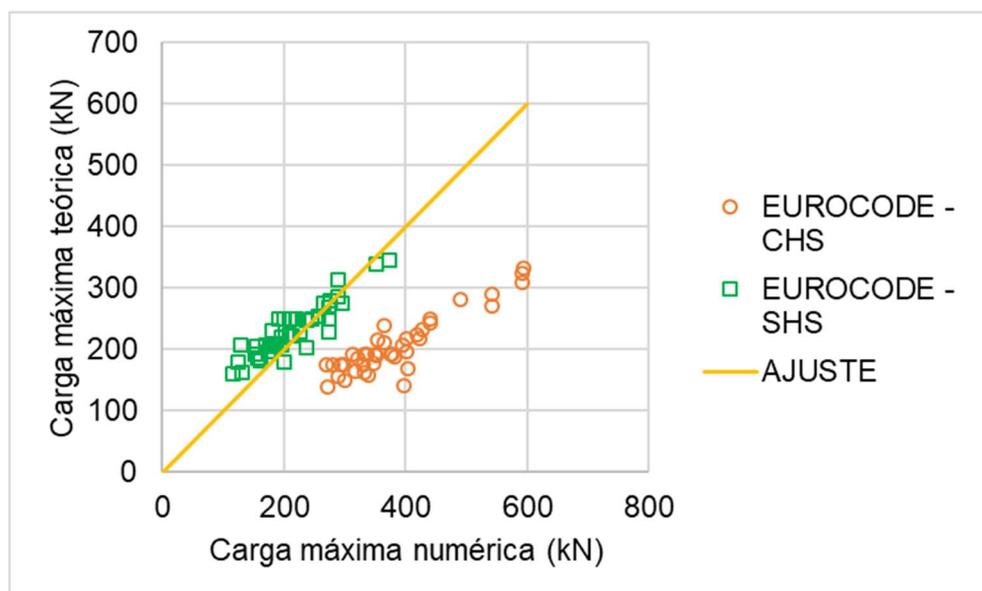
Fonte: Autora

Figura 5.17 – Comparação da dispersão dos resultados, considerando-se a ABNT NBR 16239:2013 para banzo circular e quadrado



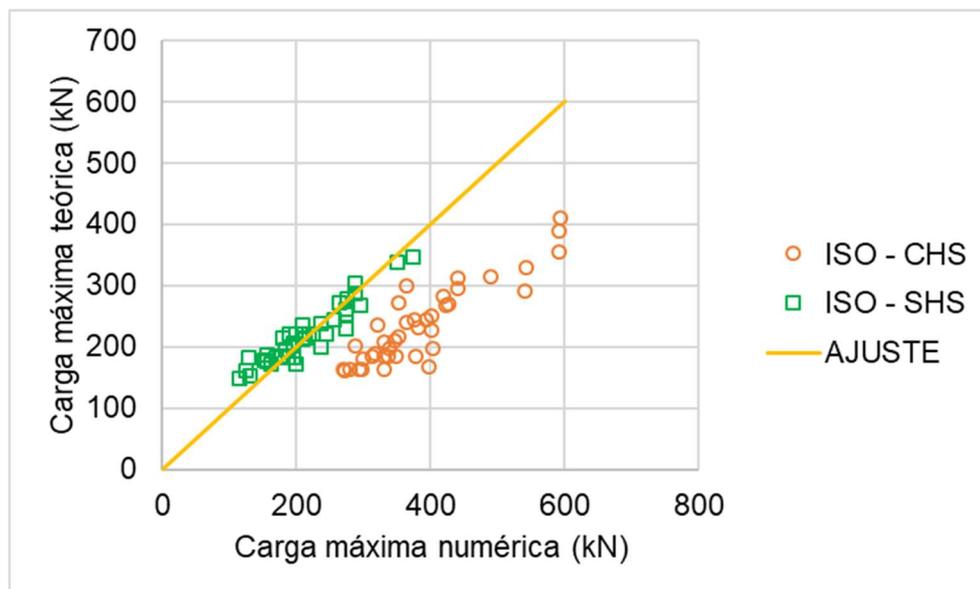
Fonte: Autora

Figura 5.18 – Comparação da dispersão dos resultados, considerando-se a EN1993-1-8:2005 para banzo circular e quadrado



Fonte: Autora

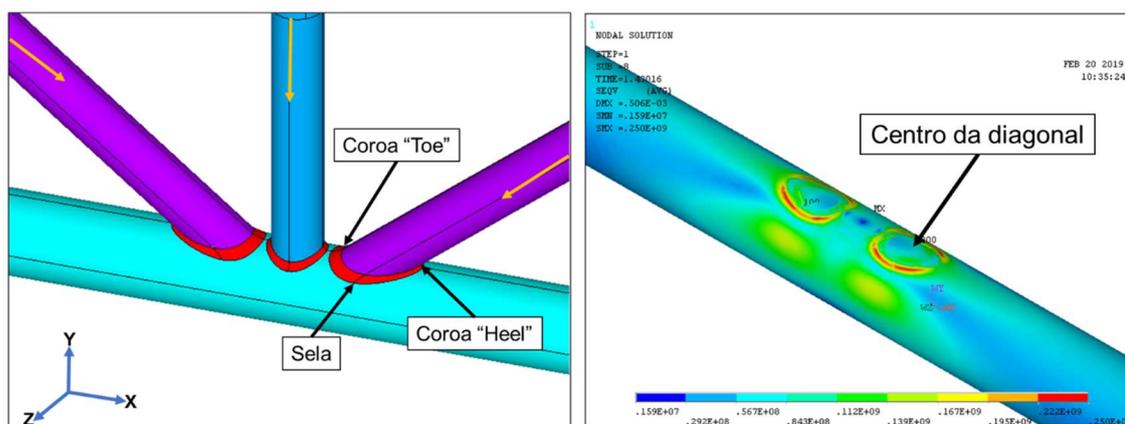
Figura 5.19 – Comparação da dispersão dos resultados, considerando-se a ISO 14346:2013 para banzo circular e quadrado



Fonte: Autora

As curvas de carga *versus* deslocamento (em y) também foram traçadas para todos os modelos, considerando os deslocamentos medidos em oito diferentes pontos, Figura 5.20, sendo estes os pontos de coroa “toe”, coroa “heel”, sela e centro da diagonal, tanto para a diagonal comprimida como para a tracionada. Os deslocamentos máximos ocorreram no ponto central da diagonal comprimida, ou, no ponto de coroa “heel”, sendo o valor medido em ambos os pontos praticamente iguais em todos os modelos.

Figura 5.20 – Pontos de medição dos deslocamentos em y

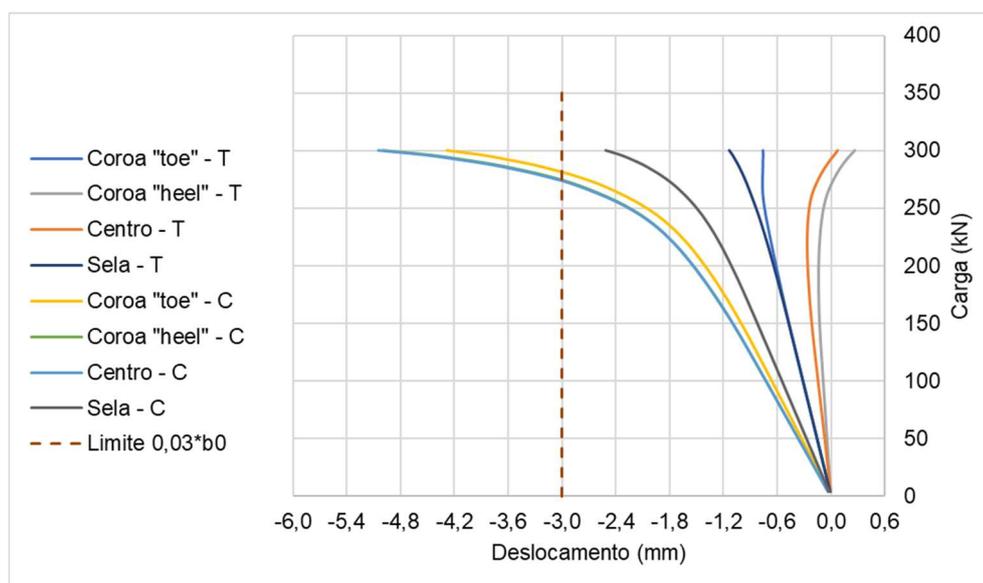


Fonte: Autora

A Figura 5.21 e a Figura 5.22 apresentam as curvas carga *versus* deslocamento obtidas para os modelos KTBQ44 e KTBQ47, respectivamente. Pode-se observar que

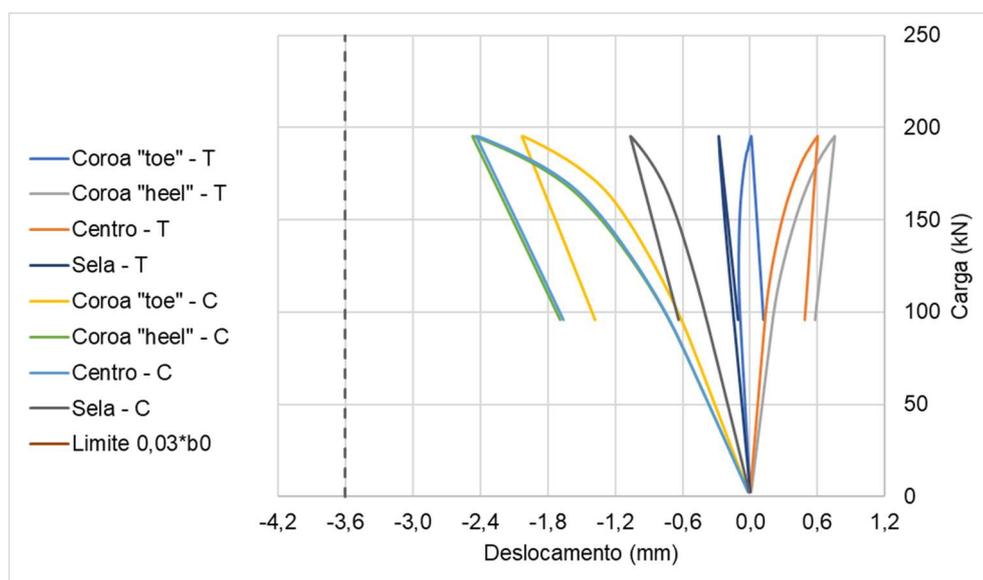
para o modelo KTbQ44, o comportamento foi mais dúctil do que para o modelo KTbC47. A carga máxima do modelo KTbQ44 foi determinada pelo critério de deslocamento limite, já para o modelo KTbC47 a carga máxima se deu pela carga de falha verificada na modelagem numérica.

Figura 5.21 – Curva carga versus deslocamento para o modelo KTbQ44



Fonte: Autora

Figura 5.22 – Curva carga versus deslocamento para o modelo KTbQ47



Fonte: Autora

Comparando a utilização do banzo circular ou quadrado com relação aos impactos na resistência e rigidez da ligação, Tabela 5.5, observa-se que a rigidez inicial do banzo circular mostrou-se superior à do banzo quadrado com aumento entre

3,05% e 978,41%, sendo uma média de 160,57% de aumento de rigidez. Com relação à resistência, observou-se que a resistência da conexão com banzo de seção circular é superior, chegando a ser 206,24% mais resistente que a de banzo quadrado e apresentando um aumento médio de resistência da ordem de 84%.

Tabela 5.5- Aumento de rigidez e resistência conforme seção transversal do banzo

BANZO CIRCULAR			BANZO QUADRADO			Aumento da Resistência	Aumento na Rigidez
Modelo	N <sub>NUM</sub> (kN)	Rigidez Inicial (kN/mm)	Modelo	N <sub>NUM</sub> (kN)	Rigidez Inicial (kN/mm)		
KTBC05	397,8	1371,1	KTBCQ45	129,9	127,1	206,24%	978,41%
KTBC06	402,5	1406,7	KTBCQ46	156,7	143,9	156,87%	877,45%
KTBC18	542,3	1971,1	KTBCQ58	288,3	203,3	88,09%	869,43%
KTBC07	401,7	1440,6	KTBCQ47	194,6	160,7	106,41%	796,51%
KTBC08	401,5	1465,2	KTBCQ48	225,5	173,4	78,07%	744,98%
KTBC20	541,4	1351,4	KTBCQ60	264,2	195,0	104,95%	593,02%
KTBC13	269,2	139,8	KTBCQ53	169,5	67,2	58,79%	107,90%
KTBC14	279,9	146,0	KTBCQ54	178,3	72,4	57,04%	101,75%
KTBC15	293,7	153,9	KTBCQ55	187,5	77,6	56,64%	98,28%
KTBC33	312,6	154,9	KTBCQ73	190,5	78,6	64,13%	97,19%
KTBC16	297,1	157,2	KTBCQ56	194,8	81,6	52,49%	92,51%
KTBC34	331,6	163,5	KTBCQ74	199,9	85,0	65,89%	92,33%
KTBC35	336,4	170,0	KTBCQ75	210,3	91,7	59,92%	85,38%
KTBC17	330,1	172,1	KTBCQ57	128,5	93,9	156,80%	83,30%
KTBC36	348,6	175,3	KTBCQ76	218,6	96,8	59,44%	81,14%
KTBC37	377,6	191,5	KTBCQ77	245,1	112,9	54,06%	69,70%
KTBC40	591,9	353,2	KTBCQ80	288,6	210,2	105,11%	67,99%
KTBC19	489,3	307,4	KTBCQ59	275,4	200,3	77,68%	53,48%
KTBC29	300,3	187,3	KTBCQ69	125,1	124,6	140,09%	50,39%
KTBC30	346,4	210,5	KTBCQ70	155,5	143,0	122,76%	47,18%
KTBC31	394,4	233,7	KTBCQ71	180,5	162,1	118,55%	44,22%
KTBC39	591,8	327,0	KTBCQ79	351,4	235,5	68,44%	38,89%
KTBC09	272,3	168,2	KTBCQ49	116,1	122,1	134,57%	37,76%
KTBC10	316,3	188,2	KTBCQ50	162,2	139,2	95,06%	35,25%
KTBC11	351,5	208,4	KTBCQ51	183,5	156,4	91,58%	33,22%
KTBC32	426,2	233,7	KTBCQ72	209,5	176,6	103,45%	32,36%
KTBC12	363,6	223,6	KTBCQ52	212,8	169,5	70,87%	31,94%
KTBC38	593,1	306,8	KTBCQ78	373,8	235,0	58,67%	30,56%
KTBC25	339,0	185,0	KTBCQ65	153,1	153,0	121,38%	20,93%
KTBC26	381,7	205,5	KTBCQ66	195,1	171,4	95,65%	19,93%
KTBC27	423,1	226,0	KTBCQ67	237,6	189,7	78,10%	19,14%
KTBC28	440,8	241,4	KTBCQ68	274,4	203,5	60,66%	18,65%
KTBC21	331,4	178,4	KTBCQ61	175,1	156,5	89,24%	13,94%

(continuação)

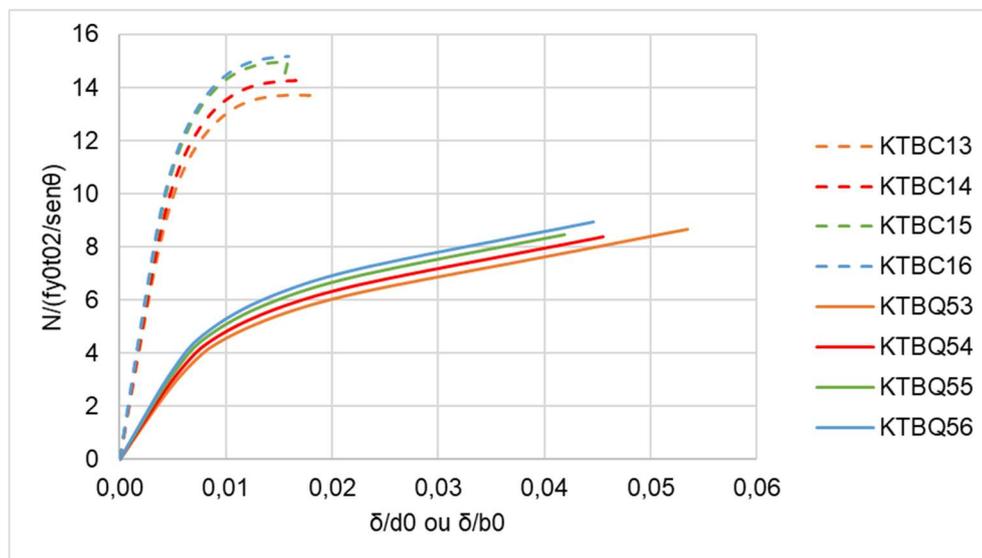
BANZO CIRCULAR			BANZO QUADRADO			Aumento da Resistência	Aumento na Rigidez
Modelo	N <sub>NUM</sub> (kN)	Rigidez Inicial (kN/mm)	Modelo	N <sub>NUM</sub> (KN)	Rigidez Inicial (kN/mm)		
KTBC22	375,9	197,2	KTBQ62	208,7	174,0	80,06%	13,35%
KTBC23	418,8	216,1	KTBQ63	256,5	191,4	63,25%	12,91%
KTBC24	440,7	230,2	KTBQ64	296,2	204,3	48,78%	12,66%
KTBC04	364,4	165,0	KTBQ44	273,6	150,8	33,16%	9,37%
KTBC01	287,7	130,2	KTBQ41	199,8	126,2	43,97%	3,15%
KTBC03	353,0	155,5	KTBQ43	273,7	150,8	28,96%	3,09%
KTBC02	322,0	142,9	KTBQ42	236,9	138,6	35,90%	3,05%

Fonte: Autora

Outra forma de verificar a diferença de rigidez inicial entre os modelos com banzo circular e com banzo quadrado é por meio da curva adimensional carga *versus* deslocamento mostrada na Figura 5.23, para os modelos de banzo circular KTBC13, KTBC14, KTBC15, KTBC16 e seus similares de mesma área porém seção quadrada KTBQ53, KTBQ54, KTBQ55, KTBQ56. Fica claro que os modelos com banzo circular apresentam maior rigidez inicial do que os modelos com banzo quadrado.

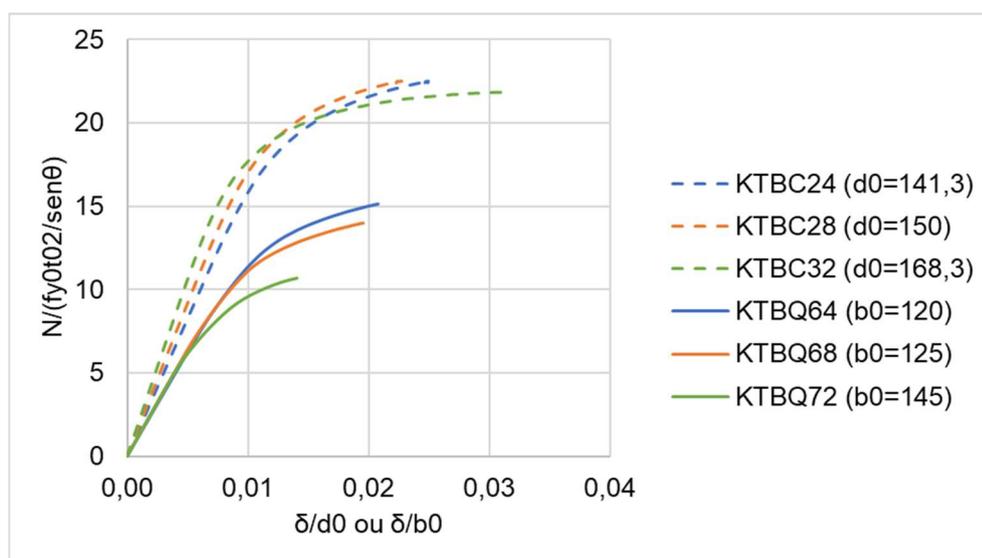
Mantendo-se as dimensões das diagonais e montante constantes, observa-se que para as ligações com banzo circular, considerando-se uma mesma espessura no banzo e aumentando o tamanho da diagonal a rigidez aumenta, o que não se verifica nos modelos com banzo quadrado onde a rigidez inicial permanece a mesma com o aumento da dimensão da largura do banzo, Figura 5.24. Com relação a influência da espessura do banzo, a Figura 5.25 mostra que, para as ligações com banzo quadrado a rigidez inicial não sofre mudanças significativas com o aumento da espessura, nos modelos analisados, já para as ligações com banzo circular, o aumento da espessura reduziu a rigidez, exceto em um modelo, que apresentou a maior rigidez com um espessura intermediária, logo, são necessárias mais avaliações desses casos para se chegar a uma conclusão satisfatória.

Figura 5.23 – Curva comparativa carga *versus* deslocamento adimensional para os modelos com banzo circular e quadrado



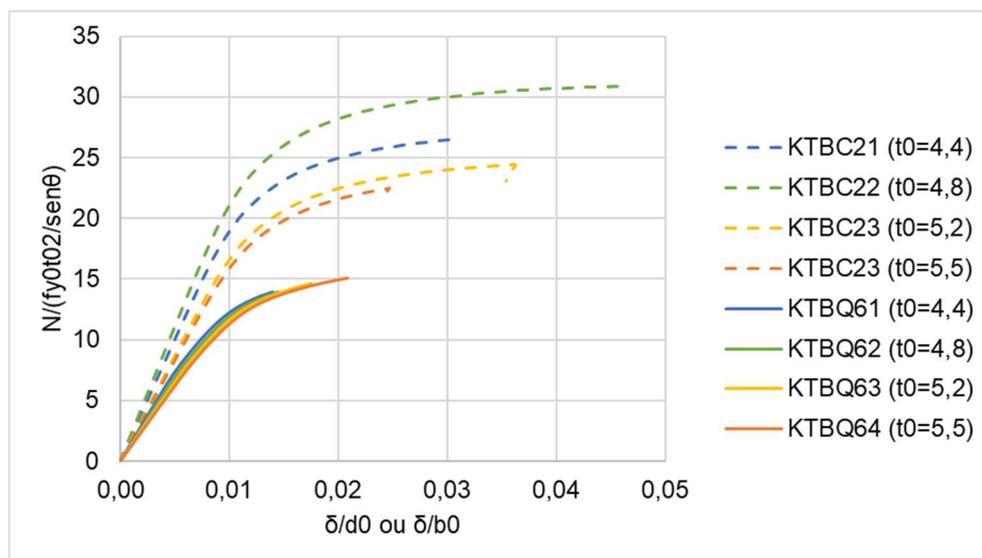
Fonte: Autora

Figura 5.24 – Curva comparativa carga *versus* deslocamento adimensional para modelos com banzo circular ( $t_0 = 5,5$ ) e quadrado ( $t_0 = 5,5$ )



Fonte: Autora

Figura 5.25 – Curva comparativa carga *versus* deslocamento adimensional para modelos com banzo circular ( $d_0 = 141,3$ ) e quadrado ( $b_0 = 120$ )



Fonte: Autora

### 5.3. EFEITO DO PARÂMETRO $\beta$ NA RESISTÊNCIA ÚLTIMA DA LIGAÇÃO

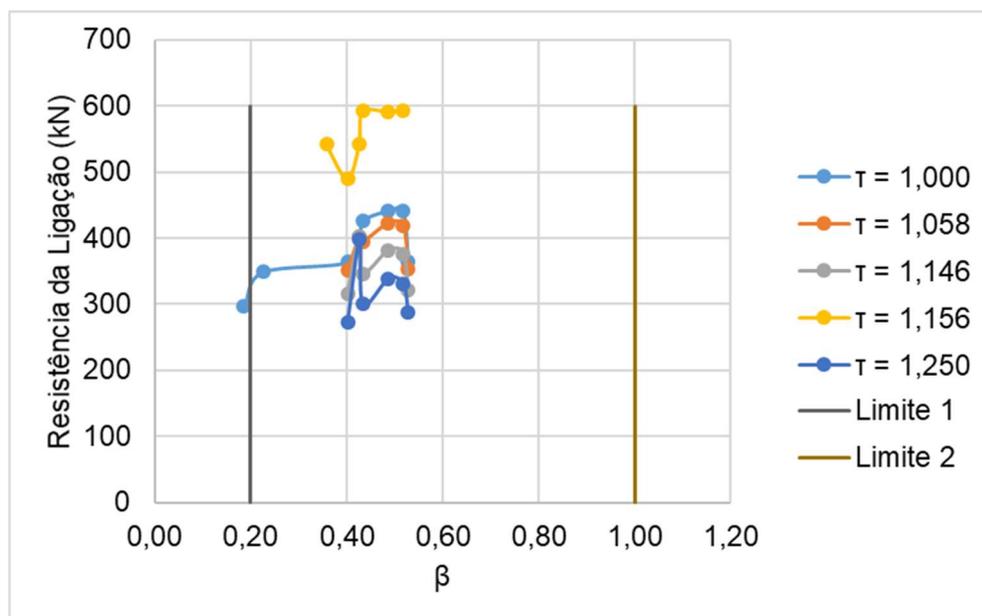
O efeito do parâmetro  $\beta$ , ( $d_1/d_0$ ) ou ( $d_1/b_0$ ), na resistência das ligações pode ser visualizado pelas curvas resistência da ligação *versus*  $\beta$ , Figura 5.26 e Figura 5.27. Nestas figuras, os valores limites, mínimo e máximo, da ABNT NBR 16239:2013 para o parâmetro  $\beta$  são representados por linhas verticais e modelos com diferentes valores para a razão  $\tau$  foram considerados.

Para as ligações CHS-CHS, o comportamento da resistência da ligação com o aumento do parâmetro  $\beta$  não demonstra um padrão preferencial, uma vez que a resistência aumenta para alguns modelos e em seguida reduz, ou mantém-se praticamente constante, dessa forma, é preciso avaliar um número maior de modelos para identificar corretamente a influência desse parâmetro.

No caso das ligações CHS-SHS observa-se um aumento na resistência da ligação com o aumento do parâmetro  $\beta$ , para todos os modelos que obedecem a limitação do parâmetro estabelecida nas prescrições normativas. Para os modelos cujo valor de  $\beta$  ficou inferior a 0,40, verifica-se também a tendência de aumento da resistência com o aumento do fator  $\beta$ , no entanto, o modelo KTBCQ77, representado

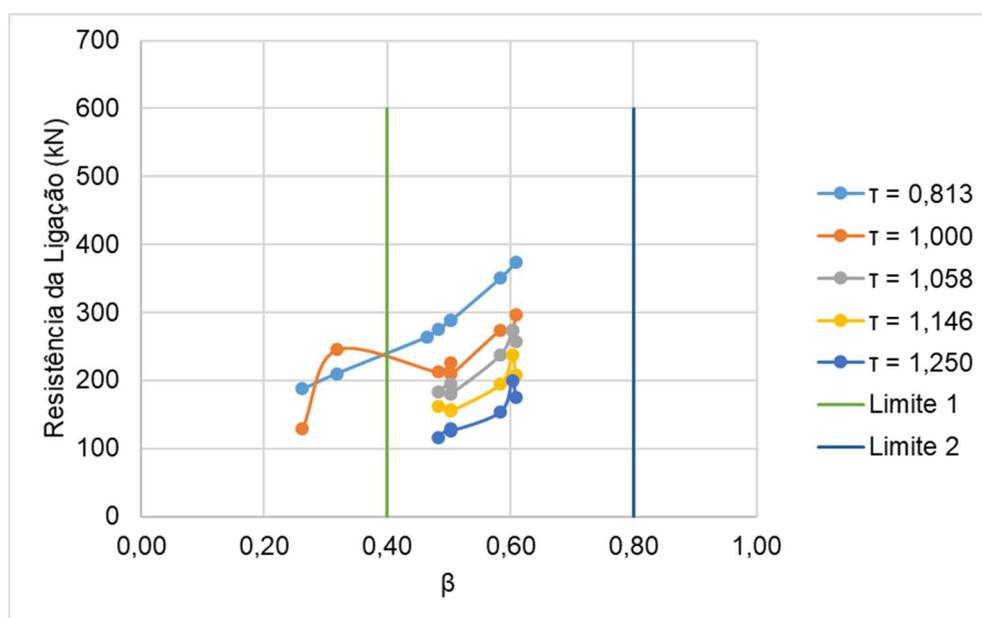
pelos pontos da curva referente ao valor de  $\tau = 1,00$  apresentou um incremento de resistência elevado, no entanto, este modelo não atende as limitações normativas estabelecidas para  $\beta$  e  $2\gamma$ .

Figura 5.26 – Efeitos do parâmetro  $\beta$  nas ligações CHS-CHS para o modo de falha A



Fonte: Do autor

Figura 5.27 – Efeitos do parâmetro  $\beta$  nas ligações CHS-SHS para o modo de falha A



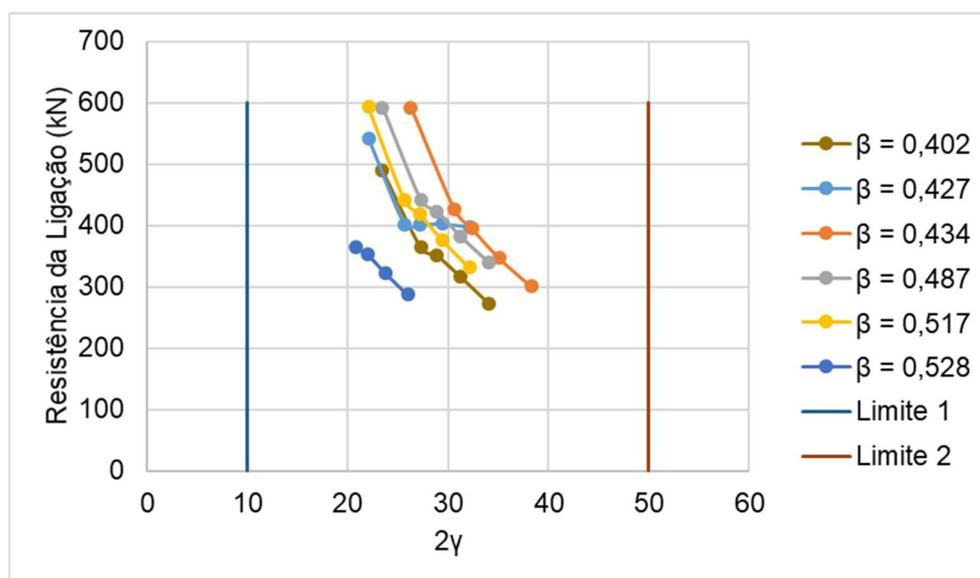
Fonte: Do autor

#### 5.4. EFEITO DO PARÂMETRO $2\gamma$ E $2\gamma'$ NA RESISTÊNCIA ÚLTIMA DA LIGAÇÃO

A Figura 5.28 e a Figura 5.29 mostram a influência dos parâmetros  $2\gamma$ ,  $(d_0/t_0)$  e  $2\gamma'$ ,  $(d_1/t_1)$  respectivamente, na resistência das ligações CHS-CHS. Nestas figuras, os valores limites desses parâmetros, mínimo e máximo, segundo a ABNT NBR 16239:2013 são representados por linhas verticais e modelos com diferentes valores do parâmetro  $\beta$  foram considerados.

Pela Figura 5.28, nota-se que a medida que o parâmetro  $2\gamma$  aumenta a resistência da ligação sofre um decréscimo, sendo que está reduz a metade para alguns valores de  $\beta$ , o que demonstra a importância da espessura do banzo na resistência da ligação.

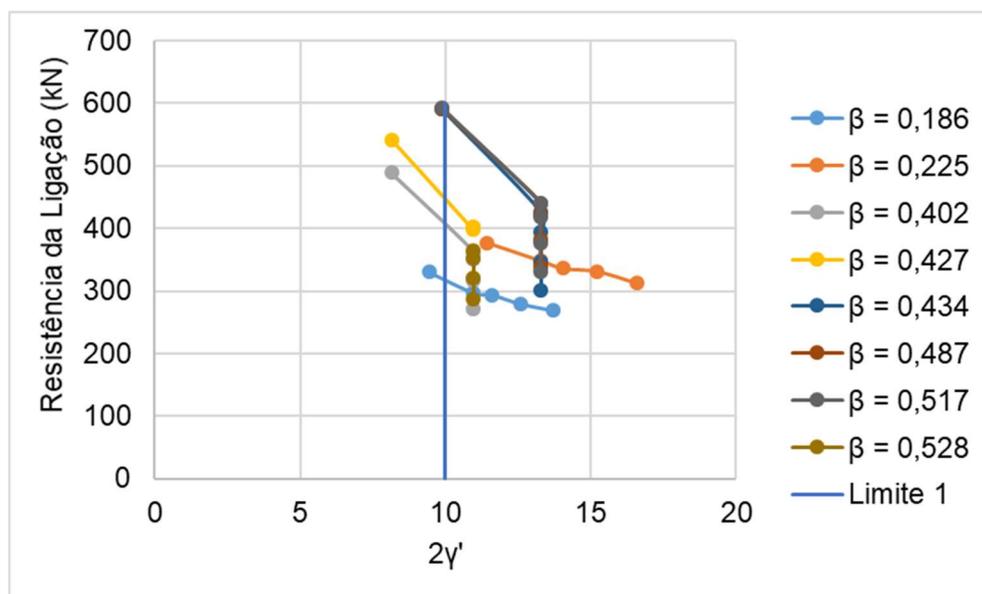
Figura 5.28 – Efeitos do parâmetro  $2\gamma$  nas ligações CHS-CHS



Fonte: Do autor

Conforme Figura 5.29, observa-se que um aumento no parâmetro  $2\gamma'$  conduz a uma redução na resistência da ligação, sendo que em alguns casos, mesmo não havendo uma variação no valor de  $2\gamma'$ , nota-se uma redução da resistência, o que indica que outros parâmetros estão influenciando na resistência da ligação.

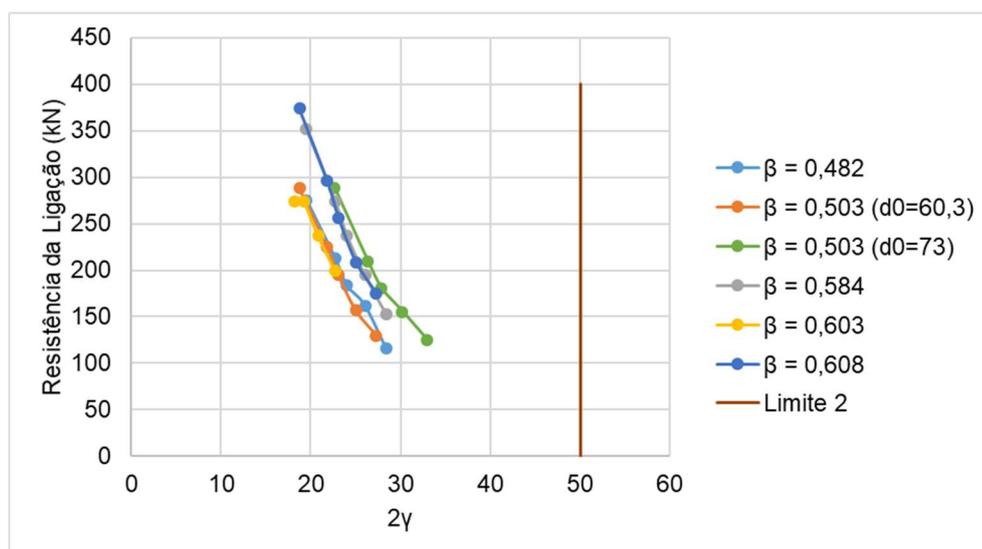
Figura 5.29 – Efeitos do parâmetro  $2\gamma'$  nas ligações CHS-CHS



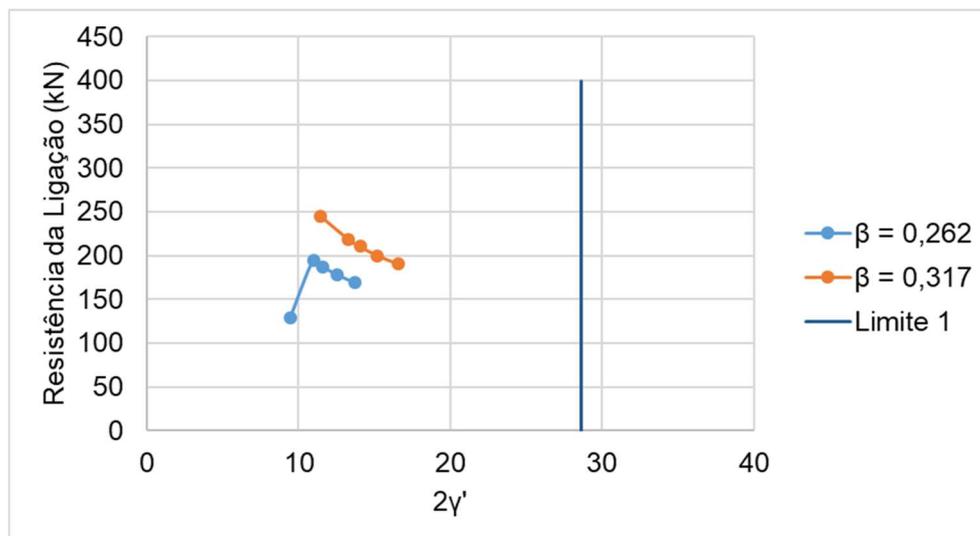
Fonte: Do autor

Na Figura 5.30 temos a variação da resistência com relação ao parâmetro  $2\gamma$ , mostrando que quanto menor a espessura, menor será a resistência da ligação. O mesmo comportamento é verificado na Figura 5.31 para o parâmetro  $2\gamma'$ , exceto para o modelo KTBQ57, representado pelo primeiro ponto na curva referente a  $\beta = 0,262$ , cujos valores de  $\beta$  e  $2\gamma$  não atendem as limitações normativas.

Figura 5.30 – Efeitos do parâmetro  $2\gamma$  nas ligações CHS-SHS



Fonte: Do autor

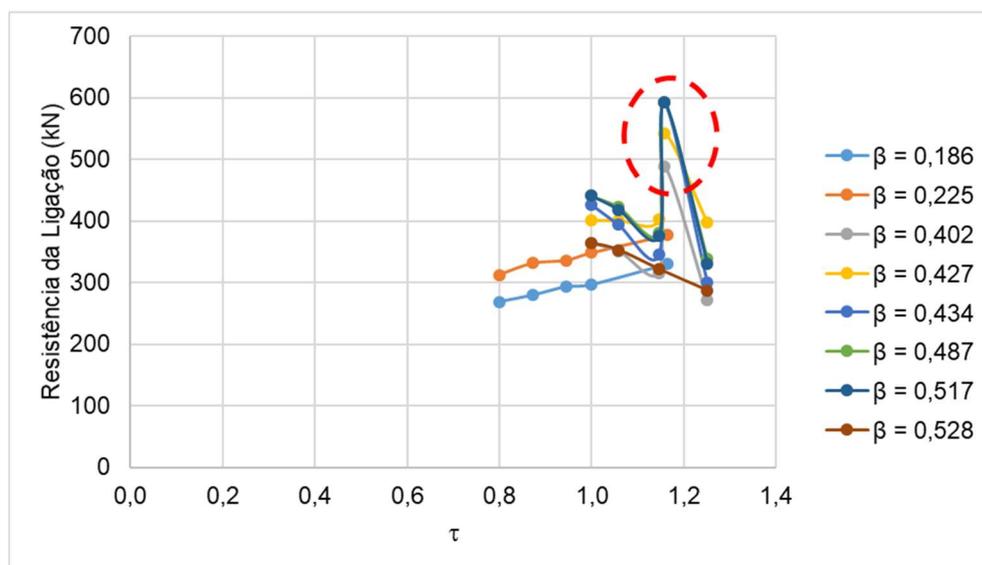
Figura 5.31 – Efeitos do parâmetro  $2\gamma'$  nas ligações CHS-SHS

Fonte: Do autor

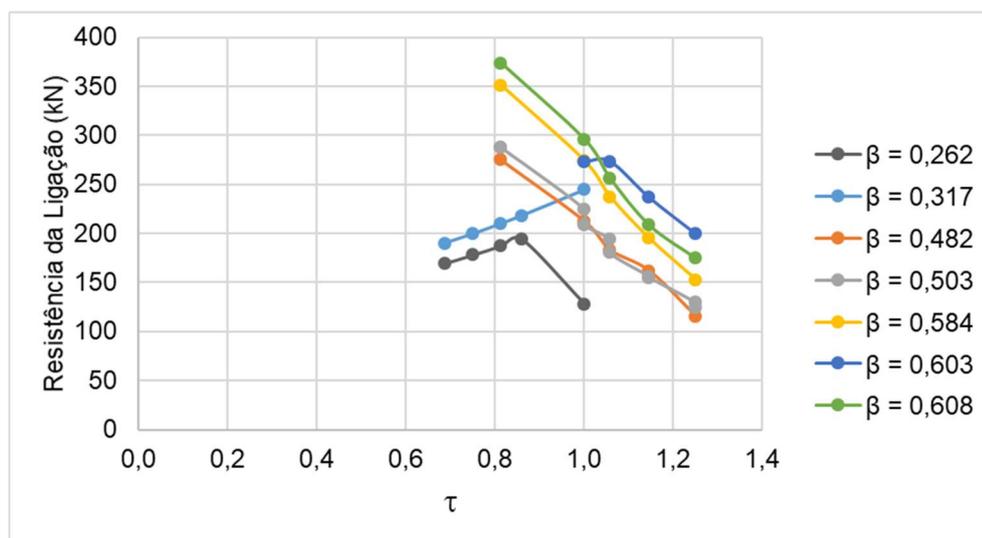
## 5.5. EFEITOS DO PARÂMETRO $\tau$ NA RESISTÊNCIA ÚLTIMA DA LIGAÇÃO

O efeito do parâmetro  $\tau$  ( $t_1/t_0$ ) na resistência da ligação é mostrado na Figura 5.32 para as ligações CHS-CHS e na Figura 5.33 para as ligações CHS-SHS. Nota-se que, para as ligações CHS-CHS, para  $\beta = 0,186$  e  $\beta = 0,225$ , que representam os modelos com maior dimensão no banzo, sendo  $d_0 = 323,8$ , a medida que o parâmetro  $\tau$  aumento a resistência sofre um acréscimo, no entanto, para os demais casos, o comportamento é oposto, exceto para os pontos onde ocorre um pico na curva (identificado pelo círculo vermelho pontilhado), que correspondem aos modelos onde  $2\gamma'$  não obedece os limites impostos nas prescrições normativas.

Nos modelos CHS-SHS, para  $\beta = 0,262$  e  $\beta = 0,317$ , cujos modelos não atendem aos limites normativos estabelecidos para  $\beta$  e  $2\gamma$ , os valores de resistência aumentam com o aumento de  $\tau$ , já nos demais casos, o valor da resistência sobre um decréscimo com o aumento do parâmetro  $\tau$ .

Figura 5.32 – Efeitos do parâmetro  $\tau$  nas ligações CHS-CHS

Fonte: Do autor

Figura 5.33 – Efeitos do parâmetro  $\tau$  nas ligações CHS-SHS

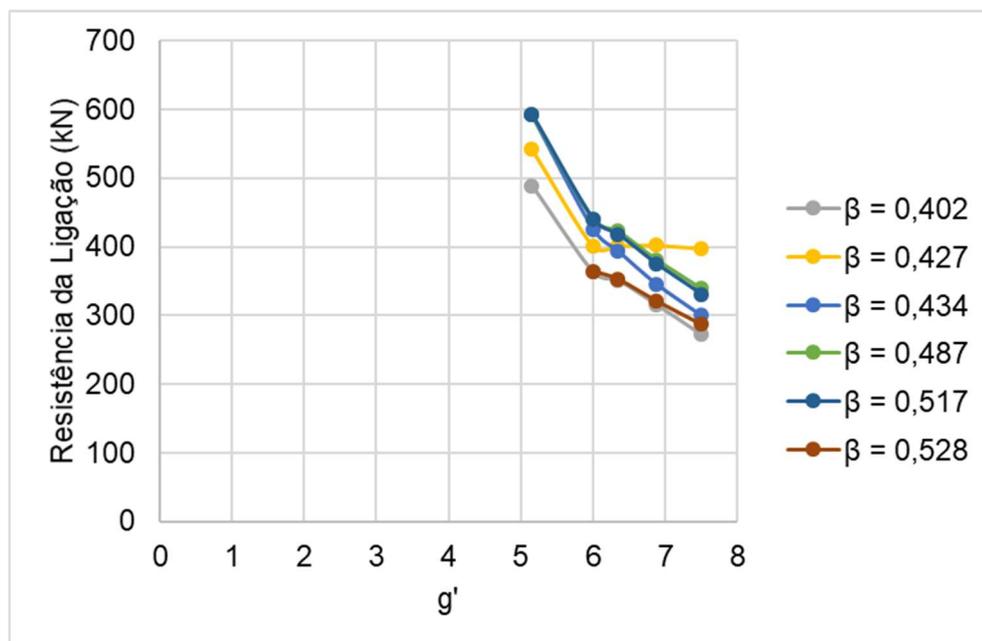
Fonte: Do autor

## 5.6. EFEITOS DO PARÂMETRO $g'$ NA RESISTÊNCIA ÚLTIMA DA LIGAÇÃO

Com relação à influência da variação da taxa adimensional do afastamento,  $g'$ , igual a razão  $(g/t_0)$ , na resistência da ligação, verifica-se que para as ligações CHS-CHS, mostrada na Figura 5.34 um aumento no parâmetro  $g'$  provoca um decréscimo de resistência, como o parâmetro  $g$  foi mantido constante, temos que, quando a

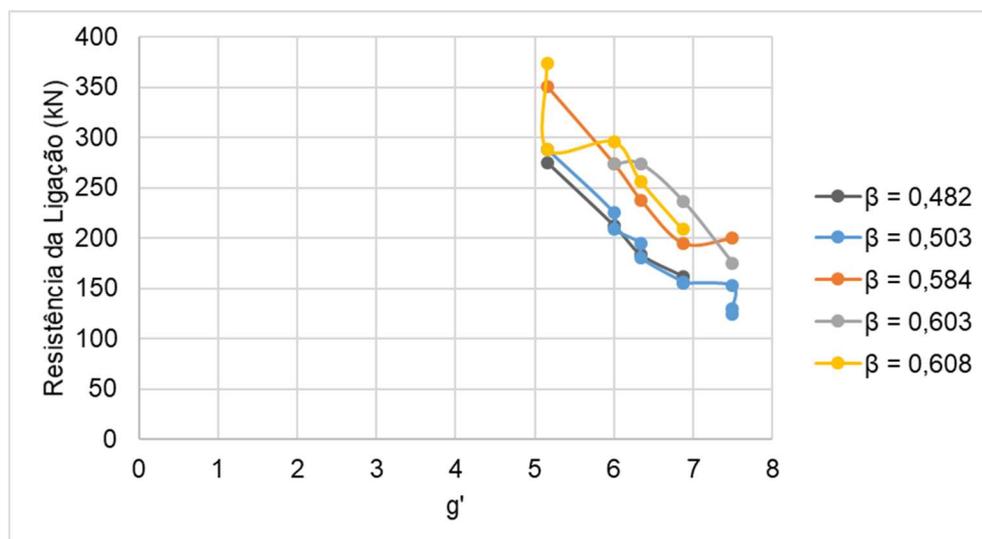
espessura do banço reduz a resistência da ligação também reduz. Para as ligações CHC-SHS, observa-se o mesmo comportamento, conforme Figura 5.35.

Figura 5.34 – Efeitos do parâmetro  $g'$  nas ligações CHS-CHS



Fonte: Do autor

Figura 5.35 – Efeitos do parâmetro  $g'$  nas ligações CHS-SHS



Fonte: Do autor

## **6. CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS**

### **6.1. CONCLUSÕES**

O emprego de estruturas tubulares treliçadas nas construções brasileiras cresce atualmente de forma significativa, uma vez que é notável as vantagens técnicas, econômicas e arquitetônicas que este sistema construtivo oferece às mais variadas aplicações, com isso, compreender o correto comportamento destas estruturas e de sua forma de dimensionamento é primordial para a garantia da segurança estrutural. Neste contexto, o estudo do comportamento das ligações torna-se fundamental, uma vez que a região nodal é frequentemente responsável pelo colapso da estrutura devido a distribuição complexa de tensões que ocorre nessa região.

Este trabalho visou avaliar a influência de diversos parâmetros geométricos na resistência da ligação, e conseqüentemente na distribuição de tensões e na sua rigidez, para ligações do tipo KT com banzo de seção transversal circular e quadrada por meio de uma análise numérica utilizando-se o programa computacional ANSYS 17.0. O modelo numérico foi desenvolvido por meio da linguagem paramétrica APDL e posteriormente aferido com base em pesquisas experimentais disponíveis na literatura. O cordão de solda foi considerado na modelagem numérica, uma vez que a sua influência na distribuição das tensões na região nodal foi considerada significativa em outras pesquisas.

Foram propostos 80 modelos numéricos, variando-se os perfis utilizados no banzo e nas diagonais e montante. As não linearidades geométrica e de material foram consideradas em todas as análises. Verificou-se as restrições geométricas impostas pelas prescrições normativas, e, em alguns casos, estas não foram atendidas, não obstante, estes modelos foram produzidos e avaliados numericamente. A resistência de cada modelo foi determinada de acordo com as prescrições da ABNT NBR 16239:2013, do EN1993-1-8:2005 e da ISO 14346:2013, sendo então comparadas com os resultados obtidos numericamente.

Com relação ao modo de falha da ligação, tanto para as ligações CHS-CHS como para as ligações CHS-SHS foram observados o modo de falha A (plastificação da face do banzo). No que diz respeito as ligações CHS-CHS os resultados numéricos

demonstraram que as determinações especificadas nas normas conduzem a um resultado conservador, no entanto, para as ligações CHS-SHS observou-se que os modelos numéricos, em alguns casos, conduziram a resultados inferiores aos identificados por meio das prescrições normativas. É importante ressaltar que a presença da solda no modelo numérico contribuiu para a melhor aproximação da distribuição das tensões na região da ligação.

Os modelos cujos parâmetros geométricos  $\beta$  e  $2\gamma$  estavam fora dos limites estabelecidos nas normas apresentaram desvios em relação a resistência da ligação, geralmente próximos aos desvios identificados nos demais modelos, além de apresentarem um comportamento similar nas curvas de comparação da variação da resistência com relação aos parâmetros avaliados neste trabalho.

No caso das ligações CHS-SHS, verificou-se que as prescrições da ISO 14346:2013 apresentaram a melhor correlação com os resultados numéricos, onde a média da relação entre os resultados normativos e numéricos foi de 1,042, com um desvio padrão de 0,122 e apresentando uma variância de 0,015. Os resultados obtidos pelo EN1993-1-8:2005 também apresentaram uma boa correlação com os resultados numéricos, em média, no entanto, 48% dos modelos avaliados nesse trabalho apresentaram uma resistência numérica inferior a resistência normativa. Com relação à ABNT NBR 16239:2013, a ocorrência de valores de resistência contrários à segurança foi identificada em 75% dos modelos avaliados nesse trabalho.

No caso das ligações CHS-CHS, verificou-se que em todos os modelos avaliados e para as três normas estudadas os resultados numéricos ficaram acima dos resultados normativos. De forma geral, observou-se que para as ligações CHS-CHS, as normas conduziram a valores conservadores de resistência, subestimando a capacidade resistente da ligação com banzo circular. A grande variabilidade de resultados verificada indica a necessidade de se definir uma prescrição normativa específica para as ligações KT e não apenas uma adequação das equações existentes para as ligações do tipo K.

Acerca da seção transversal empregada no banzo, verificou-se que a utilização de banzo circular levou a uma maior rigidez e resistência do que as ligações com banzo quadrado, o que era de se esperar devido a forma circular conduzir as tensões

de uma forma mais uniforme ao longo de toda a seção transversal. No banzo circular a plastificação ocorre inicialmente na região de contato da solda com o banzo e na região lateral embaixo da diagonal comprimida, evoluindo para toda a seção transversal, face e lateral, região central e em direção aos apoios, e no banzo quadrado a plastificação inicia-se na região de contato com a solda e o banzo, conduzindo-se para a curvatura da seção transversal, entre a face e a lateral, em seguida distribuindo-se para parte da seção lateral, e face em direção aos apoios. Observou-se ainda que a plastificação no banzo circular ocorre em uma maior área antes da falha do que na seção de banzo quadrado.

As curvas de carga *versus* deslocamento que foram traçadas para todos os modelos numéricos mostraram que os maiores deslocamentos ocorrem na região da diagonal comprimida, no ponto central ou no ponto de coroa “heel”. No caso das ligações CHS-SHS, em diversos modelos a resistência última da ligação foi determinada com base no limite de deslocamento máximo, o que não se verificou nas ligações CHS-CHS.

O estudo paramétrico mostrou que quando o valor de  $\beta$  aumenta, no caso das ligações CHS-CHS, a resistência da ligação tende a aumentar, no entanto, em alguns casos, ocorre redução. Para as ligações CHS-SHS, o aumento do parâmetro  $\beta$ , também conduz a um aumento na resistência da ligação. Verificou-se ainda que para os modelos cujo valor de  $\beta$  foi inferior ao valor estabelecido nas prescrições normativas, a ligação manteve o mesmo comportamento, sugerindo que as formulações podem ser empregadas para  $\beta$  inferior a 0,4.

No caso do parâmetro  $2\gamma$ , um aumento no seu valor não impactou a resistência das ligações CHS-CHS, para  $\beta = 0,427$ , no entanto, no demais casos, observou-se uma redução na resistência da ligação. Com relação ao parâmetro  $2\gamma'$  verificou-se que a medida que este parâmetro aumenta a resistência da ligação reduz, no entanto, para os modelos fora do limite especificado pela norma, observou-se um comportamento contrário sugerindo que o não atendimento desta limitação pode conduzir a erros de dimensionamento.

Para as ligações CHS-SHS, a ABNT 16239:2013 prescreve que para  $2\gamma$  maior ou igual a 15, a ligação pode ser verificada de forma simplificada, avaliando-se apenas

o modo de falha A, sendo este modo identificado em todas os modelos avaliados nesse trabalho. Concluiu-se ainda que, para as ligações CHS-SHS, a medida que  $2\gamma$  aumenta, a resistência da ligação reduz significativamente, o mesmo comportamento foi verificado para o parâmetro  $2\gamma'$ .

Com relação ao parâmetro  $\tau$ , para as ligações CHS-CHS, a medida que este aumenta, verifica-se um aumento na resistência, para os modelos com  $\beta = 0,186$  e  $\beta = 0,225$  e uma redução para os demais modelos, exceto para os modelos onde  $2\gamma'$  não obedece aos limites impostos nas prescrições normativas. No caso das ligações CHS-SHS, para  $\beta=0,262$  e  $\beta=0,317$  os valores de resistência aumentam com o aumento de  $\tau$ , já nos demais casos, o valor da resistência sobre um decréscimo.

No caso do parâmetro  $g'$ , observa-se uma redução de resistência com o aumento do mesmo tanto para as ligações CHS-CHS como para as ligações CHS-SHS.

## 6.2. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Devido às limitações identificadas neste trabalho, sugere-se que sejam realizados estudos experimentais em ligações KT com banzo circular para avaliar o comportamento real desta ligação e obter subsídios que validem as prescrições normativas.

Em relação à modelagem numérica de ligações KT, tanto para as ligações CHS-SHS como para as CHS-CHS, sugere-se ainda:

- Estudos variando o tipo de carregamento empregado nas diagonais, no montante e no banzo, afim de abranger outros cenários prováveis de estado de tensões na ligação.
- Análises de modelos numéricos considerando-se o efeito das tensões residuais.
- Análise paramétrica com variação do ângulo de inclinação das diagonais, para verificação dos limites de excentricidade impostos pelas normas aplicáveis;

Por fim, sugere-se também um estudo teórico, experimental e numérico a respeito de ligações do tipo KT com reforço na face do banzo.

## 7. REFERÊNCIAS

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DA CONSTRUÇÃO METÁLICA - ABCEM. **A indústria da construção metálica alia sustentabilidade à rapidez e limpeza.** Construção Metálica. v. 104, p. 16-19, 2011.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS - ABNT. **NBR 8800:** Projeto de estrutura de aço e de estrutura mista de aço e concreto de edifícios. Rio de Janeiro, 2008.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS - ABNT. **NBR 16239:** Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edificações com perfis tubulares. Rio de Janeiro, 2013.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA PARA RECICLAGEM DE RESÍDUOS DA CONSTRUÇÃO CIVIL E DEMOLIÇÃO, ABRECON. Relatório Pesquisa Setorial 2014/2015. **A reciclagem de resíduos de construção e demolição no Brasil.** São Paulo. 2015. Disponível em: [https://abrecon.org.br/pesquisa\\_setorial/](https://abrecon.org.br/pesquisa_setorial/). Acesso em: 23 set. 2017.

ANSYS 17.0<sup>®</sup>, **ANSYS - Inc.** Theory Reference, 2016

ARAÚJO, A. H. M. **Construção metálica tubular.** Construção Metálica. A sustentabilidade econômica e ambiental. n. 104. p. 32-36, 2011

ARAÚJO, A. H. M.; SARMANHO A. M.; BATISTA, E. M.; REQUENA, J. A. V.; FAKURY, R. H.; PIMENTA, R. J. **Projeto de estruturas de edificações com perfis tubulares de aço.** 1. ed. Belo Horizonte: do Autor, 2016.

BITTENCOURT, M. C. **Avaliação de ligações soldadas de perfis tubulares em estruturas de aço através do método dos elementos finitos.** Universidade do Estado do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro, 2008.

Choo YS, van der Vegte GJ, Zettlemoyer N, Li BH, Liew JYR. Static strength of T joints reinforced with doubler or collar plates. I: Experimental investigations. J Struct Eng 2005;31(1):119–28.

Choo, Y. S ; van Der Vegte, G. J ; Zettlemoyer, N ; Li, B. H ; Liew, J. Y. R Journal of Structural Engineering, January 2005, Vol.131(1), pp.119-128 [Periódico revisado por pares]

CHOO, Y. S.; QIAN, X. D.; WARDENIER, J. **Effects of boundary conditions and chord stresses on static strength of thick-walled CHS K-joints.** Journal of Constructional Steel Research, v. 62, p. 316-328, 2006.

DIAS, J. V. F. **Análise do Comportamento de Ligações Tipo K em Treliças Tubulares com Banzos Circulares e Retangulares.** Projeto de Graduação. Universidade Federal do Espírito Santo, 2016.

DODARAN, N. A.; AHMADI, H.; LOTFOLLAHI-YAGHIN, M. A. **Static strength of axially loaded tubular KT-joints at elevated temperatures: Study of geometrical effects and parametric formulation**. Marine Structures. n. 61, p. 282-308, 2018.

DUARTE, H.; LIMA, L.; VELLASCO, P.; TENCHINI, A. **Análise de Ligações Tubulares Soldadas Tipo T entre perfis SHS**. Revista da Estrutura de Aço. v.4. n.3. p. 200-219, 2015.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION - EN1993-1-8 - Eurocode 3 - **Design of steel structures - Part 1-8: Design of joints**. Bruxelas, 2005.

FIRMO, C. S. **Estruturas Tubulares Reticuladas Geradas e Enrijecidas por Planos de Dupla Curvatura (hiperbólicos)**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Ouro Preto. Ouro Preto, 2003.

FONSECA, F. T. da. **Sistema Computacional para Análise Dinâmica Geometricamente Não-linear através do Método dos Elementos Finitos**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte, 2008.

FREITAS, A. M. S.; REQUENA, J. A. V.; ARAUJO, A. H. M. **Estruturas metálicas tubulares de aço**. Construção Mercado. v 93. p. 20-24, 2009

FREITAS, A. M. S.; ARAUJO, A. H. M.; BATISTA, E. M.; REQUENA, J. A. V.; FAKURY, R. H.; PIMENTA, R. J. **Ligações Metálicas com Perfis Tubulares – Comportamento e Prescrições de Projeto**. Construmetal 2010 – Congresso Latino-Americano da Construção Metálica. São Paulo, 2010.

GERKEN, F. D. S. **Perfis Tubulares: Aspectos Arquitetônicos e Estruturais**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Ouro Preto. Ouro Preto, 2003.

INTERNATIONAL COUNCIL FOR RESEARCH AND INNOVATION IN BUILDING AND CONSTRUCTION – CIB; United Nations Environment Programme International Environmental Technology Centre - UNEP-IETC. **Agenda 21 for sustainable construction in developing countries**. CIB Report Publication 237, Rotterdam: CIB/UNEP-IETC, 1999.

INTERNATIONAL COUNCIL FOR RESEARCH AND INNOVATION IN BUILDING AND CONSTRUCTION – CIB; United Nations Environment Programme International Environmental Technology Centre - UNEP-IETC. **Agenda 21 for sustainable construction in developing countries: a discussion document**. Boutek Report No Bou/E0204, Pretória, CIB/UNEP-IETC, 2002.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION – ISO. **14346 - Static Design Procedure for Welded Hollow-section Joints – Recommendations**. Switzerland, 2013.

ISKANDER, M. S.; SHAAT, A. A.; SAYED-AHMED, E.Y.; SOLIMAN, E.A. **Strengthening CHS T-joints subjected to brace axial compression using through-bolts**. Journal of Constructional Steel Research, v. 128, p. 555-566, 2017.

KONING, C.H.M.; WARDENIER, J. **The Static Strength of CHS K-Joints**. TNO-IBBC Report BI-81-35/63.5.5470, Stevin Report 6-81-13, Delft, The Netherlands, 1981.

LESANI, M.; BAHAAARI, M.R.; SHOKRIEH, M.M. **Detail investigation on un-stiffened T/Y tubular joint behavior under axial compressive loads**. Journal of Constructional Steel Research, n. 80, p. 91-99, 2013.

LIE, S.-T.J.; CHIEW, S.-P.; LEE, C.-K.; YANG, Z.-M. **Static Strength of Cracked Square Hollow Section T Joints under Axial Loads. I: Numerical**. Journal of Structural Engineering, v. 132, nº 3, p. 378-386, 2006.

LIMA, N. S. **Comportamento estrutural de ligações tubulares T e KT**. Dissertação de Mestrado. Universidade do Estado do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro, 2012.

Lu LH, de Winkel GD, Yu Y, Wardenier J. **Deformation limit for the ultimate strength of hollow section joints**. In: Proceedings of sixth international symposium on tubular structures, Melbourne, Australia, Balkema, Rotterdam, The Netherlands, 1994. p. 341–347.

MAHESWARAN, J.; SIRIWARDANE, S. C. **Fatigue life estimation of tubular joints – a comparative study**. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, n. 39. p. 30-46, 2015.

MAYOR, I. M. S. **Análise Teórica-Experimental de Ligações Tipo K e KT Compostas por Perfis Tubulares de Seção Retangular e Circular**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Ouro Preto. Ouro Preto, 2010.

MENDANHA, F. O. **Análise de Ligações de Perfis Tubulares em Aço do Tipo K e KT**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Ouro Preto. Ouro Preto, 2006.

MENDES, F. C. **Análise Teórica-Experimental de Ligações Tipo T, K e KT com Perfis Metálicos Tubulares**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Ouro Preto. Ouro Preto, 2008.

NUNES, G. V. **Análise Numérica Paramétrica de Ligações Tipo T, K e KT Compostas por Perfis Tubulares de Seção Retangular e Circular**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Ouro Preto. Ouro Preto, 2012.

PACKER, J. A. WARDENIER, J., ZHAO, X.-L., VAN DER VEGTE, G.J. AND KUROBANE, Y. **Design Guide for Rectangular Hollow Sections (RHS) Under Predominantly Static Loading**. 2ª. ed. [S.l.]: CIDECT, 2009.

PFEIL, W., PFEIL, M. **Estruturas de Aço: Dimensionamento prático de acordo com a NBR 8800:2008**. 8ª. ed. p. 229-233, Rio de Janeiro: LTC, 2011.

PINTO, T. P. **Metodologia para a gestão diferenciada de resíduos sólidos da construção urbana**. Tese de Doutorado. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo, 1999.

QIAN, X.; ZHANG, Y.; CHOO, Y. S. **A load-deformation formulation for CHS X- and K-joints in push-over analyses**. Journal of Constructional Steel Research, v. 90, p. 108-199, 2013.

SILVA, R. S. D.; LIMA, L. R. O.; VELLASCO, P. C. G.; SILVA, J. G. S. **Análise Paramétrica de Ligações tipo K Entre Perfis Tubulares Circulares em Aço**. Anais do Congresso Ibero-Latino Americano de Métodos Computacionais em Engenharia - CILAMCE, 2011.

SILVA, L. P. **Análise Numérica de Ligações K Compostas por Perfis Tubulares com Diagonais Circulares com Alta Relação Entre Diâmetro e Espessura**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte, 2016.

SUSSEKIND, J.C. **Curso de Análise Estrutural**. 10. ed. São Paulo: Globo, 1989.

VALLOUREC & MANNESMANN DO BRASIL - VMB. **Tubos Estruturais - Seção Circular, Quadrada e Retangular**. Catálogo. ed 2ª, Belo Horizonte, 2012. Disponível em: <<http://www.maqhensarepresentaciones.com/Documentos/Tubos%20Estruturais%20-%20Vallourec.pdf>>. Acesso em: 19 jun. 2017.

VALLOUREC TUBOS DO BRASIL. **Tubos Mecânicos. – Mechanical Tubes. Catálogo**, ed 1ª, Belo Horizonte, 2015 Disponível em: <[http://www.vallourec.com/COUNTRIES/BRAZIL/EN/Media/Catalogues/Documents/Catálogo\\_Mec%C3%A2nico.pdf](http://www.vallourec.com/COUNTRIES/BRAZIL/EN/Media/Catalogues/Documents/Catálogo_Mec%C3%A2nico.pdf)>. Acesso em: 10 fev. 2019.

VAN DER VEGTE, G.J.; MAKINO, Y. **The effect of chord pre-load on the static strength of uniplanar tubular K-Joints**. Proceeding of the Twelfth International Offshore and Polar Engineering Conference Kitakyushu, Japão, 2002.

van der Vegte GJ, Choo YS, Liang JX, Zettlemoyer N, Liew JYR. Static strength of T-joints reinforced with doubler or collar plates. II: Numerical simulations. J Struct Eng 2005;131(1):129–38.

van Der Vegte, G. J ; Choo, Y. S ; Liang, J. X ; Zettlemoyer, N ; Liew, J. Y. R Journal of Structural Engineering, January 2005, Vol.131(1), pp.129-138 [Periódico revisado por pares]

VAN DER VEGTE, G. J.; WARDENIER, J. **Evaluation of the recent IIW (2012) and the ISO (2013) strength equations for axially loaded CHS K gap joints**. Steel Construction, v. 2, p. 97-106, 2014.

ZHU, L.; ZHAO, Y.; LI, S. W.; HUANG, Y. X.; BAN, L.R. **Numerical analysis of the axial strength of CHS T-joints reinforced with external stiffeners**. Thin-Walled Structures, v. 85, p. 481–488, 2014.

ZHU, L.; YANG, K.; BAI, Y.; SUN, H.; WANG, M. **Capacity of steel CHS X-joints strengthened with external stiffening rings in compression**. Thin-Walled Structures, v. 115, p. 110-118, 2017.

WARDENIER, J.; PACKER, J. A.; ZHAO, X. –L.; VEGTE, G. J. V. D. **Hollow Sections in Structural Applications**. Genebra, Suíça: CIDECT, 2010.

## ANEXO A

Neste anexo, apresentam-se as tabelas das características geométricas dos modelos gerados para as ligações KT CHS-CHS e CHS-SHS para os 80 modelos avaliados na análise paramétrica desenvolvida na presente dissertação.

Tabela A. 1 – Modelos estudados para ligações KT CHS-CHS

Modelos	Diagonais e Montante		Banzo		Parâmetros			
	$d_i$ (mm)	$t_i$ (mm)	$d_o$ (mm)	$t_o$ (mm)	$\beta$	$2\gamma$	$2\gamma'$	$e$
KTBC01				4,4	0,53	25,98	10,96	19,22
KTBC02			114,3	4,8	0,53	23,81	10,96	19,22
KTBC03				5,2	0,53	21,98	10,96	19,22
KTBC04				5,5	0,53	20,78	10,96	19,22
KTBC05				4,4	0,43	32,11	10,96	5,72
KTBC06		5,5	141,3	4,8	0,43	29,44	10,96	5,72
KTBC07				5,2	0,43	27,17	10,96	5,72
KTBC08				5,5	0,43	25,69	10,96	5,72
KTBC09				4,4	0,40	34,09	10,96	1,37
KTBC10	60,3		150	4,8	0,40	31,25	10,96	1,37
KTBC11				5,2	0,40	28,85	10,96	1,37
KTBC12				5,5	0,40	27,27	10,96	1,37
KTBC13		4,4			0,19	58,87	13,70	-85,53
KTBC14		4,8			0,19	58,87	12,56	-85,53
KTBC15		5,2	323,8	5,5	0,19	58,87	11,60	-85,53
KTBC16		5,5			0,19	58,87	10,96	-85,53
KTBC17		6,4			0,19	58,87	9,42	-85,53
KTBC18			141,3		0,43	22,08	8,15	5,72
KTBC19		7,4	150	6,4	0,40	23,44	8,15	1,37
KTBC20			168,3		0,36	26,30	8,15	-7,78
KTBC21				4,4	0,52	32,11	13,27	17,34
KTBC22			141,3	4,8	0,52	29,44	13,27	17,34
KTBC23				5,2	0,52	27,17	13,27	17,34
KTBC24				5,5	0,52	25,69	13,27	17,34
KTBC25	73	5,5		4,4	0,49	34,09	13,27	12,99
KTBC26			150	4,8	0,49	31,25	13,27	12,99
KTBC27				5,2	0,49	28,85	13,27	12,99
KTBC28				5,5	0,49	27,27	13,27	12,99
KTBC29			168,3	4,4	0,43	38,25	13,27	3,84

(continuação)

Modelos	Diagonais e Montante		Banzo		Parâmetros			
	$d_i$ (mm)	$t_i$ (mm)	$d_o$ (mm)	$t_o$ (mm)	$\beta$	$2\gamma$	$2\gamma'$	$e$
KTBC30				4,8	0,43	35,06	13,27	3,84
KTBC31				5,2	0,43	32,37	13,27	3,84
KTBC32				5,5	0,43	30,60	13,27	3,84
KTBC33		4,4			0,23	58,87	16,59	-73,91
KTBC34		4,8			0,23	58,87	15,21	-73,91
KTBC35		5,2	323,8	5,5	0,23	58,87	14,04	-73,91
KTBC36		5,5			0,23	58,87	13,27	-73,91
KTBC37		6,4			0,23	58,87	11,41	-73,91
KTBC38			141,3		0,52	22,08	9,86	17,34
KTBC39		7,4	150	6,4	0,49	23,44	9,86	12,99
KTBC40			168,3		0,43	26,30	9,86	3,84

Fonte: Do autor.

Tabela A. 2 – Modelos estudados para ligações KT CHS-SHS

Modelos	Diagonais e Montante		Banzo		Parâmetros			
	$d_i$ (mm)	$t_i$ (mm)	$h_0 = b_0$ (mm)	$t_0$ (mm)	$\beta$	$2\gamma$	$2\gamma'$	$e$
KTbQ41				4,4	0,60	22,73	10,96	26,37
KTbQ42			100	4,8	0,60	20,83	10,96	26,37
KTbQ43				5,2	0,60	19,23	10,96	26,37
KTbQ44				5,5	0,60	18,18	10,96	26,37
KTbQ45				4,4	0,50	27,27	10,96	16,37
KTbQ46		5,5	120	4,8	0,50	25,00	10,96	16,37
KTbQ47				5,2	0,50	23,08	10,96	16,37
KTbQ48				5,5	0,50	21,82	10,96	16,37
KTbQ49	60,3			4,4	0,48	28,41	10,96	13,87
KTbQ50			125	4,8	0,48	26,04	10,96	13,87
KTbQ51				5,2	0,48	24,04	10,96	13,87
KTbQ52				5,5	0,48	22,73	10,96	13,87
KTbQ53		4,4			0,26	35,94	13,70	-38,63
KTbQ54		4,8			0,26	35,94	12,56	-38,63
KTbQ55		5,2	230	6,4	0,26	35,94	11,60	-38,63
KTbQ56		5,5			0,26	35,94	10,96	-38,63
KTbQ57		6,4			0,26	35,94	9,42	-38,63

(continuação)

Modelos	Diagonais e Montante		Banzo		Parâmetros			
	$d_i$ (mm)	$t_i$ (mm)	$h0 = b0$ (mm)	$t0$ (mm)	$\beta$	$2\gamma$	$2\gamma'$	$e$
KTBQ58			120		0,50	18,75	11,60	16,37
KTBQ59		5,2	125		0,48	19,53	11,60	13,87
KTBQ60			130		0,46	20,31	11,60	11,37
KTBQ61				4,4	0,61	27,27	13,27	27,99
KTBQ62			120	4,8	0,61	25,00	13,27	27,99
KTBQ63				5,2	0,61	23,08	13,27	27,99
KTBQ64				5,5	0,61	21,82	13,27	27,99
KTBQ65				4,4	0,58	28,41	13,27	25,49
KTBQ66		5,5	125	4,8	0,58	26,04	13,27	25,49
KTBQ67				5,2	0,58	24,04	13,27	25,49
KTBQ68				5,5	0,58	22,73	13,27	25,49
KTBQ69				4,4	0,50	32,95	13,27	15,49
KTBQ70			145	4,8	0,50	30,21	13,27	15,49
KTBQ71	73			5,2	0,50	27,88	13,27	15,49
KTBQ72				5,5	0,50	26,36	13,27	15,49
KTBQ73		4,4			0,32	35,94	16,59	-27,01
KTBQ74		4,8			0,32	35,94	15,21	-27,01
KTBQ75		5,2	230		0,32	35,94	14,04	-27,01
KTBQ76		5,5		6,4	0,32	35,94	13,27	-27,01
KTBQ77		6,4			0,32	35,94	11,41	-27,01
KTBQ78			120		0,61	18,75	14,04	27,99
KTBQ79		5,2	125		0,58	19,53	14,04	25,49
KTBQ80			145		0,50	22,66	14,04	15,49

Fonte: Do autor.

## ANEXO B

Neste anexo, apresentam-se as tabelas dos esforços resistentes característicos e o modo de falha predominante segundo a ABNT NBR 16239:2013, EN1993-1-8:2005 e ISO 14346: 2013.

Tabela B. 1 – Modelos CHS-CHS – Esforço resistente característico segundo a ABNT NBR 16239:2013

<b>Modelos</b>	<b>N<sub>1,Rk,A</sub> (kN)</b>	<b>N<sub>1,Rk,D</sub> (kN)</b>	<b>Modo de Falha</b>	<b>N<sub>1,Rk</sub> (kN)</b>
KTBC01	172,5	508,1	A	172,5
KTBC02	203,3	554,2	A	203,3
KTBC03	236,5	600,4	A	236,5
KTBC04	262,8	635,1	A	262,8
KTBC05	156,0	508,1	A	156,0
KTBC06	184,3	554,2	A	184,3
KTBC07	214,8	600,4	A	214,8
KTBC08	239,0	635,1	A	239,0
KTBC09	152,0	508,1	A	152,0
KTBC10	179,7	554,2	A	179,7
KTBC11	209,5	600,4	A	209,5
KTBC12	233,3	635,1	A	233,3
KTBC13	191,4	635,1	A	191,4
KTBC14	191,4	635,1	A	191,4
KTBC15	191,4	635,1	A	191,4
KTBC16	191,4	635,1	A	191,4
KTBC17	191,4	635,1	A	191,4
KTBC18	318,1	739,0	A	318,1
KTBC19	310,7	739,0	A	310,7
KTBC20	297,9	739,0	A	297,9
KTBC21	179,3	615,1	A	179,3
KTBC22	211,8	671,0	A	211,8
KTBC23	246,8	726,9	A	246,8
KTBC24	274,6	768,8	A	274,6
KTBC25	174,2	615,1	A	174,2
KTBC26	206,0	671,0	A	206,0
KTBC27	240,2	726,9	A	240,2
KTBC28	267,4	768,8	A	267,4
KTBC29	165,4	615,1	A	165,4
KTBC30	195,9	671,0	A	195,9

(continuação)

<b>Modelos</b>	<b>N<sub>1,Rk,A</sub> (kN)</b>	<b>N<sub>1,Rk,D</sub> (kN)</b>	<b>Modo de Falha</b>	<b>N<sub>1,Rk</sub> (kN)</b>
KTBC31	228,7	726,9	A	228,7
KTBC32	254,8	768,8	A	254,8
KTBC33	212,1	768,8	A	212,1
KTBC34	212,1	768,8	A	212,1
KTBC35	212,1	768,8	A	212,1
KTBC36	212,1	768,8	A	212,1
KTBC37	212,1	768,8	A	212,1
KTBC38	365,5	894,6	A	365,5
KTBC39	356,2	894,6	A	356,2
KTBC40	340,0	894,6	A	340,0

Fonte: Autora

Tabela B. 2 - Modelos CHS-SHS- Esforço resistente característico segundo a ABNT NBR 16239:2013

<b>Modelos</b>	<b>N<sub>1,Rk,A</sub> (kN)</b>	<b>N<sub>1,Rk,C</sub> (kN)</b>	<b>N<sub>1,Rk,D</sub> (kN)</b>	<b>N<sub>1,Rk,E</sub> (kN)</b>	<b>Modo de Falha</b>	<b>N<sub>1,Rk</sub> (kN)</b>
KTBQ41	196,0	376,3	458,2	299,6	A	196,0
KTBQ42	223,4	410,5	503,7	306,3	A	223,4
KTBQ43	251,9	444,7	549,9	313,6	A	251,9
KTBQ44	274,0	470,3	585,0	319,4	A	274,0
KTBQ45	179,0	451,5	451,6	293,7	A	179,0
KTBQ46	203,9	492,6	495,9	299,3	A	203,9
KTBQ47	229,9	533,6	540,8	305,3	A	229,9
KTBQ48	250,1	564,4	574,7	310,2	A	250,1
KTBQ49	175,3	470,3	450,3	292,5	A	175,3
KTBQ50	199,8	513,1	494,4	297,9	A	199,8
KTBQ51	225,3	555,9	538,9	303,7	A	225,3
KTBQ52	245,0	587,9	572,7	308,4	A	245,0
KTBQ53	226,8	1258,8	645,5	249,7	A	226,8
KTBQ54	226,8	1258,8	645,5	267,2	A	226,8
KTBQ55	226,8	1258,8	645,5	284,2	A	226,8
KTBQ56	226,8	1258,8	645,5	296,7	A	226,8
KTBQ57	226,8	1258,8	645,5	333,0	A	226,8
KTBQ58	313,9	656,8	678,5	314,0	A	313,9
KTBQ59	307,6	684,1	675,8	311,5	A	307,6
KTBQ60	301,6	711,5	673,2	309,2	A	301,6
KTBQ61	216,6	451,5	546,8	363,2	A	216,6
KTBQ62	246,8	492,6	600,4	370,0	A	246,8

(continuação)

<b>Modelos</b>	<b>N<sub>1,Rk,A</sub> (kN)</b>	<b>N<sub>1,Rk,C</sub> (kN)</b>	<b>N<sub>1,Rk,D</sub> (kN)</b>	<b>N<sub>1,Rk,E</sub> (kN)</b>	<b>Modo de Falha</b>	<b>N<sub>1,Rk</sub> (kN)</b>
KTBQ63	278,3	533,6	654,7	377,4	A	278,3
KTBQ64	302,8	564,4	695,8	383,3	A	302,8
KTBQ65	212,3	470,3	545,2	361,8	A	212,3
KTBQ66	241,9	513,1	598,5	368,3	A	241,9
KTBQ67	272,7	555,9	652,4	375,4	A	272,7
KTBQ68	296,7	587,9	693,3	381,0	A	296,7
KTBQ69	197,1	545,6	539,9	357,1	A	197,1
KTBQ70	224,6	595,2	592,3	362,7	A	224,6
KTBQ71	253,2	644,8	645,1	368,8	A	253,2
KTBQ72	275,4	682,0	685,1	373,7	A	275,4
KTBQ73	274,5	1258,8	781,4	307,3	A	274,5
KTBQ74	274,5	1258,8	781,4	329,3	A	274,5
KTBQ75	274,5	1258,8	781,4	351,0	A	274,5
KTBQ76	274,5	1258,8	781,4	366,9	A	274,5
KTBQ77	274,5	1258,8	781,4	413,6	A	274,5
KTBQ78	380,1	656,8	821,4	387,0	A	380,1
KTBQ79	372,4	684,1	818,1	384,0	A	372,4
KTBQ80	345,7	793,6	807,0	374,0	A	345,7

Fonte: Autora

Tabela B. 3 - Modelos CHS-CHS - Esforço resistente característico segundo a EN1993-1-8:2005

<b>Modelos</b>	<b>N<sub>1,Rk,A</sub> (kN)</b>	<b>N<sub>1,Rk,D</sub> (kN)</b>	<b>Modo de Falha</b>	<b>N<sub>1,Rk</sub> (kN)</b>
KTBC01	156,8	444,4	A	156,8
KTBC02	184,9	484,8	A	184,9
KTBC03	215,0	525,2	A	215,0
KTBC04	238,9	555,5	A	238,9
KTBC05	141,8	444,4	A	141,8
KTBC06	167,6	484,8	A	167,6
KTBC07	195,3	525,2	A	195,3
KTBC08	217,3	555,5	A	217,3
KTBC09	138,2	444,4	A	138,2
KTBC10	163,4	484,8	A	163,4
KTBC11	190,5	525,2	A	190,5
KTBC12	212,0	555,5	A	212,0
KTBC13	174,0	555,5	A	174,0

(continuação)

<b>Modelos</b>	<b>N<sub>1,Rk,A</sub> (kN)</b>	<b>N<sub>1,Rk,D</sub> (kN)</b>	<b>Modo de Falha</b>	<b>N<sub>1,Rk</sub> (kN)</b>
KTBC14	174,0	555,5	A	174,0
KTBC15	174,0	555,5	A	174,0
KTBC16	174,0	555,5	A	174,0
KTBC17	174,0	555,5	A	174,0
KTBC18	289,2	646,5	A	289,2
KTBC19	282,4	646,5	A	282,4
KTBC20	270,9	646,5	A	270,9
KTBC21	163,0	538,0	A	163,0
KTBC22	192,5	587,0	A	192,5
KTBC23	224,4	635,9	A	224,4
KTBC24	249,7	672,6	A	249,7
KTBC25	158,4	538,0	A	158,4
KTBC26	187,3	587,0	A	187,3
KTBC27	218,4	635,9	A	218,4
KTBC28	243,1	672,6	A	243,1
KTBC29	150,4	538,0	A	150,4
KTBC30	178,1	587,0	A	178,1
KTBC31	207,9	635,9	A	207,9
KTBC32	231,6	672,6	A	231,6
KTBC33	192,8	672,6	A	192,8
KTBC34	192,8	672,6	A	192,8
KTBC35	192,8	672,6	A	192,8
KTBC36	192,8	672,6	A	192,8
KTBC37	192,8	672,6	A	192,8
KTBC38	332,2	782,6	A	332,2
KTBC39	323,8	782,6	A	323,8
KTBC40	309,1	782,6	A	309,1

Fonte: Autora

Tabela B. 4 - Modelos CHS-SHS - Esforço resistente característico segundo a EN1993-1-8:2005

<b>Modelos</b>	<b>N<sub>1,Rk,A</sub> (kN)</b>	<b>N<sub>1,Rk,C</sub> (kN)</b>	<b>N<sub>1,Rk,D</sub> (kN)</b>	<b>N<sub>1,Rk,E</sub> (kN)</b>	<b>Modo de Falha</b>	<b>N<sub>1,Rk</sub> (kN)</b>
KTBQ41	178,2	329,2	400,8	272,3	A	178,2
KTBQ42	203,1	359,1	440,6	278,4	A	203,1
KTBQ43	229,0	389,0	481,0	285,1	A	229,0
KTBQ44	249,1	411,4	511,7	290,4	A	249,1

(continuação)

<b>Modelos</b>	<b>N<sub>1,Rk,A</sub> (kN)</b>	<b>N<sub>1,Rk,C</sub> (kN)</b>	<b>N<sub>1,Rk,D</sub> (kN)</b>	<b>N<sub>1,Rk,E</sub> (kN)</b>	<b>Modo de Falha</b>	<b>N<sub>1,Rk</sub> (kN)</b>
KTBQ45	162,7	395,0	395,1	267,0	A	162,7
KTBQ46	185,4	430,9	433,8	272,1	A	185,4
KTBQ47	209,0	466,8	473,0	277,6	A	209,0
KTBQ48	227,4	493,7	502,8	282,0	A	227,4
KTBQ49	159,4	411,4	393,9	265,9	A	159,4
KTBQ50	181,6	448,9	432,5	270,8	A	181,6
KTBQ51	204,8	486,3	471,5	276,1	A	204,8
KTBQ52	222,8	514,3	501,0	280,4	A	222,8
KTBQ53	206,1	1101,2	564,6	227,0	A	206,1
KTBQ54	206,1	1101,2	564,6	242,9	A	206,1
KTBQ55	206,1	1101,2	564,6	258,4	A	206,1
KTBQ56	206,1	1101,2	564,6	269,8	A	206,1
KTBQ57	206,1	1101,2	564,6	302,7	A	206,1
KTBQ58	285,4	574,5	593,5	285,4	A	285,4
KTBQ59	279,6	598,5	591,1	283,2	A	279,6
KTBQ60	274,2	622,4	588,9	281,1	A	274,2
KTBQ61	197,0	395,0	478,3	330,2	A	197,0
KTBQ62	224,4	430,9	525,2	336,4	A	224,4
KTBQ63	253,0	466,8	572,7	343,1	A	253,0
KTBQ64	275,2	493,7	608,7	348,4	A	275,2
KTBQ65	193,0	411,4	476,9	328,9	A	193,0
KTBQ66	219,9	448,9	523,5	334,8	A	219,9
KTBQ67	247,9	486,3	570,7	341,3	A	247,9
KTBQ68	269,7	514,3	606,5	346,4	A	269,7
KTBQ69	179,2	477,3	472,3	324,6	A	179,2
KTBQ70	204,1	520,7	518,1	329,7	A	204,1
KTBQ71	230,2	564,1	564,3	335,3	A	230,2
KTBQ72	250,4	596,6	599,3	339,7	A	250,4
KTBQ73	249,6	1101,2	683,5	279,3	A	249,6
KTBQ74	249,6	1101,2	683,5	299,4	A	249,6
KTBQ75	249,6	1101,2	683,5	319,0	A	249,6
KTBQ76	249,6	1101,2	683,5	333,6	A	249,6
KTBQ77	249,6	1101,2	683,5	376,0	A	249,6
KTBQ78	345,5	574,5	718,6	351,8	A	345,5
KTBQ79	338,5	598,5	715,6	349,1	A	338,5
KTBQ80	314,3	694,2	705,9	340,0	A	314,3

Fonte: Autora

Tabela B. 5 - Modelos CHS-CHS – Esforço resistente característico segundo a ISO 14346:2013

<b>Modelos</b>	<b>N<sub>1,Rk,A</sub> (kN)</b>	<b>N<sub>1,Rk,D</sub> (kN)</b>	<b>Modo de Falha</b>	<b>N<sub>1,Rk</sub> (kN)</b>
KTBC01	201,0	446,5	A	201,0
KTBC02	234,8	487,1	A	234,8
KTBC03	271,1	527,7	A	271,1
KTBC04	299,8	558,1	A	299,8
KTBC05	168,4	446,5	A	168,4
KTBC06	196,8	487,1	A	196,8
KTBC07	227,2	527,7	A	227,2
KTBC08	251,3	558,1	A	251,3
KTBC09	161,0	446,5	A	161,0
KTBC10	188,1	487,1	A	188,1
KTBC11	217,2	527,7	A	217,2
KTBC12	240,2	558,1	A	240,2
KTBC13	163,2	558,1	A	163,2
KTBC14	163,2	558,1	A	163,2
KTBC15	163,2	558,1	A	163,2
KTBC16	163,2	558,1	A	163,2
KTBC17	163,2	558,1	A	163,2
KTBC18	330,1	649,4	A	330,1
KTBC19	315,5	649,4	A	315,5
KTBC20	290,9	649,4	A	290,9
KTBC21	208,9	540,5	A	208,9
KTBC22	244,2	589,7	A	244,2
KTBC23	281,9	638,8	A	281,9
KTBC24	311,7	675,6	A	311,7
KTBC25	198,4	540,5	A	198,4
KTBC26	231,9	589,7	A	231,9
KTBC27	267,7	638,8	A	267,7
KTBC28	296,1	675,6	A	296,1
KTBC29	180,7	540,5	A	180,7
KTBC30	211,1	589,7	A	211,1
KTBC31	243,7	638,8	A	243,7
KTBC32	269,6	675,6	A	269,6
KTBC33	183,8	675,6	A	183,8
KTBC34	183,8	675,6	A	183,8
KTBC35	183,8	675,6	A	183,8
KTBC36	183,8	675,6	A	183,8

(continuação)

<b>Modelos</b>	<b>N<sub>1,Rk,A</sub> (kN)</b>	<b>N<sub>1,Rk,D</sub> (kN)</b>	<b>Modo de Falha</b>	<b>N<sub>1,Rk</sub> (kN)</b>
KTBC37	183,8	675,6	A	183,8
KTBC38	409,5	786,2	A	409,5
KTBC39	388,9	786,2	A	388,9
KTBC40	354,1	786,2	A	354,1

Fonte: Autora

Tabela B. 6 - Modelos CHS-SHS - Esforço resistente característico segundo a ISO 14346:2013

<b>Modelos</b>	<b>N<sub>1,Rk,A</sub> (kN)</b>	<b>N<sub>1,Rk,C</sub> (kN)</b>	<b>N<sub>1,Rk,D</sub> (kN)</b>	<b>N<sub>1,Rk,E</sub> (kN)</b>	<b>Modo de Falha</b>	<b>N<sub>1,Rk</sub> (kN)</b>
KTBQ41	172,4	330,7	402,6	272,3	A	172,4
KTBQ42	199,9	360,7	442,6	278,4	A	199,9
KTBQ43	229,0	390,8	483,2	285,1	A	229,0
KTBQ44	252,0	413,3	514,1	290,4	A	252,0
KTBQ45	151,8	396,8	396,9	267,0	A	151,8
KTBQ46	176,0	432,9	435,8	272,1	A	176,0
KTBQ47	201,6	468,9	475,2	277,6	A	201,6
KTBQ48	221,8	496,0	505,1	282,0	A	221,8
KTBQ49	147,5	413,3	395,7	265,9	A	147,5
KTBQ50	171,0	450,9	434,4	270,8	A	171,0
KTBQ51	195,9	488,5	473,6	276,1	A	195,9
KTBQ52	215,5	516,7	503,3	280,4	A	215,5
KTBQ53	182,0	1106,2	567,2	227,0	A	182,0
KTBQ54	182,0	1106,2	567,2	242,9	A	182,0
KTBQ55	182,0	1106,2	567,2	258,4	A	182,0
KTBQ56	182,0	1106,2	567,2	269,8	A	182,0
KTBQ57	182,0	1106,2	567,2	302,7	A	182,0
KTBQ58	286,9	577,2	596,3	285,4	A	286,9
KTBQ59	278,9	601,2	593,8	283,2	A	278,9
KTBQ60	271,3	625,3	591,6	281,1	A	271,3
KTBQ61	183,7	396,8	480,5	330,2	A	183,7
KTBQ62	213,0	432,9	527,6	336,4	A	213,0
KTBQ63	244,1	468,9	575,3	343,1	A	244,1
KTBQ64	268,5	496,0	611,5	348,4	A	268,5
KTBQ65	178,5	413,3	479,1	328,9	A	178,5
KTBQ66	207,0	450,9	525,9	334,8	A	207,0
KTBQ67	237,2	488,5	573,4	341,3	A	237,2
KTBQ68	260,9	516,7	609,3	346,4	A	260,9

(continuação)

<b>Modelos</b>	<b><math>N_{1,Rk,A}</math> (kN)</b>	<b><math>N_{1,Rk,C}</math> (kN)</b>	<b><math>N_{1,Rk,D}</math> (kN)</b>	<b><math>N_{1,Rk,E}</math> (kN)</b>	<b>Modo de Falha</b>	<b><math>N_{1,Rk}</math> (kN)</b>
KTBQ69	160,9	479,5	474,5	324,6	A	160,9
KTBQ70	186,6	523,1	520,5	329,7	A	186,6
KTBQ71	213,8	566,6	566,9	335,3	A	213,8
KTBQ72	235,2	599,3	602,1	339,7	A	235,2
KTBQ73	220,3	1106,2	686,7	279,3	A	220,3
KTBQ74	220,3	1106,2	686,7	299,4	A	220,3
KTBQ75	220,3	1106,2	686,7	319,0	A	220,3
KTBQ76	220,3	1106,2	686,7	333,6	A	220,3
KTBQ77	220,3	1106,2	686,7	376,0	A	220,3
KTBQ78	347,4	577,2	721,9	351,8	A	347,4
KTBQ79	337,6	601,2	718,9	349,1	A	337,6
KTBQ80	304,3	697,4	709,2	340,0	A	304,3

Fonte: Autora