



**RODRIGO CUBEROS VIEIRA**

**ANÁLISE NUMÉRICA E EXPERIMENTAL DE  
LIGAÇÕES TUBULARES DE AÇO DO TIPO LUVA  
PARAFUSADA**

**CAMPINAS  
2014**





**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS**  
**FACULDADE DE ENGENHARIA CIVIL, ARQUITETURA E URBANISMO**

**RODRIGO CUBEROS VIEIRA**

**ANÁLISE NUMÉRICA E EXPERIMENTAL DE**  
**LIGAÇÕES TUBULARES DE AÇO DO TIPO LUVA**  
**PARAFUSADA**

**Orientador: Prof. Dr. JOÃO ALBERTO VENEGAS REQUENA**

Tese de Doutorado apresentada a Faculdade de Engenharia Civil, Arquitetura e Urbanismo da Unicamp, para obtenção do título de Doutor em Engenharia Civil, na área de Estruturas.

**ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE À VERSÃO FINAL DA TESE  
DEFENDIDA PELO ALUNO RODRIGO CUBEROS VIEIRA E  
ORIENTADO PELO PROF. DR. JOÃO ALBERTO VENEGAS  
REQUENA.**

**ASSINATURA DO ORIENTADOR**

---

**CAMPINAS**  
**2014**

Ficha catalográfica  
Universidade Estadual de Campinas  
Biblioteca da Área de Engenharia e Arquitetura  
Rose Meire da Silva - CRB 8/5974

V673a Vieira, Rodrigo Cuberos, 1983-  
Análise numérica e experimental de ligações tubulares de aço do tipo luva parafusada / Rodrigo Cuberos Vieira. – Campinas, SP : [s.n.], 2014.

Orientador: João Alberto Venegas Requena.  
Tese (doutorado) – Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Civil, Arquitetura e Urbanismo.

1. Estruturas metálicas. 2. Ligações metálicas. 3. Aço tubular - Estruturas. 4. Análise numérica. 5. Ligações parafusadas. I. Requena, João Alberto Venegas, 1956-. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Civil, Arquitetura e Urbanismo. III. Título.

Informações para Biblioteca Digital

**Título em outro idioma:** Numerical and experimental analysis of steel circular hollow section bolted sleeve connections

**Palavras-chave em inglês:**

Steel structures

Steel connections

Tubular steel structure

Numerical analysis

Bolted sleeve connection

**Área de concentração:** Estruturas

**Titulação:** Doutor em Engenharia Civil

**Banca examinadora:**

João Alberto Venegas Requena [Orientador]

José Luiz Antunes de Oliveira e Sousa

Arlene Maria Sarmanho Freitas

Luciano Rodrigues Ornellas de Lima

Francisco Antonio Romero Gesualdo

**Data de defesa:** 28-07-2014

**Programa de Pós-Graduação:** Engenharia Civil

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS  
FACULDADE DE ENGENHARIA CIVIL, ARQUITETURA E  
URBANISMO**

**Análise Numérica e Experimental de Ligações Tubulares de Aço  
do Tipo Luva Parafusada**

**Rodrigo Cuberos Vieira**

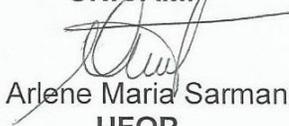
**Tese de Doutorado aprovada pela Banca Examinadora, constituída por:**



**Prof. Dr. João Alberto Venegas Requena  
Presidente e Orientador/UNICAMP**



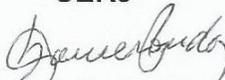
**Prof. Dr. José Luiz Antunes de Oliveira e Sousa  
UNICAMP**



**Profa. Dra. Arlene Maria Sarmanho Freitas  
UFOP**



**Prof. Dr. Luciano Rodrigues Ornellas de Lima  
UERJ**



**Prof. Dr. Francisco Antonio Romero Gesualdo  
UFU**

Campinas, 28 de julho de 2014



## RESUMO:

Este trabalho apresenta o estudo de um modelo de ligação inovador para emendas de perfis tubulares circulares, visando facilitar e baratear a montagem e fabricação das estruturas metálicas tubulares, além de proporcionar economia de tempo. A ligação estudada é composta por dois tubos externos submetidos à tração, conectados à um tubo interno, de diâmetro inferior aos tubos externos, por meio de parafusos alinhados que atravessam ambos os tubos externo e interno. Esta ligação pode ser utilizada como alternativa às ligações em flange, por ser mais simples e discreta. Foi realizada uma pesquisa bibliográfica sobre as prescrições de cálculo e publicações nacionais e internacionais referentes às ligações de perfis tubulares, não sendo encontrado nenhum processo de cálculo para as ligações tubulares em luva parafusada. Um modelo numérico da ligação foi desenvolvido com o programa de elementos finitos ANSYS v13.0, levando-se em consideração o contato entre os parafusos e os tubos. Esse modelo foi validado através da análise de resultados experimentais em escala real da ligação estudada. Os resultados numéricos e experimentais possibilitaram analisar o comportamento da ligação e seus modos de falha com as respectivas resistências. Com o modelo numérico validado, foi realizado um estudo paramétrico, permitindo compreender em detalhes quais os principais modos de falha da ligação, e quais os fatores que mais influenciam na sua resistência. Através desse estudo foi possível observar a necessidade de se levar em consideração no cálculo da resistência à ruptura da seção líquida, o coeficiente de redução da área líquida,  $C_t$ , para essa ligação, sendo proposto um processo para obtenção do mesmo, assim como da resistência da ligação à tração. Os resultados obtidos demonstraram o bom comportamento da ligação tubular em luva parafusada e a viabilidade de sua utilização submetida à tração, com parafusos alinhados.

Palavras chave: Estruturas metálicas; Ligações metálicas; Aço tubular - Estruturas; Análise numérica; Ligações parafusadas.



## **ABSTRACT:**

This paper presents a study of an innovative connection model to splice circular hollow sections, which can be used for an easier and cheaper assembly and manufacture of tubular steel structures, besides providing time-saving. The proposed connection consists of two external tubes under tension, connected to an internal tube with smaller diameter than the external ones, and bolts passing by both tubes. This connection can be used as an alternative to flange connections, because it is simple and discreet. A bibliographic research on national and international codes and papers of tubular connections was carried out, and no design process for tubular bolted sleeve connections was found. A numerical model of the connection was developed with the finite element program ANSYS v13.0, considering the tubes and bolts contact. The numerical model was evaluated against experimental analyses results of the connection. The numerical and experimental results allowed the behavior analysis of this connection and its possible failure modes with their respective resistances. With the evaluated numerical model, a parametric study was carried out, allowing to understand the connection main failure modes, and what factors most influence their strength. With this study it was clear the need of the reduction coefficient,  $C_t$ , calculation for this connection, being proposed a process to determine the reduction coefficient and the tension strength for this connection. The results demonstrated the good behavior and feasibility of the tubular sleeve connection under tension, with bolts in line.

**Keywords:** Steel structures; Steel connections; Tubular steel structure; Numerical analysis; Bolted sleeve connection.



## SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO .....	1
1.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS .....	1
1.2 PROPOSTA DE TRABALHO .....	6
1.3 LIGAÇÕES DE PERFIS TUBULARES .....	9
1.4 ESTADO DA ARTE .....	18
1.4.1 Histórico das Ligações Tubulares .....	18
1.4.2 Histórico das Ligações de União (Emenda) entre Perfis Tubulares .....	27
1.4.3 Trabalhos Sobre Ligações em Luva Parafusada .....	36
1.4.4 Trabalhos de Análise de $C_t$ .....	39
2 METODOLOGIA .....	47
2.1 PESQUISA BIBLIOGRÁFICA .....	47
2.2 ANÁLISE EXPERIMENTAL .....	48
2.3 MODELO NUMÉRICO .....	48
2.4 VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO COM O EXPERIMENTAL .....	48
2.5 ANÁLISE PARAMÉTRICA .....	49
2.6 PROPOSTA DE PROCEDIMENTO DE DETERMINAÇÃO DA RESISTÊNCIA DA LIGAÇÃO .....	49
3 LIGAÇÃO TUBULAR EM LUVA PARAFUSADA .....	51
3.1 PROCEDIMENTO DE DIMENSIONAMENTO .....	51
4 ANÁLISE EXPERIMENTAL .....	59
4.1 DESCRIÇÃO DOS MODELOS EXPERIMENTAIS .....	59
4.2 DESCRIÇÃO DOS ENSAIOS .....	62
4.3 RESULTADOS DAS ANÁLISES EXPERIMENTAIS .....	64
5 ANÁLISE NUMÉRICA .....	71
5.1 GEOMETRIA DO MODELO NUMÉRICO .....	72
5.2 TIPOS DE ELEMENTOS UTILIZADOS .....	75
5.3 NÃO LINEARIDADE DO MODELO NUMÉRICO .....	79
5.4 MALHA .....	83
5.5 CONDIÇÕES DE CONTORNO .....	86

5.6 CRITÉRIOS DE FALHA .....	89
5.6.1 Pico de Carga .....	89
5.6.2 Deformação Excessiva .....	90
6 VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO .....	93
6.1 CARACTERÍSTICAS DOS MODELOS NUMÉRICOS .....	93
6.2 CORREÇÃO DOS GRÁFICOS EXPERIMENTAIS.....	96
6.3 COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS .....	97
6.3.1 Modos de Falha .....	98
6.3.2 Deslocamento no Topo do Tubo Interno .....	104
6.3.3 Deformações nos parafusos .....	112
6.4 AVALIAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO .....	113
7 ANÁLISE PARAMÉTRICA.....	115
7.1 CARACTERÍSTICAS DOS MODELOS NUMÉRICOS .....	115
7.2 RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA .....	120
7.2.1 Avaliação dos Modos de Falha .....	121
7.2.2 Avaliação da Flexão nos Parafusos .....	130
7.2.3 Avaliação dos Estados Limites da Ligação .....	133
7.3 COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS NUMÉRICOS COM O PROCEDIMENTO DE DIMENSIONAMENTO EXISTENTE.....	138
7.4 PROPOSTAS PARA A DETERMINAÇÃO DA RESISTÊNCIA DA LIGAÇÃO .....	149
7.4.1 Avaliação do Comportamento Global da Ligação .....	150
7.4.2 Avaliação do Esmagamento da parede do furo.....	157
7.4.3 Avaliação da Ruptura da Seção Líquida.....	162
7.4.4 Sugestão de Adaptação ao Procedimento de Dimensionamento .....	170
8 CONSIDERAÇÕES FINAIS .....	183
REFERÊNCIAS.....	189
APÊNDICE A.....	199
APÊNDICE B.....	203

## AGRADECIMENTOS

À minha família, em especial aos meus pais José Roberto e Maria Cristina, e à minha noiva Juliana, pelo apoio, incentivo, compreensão e paciência demonstrados em todos os momentos, e por sempre acreditarem na realização de mais esta etapa.

Ao orientador Prof. Dr. João Alberto Venegas Requena pela amizade, atenção e dedicação demonstrados ao longo de todos esses anos de convivência. Obrigado pelos valiosos ensinamentos, pelo exemplo de profissional e pela confiança no meu trabalho.

Ao engenheiro Afonso Henrique Mascarenhas de Araújo por incentivar e acreditar neste trabalho, e à empresa Vallourec Tubos do Brasil S.A., pelo apoio à pesquisa e ao desenvolvimento desta tese.

À Profa. Dra. Arlene Maria Sarmanho Freitas e ao Departamento de Engenharia Civil da Escola de Minas da Universidade Federal de Ouro Preto pela colaboração no desenvolvimento deste trabalho, e pela grande ajuda no desenvolvimento dos ensaios em laboratório.

Aos professores doutores José Luiz Antunes de Oliveira e Sousa, Luiz Carlos de Almeida, Luiz Carlos Marcos Vieira Junior, Mario Conrado Cavichia e Alberto Luiz Serpa por colaborarem com este trabalho através de comentários, sugestões e ensinamentos.

À todos os professores e colegas do Departamento de Estruturas da Faculdade de Engenharia Civil, Arquitetura e Urbanismo da Unicamp que sempre demonstraram apoio ao meu trabalho.

Aos engenheiros e amigos Daniela Grintaci Vasconcellos Minchillo, Fábio Aurélio Samarra e Rosilene de Fátima Vieira, pela ajuda na utilização do programa ANSYS, e Tiago Luis Duarte Forti e Gustavo Camargo Longhin pela ajuda com o ajuste de superfície.

À todos os meus amigos e familiares que, de forma direta ou indireta, auxiliaram na conclusão desta tese.

À CAPES (*Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior*), pelo suporte financeiro concedido à realização deste trabalho.

À Universidade Estadual de Campinas, em especial à Faculdade de Engenharia Civil, Arquitetura e Urbanismo, por proporcionar condições e fornecer as ferramentas necessárias ao desenvolvimentos desta pesquisa.



## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 - Comparação das propriedades geométricas dos perfis. Adaptado de CIDECT (2009)	4
Figura 1.2 - Ligação em luva parafusada .....	6
Figura 1.3 - Ligação em luva tubular parafusada estudada.....	7
Figura 1.4 - Treliça com ligações tubo-tubo .....	9
Figura 1.5 - Corte tipo boca de lobo. Fonte: Grupo Açotubo .....	10
Figura 1.6 - (a) Ligação com chapa de topo, (b) Ligação com chapa atravessando o tubo. Adaptado de Santos (2003) .....	11
Figura 1.7 - (a) Ligação com ponteira. Adaptado de CIDECT (2009), (b) Ligação com ponta amassada.....	11
Figura 1.8 - Excentricidade de ligações tubo-tubo soldadas. Fonte: CIDECT (2009) .....	12
Figura 1.9 - Chapa de topo amassando o tubo. Fonte: Minchillo (2011) .....	13
Figura 1.10 - (a) Placa de base flexível, (b) Placa de base rígida. Fonte: Santos (2003).....	14
Figura 1.11 - Ligação com flange circular. Adaptado de Santos (2003) .....	14
Figura 1.12 - Alternativas às ligações em flange. Adaptado de CIDECT (2009) .....	16
Figura 1.13 - Ligação em flange meia-lua .....	17
Figura 1.14 - Emendas de perfis abertos: (a) soldada, (b) com chapas parafusadas. Fonte: CBCA (2004).....	27
Figura 1.15 - Emendas de perfis tubulares com flange.....	28
Figura 1.16 - (a) Ligação do tipo T-stub. Adaptado de Coelho et al. (2003), (b) Ligação do tipo flange. Adaptado de Wardenier et al. (2010) .....	29
Figura 1.17 - Ligações de emenda de perfis tubulares.....	33
Figura 1.18 - Emenda de perfis com chapas internas. Fonte: Willibald (2003).....	34
Figura 1.19 - Emenda com sobreposição de tubos usando material aderente. Adaptado de Esmaeel e Taheri (2011) .....	35
Figura 1.20 - Treliça tubular multiplanar com ligações inovadoras .....	37
Figura 1.21 - Modelos numéricos de ligações em luva parafusada. Fonte: Vieira et al. (2011) ....	38
Figura 1.22 - Análises experimentais das ligações em luva parafusada .....	39
Figura 1.23 - Ligações que possuem formulação para o cálculo do $C_f$ .....	40

Figura 1.24 - Efeito da concentração de tensões .....	41
Figura 1.25 - Modelos de fabricação da ligação de perfis tubulares circulares com chapa concêntrica. Fonte: Martinez-Saucedo et al. (2006) .....	43
Figura 3.1 - Seção tubular circular com chapa concêntrica .....	56
Figura 3.2 - Concentração de tensões na ligação tubular em luva parafusada .....	57
Figura 4.1 - Protótipo da ligação em luva parafusada. Fonte: Silva (2012).....	60
Figura 4.2 - Ensaio de caracterização de material do tubo 88,9 x 4,8 mm .....	62
Figura 4.3 - Posicionamento dos extensômetros no parafuso. Fonte: Silva (2012).....	63
Figura 4.4 - Análises experimentais da ligação em luva parafusada. Fonte: Silva (2012) .....	63
Figura 4.5 - Curvas da carga x deslocamento dos protótipos. Adaptado de Silva (2012) .....	65
Figura 4.6 - Curvas da carga x deformação dos parafusos. Adaptado de Silva (2012) .....	67
Figura 4.7 - Protótipos após o ensaio. Fonte: Silva (2012) .....	68
Figura 5.1 - Modelo numérico .....	73
Figura 5.2 - Vista frontal: (a) Folga dos parafusos (b) Ajuste da folga no modelo numérico .....	75
Figura 5.3 - Elemento SOLID185. Fonte: ANSYS User's Manual (2010) .....	76
Figura 5.4 - Elemento SHELL181. Fonte: ANSYS User's Manual (2010) .....	76
Figura 5.5 - Elementos de contato. Adaptado de ANSYS User's Manual (2010) .....	78
Figura 5.6 - Contato entre os parafusos e os furos dos tubos .....	79
Figura 5.7 - Modelo Constitutivo: (a) tubos, (b) parafusos.....	80
Figura 5.8 - Estricção da seção transversal do corpo de prova.....	81
Figura 5.9 - Curvas de engenharia e real.....	82
Figura 5.10 - Deformações nos parafusos .....	85
Figura 5.11 - Malha do modelo numérico .....	86
Figura 5.12 - Simetria: (a) plano de simetria, (b) condições de contorno de simetria nos tubos e parafusos.....	87
Figura 5.13 - Condições de contorno dos tubos .....	88
Figura 5.14 - Condições de contorno dos parafusos .....	88
Figura 5.15 - Pares de contato entre um parafuso e tubos externo e interno.....	89
Figura 5.16 - Pico de carga.....	90
Figura 5.17 - Deformação excessiva no tubo .....	92
Figura 6.1 - Determinação da tensão de escoamento de engenharia dos parafusos .....	96

Figura 6.2 - Correção da curva do modelo experimental do ensaio 2 do protótipo E-5.....	97
Figura 6.3 - Configurações deformadas dos modelos numérico e experimental (continua na página seguinte) .....	99
Figura 6.3 - Continuação .....	100
Figura 6.4 - Configuração deformada do modelo numérico C-4 com deslocamento igual ao final da análise experimental .....	102
Figura 6.5 - Configuração deformada do modelo numérico E-6 com redução da tensão de escoamento em 20% para o aço do tubo externo.....	103
Figura 6.6 - Comparação entre as curvas carga x deslocamento dos modelos numéricos e experimentais (continua na página seguinte) .....	105
Figura 6.6 - Continuação .....	106
Figura 6.7 - Curva carga x deslocamento do modelo E-6 com redução de 20% na tensão de escoamento .....	107
Figura 6.8 - Início da falha dos modelos.....	108
Figura 6.9 - Início do cisalhamento nos parafusos .....	110
Figura 6.10 - Deformações nos parafusos .....	113
Figura 7.1 - Modelo com tubo externo de 88,9 x 5,6 mm, tubo interno de 73,0 x 10,0 mm com três parafusos de 25,4 mm de diâmetro.....	121
Figura 7.2 - Redistribuição das tensões com o aumento do número de parafusos .....	126
Figura 7.3 - Representação da flexão nos parafusos.....	132
Figura 7.4 - Relações entre as resistências numérica e a teórica .....	142
Figura 7.5 - Curvas do $C_t$ em função da relação $L/D$ .....	151
Figura 7.6 - Pontos de $C_e$ em função da relação $L/D$ .....	154
Figura 7.7 - Ajuste de curva para o coeficiente $C_e$ .....	155
Figura 7.8 - Influência dos parâmetros na relação entre as cargas numérica e teórica de esmagamento da parede do furo .....	159
Figura 7.9 - Pontos de $C_{esmag}$ em função da relação $D \cdot D_{pt}$ .....	160
Figura 7.10 - Ajuste de curva para o coeficiente $C_{esmag}$ .....	161
Figura 7.11 - Influência dos parâmetros no $C_t$ da ligação tubular em luva parafusada .....	163
Figura 7.12 - Influência individual de cada parâmetro no $C_t$ da ligação tubular em luva parafusada .....	165

Figura 7.13 - Pontos de $C_t$ em função da relação $D(Dp \cdot t)$ .....	166
Figura 7.14 - Ajuste de curva para o coeficiente $C_t$ .....	167
Figura 7.15 - Pontos do coeficiente $C_t$ em função de $D/t$ e $D_p$ .....	168
Figura 7.16 - Ajuste de superfície para o coeficiente $C_t$ .....	169
Figura 7.17 - Relações entre as resistências numérica e do procedimento simplificado .....	172
Figura 7.18 - Relações entre as resistências numérica e do procedimento intermediário.....	175
Figura 7.19 - Relações entre as resistências numérica e do procedimento completo .....	179
Figura 7.20 - Procedimento sugerido de determinação da resistência à tração de ligações tubulares em luva parafusada .....	180
Figura 7.21 - Procedimento simplificado .....	180
Figura 7.22 - Procedimento intermediário .....	180
Figura 7.23 - Procedimento completo.....	181

## LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1 - Dados dos protótipos .....	61
Tabela 4.2 - Dados dos parafusos .....	62
Tabela 5.1 - Estudo da malha dos parafusos .....	84
Tabela 5.2 - Estudo da malha dos tubos.....	86
Tabela 6.1 - Dados dos protótipos para os modelos numéricos .....	94
Tabela 6.2 - Propriedades dos aços para os modelos numéricos.....	94
Tabela 6.3 - Deslocamentos máximos das análises experimentais e numéricas .....	98
Tabela 6.4 - Modos de falha dos modelos numéricos.....	109
Tabela 7.1 - Modos de falha e respectivas cargas dos modelos numéricos .....	123
Tabela 7.2 - Flexão dos parafusos e respectivas cargas dos modelos numéricos.....	131
Tabela 7.3 - Estados limites dos modelos analisados (continua na página seguinte).....	135
Tabela 7.3 - Continuação (continua na página seguinte) .....	136
Tabela 7.3 - Continuação .....	137
Tabela 7.4 - Resistências numéricas e teóricas dos modelos analisados (continua na página seguinte) .....	139
Tabela 7.4 - Continuação (continua na página seguinte) .....	140
Tabela 7.4 - Continuação .....	141
Tabela 7.5 - Comparação dos coeficientes de redução da área líquida ( $C_t$ ).....	147
Tabela 7.6 - Coeficiente de eficiência da ligação tubular em luva parafusada ( $C_e$ ).....	153
Tabela 7.7 - Coeficiente de correlação entre as cargas numérica e teórica para esmagamento da parede do furo ( $C_{esmag}$ ) .....	158
Tabela 7.8 - Resistência da ligação tubular em luva parafusada empregando o procedimento simplificado .....	171
Tabela 7.9 - Resistência da ligação tubular em luva parafusada empregando o procedimento intermediário (continua na página seguinte) .....	173
Tabela 7.9 - Continuação .....	174
Tabela 7.10 - Resistência da ligação tubular em luva parafusada empregando o procedimento completo (continua na página seguinte).....	177

Tabela 7.10 - Continuação.....	178
Tabela A.1 - Dimensões dos modelos numéricos (continua na página seguinte) .....	199
Tabela A.1 - Continuação (continua na página seguinte) .....	200
Tabela A.1 - Continuação.....	201
Tabela A.2 - Dados dos aços dos tubos e parafusos para os modelos do grupo 1.....	202
Tabela A.3 - Dados dos aços dos tubos para os modelos dos grupos 2, 3, 4, 5 e 6.....	202
Tabela A.4 - Dados dos aços dos parafusos para os modelos do grupo 2.....	202
Tabela A.5 - Dados dos aços dos parafusos para os modelos dos grupos 3, 4, 5 e 6 .....	202
Tabela B.1 - Resistências teóricas (continua na página seguinte) .....	203
Tabela B.1 - Continuação (continua na página seguinte) .....	204
Tabela B.1 - Continuação (continua na página seguinte) .....	205
Tabela B.1 - Continuação.....	206

## LISTA DE SÍMBOLOS

a) Letras romanas minúsculas

$b$  = base da seção transversal de uma seção tubular retangular

$d$  = diâmetro do furo; folga entre os tubos externo e interno

$d_b$  = diâmetro do parafuso

$e_c$  = excentricidade da ligação

$e_{ext}$  = espessura do tubo externo

$e_{int}$  = espessura do tubo interno

$f_u$  = tensão de ruptura do aço

$f_{ub}$  = tensão de ruptura do aço do parafuso

$f_{u,eng}$  = tensão de ruptura de engenharia do aço

$f_{u,nom}$  = tensão de ruptura nominal do aço

$f_y$  = tensão de escoamento do aço

$f_{y1}$  = tensão de escoamento da seção bruta do tubo

$f_{y,b}$  = tensão de escoamento do aço do parafuso

$f_{y,eng}$  = tensão de escoamento de engenharia do aço

$f_{y,nom}$  = tensão de escoamento nominal do aço

$f_{yw}$  = tensão de escoamento do perfil T

$h$  = altura da seção transversal de uma seção tubular retangular

$l_c$  = comprimento da ligação

$l_f$  = distância entre a borda dos furos e a borda do furo adjacente ou a borda livre

$s$  = distância entre o tubo e a borda da mesa do perfil T

$t$  = espessura da parte ligada; espessura do tubo

$t_1$  = espessura da parede do tubo

$t_c$  = espessura da chapa de ligação

$t_p$  = espessura da mesa do perfil T

$t_w$  = espessura da alma do perfil T

$x$  = braço de alavanca

b) Letras romanas maiúsculas

$A_1$  = área do tubo

$A_b$  = área da seção transversal do parafuso

$A_e$  = área líquida efetiva

$A_g$  = área bruta

$A_n$  = área líquida

$C_e$  = coeficiente de eficiência da ligação

$C_{esmag}$  = coeficiente de correlação entre os resultados numéricos e teóricos para o esmagamento da parede do furo

$C_t$  = coeficiente de redução da área líquida

$D$  = diâmetro do tubo

$D_{ext}$  = diâmetro do tubo externo

$D_{int}$  = diâmetro do tubo interno

$D_p$  = diâmetro dos parafusos

$E$  = módulo de elasticidade do aço

$E_{tg,nom}$  = módulo de elasticidade tangente nominal do aço

$F$  = força transmitida do tubo interno para o parafuso

$F_{c,Rd}$  = força resistente de cálculo à pressão de contato na parede de um furo

$F_m$  = força axial de tração resistente da ligação para a flexão do parafuso

$F_{v,Rd}$  = força de cisalhamento resistente de cálculo de um parafuso por plano de corte

$I_{max}$  = momento de inércia em torno do eixo de maior inércia

$I_{min}$  = momento de inércia em torno do eixo de menor inércia

$I_t$  = momento de inércia à torção

$L$  = comprimento da ligação

$N_1$  = força resistente para ligação com T de extremidade

$N_{sd}$  = força axial solicitante de cálculo

$N_t$  = esforço normal de tração

$N_{t,Rd}$  = força axial de tração resistente de cálculo

$N_{t,R}$  = esforço normal resistente de tração

$M$  = momento fletor atuante no parafuso

$M_{sd}$  = momento fletor solicitante de cálculo

$P$  = esforço axial de tração atuante na ligação

$R^2$  = coeficiente de determinação

$W_b$  = módulo de resistência elástico da seção do parafuso

b) Letras gregas minúsculas

$\beta_2, \beta_3$  = fatores de redução

$\varepsilon$  = deformação

$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$  = deformações principais

$\varepsilon_e$  = deformação de engenharia

$\varepsilon_t$  = deformação real

$\varepsilon_u$  = deformação de ruptura do aço

$\varepsilon_{u,eng}$  = deformação de ruptura de engenharia do aço

$\varepsilon_{u,nom}$  = deformação de ruptura nominal do aço

$\varepsilon_y$  = deformação de escoamento do aço

$\varepsilon_{y,nom}$  = deformação de escoamento nominal do aço

$\varepsilon_{VM}$  = deformação de von Mises

$\gamma_{a1}, \gamma_{a2}$  = coeficiente de ponderação da resistência

$\nu'$  = coeficiente de Poisson efetivo

$\sigma$  = tensão

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$  = tensões principais

$\sigma_e$  = tensão de engenharia

$\sigma_t$  = tensão real

$\sigma_{VM}$  = tensão de von Mises



# 1 INTRODUÇÃO

## 1.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS

O emprego das estruturas metálicas em obras de construção civil no Brasil aumentou de forma considerável nos últimos anos, devido ao crescimento que a economia brasileira tem demonstrado recentemente. Por possibilitarem a confecção de estruturas leves, as construções em aço levam grande vantagem sobre as construções em concreto nas situações em que é necessário vencer grandes vãos, sendo possível projetar estruturas em treliça com barras de perfis metálicos que apresentam grande resistência à tração e compressão. Outro ponto positivo das construções em estruturas de aço diz respeito a sua rapidez de execução, que é um fator de extrema importância em obras industriais e comerciais, pois quanto mais rápido a obra for finalizada, mais rápido ocorrerá o retorno dos investimentos. Assim, o principal campo de aplicação das estruturas metálicas diz respeito às obras de grande porte, como galpões industriais e de armazenamento, shoppings, supermercados, aeroportos e complexos esportivos.

Com a perspectiva de continuidade de crescimento da economia brasileira nos próximos anos, muitos investidores nacionais e estrangeiros estão aplicando seus recursos no nosso país. Com isso, associado ao fato de que o Brasil recebeu este ano a Copa do Mundo de futebol e em 2016 sediará mais um evento esportivo de grande porte, que são os Jogos Olímpicos, pode-se notar que diversas obras em estruturas metálicas estão sendo executadas, como aeroportos e complexos esportivos, contribuindo para aumentar ainda mais o uso deste tipo de estrutura no país. Porém, comparando-se a quantidade de obras em estruturas de aço existentes no Brasil e em outras partes do mundo, como Europa e Estados Unidos, percebe-se que esse campo ainda possui um grande potencial de crescimento no país.

Os perfis de aço podem ser divididos em dois grandes grupos: perfis abertos, como os perfis U, I e as cantoneiras, e perfis fechados ou tubulares, que podem ser laminados a quente, conformados a frio ou obtidos pela união de dois ou mais perfis abertos. Em diversos países da Europa assim como nos Estados Unidos, existe um equilíbrio entre a utilização de perfis abertos e perfis tubulares nas estruturas metálicas, dependendo do tipo de obra que será executada. Já no Brasil, a utilização de perfis tubulares na construção civil ainda é consideravelmente menor do que o emprego de perfis abertos.

De uma maneira geral, os projetistas e fabricantes de estruturas metálicas brasileiros tendem a dar preferência aos perfis abertos por serem soluções tradicionais e consagradas, deixando em segundo plano as soluções com perfis tubulares. Essa preferência pelos perfis abertos pode ser justificada pelo fato de que a produção e utilização de perfis tubulares no Brasil é recente, não existindo uma quantidade abundante de fabricantes de tubos estruturais e nem tradição na sua utilização. A maior empresa produtora de tubos no Brasil, sendo a única a produzir tubos laminados a quente, foi fundada apenas na década de 50 com o nome de Companhia Siderúrgica Mannesman, que atualmente opera com o nome de Vallourec Tubos do Brasil, antiga V&M do BRASIL, tendo como principal objetivo a produção de tubos sem costura voltados para a indústria petrolífera e automotiva. Mais recentemente esses tubos passaram a ser adotados também para uso estrutural, além de surgirem outros fabricantes de perfis tubulares no país, difundindo o uso de tubos na área da construção civil.

Apesar de a utilização de perfis tubulares nas estruturas metálicas ter apresentado um crescimento recente no país, grande parte dos projetistas e fabricantes de estruturas metálicas ainda preferem utilizar perfis abertos, pois já estão familiarizados com os cálculos e processos de fabricação e montagem das estruturas constituídas por esses perfis. Assim, por vezes, as soluções em perfis tubulares não são exploradas por ser um campo desconhecido por parte dos projetistas e fabricantes de estruturas metálicas, mesmo nas situações em que a utilização desses perfis pode resultar em estruturas mais vantajosas. Outro ponto que coloca os perfis abertos na preferência dos projetistas e fabricantes nacionais diz respeito à maior facilidade de execução das ligações desses perfis, que podem ser feitas através de chapas, soldas e parafusos de uma maneira convencional, com a qual os fabricantes já estão acostumados. Já para a execução das ligações tubulares pode ser necessária a utilização de máquinas específicas, para o corte dos tubos, como no caso da ligação tubo-tubo com corte do tipo boca de lobo. A grande maioria dos fabricantes não possuem essas máquinas, que também necessitam de treinamento da equipe para a sua utilização.

Além dos problemas de familiaridade com as estruturas tubulares e de maior dificuldade de execução das ligações, também existe a questão do custo. Os perfis tubulares, de uma maneira geral, são mais caros que os perfis abertos, o que pode afastar alguns projetistas e fabricantes já no início do desenvolvimento do projeto. Além disso, a execução de ligações em perfis tubulares circulares também demanda um custo maior, seja pela necessidade de comprar uma máquina

diferenciada ou pagar para algum outro fabricante que tenha a máquina realizar o corte dos tubos. Como se tratam de ligações fora do padrão das ligações em perfis abertos, a execução das mesmas não é automática, sendo necessário um tempo maior de planejamento para a fabricação da ligação, o que diminui o ritmo de produção, e conseqüentemente eleva o custo da estrutura. A mão de obra empregada também precisa ser qualificada, para garantir que a execução dos cortes dos tubos e as soldas sejam bem feitos.

Para que exista um número cada vez maior de obras em estruturas tubulares no Brasil, é importante incentivar o uso desses perfis. Para tanto, recentemente foi desenvolvida uma norma brasileira sobre estruturas tubulares, ABNT NBR 16239 (2013), que apresenta os procedimentos de cálculo dos esforços resistentes dos perfis tubulares além de métodos de cálculo dos principais tipos de ligações tubulares. Essa norma facilita o acesso às informações referentes ao dimensionamento das ligações entre perfis tubulares de aço, já que sem essa norma, muitas vezes era necessário que os projetistas recorressem à consulta de normas e publicações internacionais para obter procedimentos de cálculo de ligações em estruturas tubulares, desestimulando o uso desses perfis. Além disso, com a ABNT NBR 16239 (2013), os procedimentos de cálculo para essas estruturas e suas ligações estão em total acordo com a realidade nacional, utilizando-se coeficientes de ponderação compatíveis com as demais normas brasileiras, não sendo necessário fazer nenhuma adaptação de formulações provenientes de literaturas internacionais.

Com essa maior facilidade de acesso às informações, espera-se que nos próximos anos, o uso dos perfis tubulares com finalidade estrutural no Brasil já esteja mais difundido, encorajando os projetistas a utilizarem os tubos em seus projetos. A maior utilização dos perfis tubulares irá aumentar a demanda de produção de tubos, o que reduzirá o preço desses perfis, podendo inclusive surgir novos produtores. O maior conhecimento do comportamento das ligações tubulares pelos projetistas e o estímulo ao uso desses perfis fará com que os fabricantes de estruturas metálicas aprendam e desenvolvam técnicas de confecção das ligações e invistam em máquinas e treinamento de mão de obra, tornando as ligações tubulares um tipo padrão dentro de suas fábricas, o que também reduzirá o custo de produção das estruturas tubulares. A aplicação dos perfis tubulares em grande escala na construção civil, como ocorre em diversos países do mundo, também é possível no Brasil, sendo necessário apenas o estímulo para o desenvolvimento de seu potencial.

A redução dos custos envolvidos na fabricação e montagem das estruturas tubulares pode levar esses valores a patamares próximos aos dos perfis abertos, permitindo aproveitar as vantagens estruturais e estéticas dos perfis tubulares, favorecendo sua competitividade com relação aos perfis abertos. As vantagens estruturais dos perfis tubulares podem ser observadas fazendo-se uma comparação das propriedades de diferentes perfis com massas por metro linear muito próximas, conforme a Figura 1.1. Pode-se perceber que os perfis tubulares, sobretudo os circulares, apresentam uma resistência à torção muito maior que os perfis abertos. Com esta observação, Rautaruukki Oyj (1998) cita que os perfis tubulares circulares não sofrem flambagem lateral com torção, enquanto no caso dos perfis tubulares quadrados e retangulares, a flambagem lateral com torção não governa os cálculos na maioria dos casos, sendo levada em conta apenas para seções tubulares quadradas com grande comprimento e para seções retangulares que apresentam pequena relação  $b/h$ . Essa elevada resistência à torção é uma grande vantagem dos perfis tubulares, já que no caso dos perfis abertos, a flambagem lateral com torção normalmente governa o dimensionamento.

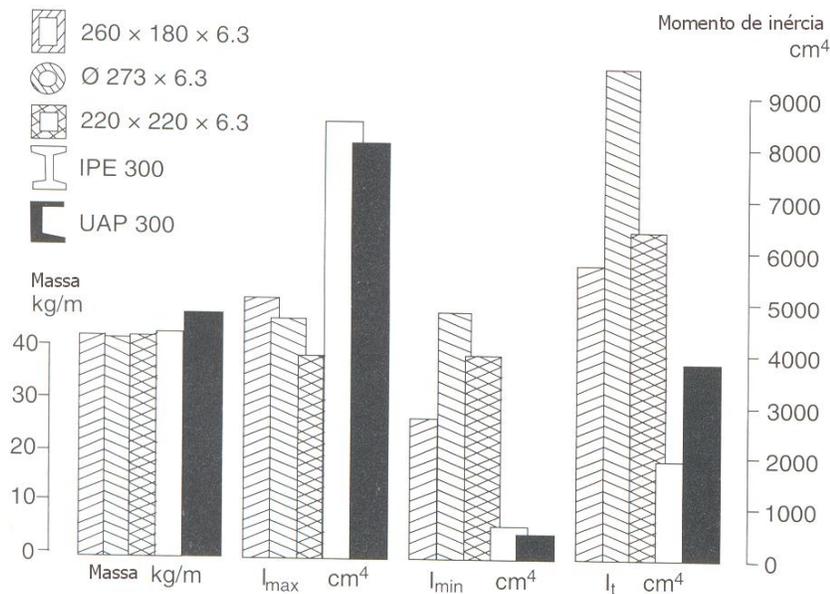


Figura 1.1 - Comparação das propriedades geométricas dos perfis. Adaptado de CIDECT (2009)

Os perfis tubulares, principalmente os circulares e quadrados, também apresentam vantagens quando submetidos à compressão simples, desde que o comprimento de flambagem seja o mesmo em torno dos dois eixos principais de inércia. Essa vantagem explica-se pelo fato

de que, para uma mesma área da seção transversal, os perfis abertos possuem um valor de momento de inércia em torno do eixo de menor inércia muito inferior ao dos perfis tubulares. Sendo assim, a flambagem em torno desse eixo governa o dimensionamento dos perfis abertos, resultando em resistências à compressão menores. Portanto, os perfis tubulares possuem vantagens quando utilizados na composição de treliças, onde predominam esforços de tração e compressão. No caso das treliças espaciais essa vantagem fica muito mais evidente, já que normalmente nessas situações os comprimentos de flambagem são os mesmos em torno dos dois eixos principais de inércia da barra.

Já no caso da flexão simples, os perfis abertos são mais vantajosos, por apresentarem maiores momentos de inércia em torno do eixo de maior inércia. Entretanto, no caso de ocorrer uma flexão oblíqua ou composta, os perfis tubulares passam a ser novamente mais indicados, por apresentarem excelente resistência à torção e boa resistência à flexão em torno dos dois eixos principais de inércia. Assim, os perfis tubulares também são muito utilizados em pilares, que normalmente apresentam esforços axiais de tração ou compressão combinados com flexão em torno dos dois eixos principais de inércia, provocados pelas condições de contorno da barra e pelo efeito do vento. Já quando se deseja utilizar perfis tubulares em vigas, o mais indicado é o emprego de vigas treliçadas ou vigas mistas treliçadas.

Além das vantagens com relação à resistência dos perfis, os tubos também apresentam vantagens estéticas, sendo muito requeridos pelos arquitetos. Os perfis tubulares apresentam formas harmoniosas que combinam com o ambiente em que estão inseridos, trazendo beleza à edificação sem precisar esconder os perfis com qualquer tipo de fechamento, sendo ideal quando se quer chamar a atenção para a estrutura construída. Outro ponto positivo dos perfis tubulares é a sua maior facilidade de manutenção, por não possuírem cantos e arestas que permitam o acúmulo de sujeira e poeira. A sua menor área de pintura, quando comparada com os perfis abertos, também é favorável aos perfis tubulares, pois reduz os custos necessários para a execução da pintura de proteção contra a corrosão.

Atualmente existem diversas pesquisas relacionadas aos perfis tubulares, demonstrando o grande interesse que esses perfis têm despertado, e contribuindo ainda mais para difundir o seu uso. Muitos estudos foram e estão sendo desenvolvidos, permitindo analisar o comportamento das estruturas tubulares nas mais diferentes situações. Visando contribuir com a busca de novas aplicações para os perfis tubulares, esta tese apresenta um estudo de um modelo inovador de

ligação para emenda de perfis tubulares circulares, a ligação em luva parafusada. Como as ligações são um dos fatores que mais afastam os projetistas e fabricantes das estruturas tubulares por normalmente serem caras e de difícil fabricação, este trabalho visa contribuir para o estudo e desenvolvimento de uma ligação que facilite e reduza o custo de montagem e fabricação das estruturas metálicas tubulares, proporcionando também, economia no tempo de montagem das mesmas, o que torna mais atrativo o uso dos perfis tubulares.

A ligação estudada é composta por dois tubos externos que serão unidos por uma luva interna, que consiste de um tubo de diâmetro externo inferior ao diâmetro interno dos tubos que serão unidos, além de parafusos, que atravessam tanto a luva interna quanto os tubos externos, conectando todos os tubos, conforme a Figura 1.2. A quantidade de parafusos varia de acordo com o esforço que deve ser transmitido e com os diâmetros dos tubos e parafusos. Com esta ligação pretende-se disponibilizar uma alternativa aos projetistas para o uso da ligação do tipo flange, que são as mais comumente empregadas quando é necessário fazer emendas em perfis tubulares, e utilizam tanto parafusos quanto soldas, sendo que esta última precisa ser executada por profissional mais qualificado. Já a ligação em luva parafusada utiliza apenas parafusos, dispensando o processo de solda, o que agiliza e simplifica a sua execução, além de reduzir o custo da ligação.

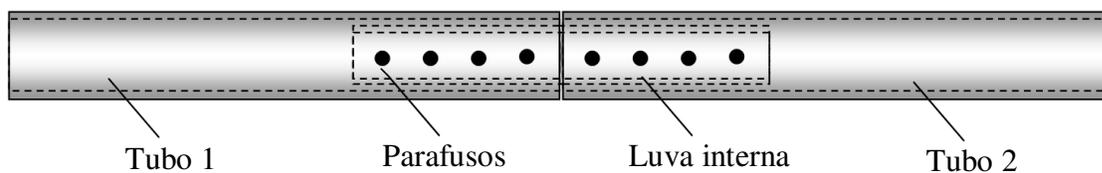


Figura 1.2 - Ligação em luva parafusada

## 1.2 PROPOSTA DE TRABALHO

As ligações compõem uma parcela importante do custo das estruturas metálicas, sendo um dos fatores que dificultam o uso em larga escala das estruturas metálicas tubulares, já que as ligações nesse tipo de estrutura são mais caras do que em estruturas metálicas de perfis abertos. Assim, a proposta deste trabalho consiste em estudar o comportamento de uma ligação inovadora na área de estruturas metálicas tubulares, a ligação tubular em luva parafusada, visando encontrar

uma alternativa de ligação mais econômica para as estruturas metálicas tubulares, permitindo um uso cada vez maior desse tipo de estrutura. Além disso, o trabalho também contribui com a identificação dos modos de falha da ligação e a proposta de um processo para determinação de sua resistência. O modelo da ligação tubular em luva parafusada estudado neste trabalho está indicado na Figura 1.3, sendo um representativo da ligação apresentada na Figura 1.2. Neste trabalho foi considerada a ligação com parafusos alinhados.

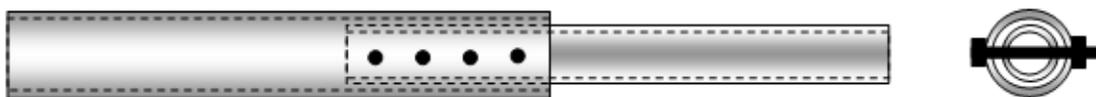


Figura 1.3 - Ligação em luva tubular parafusada estudada

Usualmente utiliza-se a ligação em flange para fazer a emenda entre dois perfis tubulares circulares. A execução da ligação em flange requer quatro etapas, que são o corte de duas chapas de aço, a furação das chapas para colocação dos parafusos, a solda destas chapas nos tubos e a colocação dos parafusos para unir os perfis. Já a ligação em luva parafusada tem como vantagem o fato de possuir uma etapa a menos durante a sua execução, já que não é utilizada nenhuma solda, sendo necessário apenas cortar o tubo interno (luva), furar os tubos e colocar os parafusos para união dos perfis. Dessa forma, a ligação em luva parafusada pode substituir a ligação em flange tornando a fabricação de estruturas tubulares mais econômica e a sua montagem mais rápida, lembrando que uma montagem rápida reflete em ganhos econômicos no caso de obras industriais e comerciais.

Como se trata de uma ligação inovadora existem poucos estudos sobre o comportamento da ligação em luva parafusada e sua resistência, ficando esses trabalhos restritos aos desenvolvidos pelo grupo de pesquisa formado pela Universidade Estadual de Campinas, Universidade Federal de Ouro Preto e Vallourec do Brasil S.A. Com os trabalhos existentes, ainda não foi possível encontrar um processo de determinação da resistência dessas ligações. Esse fato motivou o desenvolvimento deste trabalho, estudando o comportamento da ligação tubular em luva parafusada, e buscando propor uma forma simples de determinação da resistência da ligação, com base nos modos de falha observados durante o estudo.

Para tanto, foi desenvolvido um modelo numérico da ligação tubular em luva parafusada utilizando-se o programa de elementos finitos ANSYS v13.0 (2010), que foi calibrado através das análises experimentais realizadas na Universidade Federal de Ouro Preto, que também foram aproveitadas para o trabalho de Silva (2012). Como as emendas de barras de perfis tubulares são muito comuns em treliças, onde os esforços predominantes são axiais, optou-se por realizar o estudo da ligação em luva parafusada submetida apenas à esforços de tração, que é uma das situações à qual a ligação pode estar submetida em uma treliça real. A avaliação do comportamento da ligação submetida à esforços de compressão não faz parte do escopo deste trabalho, já que necessita do desenvolvimento e realização de novas análises numéricas e experimentais.

O modelo numérico, validado pelos resultados experimentais, foi utilizado para desenvolver uma análise paramétrica com a variação de parâmetros como os diâmetros e espessuras dos tubos, quantidade de parafusos e diâmetro dos mesmos. Essa análise paramétrica gerou uma grande quantidade de resultados numéricos confiáveis que foram obtidos de uma maneira mais rápida e econômica do que a execução de diversas análises experimentais.

Para cada modelo numérico gerado foi possível identificar o modo de falha da ligação e qual a máxima carga que ela pode suportar antes de atingir o colapso. Para os modelos com modo de falha por ruptura da seção líquida, a carga máxima que pode ser aplicada na ligação à tração está diretamente relacionada com o coeficiente de redução da área líquida,  $C_t$ . Não existe na literatura e em normas nacionais ou internacionais uma formulação para determinar o valor desse coeficiente, mas através das análises numéricas desenvolvidas neste trabalho, foi possível encontrar o seu valor. Esse fato permitiu compreender como ocorre o fenômeno de concentração de tensões no caso da ligação tubular em luva parafusada.

Além disso, também foi feita uma análise do comportamento global da ligação, identificando os modos de falha existentes na mesma, sendo este um fato de extrema importância na determinação da resistência da ligação. Foi então encontrado um coeficiente de eficiência para cada modelo de ligação, que engloba os seus modos de falha. Através de uma regressão não linear, foi possível determinar uma formulação para esse coeficiente de eficiência da ligação, permitindo prever a resistência da ligação para modelos diferentes dos estudados neste trabalho.

### 1.3 LIGAÇÕES DE PERFIS TUBULARES

O crescente uso das estruturas tubulares na construção civil em todo o mundo tem motivado o desenvolvimento de inúmeras pesquisas referentes ao estudo das ligações entre perfis tubulares. Como se trata de um campo de pesquisa mais recente em comparação com as ligações entre perfis abertos, o domínio e a compreensão do comportamento de algumas dessas ligações ainda não é total. Algumas normas e publicações internacionais, e a recente norma brasileira de tubos, ABNT NBR 16239 (2013), já apresentam os frutos dessas pesquisas recentes, abordando o tema das ligações tubulares e indicando formulações para o cálculo da resistência de alguns tipos de conexões com tubos.

Os perfis tubulares são muito utilizados na fabricação de treliças, portanto, um dos tipos de ligações tubulares mais comuns de serem executadas são as do tipo tubo-tubo soldadas, utilizadas para a conexão de diagonais e montantes aos banzos de uma treliça, conforme a Figura 1.4. Diversas pesquisas sobre essas ligações já foram desenvolvidas, resultando em formulações para determinação de suas resistências. Essas formulações levam em conta os possíveis modos de colapso da ligação, dependendo do tipo de tubo, circular, retangular ou quadrado, e se existe sobreposição das diagonais ou não. Como foram obtidas através de resultados de ensaios e análises numéricas, as formulações são válidas apenas dentro dos intervalos de variação dos parâmetros geométricos que foram testados. Dessa forma, ainda existe possibilidade de realização de novas pesquisas nessa área, expandindo os limites dos parâmetros geométricos.



Figura 1.4 - Treliça com ligações tubo-tubo

As ligações do tipo tubo-tubo entre perfis tubulares circulares podem ser feitas com cortes retos nos tubos das diagonais e montantes, para que possam ser encaixados nos tubos dos banzos. A quantidade de cortes depende da relação entre os diâmetros dos tubos do banzo e das diagonais ou montantes. Quanto maior essa relação, menor a quantidade de cortes necessários nos tubos das diagonais e montantes.

Entretanto, a utilização de cortes retos em perfis tubulares circulares impossibilita que os tubos das diagonais e montantes se encaixem perfeitamente nos tubos dos banzos, ou seja, alguns pontos dos dois tubos não ficam em contato, sendo necessário um cuidado maior na execução da solda. Para permitir esse encaixe perfeito, o ideal é realizar cortes do tipo boca de lobo, como na Figura 1.5. Esse tipo de corte requer a utilização de máquinas especiais, como a de corte a plasma, que permite fornecer a geometria exata do contato entre os dois tubos através de um programa computacional, realizando o corte automaticamente. Infelizmente esse tipo de máquina ainda é pouco comum no Brasil, o que eleva o custo de execução desse tipo de ligação.



Figura 1.5 - Corte tipo boca de lobo. Fonte: Grupo Açotubo

Outra possibilidade de executar as ligações entre perfis tubulares da Figura 1.4 é com a utilização de chapas soldadas ao banzo da treliça. Dois exemplos dessa ligação são apresentados na Figura 1.6, porém existem algumas variações na fixação das diagonais e montantes à chapa para essa mesma ligação. Com relação a fixação da chapa ao banzo, a mesma pode ser soldada de topo, conforme a Figura 1.6(a), ou pode atravessar o tubo, como na Figura 1.6(b), sendo que neste último caso é necessário fazer um corte no tubo, rasgando-o para a passagem da chapa.

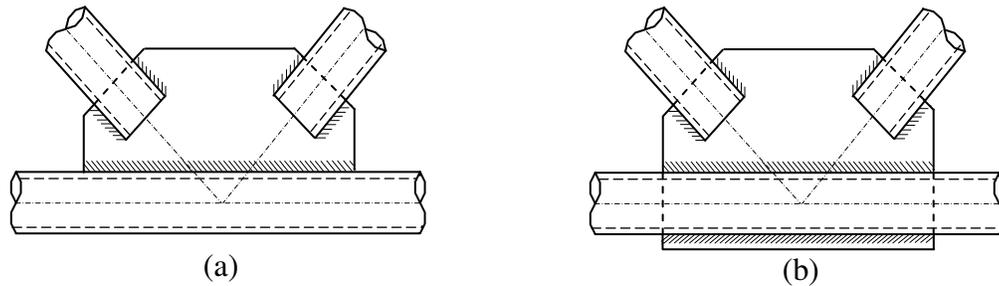


Figura 1.6 - (a) Ligação com chapa de topo, (b) Ligação com chapa atravessando o tubo.

Adaptado de Santos (2003)

Na Figura 1.6 os tubos das diagonais são cortados ao meio de sua seção transversal para permitir o encaixe na chapa, sendo fixados através de soldas. Outra possibilidade para a conexão das diagonais e montantes à chapa é a utilização de ponteiros soldados na extremidade dos tubos, sendo fixadas na chapa por meio de parafusos, conforme a Figura 1.7(a). Uma terceira possibilidade de ligação das diagonais e montantes à chapa foi estudada por Minchillo (2011). Essa alternativa não utiliza soldas pois as pontas dos tubos são amassadas e fixadas na chapa por apenas um parafuso, conforme a Figura 1.7(b).

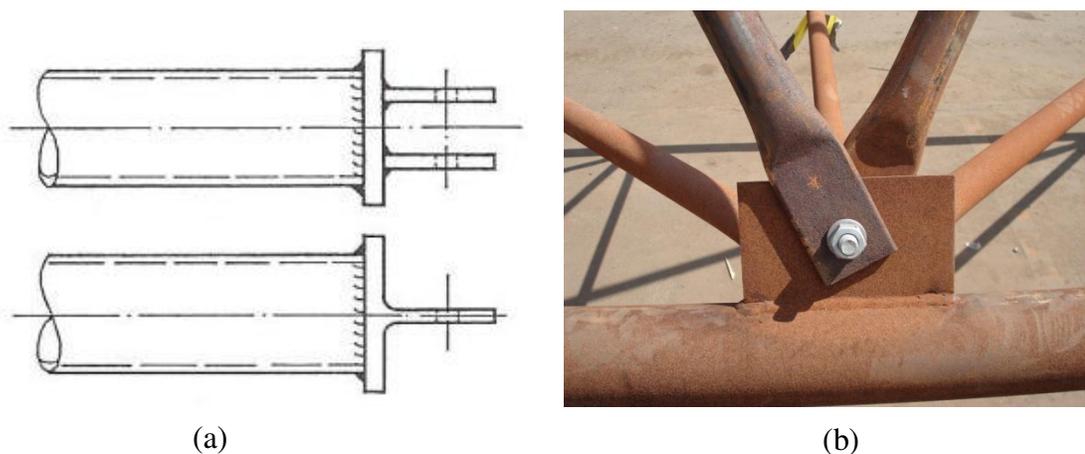


Figura 1.7 - (a) Ligação com ponteira. Adaptado de CIDECT (2009), (b) Ligação com ponta amassada

Comparando todas essas ligações tubulares em treliças, pode-se notar que além das diferenças no modo de execução, também existem diferenças estruturais entre elas. De uma

maneira geral, o ideal é que as ligações não apresentem excentricidades dos esforços provenientes das diagonais. Para isso o ponto de trabalho das diagonais deve estar localizado no eixo do banzo, evitando o surgimento de momentos fletores adicionais na ligação que, dependendo de sua intensidade, devem ser considerados no dimensionamento da ligação, modificando o estado de tensões da mesma. Caso sejam atendidas algumas verificações de relações geométricas, esses momentos fletores adicionais podem não ser levados em consideração.

Nas ligações tubo-tubo soldadas, a excentricidade está relacionada com o afastamento ou sobreposição das diagonais. Ao afastar as diagonais de uma ligação sem excentricidade, ela passa a ter excentricidade positiva. Para essa mesma ligação, ao diminuir o afastamento, o que pode ocasionar uma sobreposição, a excentricidade passa a ser negativa. Esse fato pode ser observado na Figura 1.8. Dessa forma, para evitar a execução de uma ligação mais complicada com sobreposição, muitas vezes as diagonais são afastadas, gerando essa excentricidade.

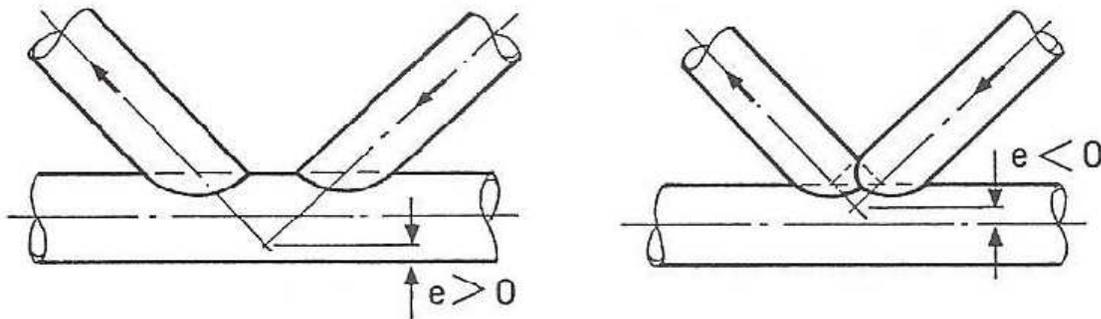


Figura 1.8 - Excentricidade de ligações tubo-tubo soldadas. Fonte: CIDECT (2009)

Já nas ligações com chapas, normalmente consegue-se obter ligações sem excentricidade, pois as diagonais podem ser posicionadas de modo que o ponto de trabalho esteja localizado no eixo do banzo, sem que ocorra sobreposição dos tubos. A exceção ocorre nas ligações que utilizam apenas um parafuso para a conexão das diagonais ou montantes, como na Figura 1.7(b). Nesse caso sempre existirá excentricidade.

As ligações com chapa de topo e com chapa atravessando o tubo também apresentam diferenças entre seus comportamentos. No caso da ligação com chapa de topo, os esforços provenientes das diagonais ou montantes que são transmitidos para a superfície do tubo do banzo

através da chapa podem provocar um giro na chapa, ocorrendo um amassamento do tubo do banzo, conforme a Figura 1.9, o que agrava o estado de tensões nessa região do tubo. Com a utilização da chapa atravessando o tubo esse fenômeno não ocorre, pois os esforços das diagonais e cortantes encontram-se no eixo do banzo, ainda dentro da chapa.

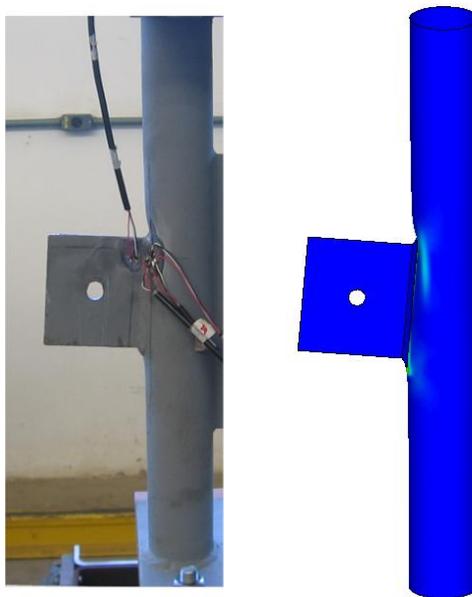


Figura 1.9 - Chapa de topo amassando o tubo. Fonte: Minchillo (2011)

Na escolha de um tipo de ligação deve-se levar em conta todas as diferenças de comportamento das mesmas, observando qual é mais vantajosa. Porém também se deve analisar outros fatores, como o custo de fabricação e facilidade de montagem, além da estética. Por exemplo, um tipo de ligação pode ser mais vantajoso por não apresentar excentricidade, porém também pode ser mais complicado de ser fabricado ou ser desfavorável esteticamente.

Outro tipo de ligação tubular existente são as placas de base de pilares de perfis tubulares. Esse tipo de ligação possui um comportamento semelhante ao das placas de bases de pilares de perfis I. Diversos estudos já foram desenvolvidos para as ligações de placa de base de perfis tubulares, sendo apresentadas formulações para a determinação das dimensões e da espessura da placa de base, assim como da resistência dos chumbadores.

Existem basicamente dois tipos de placas de base, as flexíveis e as rígidas, conforme a Figura 1.10. As placas de base flexíveis apresentam apenas esforços axiais, sendo que quando os esforços são de compressão, a presença dos chumbadores é apenas construtiva. Já as placas de

base rígidas apresentam tanto esforço axial como momento fletor, podendo ser ocasionado por uma carga axial excêntrica. Para as placas de base rígidas, dependendo da ordem de grandeza do esforço axial e do momento fletor, a placa de base pode estar totalmente comprimida ou parcialmente comprimida. Neste último caso existe a necessidade de dimensionar o chumbador à tração e a placa de base à compressão.

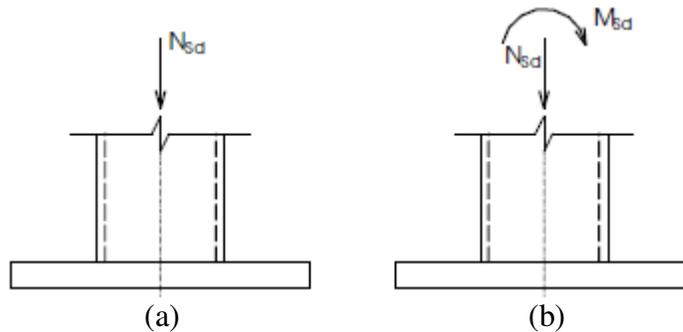


Figura 1.10 - (a) Placa de base flexível, (b) Placa de base rígida. Fonte: Santos (2003)

Para as emendas dos perfis tubulares normalmente são utilizadas as ligações do tipo flange. Essas ligações são compostas por duas chapas soldadas no topo das extremidades dos tubos que serão emendados, sendo conectadas por parafusos, conforme a Figura 1.11. Esse tipo de ligação permite que grandes estruturas sejam subdivididas em outras de tamanho menor durante a sua fabricação, sendo transportadas mais facilmente e montadas no local da obra, fazendo-se a emenda dos perfis tubulares com flanges. A subdivisão de grandes estruturas é muito comum em treliças de grandes vãos, e necessária para evitar o transporte das peças utilizando caminhões de dimensões maiores que as convencionais, com mais de 12 metros de comprimento, o que encarece o custo de transporte.

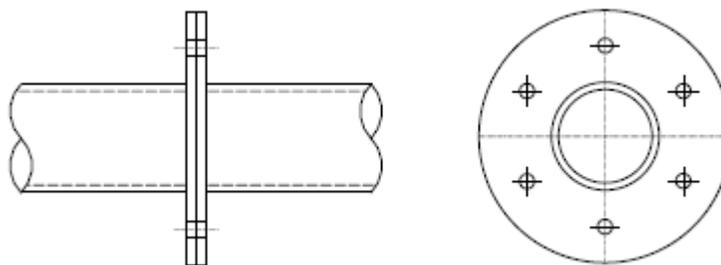


Figura 1.11 - Ligação com flange circular. Adaptado de Santos (2003)

Quando as ligações com flanges estão submetidas apenas à compressão, os esforços são transmitidos por contato entre as chapas, sendo que os parafusos são meramente construtivos. Porém quando estas estão submetidas apenas à tração, os parafusos participam efetivamente da transmissão dos esforços, sendo necessário fazer o dimensionamento dos mesmos. Normalmente podem ocorrer esforços de compressão para uma determinada situação de carregamento e esforços de tração para outra situação de carregamento.

Como as ligações flangeadas são muito empregadas em treliças de grandes vãos, que apresentam predominantemente esforços axiais em suas barras, diversos trabalhos foram desenvolvidos para o estudo destas ligações submetidas à tração, tanto circulares quanto retangulares. Como fruto desses trabalhos, foram propostas formulações para o dimensionamento das ligações flangeadas, que incluem a determinação da espessura da chapa e a resistência dos parafusos. Atualmente também estão sendo desenvolvidas pesquisas sobre ligações com flanges submetidas a momento fletor.

O comportamento das ligações com flanges varia conforme a rigidez da chapa. Em flanges mais flexíveis, conforme a força de tração aumenta, a tensão de contato entre as chapas na região próxima aos parafusos diminui, chegando a zero com a separação das chapas. Porém, como as chapas possuem pequena rigidez, elas sofrem flexão e entram em contato nas suas bordas externas, provocando tensões que aumentam a sollicitação dos parafusos. Esse é o chamado efeito alavanca, também conhecido como *prying action*.

Existem algumas alternativas para a emenda de perfis quando não se deseja utilizar as flanges, como pode ser observado na Figura 1.12. Essas e outras opções serão explicadas com maior detalhe na seção 1.4.2. De uma maneira geral, é possível notar que as ligações alternativas às com flanges para emendas de perfis tubulares utilizam uma grande quantidade de chapas e parafusos, além de soldas, tornando as ligações complexas e caras, além de não apresentarem benefícios estéticos.

Quando é feito o detalhamento de uma ligação de estrutura metálica deve-se atentar ao fato de que quanto maior o número de elementos na ligação, como chapas e parafusos, mais trabalhosa e cara será a sua fabricação. Cada corte de chapa, furação e soldagem das mesmas aos perfis implicam em um procedimento a mais e em um custo de mão de obra adicional que influenciará no custo total da estrutura. Tendo esse fato em mente, esta tese apresenta o estudo de

uma nova alternativa para a execução de emendas de tubos, a ligação tubular em luva parafusada, mais simples de ser executada do que a ligação com flange, sem a utilização de chapas ou soldas, visando agilizar e baratear a fabricação das estruturas tubulares.

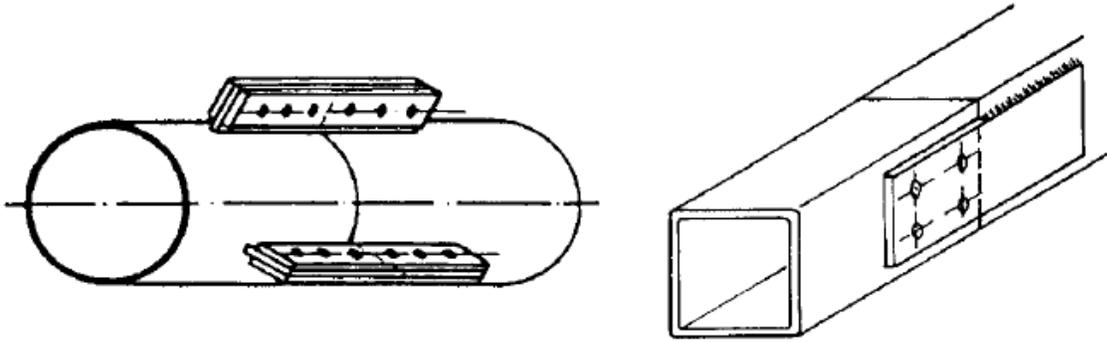


Figura 1.12 - Alternativas às ligações em flange. Adaptado de CIDECT (2009)

Comparando as ligações em flange e em luva parafusada, nota-se que o modelo estudado neste trabalho possui apenas três elementos: tubos externos, luva interna e parafusos. Já a ligação em flange possui quatro elementos: tubos, chapas, parafusos e soldas. Ambas as ligações necessitam de execução de furos, seja nas chapas da flange ou nos tubos da ligação em luva, porém a flange possui um elemento a mais, a solda, que é executada por um profissional mais qualificado, elevando o custo da ligação. A execução dos furos em perfis tubulares circulares é um pouco mais complicada que em chapas, porém esse processo pode ser otimizado com o desenvolvimento de um procedimento padrão para a execução desses furos.

Além disso, dois elementos da ligação em luva são muito semelhantes: os tubos externos e a luva interna são constituídas por perfis tubulares, diferenciando-se apenas pelas suas dimensões (diâmetros e espessuras). Assim, as ligações em luvas parafusadas são constituídas por apenas dois tipos de elementos, que são os tubos e os parafusos, enquanto a ligação em flange utiliza quatro tipos de elementos totalmente diferentes. Esse fato permite que para as ligações em luvas parafusadas sejam armazenados apenas perfis tubulares para a sua fabricação, evitando o estoque de chapas. Outra vantagem das ligações em luvas é que a execução de dois cortes retos em um perfil tubular para a confecção de uma luva interna é mais simples que o corte das duas chapas utilizadas na flange, que precisam ter um formato circular, no caso das flanges de perfis tubulares circulares.

As ligações em luva parafusada também possuem vantagens estéticas quando comparadas com as flanges, pois são mais discretas e harmônicas com o restante da estrutura tubular, sendo visualizadas apenas de perto. Já as flanges podem ser notadas a grande distância na estrutura. Por se tratar de uma ligação de menores dimensões, a ligação em luva parafusada não provoca nenhuma interferência com outros elementos, como tubulações que podem estar passando entre os perfis tubulares, ou telhas de cobertura. Para solucionar esse problema das ligações em flange é preciso executar um corte nas chapas, resultando em uma ligação do tipo flange meia-lua, conforme a Figura 1.13, enquanto que para as ligações em luva parafusada não é necessário fazer nenhum ajuste. O cálculo da ligação do tipo flange meia-lua é diferenciado, e não existe formulação para a determinação da sua resistência nas prescrições normativas nacionais ou internacionais.



Figura 1.13 - Ligação em flange meia-lua

Fazendo uma análise dos fatos apresentados acima, nota-se o grande potencial das ligações tubulares circulares em luvas parafusadas como alternativa às ligações em flange, justificando o desenvolvimento de uma pesquisa sobre o seu comportamento. Como se trata de uma ligação inovadora, foi necessário utilizar resultados de análises experimentais para a calibração de um modelo numérico, que foi empregado para estudar o comportamento da ligação. Neste trabalho foi feita a análise da ligação em luva parafusada submetida apenas à esforços de

tração, por se tratar do estudo de uma ligação inovadora, existindo poucos trabalhos como referência.

## **1.4 ESTADO DA ARTE**

### **1.4.1 Histórico das Ligações Tubulares**

Segundo Kurobane et al. (1989), o uso das estruturas tubulares em grande escala teve início no Japão nos anos de 1950. Desde então tem ocorrido um grande crescimento na aplicação dos perfis tubulares em estruturas metálicas, com o desenvolvimento de diversas pesquisas referentes a esse assunto em todo o mundo. Os principais resultados das pesquisas foram incorporados às normas internacionais, como o AISC (2010) e o Eurocode 3 (2005), contribuindo ainda mais para difundir a utilização das estruturas metálicas tubulares.

Além das normas internacionais, diversas publicações tratam exclusivamente sobre o tema das estruturas tubulares, demonstrando a sua grande importância no ramo das estruturas metálicas. Dentre essas publicações pode-se citar Packer e Henderson (1997) que possui um maior foco nas ligações das estruturas tubulares e na análise de treliças. Rautaruukki Oyj (1998) e Wardenier et al. (2010) apresentam informações sobre a resistência das seções tubulares, fadiga, resistência das estruturas tubulares em situação de incêndio e fabricação e montagem das estruturas, além de tratar também sobre as ligações. O *Comité International pour le Développement et l'Étude de la Construction Tubulaire* (CIDECT) possui uma série de 9 livros sendo que em cada volume é discutido um assunto relacionado às estruturas tubulares, como ligações em perfis tubulares circulares e retangulares, estabilidade, perfis tubulares em situação de incêndio, colunas mistas, fadiga e fabricação e montagem de estruturas tubulares. Essa série de livros, CIDECT (2009), passou a ser uma norma em 2013, a ISO 14346 (2013).

Dentre os assuntos relacionados às estruturas metálicas tubulares, um que tem recebido grande destaque nas pesquisas ao redor do mundo diz respeito às ligações entre perfis tubulares. Graças aos trabalhos desenvolvidos por diversos pesquisadores nos últimos 60 anos, as normas internacionais passaram a incluir recomendações de dimensionamento de ligações para esses tipos de perfis. Segundo Packer (2000), a produção com fins comerciais de tubos circulares foi iniciada por Stewarts and Lloyds, no Reino Unido em 1952, porém as primeiras recomendações

preliminares para o dimensionamento de ligações entre perfis tubulares circulares de treliças foi apresentado em 1951 por Jamm (1951). Após este trabalho, diversas pesquisas referentes a esse assunto foram realizadas na Europa, Japão e Estados Unidos. O crescimento da indústria petrolífera e as aplicações das estruturas tubulares em plataformas marítimas no Golfo do México estimularam o desenvolvimento de recomendações de cálculo para perfis tubulares circulares e suas ligações nos Estados Unidos. Essas recomendações para as plataformas marítimas influenciaram o desenvolvimento das especificações norte americanas para ligações entre perfis tubulares circulares de estruturas em terra. Um bom exemplo dessa influência é a especificação da *American Welding Society*, a AWS D1.1/D1.1M (2010), cuja primeira edição foi publicada em 1972 (KUROBANE, 2002) e trouxe recomendações para o dimensionamento de ligações tubulares circulares soldadas. Posteriormente, a norma americana AISC (2010) também adotou as mesmas formulações da AWS D1.1/D1.1M (2010).

Paralelamente ao desenvolvimento das ligações tubulares nos Estados Unidos, ocorreram pesquisas importantes também na Europa e Canadá. Segundo Packer e Henderson (1997), após o advento das estruturas metálicas tubulares na Inglaterra, em 1959 (RASMUSSEN, 2003), surgiram estudos teóricos e experimentais sobre ligações soldadas de perfis tubulares quadrados e circulares na Universidade de Sheffield, resultando na elaboração de recomendações de dimensionamento para essas ligações. Essas recomendações foram rapidamente adotadas no Canadá e publicadas por Stelco Inc. (1971) em 1971, no primeiro manual sobre ligações de estruturas metálicas tubulares no mundo (PACKER e HENDERSON, 1997).

Diversas pesquisas referentes ao comportamento e resistência das ligações tubulares foram realizadas nos anos de 1970, sendo que muitas foram coordenadas pelo CIDECT, que foi fundado em 1962 como uma organização internacional dos maiores produtores de perfis tubulares. O objetivo do comitê é atuar em conjunto com indústrias e universidades para desenvolver e pesquisar assuntos relacionados com perfis tubulares, apresentando os resultados obtidos por meio de publicações. Dois dos primeiros trabalhos que tiveram o incentivo do CIDECT foram Eastwood e Wood (1970a) (1970b), que propuseram uma formulação para ligações de perfis tubulares retangulares, sendo pioneiros no cálculo de ligações entre este tipo de perfis.

Os anos de 1980 representaram um período de consolidação das pesquisas referentes aos perfis tubulares. Em 1981 Stelco Inc. publicou a segunda edição de seu manual sobre ligações

tubulares, sendo o primeiro texto em língua inglesa a tratar do dimensionamento de estruturas metálicas tubulares segundo o método dos estados limites. Também nesse mesmo ano, Packer e Haleem (1981) apresentaram um novo conjunto de formulações para ligações soldadas de treliças com perfis tubulares retangulares ou circulares nas diagonais ou montantes e apenas perfis tubulares retangulares nos banzos. Essas formulações foram baseadas em uma grande quantidade de testes de ligações tubulares realizadas na Europa, e apontaram algumas limitações das formulações apresentadas anteriormente por Eastwood e Wood (1970a) (1970b).

Ainda nos anos 80, outras publicações importantes para o tema de estruturas tubulares foram desenvolvidas como o livro de Wardenier (1982), que trata especificamente sobre ligações de estruturas tubulares, e os livros do CIDECT (1984) (1986), que tratam sobre o dimensionamento e construção de estruturas tubulares e sobre ligações soldadas em perfis tubulares, respectivamente. Em 1983 ocorreu o *Canadian Symposium on HSS*, patrocinado pelo CIDECT, *Council of Canada* e *Canadian Steel Construction Council*, com o objetivo de apresentar os resultados nas recentes pesquisas aos engenheiros estruturais e promover o uso dos perfis tubulares no Canadá.

Além do CIDECT, outro grupo que contribuiu muito para o desenvolvimento e disseminação dos conhecimentos sobre as ligações em perfis tubulares foi o *International Institute of Welding* (IIW), constituído por diversas associações de estudos sobre soldas ao redor do mundo. Uma de suas principais contribuições foi produzir recomendações sobre ligações em perfis tubulares no formato de norma, através de sua subcomissão XV-E, sendo publicada em 1981.

Como essas recomendações propostas pelo IIW e as apresentadas por Wardenier (1982), frutos das novas pesquisas sobre o tema de ligações em perfis tubulares, eram mais complexas que as recomendações anteriores, propostas por Stelco Inc, foram desenvolvidos diversos artigos explicativos com o intuito de auxiliar o projeto das ligações tubulares no Canadá. Dentre esses artigos pode-se citar Packer (1983) (1985) (1986) e Packer et al. (1983) (1986).

A segunda edição das recomendações da IIW (1989) foi apresentada em 1989, e serviu de base para o desenvolvimento dos volumes 1 e 3 de uma série de guias publicados pelo CIDECT (2009) a partir de 1991 sobre diversos temas relacionados aos perfis tubulares, incluindo as ligações. As formulações propostas pelo IIW (1989) para as ligações tubulares tornaram-se um consenso internacional, sendo adotadas pelo *European Committee for Standardization* no

Eurocode 3 (2005) para estruturas metálicas em 1992, o qual é amplamente utilizado no continente europeu. Segundo Kurobane (2002), essencialmente as mesmas equações foram usadas nas normas do Canadá (CISC), Japão (AIJ) e Austrália (AISC), que juntamente com o CIDECT (2009) e o Eurocode 3 (2005) formam um grupo internacional que se baseia nas formulações do IIW (1989). A terceira edição do IIW (2009), e também a mais recente, foi disponibilizada em 2009. As principais alterações apresentadas nesta nova edição podem ser encontradas em Zhao et al. (2010), que também apresenta uma tabela informando quais normas seguem o IIW de 1989, como o Eurocode 3 (2005), e quais seguem o IIW de 2009, como as novas edições dos volumes 1 e 3 do CIDECT (2009).

Em contrapartida existe um outro grupo de normas americanas formado por AISC (2010), API RP 2A-WSD (2000) e AWS D1.1/D1.1M (2010) que não se basearam nas formulações do IIW (1989). A elaboração da norma americana AWS D1.1/D1.1M (2010), que traz formulações sobre ligações tubulares, teve a sua primeira edição publicada em 1972 (KUROBANE, 2002). A seguir, a norma americana AISC (2010), específica para ligações de perfis tubulares, adotou as mesmas formulações da AWS D1.1/D1.1M (2010). Esta última norma foi revisada e atualizada constantemente ao longo dos anos, sendo que a partir de 1992 (MARSHALL, 1999) ela passou a contar também com o dimensionamento segundo o método dos estados limites. A versão mais atual desta norma foi lançada em 2010.

Segundo Packer e Henderson (1997), as formulações para as ligações tubulares retangulares e quadradas propostas pela AWS D1.1/D1.1M (2010) em sua versão de 1996, normalmente concordam com as propostas pelo IIW (1989) de 1989, porém o mesmo não ocorre para o caso das ligações tubulares circulares, já que estas foram baseadas nas recomendações para estruturas tubulares de plataformas marítimas norte americanas. Devido a essa diferença entre as formulações das duas normas para as ligações tubulares circulares, Kurobane e Ochi (1997) realizaram uma comparação entre ambas, para o caso de ligações K planas e multiplanares. Essa comparação foi feita utilizando-se as versões da AWS D1.1 de 1996 e da IIW de 1989, concluindo-se que, na comparação com resultados de testes, as formulações da AWS D1.1 apresentaram erros maiores que as formulações da IIW, principalmente para as ligações K multiplanares. Esses erros podem conduzir a dimensionamentos contra a segurança para ligações com banzos robustos e dimensionamentos muito conservadores para ligações com banzos de

paredes finas. Para corrigir essa situação foram propostas algumas alterações nas formulações da AWS D1.1 de 1996.

Uma outra comparação entre critérios de dimensionamento para ligações tubulares circulares foi realizada por Marshall (2004). Foram discutidos quatro critérios de dimensionamento, indicando as diferenças entre as formulações de cada uma delas. Os critérios comparados são os adotados na norma americana de soldas estruturais AWS D1.1/D1.1M (2010), no guia prático para dimensionamento de plataformas API RP 2A-WSD (2000), no CIDECT (2009) e na norma americana para estruturas de aço AISC 360 (2010), sendo que esta última apresenta essencialmente as mesmas formulações do CIDECT (2009), sofrendo algumas alterações com relação aos fatores de segurança. As formulações foram comparadas com a ajuda de planilhas de cálculo, mantendo alguns parâmetros constantes e variando outros. Os resultados não são muito numerosos, já que foram analisados poucos valores para cada parâmetro, porém, os autores concluem que na comparação entre a AWS D1.1 e o CIDECT, não foram encontrados erros significativos contra a segurança. Apesar disso, ainda existem situações que precisam ser estudadas com maior profundidade, como o caso das ligações tubulares circulares do tipo X.

Segundo Kurobane (2002), as diferenças entre as formulações da AWS D1.1/D1.1M (2010) e do IIW (1989) foram diminuindo com o passar dos anos e o lançamento de suas revisões. Atualmente as formulações para ligações tubulares do Eurocode 3 (2005) e da AISC (2010), estão muito semelhantes, diferenciando-se apenas por alguns valores nos coeficientes das formulações. Devido a essa tendência de convergência das formulações de dimensionamento das ligações tubulares das normas de vários países em torno das formulações propostas pelo IIW (1989), a norma brasileira de estruturas tubulares, ABNT NBR 16239 (2013), foi baseada nas formulações do Eurocode 3 (2005) e do CIDECT (2009).

As pesquisas referentes às ligações de perfis tubulares se desenvolveram rapidamente a partir dos anos 1990 devido ao uso cada vez mais difundido das técnicas numéricas e computacionais, surgindo estudos de diversos tipos de ligações tubulares. Uma das técnicas que mais contribuíram para o desenvolvimento das pesquisas de ligações tubulares desde os anos 1980 é o método dos elementos finitos, pois um modelo numérico bem calibrado com resultados experimentais pode simular o comportamento real de uma ligação tubular. Esse modelo pode gerar uma grande base de dados repetindo-se diversas análises numéricas com alterações de algumas variáveis, resultando em um importante estudo paramétrico.

Kurobane (2002) lista alguns tipos de ligações tubulares existentes e cita as principais pesquisas realizadas para cada uma delas durante a década de 1990 e início dos anos 2000. Dentre as ligações citadas estão as ligações tubo-tubo planares do tipo K, T e X submetidas somente a esforços axiais ou submetidas a momentos fletores, assim como as suas correspondentes ligações multiplanares. Também são fornecidas informações sobre pesquisas que levam em consideração a interação entre a falha das ligações tubulares e a falha das treliças. Outros tipos de ligações tubulares também são abordados, como as ligações com chapas soldadas nos tubos, que normalmente utilizam parafusos, e ligações entre perfis I e colunas tubulares circulares e retangulares.

Nos últimos anos foram desenvolvidos diversos trabalhos relacionados às ligações tubulares. Zhao e Tong (2011) apresenta alguns trabalhos recentes sobre procedimentos de cálculo de ligações tubulares soldadas, submetidas a cargas estáticas e de fadiga. Também é apresentada uma tabela indicando alguns pontos que sofreram modificações nas formulações do IIW (1989), identificando os trabalhos que serviram de base para a realização dessas alterações.

Um dos assuntos que sofreram modificações nas formulações diz respeito às ligações tubulares sobrepostas. Os trabalhos de Dexter e Lee (1999a) (1999b) propõem uma nova formulação para esse tipo de ligação, obtida através da realização de um extenso estudo numérico pelo método dos elementos finitos de ligações tubulares do tipo K, com ênfase nas ligações sobrepostas. Wardenier (2007) também apresenta um trabalho sobre a análise das formulações das ligações tubulares circulares sobrepostas, com a realização de análises experimentais.

Também foram adicionadas novas formulações para as ligações tubulares multiplanares, pois trata-se de um assunto cujos estudos são recentes. As pesquisas referentes as ligações mutiplanares tiveram início com uma série de ensaios realizados por Makino et al. (1984) em 1984, e apresentaram um grande desenvolvimento nos anos de 1990. Outras análises experimentais foram realizadas, como no trabalho de Scola et al. (1990), onde foram comparadas ligações do tipo T planas e TT multiplanares. Paul et al. (1994) utilizou o resultado da análise experimental de 58 ligações para propor uma formulação para resistência de ligações multiplanares do tipo KK e TT. Liu e Wardenier (2003) realizaram um trabalho de ligações tubulares multiplanares do tipo KK com perfis quadrados. Recentemente Forti (2010) desenvolveu um estudo paramétrico de ligações tubulares multiplanares com análises numéricas

via método dos elementos finitos, através do software ANSYS v13.0 (2010), propondo uma expressão analítica para a determinação da resistência deste tipo de ligação.

Um tema relacionado às ligações tubulares que foi amplamente estudado recentemente, e continua apresentando um grande número de pesquisas, são as ligações tubo-tubo. Um trabalho recente sobre esse assunto pode ser encontrados em Matos et al. (2010), que analisa a resistência de ligações do tipo T entre perfis tubulares quadrados soldados, verificando a influência de esforços axiais no banzo. São realizadas análises numéricas, com validação via análise experimental, e comparação com as formulações propostas pelo Eurocode 3 (2005). As ligações tubulares do tipo T possuem um grande número de pesquisas atualmente, sendo em sua maioria com perfis quadrados ou retangulares, como os trabalhos de Jian-ping (2011) e Moazed et al. (2012). O primeiro trata de um estudo de ligações do tipo T entre perfis tubulares quadrados com enrijecedores internos, sendo realizada uma análise numérica com o software ANSYS v13.0 (2010). Já o segundo aborda as ligações do tipo T compostas por perfis formados a frio tubulares quadrados, analisando o seu comportamento fora do plano através de uma modelagem pelo método dos elementos finitos. Os perfis tubulares retangulares também estão presentes em pesquisas de outros tipos de ligações, como em Serrano et al. (2011), que realiza análises experimentais e numéricas em ligações do tipo K, e compara os resultados com as formulações do Eurocode 3 (2005). Já com relação aos perfis tubulares circulares, existe uma boa quantidade de pesquisas que utilizam esse tipo de perfil em ligações do tipo X, como no trabalho de Qiu et al. (2011) que realizou um estudo paramétrico para o desenvolvimento de uma formulação que estima a rigidez axial para essas ligações quando as diagonais estão submetidas à tração. Para tanto foram realizadas análises numéricas pelo método dos elementos finitos com o software ANSYS v13.0 (2010), que foram validadas através de análises experimentais.

Diversas pesquisas relacionadas às ligações tubulares submetidas a situação de incêndio têm sido desenvolvidas recentemente, mostrando ser um tema em crescimento dentro do assunto das ligações tubulares. Liu et al. (2010) realizou uma análise experimental em escala real de treliças tubulares planas constituídas por perfis circulares submetidas a situação de incêndio, com o objetivo de verificar o comportamento das treliças nessas condições. Com os ensaios foi possível notar que o modo de falha da treliça ocorreu por flambagem local dos tubos das diagonais. Já He et al. (2013) apresenta um estudo sobre ligações do tipo K entre perfis tubulares circulares submetidas à elevadas temperaturas, com a realização de análises experimentais em

escala real de duas ligações, identificando o modo de falha por plastificação do banzo na região da ligação.

As ligações do tipo T também estão presentes nos estudos de ligações submetidas a situação de incêndio, como no caso dos trabalhos de Xu et al. (2012) e Jin et al. (2012). O primeiro realizou uma pesquisa para prever a capacidade de carga máxima da ligação em situação de incêndio utilizando redes neurais artificiais. Já o segundo realizou análises numéricas e experimentais para estudar o comportamento de ligações tubulares do tipo T após o incêndio. Também foi realizada uma análise paramétrica da ligação para verificar a influência dos parâmetros geométricos na resistência pós fogo. Em ambos os casos foram utilizados tubos circulares.

As ligações tubulares submetidas a cargas de fadiga estão sendo muito pesquisadas atualmente, devido ao grande interesse dos resultados para a aplicação em estruturas de plataformas petrolíferas, que sofrem ações cíclicas devido ao movimento das ondas marítimas. Lee et al. (2011) realizou análises numéricas de ligações tubulares circulares afastadas e sobrepostas, desenvolvendo um estudo paramétrico para comparação das performances desses dois tipos de ligação com relação à fadiga. Foram analisadas apenas ligações planas do tipo K, submetidas a diferentes condições de carregamentos. Ahmadi et al. (2011) estudou outro tipo de ligação tubular plana, a ligação DKT com perfis circulares, que são muito empregadas em estruturas de plataformas. Nesse trabalho foram realizadas análises numéricas pelo método dos elementos finitos, desenvolvendo um estudo paramétrico com a proposta de uma formulação para prever a distribuição do fator de concentração de tensão, que é um parâmetro importante na análise de fadiga. Também é apresentada uma revisão da literatura referente ao assunto abordado no trabalho.

As estruturas metálicas das plataformas marítimas também apresentam uma grande quantidade de ligações tubulares multiplanares. Dessa forma, diversos trabalhos de fadiga nessas ligações estão sendo desenvolvidos recentemente, como por exemplo em Woghiren e Brennan (2009), que estuda a concentração de tensões em ligações tubulares multiplanares enrijecidas do tipo KK com perfis circulares. Foram realizadas análises numéricas com a proposta de formulações para determinação do fator de concentração de tensão. Outro estudo paramétrico com a proposta de formulações para a determinação deste mesmo fator pode ser encontrado em Lotfollahi-Yaghin e Ahmadi (2011), sendo que nesse caso foram analisadas ligações

multiplanares do tipo DKT. Ambos os trabalhos também apresentam uma revisão literária sobre o assunto.

Com a crescente utilização dos computadores para cálculos estruturais, surgiram recentemente diversas pesquisas relacionadas ao desenvolvimento de programas computacionais de dimensionamento de ligações tubulares, visando agilizar e facilitar o cálculo e difundir o uso das estruturas tubulares. Santos (2003) realizou uma pesquisa sobre as ligações de estruturas tubulares planas, desenvolvendo o software "Ligações Tubulares" para dimensionamento de alguns tipos de ligações, como as ligações tubo-tubo e ligações com chapa do tipo K, ligações em flange e ligações de placa de base. Souza (2006) desenvolveu um sistema CAD/CAE para automatizar a geração das geometrias de estruturas tubulares planas, incluindo pranchas de contraventamentos, e realizar o detalhamento das ligações tubulares, utilizando o software "Ligações Tubulares" para o dimensionamento das ligações. O software "Ligações Tubulares" passou por diversos aperfeiçoamentos, encontrando-se atualmente na versão 2.8, atualizada em 2012. Weynand et al. (2010) desenvolveram outro software de dimensionamento de ligações tubulares, denominado "CoP V&M Edition", baseado no Eurocode 3 (2005), sendo possível escolher entre diversos tipos de ligações tubulares. Também foram elaboradas tabelas de dimensionamento para ligações com dimensões padronizadas.

Novas pesquisas relacionadas às ligações tubulares continuam sendo desenvolvidas, visando difundir e facilitar o uso das estruturas metálicas tubulares, como no trabalho de Minchillo (2011), que estudou um modelo diferenciado de ligação para estruturas metálicas tubulares planas com perfis circulares. A ligação consiste em uma chapa de topo soldada ao banzo da treliça, na qual as diagonais com pontas amassadas são ligadas por apenas um parafuso. Foram realizadas análises experimentais para a calibração de um modelo numérico da ligação, com o qual efetuou-se uma análise paramétrica. Com os resultados foi proposta uma formulação para a determinação da resistência da ligação.

Em outro trabalho recente, Sepúlveda (2013) analisou a influência das ligações no comportamento das estruturas tubulares treliçadas. O estudo foi baseado nas formulações de resistência das ligações tubulares presentes na norma brasileira de estruturas tubulares, ABNT NBR 16239 (2013). Ao final do trabalho foram elaboradas algumas tabelas de cálculo para determinar a resistência das ligações e orientar os projetistas na escolha dos melhores perfis para a treliça.

### 1.4.2 Histórico das Ligações de União (Emenda) entre Perfis Tubulares

Este trabalho trata de um tipo específico de ligação tubular, utilizado como uma emenda entre tubos para dar continuidade a uma barra, sendo estudado um modelo inovador de ligação em luva parafusada. No caso de perfis abertos, as ligações de emenda de barras podem ser feitas utilizando-se chapas parafusadas, ou apenas soldando diretamente os perfis que devem ser unidos, conforme a Figura 1.14. O mais comum é a utilização das chapas parafusadas, pois as ligações soldadas necessitam de um controle muito grande na sua execução, e como a emenda normalmente é feita no campo, torna-se difícil garantir a qualidade da solda no local de execução da obra. Além disso, as partes das estruturas que devem ser emendadas em campo podem ser de difícil acesso, contribuindo ainda mais para a redução da qualidade da solda em campo.

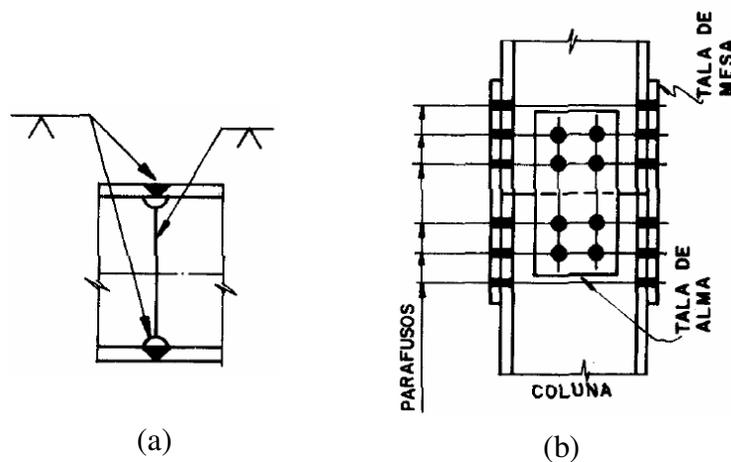


Figura 1.14 - Emendas de perfis abertos: (a) soldada, (b) com chapas parafusadas. Fonte: CBCA (2004)

Já para o caso dos perfis tubulares, também pode-se realizar a emenda de perfis apenas com a utilização de soldas, porém, pelo mesmo motivo já citado, o mais comum é utilizar as ligações em flange, como apresentado na Figura 1.15. Essa ligação pode ser utilizada tanto para perfis tubulares circulares quanto para os retangulares ou quadrados, sendo constituída por uma chapa soldada em cada perfil a ser unido, ligadas por parafusos.



Figura 1.15 - Emendas de perfis tubulares com flange

Os estudos de ligações com flange para perfis tubulares submetidos a tração iniciaram-se com a análise das flanges para perfis circulares. Os primeiros processos de dimensionamento para esse tipo de ligação foram feitos considerando-se a flange como rígida, ou seja, a resistência última da ligação é alcançada antes do escoamento da flange. Um outro processo de dimensionamento consiste em considerar a flange como flexível, levando-se em conta o efeito alavanca devido às forças de contato entre as flanges, onde o mecanismo de falha da ligação envolve o escoamento da flange. O processo da flange flexível é mais complexo, porém permite obter uma ligação mais econômica.

Os estudos referentes ao efeito alavanca tiveram início antes das pesquisas de flanges de perfis tubulares, e seus resultados foram utilizados, por exemplo, no cálculo de ligações tracionadas de seções T, que podem ser identificadas em ligações entre vigas de perfis I conectados à colunas. Como pode ser observado na Figura 1.16, o comportamento dessas ligações de seções T, também denominadas T-stub, é muito semelhante ao comportamento das ligações em flange de perfis tubulares, sobretudo nas flanges de perfis tubulares retangulares, ocorrendo o efeito alavanca em ambos os casos.

Na década de 1970, Rockey e Griffiths (1970), com o incentivo do CIDECT, propuseram algumas regras empíricas para o dimensionamento de flanges de perfis tubulares circulares submetidos à tração, baseados nos resultados de um grande número de análises experimentais (WILLIBALD, 2003). Já em 1981, Stelco Inc., na segunda edição de seu manual de

dimensionamento de ligações de barras tubulares, apresenta um método de determinação da espessura mínima da flange para que ela resista à ação do efeito alavanca (SANTOS, 2003).

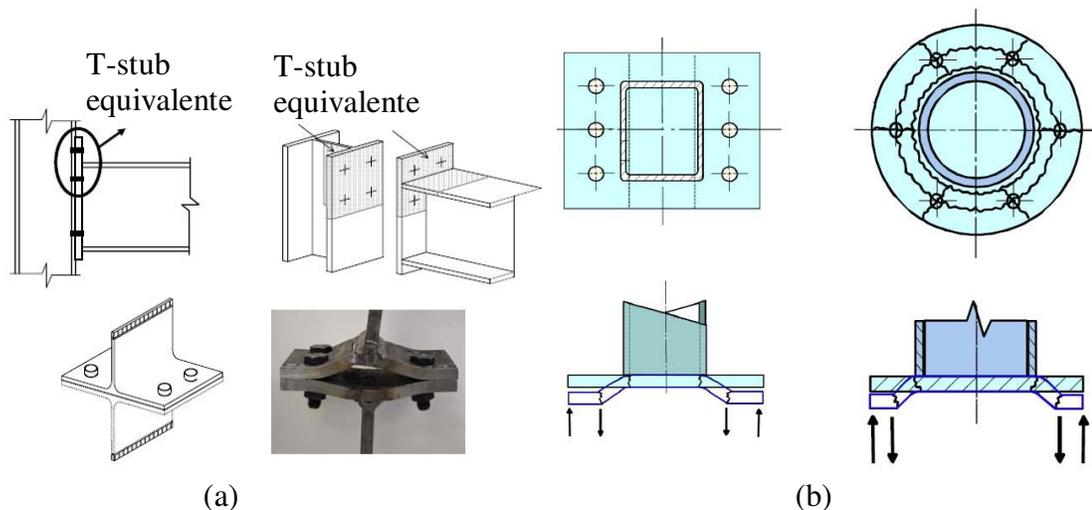


Figura 1.16 - (a) Ligação do tipo T-stub. Adaptado de Coelho et al. (2003), (b) Ligação do tipo flange. Adaptado de Wardenier et al. (2010)

Em 1985 Kato e Hirose (1985) compararam os resultados de análises experimentais realizadas no Reino Unido, pela Universidade de Cardiff e pela *British Steel Corporation*, com análises teóricas desenvolvidas pelos próprios autores. Como resultado foi proposto um procedimento de dimensionamento simplificado para a ligação em flange de perfis tubulares circulares. No mesmo ano, Igarashi et al. (1985) realizou no Japão uma série de análises experimentais para flanges circulares tracionadas, propondo formulações para determinação da espessura da flange e do número de parafusos da ligação. Foram analisadas flanges com e sem reforço.

Baseado no trabalho de Igarashi et al. (1985), foram incluídas recomendações na norma japonesa de estruturas tubulares de aço (AIJ). O volume 1 do CIDECT (2009), que trata de ligações tubulares de perfis circulares, também apresenta as tabelas e formulações propostas pelo trabalho de Igarashi et al. (1985), para flanges sem reforço. Essas formulações também foram adotadas pela norma americana AISC (2010), que trata sobre ligações de estruturas tubulares, tornando esse método de cálculo o procedimento adotado mundialmente para o cálculo de ligações do tipo flange para perfis tubulares circulares.

Em 1997 Cao e Packer (1997) propuseram um novo método de dimensionamento para ligações em flanges circulares. Baseados em estudos teóricos e análises numéricas, os autores criaram diagramas de dimensionamento, compatíveis com a norma americana AISC-LRFD (1994). Enquanto os trabalhos de Igarashi et al. (1985) e Kato e Hirose (1985) foram baseados na análise dos estados limites de escoamento da flange e resistência dos parafusos incluindo o efeito alavanca, as formulações propostas por Cao e Packer (1997) são procedentes de análises elásticas. Embora as expressões complexas fornecidas por Cao e Packer (1997) conduzam a resultados seguros, uma análise realizada pelos estados limites é mais adequada (COUCHAUX et al., 2010). Dessa forma, as formulações propostas por Igarashi et al. (1985) para flanges circulares ainda são as mais utilizadas.

As análises de flanges para perfis tubulares retangulares ou quadrados começaram a ser realizadas na década de 1980. Mang (1980) apresentou um trabalho de análise experimental de flanges circulares e retangulares. Os testes das flanges circulares foram realizados somente à tração, enquanto que para as flanges retangulares foram feitos alguns testes somente com carga de tração, apresentando parafusos nos quatro lados do tubo, e outros com momento fletor, apresentando três tipos distintos de disposição dos parafusos.

Em 1982 Kato e Mukai (1982) realizaram um trabalho para flanges quadradas submetidas à tração, com quatro ou oito parafusos, sempre posicionados nos quatro lados do tubo. Foram realizadas análises experimentais, cujos resultados foram comparados com análises teóricas que incluem o efeito alavanca. Ao final do trabalho foi sugerido um procedimento de cálculo para esse tipo de ligação. Em uma complementação a esse trabalho Kato e Mukai (1985) realizaram análises experimentais para flanges quadradas submetidas à tração com parafusos em apenas dois lados do tubo. Os resultados foram comparados com análises teóricas semelhantes às utilizadas no trabalho para flanges com parafusos nos quatro lados do tubo realizado pelos mesmos autores.

Birkemoe e Packer (1986) propuseram um método de cálculo modificado de ligações de seções T para realizar o dimensionamento de ligações de flange retangulares parafusadas apenas em dois lados do tubo, submetidas à tração. Packer et al. (1989) realizaram uma análise aprofundada sobre esse mesmo tipo de flange, executando uma série de 16 análises experimentais e apresentando modelos analíticos baseados na teoria plástica para o cálculo da ligação.

Com relação às flanges retangulares com parafusos nos quatro lados do tubo, Caravaggio (1988) apresentou um trabalho em 1988 para esse tipo de ligação submetido apenas à tração,

indicando que o modelo de Kato e Mukai (1982) para esse tipo de ligação poderia superestimar a resistência da flange em 25%. Já em 1998 Wheeler et al. (1998) estudaram esse tipo de ligação submetida a momento fletor, propondo um método de determinação da capacidade da flange, calibrado com o resultado de análises experimentais. Willibald et al. (2002) realizaram um trabalho de análise experimental de flanges retangulares com parafusos nos quatro lados do tubo. Os resultados foram comparados com diferentes métodos de dimensionamento existentes, concluindo que o método proposto pela norma americana AISC (2010), versão de 1997, apresentava os melhores resultados.

Também foram realizados diversos trabalhos de análise numérica para as ligações em flange, principalmente nos anos 2000, como o trabalho de Wheeler et al. (2000) onde foram modeladas ligações de flanges retangulares com quatro parafusos submetidas a momento fletor. Willibald (2003) também realizou uma análise numérica pelo método dos elementos finitos para flanges retangulares, porém submetidas apenas à tração.

As pesquisas referentes às ligações em flange de perfis tubulares continuam sendo desenvolvidas atualmente. Yang et al. (2010) realizaram uma comparação entre modelos numéricos lineares e não lineares de flanges circulares submetidas a tração e compressão, concluindo que os modelos lineares aumentam a rigidez da ligação, surgindo tensões menores que as reais. Já os modelos não lineares conseguem simular melhor o comportamento da ligação. Outro trabalho sobre ligações em flanges circulares submetidas apenas a esforços axiais, especificamente à tração, foi desenvolvido por Couchaux et al. (2010), sendo realizada uma análise numérica levando em consideração o contato entre as duas flanges da ligação. Foi proposto um método para a determinação da resistência da ligação, fazendo uma reformulação e ampliação do modelo proposto por Igarashi et al. (1985).

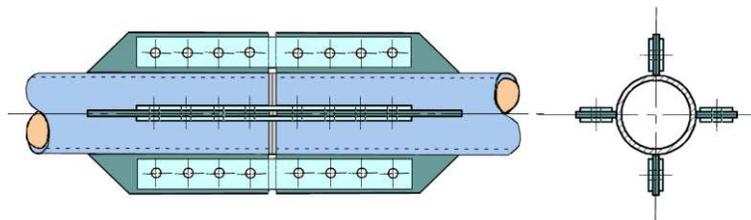
Ligações de flanges para perfis tubulares submetidas a momentos fletores também estão sendo estudadas. Couchaux et al. (2011) apresenta um modelo para a determinação da resistência de flanges circulares submetidas à combinação de momentos fletores e esforços axiais de tração ou compressão. Foi desenvolvido um modelo numérico considerando o comportamento elasto-plástico e o contato entre os elementos da ligação para a realização de um estudo paramétrico, comparando-se os resultados com análises experimentais e numéricas de outros trabalhos. Heinisuo et al. (2012) desenvolveu um estudo para a determinação do momento fletor resistente de flanges retangulares com parafusos nos cantos da chapa. Foram realizadas comparações com

os resultados de outros trabalhos disponíveis na literatura, sendo encontrados três novos mecanismos de colapso que não são abordados no Eurocode 3 (2005). Já Wang et al. (2013) estudou quatro tipos de flanges, com tubos circulares e quadrados, submetidos à momentos fletores. Os modelos numéricos foram validados com análises experimentais, sendo proposto um procedimento prático de dimensionamento para esses tipos de ligações em flange.

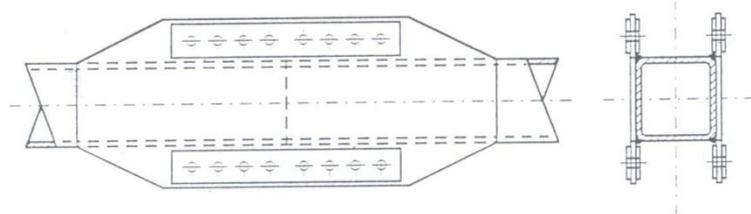
Apesar de as ligações em flange serem o tipo mais comum para realizar emendas de perfis tubulares, existem algumas alternativas ao seu uso, que não são muito utilizadas. Packer e Henderson (1997), Wardenier et al. (2010) e CIDECT (2009) citam algumas dessas alternativas, que são apresentadas na Figura 1.17. Na Figura 1.17(a) são soldadas chapas de topo nos perfis tubulares circulares, sendo conectadas por duas chapas externas por meio de parafusos. A quantidade de chapas de topo soldadas em cada tubo é variável, podendo ser utilizadas quatro, seis ou oito chapas.

Para os perfis tubulares retangulares e quadrados pode ser utilizada uma ligação análoga, conforme a Figura 1.17(b). Nesse caso são soldadas duas chapas nas laterais de cada perfil tubular, sendo cada uma unida por quatro chapas externas parafusadas, duas na parte superior e duas na parte inferior, da mesma forma como é feito no caso dos perfis circulares. Apesar de serem alternativas às flanges, essas ligações trazem problemas estéticos para a estrutura.

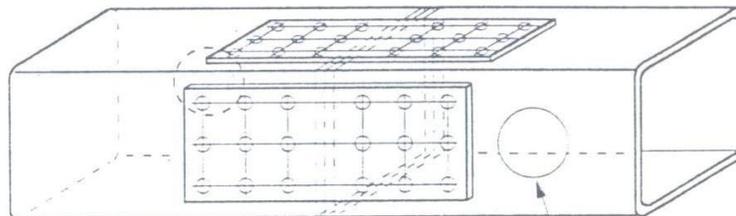
Para garantir uma estética melhor à ligação, as chapas podem ser escondidas, dentro dos tubos. Na Figura 1.17(c) as chapas são parafusadas diretamente nas paredes dos perfis retangulares ou quadrados, em sua parte interna. Esse tipo de ligação pode ser feito em seções de grandes dimensões, sendo necessário fazer um furo na lateral do perfil para ter acesso ao interior do mesmo e permitir a fixação dos parafusos. Esse furo pode ser fechado posteriormente caso haja a necessidade. Também é possível fixar essas chapas internas aos tubos por meio de soldas, conforme a Figura 1.17(d), unindo-as por meio de parafusos. Porém, nesse caso é necessário cortar e retirar uma parte do tubo para permitir a fixação dos parafusos, sendo que essa parte será soldada posteriormente, fechando novamente o perfil.



(a) Emenda de perfis tubulares circulares. Fonte: Wardenier et al. (2010)

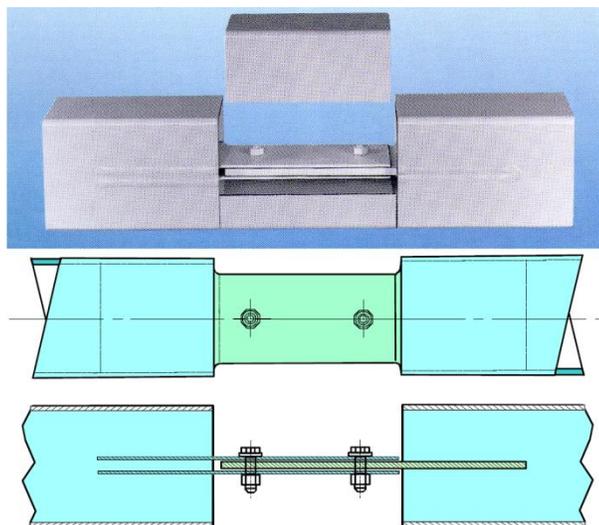


(b) Emenda de perfis tubulares retangulares. Adaptado de Packer e Henderson (1997)



Abertura para acesso

(c) Emenda de perfis tubulares retangulares grandes. Adaptado de Packer e Henderson (1997)



(d) Emenda escondida de perfis tubulares retangulares. Adaptado de Wardenier (2010)

Figura 1.17 - Ligações de emenda de perfis tubulares

Willibald (2003) desenvolveu um estudo que trata sobre ligações de emenda de perfis tubulares retangulares, incluindo análises de dois tipos de conexões: em flange e com chapas internas aos perfis. O modelo das ligações com chapas estudadas encontra-se na Figura 1.18, e é muito semelhante ao apresentado na Figura 1.17(d). Foram realizadas análises experimentais para validação de um modelo numérico para essa conexão. Um estudo analítico foi desenvolvido para determinar uma formulação para o coeficiente de redução da área líquida para as ligações com chapas internas em perfis tubulares, permitindo calcular a resistência da ligação.

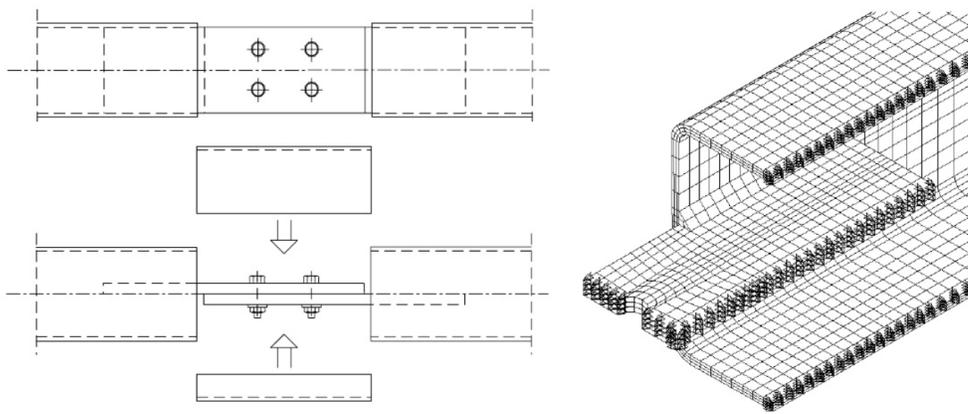


Figura 1.18 - Emenda de perfis com chapas internas. Fonte: Willibald (2003)

Além dos tipos de ligações de emenda de perfis tubulares citados anteriormente, também existem pesquisas referentes a um outro tipo de ligação tubular, semelhante à ligação em luva estudada neste trabalho. Trata-se de uma ligação denominada internacionalmente como *tubular lap joint*, ou seja, uma emenda com sobreposição de tubos, como pode ser observado na Figura 1.19. Apesar da concepção da ligação ser muito semelhante à ligação em luva estudada neste trabalho, a ligação de sobreposição de tubos não é utilizada na construção civil. Seu principal ramo de utilização são as indústrias automotivas, aeroespaciais, marinha, química e de transporte de fluidos, utilizando-se normalmente tubos com materiais distintos do aço, como por exemplo materiais compostos, polímeros e plásticos. Outra diferença com relação à ligação em luva proposta neste trabalho diz respeito ao modo de união dos tubos que não é feito por meio de parafusos, mas sim com a utilização de um material adesivo.

A resistência mecânica de ligações com material adesivo vem sendo estudada nos últimos 50 anos, tendo a aplicação de métodos numéricos, como o método dos elementos finitos, a partir

dos anos 1970 (LABBÉ e DROUET, 2012). Diversas pesquisas recentes tratam deste tipo de ligação, como Hosseinzadeh e Taheri (2009) que desenvolveram análises experimentais para observar a capacidade à torção da ligação composta por tubos de fibra de vidro reforçada com resina epóxi. Também foram realizadas análises numéricas para verificar a influência do comprimento de sobreposição na resistência à torção da ligação.

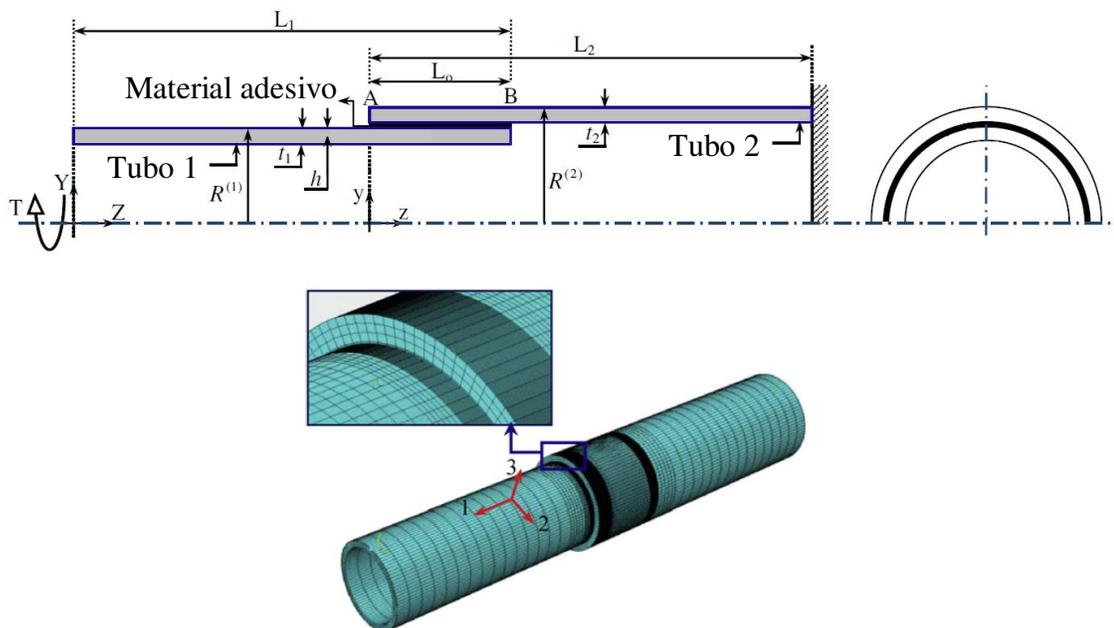


Figura 1.19 - Emenda com sobreposição de tubos usando material aderente. Adaptado de Esmaeel e Taheri (2011)

Das e Pradhan (2010) também realizaram análises numéricas de ligações de emendas de tubos constituídos por materiais compostos, utilizando epóxi como material adesivo de união entre os tubos. Foram verificados os principais modos de falha da ligação, variando-se o comprimento de sobreposição para encontrar qual apresenta a melhor distribuição de tensões. Dragoni e Goglio (2013) fizeram uma avaliação via método dos elementos finitos de cinco modelos teóricos previamente publicados para ligações tubulares com material adesivo submetidas à esforços axiais. Ao final do trabalho foi identificado o modelo que apresenta os melhores resultados.

Outro trabalho referente às ligações com sobreposição de tubos unidos por materiais adesivos foi desenvolvido por Labbé e Drouet (2012), onde a ligação é sujeita apenas a esforços

axiais. Foi realizada uma modelagem numérica e um estudo paramétrico para verificar quais parâmetros geométricos influenciam na distribuição de tensões no material aderente. Posteriormente foi feito um estudo de otimização da ligação, concluindo que as melhores ligações possuem comprimentos de sobreposição grandes, uma fina camada de adesivo e grande diâmetro interno dos tubos. Neste trabalho também é apresentada uma revisão das principais pesquisas relacionadas ao assunto. Outra revisão mais ampla sobre essas ligações pode ser encontrada em Parashar e Mertiny (2012), onde também são discutidas algumas variações de emendas de tubos constituídos por polímeros reforçados por fibras, unidos por materiais adesivos.

### **1.4.3 Trabalhos Sobre Ligações em Luva Parafusada**

Como as ligações de sobreposição de tubos com material adesivo apresentadas na Figura 1.19 não são utilizadas no ramo da construção civil, não existem outras pesquisas referentes a uma ligação em luva, semelhante a estudada neste trabalho, que tenha aplicação na área de estruturas metálicas. Os únicos trabalhos que abordam esse tipo de ligação são os desenvolvidos pelo autor desta tese em conjunto com seu orientador e o grupo de pesquisa da Faculdade de Engenharia Civil, Arquitetura e Urbanismo da Unicamp e da Vallourec Tubos do Brasil S.A., além dos trabalhos desenvolvidos no Departamento de Engenharia Civil da Escola de Minas da Universidade Federal de Ouro Preto, que também faz parte do mesmo grupo de pesquisa.

Em Vieira et al. (2010), pode-se encontrar os resultados do primeiro trabalho desenvolvido com a aplicação das ligações em luva parafusada. Foram realizadas duas análises experimentais de treliças tubulares multiplanares com 30,0 metros de vão e 2,0 metros de altura, utilizando modelos de ligações tubulares inovadoras, sendo uma delas a ligação em luva parafusada e a outra uma ligação que utiliza apenas um parafuso para fazer a conexão entre o banzo e as diagonais com pontas amassadas, conforme a Figura 1.20. O objetivo principal do trabalho foi propor novas alternativas de conexões entre perfis tubulares, mais rápidas e fáceis de fabricar, e avaliar o comportamento de uma estrutura real utilizando essas ligações. Os resultados demonstraram o bom comportamento da treliça, permitindo concluir que as ligações propostas são viáveis, sendo o passo inicial para o desenvolvimento de toda a pesquisa apresentada nesta tese.



(a) Treliça tubular multiplanar ensaiada



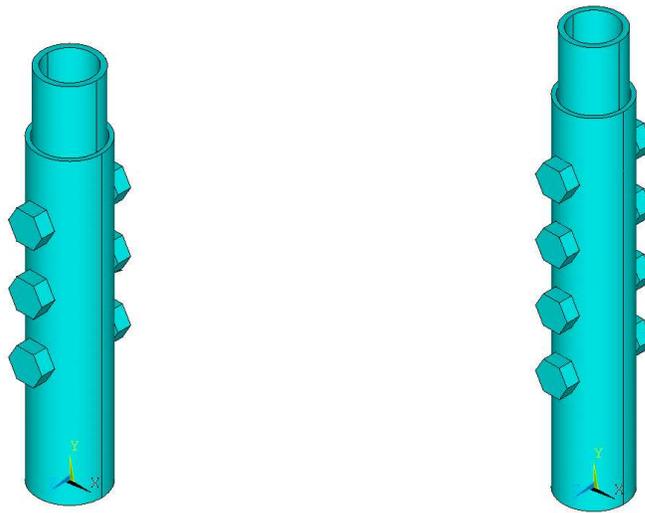
(b) Ligação em luva parafusada



(c) Ligação entre banzo e diagonais

Figura 1.20 - Treliça tubular multiplanar com ligações inovadoras

Com a confirmação da viabilidade da utilização da ligação, Vieira et al. (2011) realizaram análises numéricas via método dos elementos finitos de duas ligações tubulares circulares em luvas parafusadas, uma com três e outra com quatro parafusos, submetidas à tração, conforme a Figura 1.21. Os resultados apresentados contribuíram para o desenvolvimento desta tese e para o planejamento de análises experimentais das ligações em luva parafusada. Também foi identificado o modo de falha por ruptura da seção líquida do tubo, sendo encontrados os valores do coeficiente de redução da área líquida para essas duas ligações. Os resultados finais permitiram concluir que o cálculo desse coeficiente, denominado pela ABNT NBR 8800 (2008) como  $C_t$ , é fundamental na determinação da resistência à tração da ligação em luva parafusada.



(a) Ligação com três parafusos

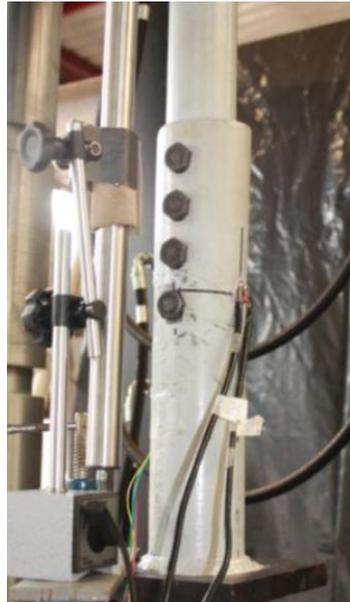
(b) Ligação com quatro parafusos

Figura 1.21 - Modelos numéricos de ligações em luva parafusada. Fonte: Vieira et al. (2011)

Dois trabalhos foram desenvolvidos com a realização de análises experimentais das ligações em luva parafusada. No primeiro deles, Silva (2012) apresentou os resultados dos ensaios de dez modelos diferentes de ligações submetidas à tração, variando parâmetros como diâmetro e espessura dos tubos, quantidade de parafusos e propriedades dos aços. Em todos os modelos os parafusos estão alinhados, conforme a Figura 1.22(a). Foi possível identificar alguns modos de falha, dentre eles um estado limite adicional de flexão no parafuso, sendo proposta uma metodologia de cálculo para esse estado limite. Os resultados dessas análises experimentais foram empregados tanto no trabalho de Silva (2012), quanto na calibração do modelo numérico utilizado para desenvolver esta tese.

Recentemente, em outro trabalho de análise experimental de ligações em luva parafusada, Amparo (2014) realizou o ensaio de 15 modelos de ligações, sendo 3 com parafusos dispostos em linha e 12 com parafusos cruzados a  $90^\circ$ , conforme a Figura 1.22(b). Com os resultados foi possível identificar os mecanismos de colapso, dentre eles o modo de falha por flexão do parafuso. Foram propostas duas novas formulações para a determinação da capacidade resistente da ligação segundo esse modo de falha, uma para as ligações com parafusos alinhados, fazendo uma adequação à formulação proposta por Silva (2012), e outra para as ligações com parafusos cruzados. Em ambos os trabalhos de análises experimentais das ligações em luva, foi identificado

o modo de falha por ruptura da seção líquida do tubo, destacando a necessidade do desenvolvimento de uma metodologia para determinar o coeficiente de redução da área líquida,  $C_t$ , permitindo prever a capacidade resistente da ligação.



(a) Parafusos alinhados

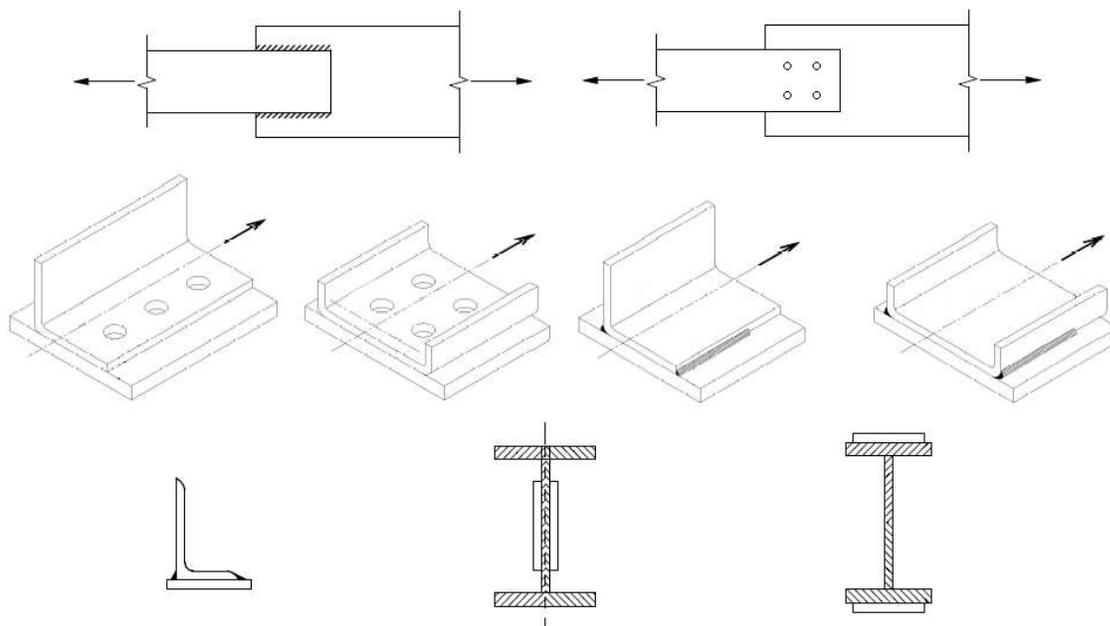


(b) Parafusos cruzados

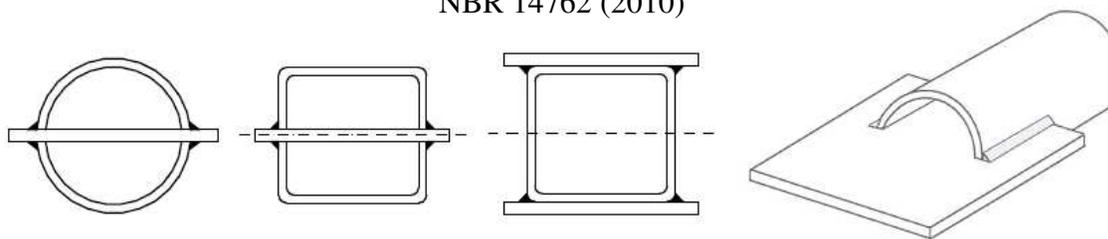
Figura 1.22 - Análises experimentais das ligações em luva parafusada

#### 1.4.4 Trabalhos de Análise de $C_t$

Como a ligação tubular em luva parafusada estudada neste trabalho está submetida a tração, para encontrar a sua resistência é necessário determinar o valor do coeficiente de redução da área líquida,  $C_t$ , dos tubos envolvidos na ligação. Como trata-se de um tipo novo de ligação, não existem formulações para determinar este coeficiente, tanto na literatura nacional quanto na internacional. As pesquisas e normas nacionais e internacionais apresentam expressões de cálculo do coeficiente  $C_t$  para ligações soldadas e parafusadas de chapas ou perfis abertos, e para ligações de perfis tubulares soldados às chapas que atravessam ou faceiam o tubo, como apresentados na Figura 1.23.



(a) Ligações de perfis abertos e chapas. Adaptado de ABNT NBR 8800 (2008) e ABNT NBR 14762 (2010)



(b) Ligações de perfis tubulares. Adaptado de ABNT NBR 8800 (2008) e Cheng e Kulak (2000)

Figura 1.23 - Ligações que possuem formulação para o cálculo do  $C_t$

O efeito de concentração de tensão em ligações tracionadas, provocada pelo desvio das tensões das partes não conectadas da barra em direção aos meios de transferência de esforço, como soldas e parafusos, vem sendo estudado há diversos anos. Uma representação dessa concentração de tensões em uma cantoneira pode ser observada na Figura 1.24(a). Em 1963 Chesson e Munse (1963) realizaram análises experimentais de perfis rebitados e parafusados submetidos à tração, além de apresentar uma revisão de análises experimentais realizadas por outros pesquisadores. Com os resultados das amostras que apresentaram ruptura da área líquida foram definidas as eficiências dos ensaios, em porcentagem, dividindo-se a carga última do ensaio pelo produto entre a tensão do material e a área bruta da amostra. No mesmo ano Munse e Chesson (1963) combinaram os resultados de pesquisas anteriores com suas próprias observações

para desenvolver uma expressão empírica para determinar a eficiência dos modelos. Uma simplificação desses resultados foi adotada pela norma americana AISC-LRFD (1994) em 1978, na sua versão de tensões admissíveis, para definir o coeficiente de redução da área líquida de elementos parafusados submetidos à tração. Posteriormente, esse coeficiente também passou a ser adotado tanto para elementos parafusados, quanto soldados, submetidos à tração, nas versões de 1986, referente aos estados limites, e de 1989, referente às tensões admissíveis.

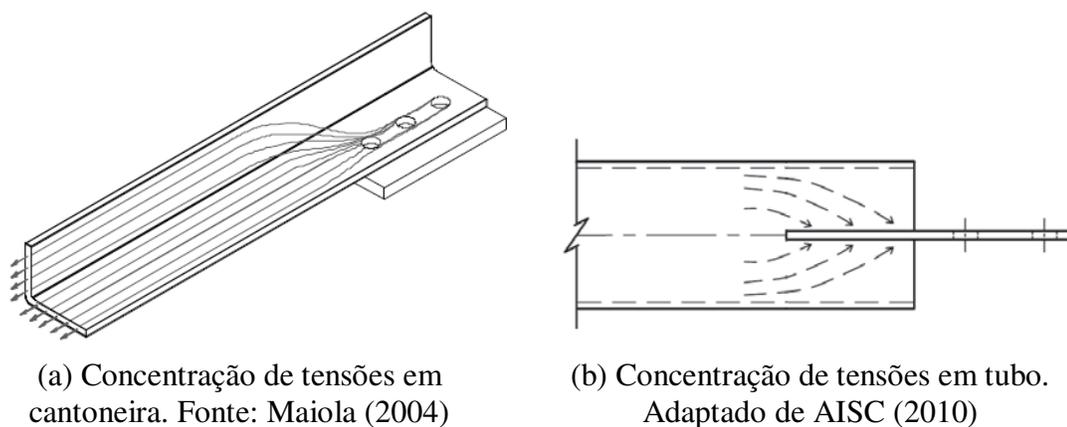


Figura 1.24 - Efeito da concentração de tensões

Em 1993 Easterling e Giroux (1993) realizaram uma revisão das pesquisas desenvolvidas sobre a determinação desse coeficiente, apresentando os resultados de 27 análises numéricas de elementos soldados submetidos à tração. Baseados nesses resultados, foram propostas algumas modificações nas especificações da norma americana AISC-LRFD (1994) vigente naquela época. Outros trabalhos propuseram alterações nos procedimentos das normas americana e canadense, como Kirkham e Miller (2000) que concluíram que as abordagens das normas existentes até o ano 2000 eram conservadoras, exigindo maiores pesquisas (MARTINEZ-SAUCEDO et al., 2006).

Com relação à análise da ruptura da seção líquida nas ligações tubulares, não existem estudos referentes à ligações de perfis tubulares parafusados como a da ligação estudada neste trabalho. A ligação que mais se aproxima desta é a composta por uma chapa soldada atravessando o tubo, como apresentada na Figura 1.23(b). Uma representação da concentração de tensões para essa ligação pode ser observada na Figura 1.24(b). As pesquisas que tratam

especificamente sobre a ruptura da seção líquida nessas ligações tubulares com chapas concêntricas começaram a se desenvolver no início dos anos 1990 com um estudo experimental desse tipo de ligação com perfis tubulares circulares, retangulares e quadrados, desenvolvido pela *British Steel* (MARTINEZ-SAUCEDO et al., 2006). Em 1996, Cheng et al. (1996) realizaram uma série de nove análises experimentais de ligações de chapas soldadas em perfis tubulares circulares. Também foram realizadas análises numéricas, e os resultados de ambos demonstraram a existência de concentração de tensões na ligação. Comparando esses estudos com as normas canadense e americana vigentes na época, concluiu-se que nenhuma das duas podia representar o comportamento das ligações de perfis tubulares circulares com chapas concêntricas. Segundo Cheng e Kulak (2000) o efeito de concentração de tensões para essas ligações com perfis circulares não é crítico quando o comprimento da ligação é maior que 1,3 vezes o diâmetro do tubo. Essa conclusão foi obtida através da realização de análises experimentais e numéricas no ano 2000.

Korol et al. (1994) desenvolveram um estudo para ligações de perfis tubulares retangulares e quadrados com chapas concêntricas. Através dos resultados de análises experimentais, os autores concluíram que a ligação não é afetada pelo fenômeno da concentração de tensões quando o comprimento da ligação é maior ou igual à distância entre as soldas paralelas. Nesse caso a resistência da ligação é igual à resistência do perfil submetido à tração. Além disso, para comprimentos inferiores a 0,6 vezes a distância entre soldas, a ruptura por rasgamento torna-se crítica. Portanto, o fenômeno da concentração de tensões, que causa a ruptura da seção líquida, só é crítico para comprimentos de solda entre esses dois valores. Baseado nesses resultados, Korol (1996) propôs uma pequena alteração nas normas vigentes na época para o cálculo do coeficiente de redução da área líquida.

Em 2004 Willibald et al. (2004) fornecem um resumo das principais recomendações de cálculo do coeficiente de redução da área líquida para perfis tubulares circulares indicados em pesquisas e normas vigentes na época, apontando as diferenças nas formulações de cada uma. Foram apresentados os métodos de cálculos das normas americana, japonesa e canadense, além dos procedimentos propostos por Packer e Henderson (1997) e Korol (1996). Também foram realizadas análises experimentais de seis ligações e análises numéricas via método dos elementos finitos. As formulações propostas pelas normas e pesquisas foram utilizadas para comparação

com os resultados experimentais, sendo que todos os métodos de dimensionamento demonstraram ser conservadores, indicando a necessidade de novos estudos.

Martinez-Saucedo et al. (2006) também realizaram, em 2006, uma revisão das formulações de cálculo do coeficiente de redução da área líquida das normas americana e canadense, incluindo também o procedimento proposto por Packer e Henderson (1997). Também foram revisadas as expressões para o cálculo do colapso por rasgamento das normas americana, canadense e do Eurocode 3 (2005). O trabalho pesquisou apenas ligações de perfis tubulares circulares com chapas concêntricas soldadas, realizando análises experimentais para validação de modelos numéricos. Foram analisados três modelos diferentes de fabricação da ligação que podem ser observadas na Figura 1.25. Uma análise paramétrica via método dos elementos finitos indicou que o comprimento da ligação é o fator de maior interferência na capacidade da ligação, sendo que a excentricidade também apresenta um papel importante na resistência da mesma. Já o detalhe de fabricação da ligação apresenta uma influência menor na capacidade à tração da ligação, embora afete o seu comportamento global. As análises numéricas demonstraram uma transição gradual entre o colapso por rasgamento e por ruptura da seção líquida, cujo ponto de transição dependem de fatores como o tipo de ligação, o comprimento de solda, a relação entre o diâmetro e a espessura do tubo e a excentricidade da ligação. Os autores concluem que é necessário o desenvolvimento de um método de cálculo que leve em consideração os dois modos de falha em conjunto.

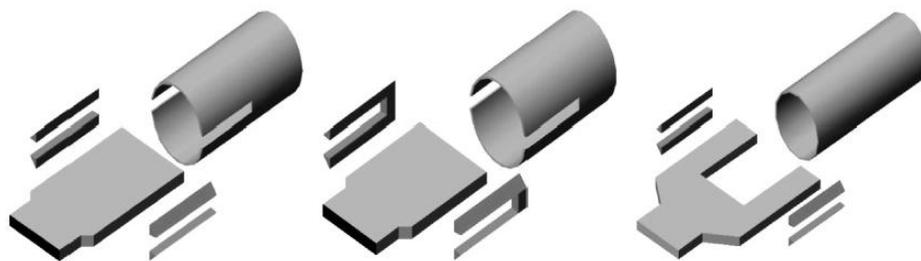


Figura 1.25 - Modelos de fabricação da ligação de perfis tubulares circulares com chapa concêntrica. Fonte: Martinez-Saucedo et al. (2006)

Willibald et al. (2006) apresentaram uma revisão das pesquisas referentes a ligações de perfis tubulares com chapas concêntricas soldadas. Também foram realizadas comparações entre as formulações de normas e procedimentos de cálculos, além da realização de análises

experimentais de ligações com perfis tubulares circulares e elípticos. Ling et al. (2007) pesquisaram as formulações apresentadas nas normas americana, canadense e australiana para ligações tubulares circulares e retangulares com chapas concêntricas. Foram realizadas análises experimentais dessas ligações para tubos com aço de alta resistência, comparando-se os resultados com as formulações apresentadas nas normas, concluindo que as mesmas não são adequadas. Foram propostas modificações nas formulações para atender as ligações tanto com perfis tubulares de aço de alta resistência quanto com perfis tubulares de aço estrutural. As modificações propostas incluem uma alteração no cálculo da excentricidade da ligação, utilizar como tensão de ruptura o menor valor entre a tensão de ruptura do tubo e da solda além da introdução de um coeficiente de resistência igual a 0,7.

Em 2009, Martinez-Saucedo e Packer (2009) também propuseram modificações para o cálculo da resistência de ligações de perfis tubulares circulares com chapas concêntricas, apresentando duas novas formulações, uma para o estado limite de ruptura da seção líquida e outra para o estado limite de colapso por rasgamento. A formulação para o cálculo de colapso por rasgamento foi obtida por Driver et al. (2006) em uma pesquisa específica sobre esse tipo de modo de falha. Já a formulação para o estado limite de ruptura da seção líquida foi obtida por uma análise de regressão não linear, baseado nos resultados das análises numéricas de Martinez-Saucedo et al. (2006). Esta formulação para a determinação do coeficiente de redução da área líquida está presente na norma brasileira de perfis tubulares, ABNT NBR 16239 (2013), que já está em vigor. Zhao et al. (2009) realizaram uma análise paramétrica via método dos elementos finitos para ligações de perfis tubulares retangulares e quadrados com chapas concêntricas submetidas à tração. A validação foi feita utilizando-se resultados experimentais de trabalhos publicados por outros autores. Ao final do trabalho foram propostas novas formulações para a determinação do coeficiente de redução da área líquida para ligações de perfis tubulares retangulares e quadrados.

O Eurocode 3 (2005) trata a questão da redução da área líquida através da utilização de fatores de redução  $\beta_2$  e  $\beta_3$ , para dois ou três ou mais parafusos em linha, respectivamente. Os valores desses fatores são tabelados em função do espaçamento entre os furos. Para situações com apenas um parafuso, a área líquida efetiva utilizada corresponde apenas à área compreendida entre o furo e a borda da seção transversal. Esses fatores de redução são equivalentes ao coeficiente de redução da área líquida,  $C_t$ , empregado na norma brasileira. Porém, o Eurocode 3

(2005) especifica que esses fatores devem ser utilizados para a avaliação de barras tracionadas com seções transversais assimétricas, ou simétricas conectadas de maneira assimétrica, como cantoneiras conectadas por apenas uma aba. Como estas situações não se enquadram no tipo de ligação estudada nesta tese, o procedimento proposto pelo Eurocode 3 (2005) não será avaliado neste trabalho.



## **2 METODOLOGIA**

A metodologia deste trabalho é dividida nas seguintes etapas:

- Pesquisa bibliográfica sobre o assunto estudado;
- Obtenção de resultados de análises experimentais de ligações tubulares em luva parafusada;
- Desenvolvimento de um modelo numérico para analisar o comportamento da ligação estudada;
- Validação do modelo numérico com os resultados obtidos pelas análises experimentais;
- Análise paramétrica com a utilização do modelo numérico validado, variando os seguintes parâmetros: diâmetros e espessuras dos tubos, diâmetros dos parafusos, número de parafusos e espaçamento entre furos. Esse procedimento permitiu a identificação dos modos de falha da ligação, com o desenvolvimento de um estudo que possibilite determinar o coeficiente de redução da área líquida,  $C_r$ , da ligação;
- Proposta de um procedimento para a obtenção da resistência das ligações tubulares em luva parafusada.

### **2.1 PESQUISA BIBLIOGRÁFICA**

Primeiramente foi realizada uma pesquisa bibliográfica sobre o tema de ligações em estruturas metálicas tubulares, visando conhecer os tipos de ligações mais utilizados para esse tipo de estrutura e verificar se existem pesquisas referentes às ligações tubulares em luva parafusada. Também foram pesquisados trabalhos sobre análises experimentais e numéricas de ligações de estruturas metálicas, tubulares ou não, buscando entender mais sobre a execução de ensaios e a modelagem numérica de ligações de estruturas metálicas, observando se os tipos de elementos utilizados nos modelos numéricos podem ser utilizados também neste trabalho.

Foram analisadas diversas pesquisas referentes à modelagem numérica de ligações tubulares para tentar encontrar alguma similaridade com a ligação estudada neste trabalho, permitindo adquirir conhecimentos que possam ser aproveitados nesta pesquisa. Também foi dada atenção às pesquisas de validação de modelos numéricos com experimentais, e de

parametrização de resultados numéricos, já que neste trabalho ambas foram realizadas. Estas informações foram apresentadas no capítulo 1.

## **2.2 ANÁLISE EXPERIMENTAL**

Foram ensaiados diversos protótipos de ligações tubulares em luva parafusada, submetidas à tração, variando-se parâmetros como diâmetros e espessuras dos tubos e quantidade de parafusos. Os resultados das análises experimentais foram utilizados nesta tese e também no trabalho de Silva (2012). As análises experimentais permitiram avaliar o comportamento real da ligação e identificar alguns modos de falha importantes.

## **2.3 MODELO NUMÉRICO**

Foi desenvolvido um modelo numérico para reproduzir a ligação tubular em luva parafusada, levando em consideração o contato entre os tubos e os parafusos, com a utilização do programa comercial de elementos finitos ANSYS v13.0 (2010). Foram analisados quais os melhores elementos a serem utilizados para alcançar o objetivo proposto por este trabalho. Também foi avaliada a possibilidade de adotar algumas simplificações no modelo numérico que permitam obter resultados confiáveis de forma rápida. Como foi realizada uma análise paramétrica, a obtenção de um modelo que rode rapidamente é muito importante. Para esse mesmo objetivo, também foi realizado um estudo de densidade de malha do modelo numérico.

## **2.4 VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO COM O EXPERIMENTAL**

O modelo numérico desenvolvido foi validado com os resultados das análises experimentais. Para tanto, todos os protótipos ensaiados foram reproduzidos numericamente, respeitando todas as suas dimensões. As propriedades dos aços empregados nos modelos experimentais, obtidas através da caracterização dos mesmos, foram utilizadas nos modelos numéricos, para garantir maior fidelidade aos resultados. Os resultados demonstraram que o modelo numérico consegue reproduzir bem o comportamento real da ligação tubular em luva parafusada, apresentado deslocamentos e deformações e configurações deformadas muito

próximas das obtidas na análise experimental. Além disso, também foi possível identificar os mesmos modos de falha observados nos ensaios.

## **2.5 ANÁLISE PARAMÉTRICA**

Com o modelo numérico validado, foi realizada uma análise paramétrica, com a variação de alguns parâmetros da ligação, utilizando o programa ANSYS v13.0 (2010). Esse procedimento permitiu obter uma grande quantidade de resultados de maneira muito mais rápida e econômica do que o desenvolvimento da mesma quantidade de análises experimentais. Com esses resultados foi possível avaliar quais os principais modos de falha da ligação tubular em luva parafusada, observando quais parâmetros mais interferem nesses modos de falha. Também foi possível determinar a resistência dos modelos numéricos e encontrar o coeficiente de redução da área líquida de cada um deles.

## **2.6 PROPOSTA DE PROCEDIMENTO DE DETERMINAÇÃO DA RESISTÊNCIA DA LIGAÇÃO**

Como não existe nenhuma formulação para a determinação do coeficiente de redução da área líquida,  $C_t$ , nas ligações tubulares em luva parafusada, a possibilidade da obtenção desse através dos modelos numéricos permitiu a realização de uma regressão não linear dos resultados obtidos, com a finalidade de determinar uma formulação para o cálculo deste coeficiente. Com isso, foi possível propor um procedimento de determinação da resistência da ligação tubular em luva parafusada, através de algumas adaptações ao procedimento de dimensionamento existente para barras tracionadas conectadas por parafusos.



### **3 LIGAÇÃO TUBULAR EM LUVA PARAFUSADA**

A ligação estudada neste trabalho foi idealizada como uma alternativa às ligações em flange, comumente utilizadas em emendas de perfis tubulares circulares. Ela é composta por dois elementos básicos: tubos, sendo dois externos e um interno, e parafusos, conforme já apresentado nas Figuras 1.2 e 1.3. O dimensionamento deste tipo de ligação submetido à tração consiste em determinar a resistência de seus dois elementos básicos, os tubos e os parafusos, comparando com os valores dos esforços solicitantes.

Como não existe nenhum procedimento de dimensionamento para esse tipo de ligação nas normas e trabalhos nacionais e internacionais, a opção existente para determinar a resistência deste tipo de ligação é fazer uma adaptação dos procedimentos das normas existentes. O problema principal da determinação da resistência da ligação está em como fazer essa adaptação.

É apresentado a seguir o procedimento que pode ser adotado para o dimensionamento de cada um dos elementos da ligação, tubos e parafusos, segundo a norma brasileira ABNT NBR 8800 (2008), destacando-se o ponto onde se encontra maior dificuldade de adaptar o procedimento da norma à ligação tubular em luva parafusada. Ao final deste trabalho é proposta uma maneira de adaptação dos procedimentos apresentados neste capítulo, visando reduzir a dificuldade encontrada no dimensionamento da ligação.

#### **3.1 PROCEDIMENTO DE DIMENSIONAMENTO**

Conforme os procedimentos já consagrados de dimensionamento de barras tracionadas, para a determinação da resistência da ligação em luva parafusada, devem ser verificados basicamente quatro estados limites últimos. Com relação à resistência dos parafusos, como na ligação estudada os tubos estão submetidos à tração, os parafusos estão sujeitos a sofrer cisalhamento, devendo-se determinar a sua resistência para esse estado limite último. Também deve ser verificada a pressão de contato nos furos, que leva em conta o esmagamento das bordas dos furos devido ao contato entre os parafusos e os furos, também considerando-se o rasgamento entre os furos e entre um furo e a borda. Os parafusos também sofrem flexão, conforme observado nos trabalhos de Silva (2012) e Amparo (2014), onde foram propostas formulações para a verificação desse estado limite. Para determinar a força axial de tração resistente de

cálculo para os tubos da ligação, devem ser feitas mais duas verificações, uma com relação ao escoamento da seção bruta e outra com relação a ruptura da seção líquida. Uma outra verificação existente nos procedimentos de dimensionamento de barras tracionadas diz respeito ao colapso por rasgamento. Entretanto, devido ao fato do perfil tubular não ser aberto, e devido à disposição dos parafusos em linha, esse estado limite não ocorre nas ligações tubulares em luva parafusada, com parafusos alinhados, dispensando-se assim a sua verificação.

Os procedimentos apresentados pela ABNT NBR 8800 (2008) para realizar essas verificações são descritos a seguir. Destaca-se também que os valores indicados na ABNT NBR 8800 (2008) para o espaçamento máximo e mínimo entre furos e entre furo e borda devem ser respeitados.

- **Cisalhamento do parafuso:**

A força de cisalhamento resistente de cálculo de um parafuso por plano de corte é dada por:

a) para parafusos de alta resistência, quando o plano de corte passa pela rosca e para parafusos comuns em qualquer situação:

$$F_{v,Rd} = \frac{0,4 \cdot A_b \cdot f_{ub}}{\gamma_{a2}} \quad (3.1)$$

b) para parafusos de alta resistência, quando o plano de corte não passa pela rosca:

$$F_{v,Rd} = \frac{0,5 \cdot A_b \cdot f_{ub}}{\gamma_{a2}} \quad (3.2)$$

Onde:

$$A_b = 0,25 \cdot \pi \cdot d_b^2;$$

$d_b$ : diâmetro do parafuso;

$f_{ub}$ : tensão de ruptura do aço do parafuso;

$$\gamma_{a2} = 1,35.$$

Como nos parafusos da ligação em luva estudada existem dois planos de corte, o valor da força de cisalhamento resistente de cálculo obtida por uma das duas formulações apresentadas acima deve ser multiplicada por dois, para obter a força resistente de um parafuso. Normalmente utilizam-se parafusos de alta resistência para a confecção de ligações em estruturas metálicas. Dependendo da situação da ligação, pode ser que um dos planos de corte passe pela rosca e o outro não. Portanto, a favor da segurança, pode-se adotar a equação (3.1) para a determinação da resistência ao cisalhamento dos parafusos para as ligações tubulares em luva parafusada, sem a necessidade de fazer nenhuma adaptação.

- **Pressão de contato na parede de furos:**

Na ligação estudada serão utilizados furos-padrão, ou seja, sem alargamento ou alongamento em qualquer direção. Nesse caso, a força resistente de cálculo à pressão de contato na parede de um furo, já levando em conta o rasgamento entre dois furos consecutivos ou entre um furo extremo e a borda, é dada por:

a) quando a deformação no furo para forças de serviço for uma limitação de projeto:

$$F_{c,Rd} = \frac{1,2 \cdot l_f \cdot t \cdot f_u}{\gamma_{a2}} \leq \frac{2,4 \cdot d_b \cdot t \cdot f_u}{\gamma_{a2}} \quad (3.3)$$

b) quando a deformação no furo para forças de serviço não for uma limitação de projeto:

$$F_{c,Rd} = \frac{1,5 \cdot l_f \cdot t \cdot f_u}{\gamma_{a2}} \leq \frac{3,0 \cdot d_b \cdot t \cdot f_u}{\gamma_{a2}} \quad (3.4)$$

Onde:

$l_f$ : distância, na direção da força, entre a borda do furo e a borda do furo adjacente ou a borda livre;

$t$ : espessura da parte ligada;

$f_u$ : tensão de ruptura do aço da parede do furo.

Para evitar deslocamentos excessivos da estrutura que estará utilizando a ligação em luva parafusada, será adotado que a deformação no furo para forças de serviço é uma limitação de projeto. Portanto, a equação (3.3) pode ser utilizada para fazer essa verificação. Como os parafusos estão sujeitos à corte duplo, resultando em duas áreas de contato entre parafuso e tubo, novamente deve-se multiplicar os valores das equações acima por dois para obter a resistência à pressão de contato nos furos.

- **Tubos submetidos à força axial de tração:**

A força axial de tração resistente de cálculo de uma barra tracionada é o menor dos valores obtidos considerando-se os estados limites últimos de escoamento da seção bruta e ruptura da seção líquida:

a) para escoamento da seção bruta:

$$N_{t,Rd} = \frac{A_g \cdot f_y}{\gamma_{a1}} \quad (3.5)$$

b) para ruptura da seção líquida:

$$N_{t,Rd} = \frac{A_e \cdot f_u}{\gamma_{a2}} \quad (3.6)$$

Onde:

$A_g$ : área bruta da seção transversal da barra;

$A_e$ : área líquida efetiva da seção transversal da barra;

$f_y$ : tensão de escoamento do aço;

$f_u$ : tensão de ruptura do aço;

$\gamma_{a1} = 1,10$ ;

$\gamma_{a2} = 1,35$ .

A área líquida efetiva é dada por:

$$A_e = C_t \cdot A_n \quad (3.7)$$

Onde:

$C_t$ : coeficiente de redução da área líquida;

$A_n$ : área líquida da barra, obtida descontando-se a área dos furos.

Neste ponto encontra-se a maior dificuldade para determinar a resistência da ligação tubular em luva parafusada, já que não existe uma formulação para a determinação do coeficiente de redução da área líquida,  $C_t$ , para este tipo de ligação. A situação que mais se aproxima da ligação tubular em luva parafusada, e que possui uma formulação para o cálculo do  $C_t$ , é a das barras com seções tubulares circulares que transmitem a força de tração por meio de uma chapa de ligação concêntrica soldada ao tubo, conforme a Figura 3.1. Segundo a ABNT NBR 8800 (2008), o valor do coeficiente de redução da área líquida para essa situação é dada por:

a) se o comprimento da ligação,  $l_c$ , for superior ou igual a 1,30 do diâmetro externo da barra:  $C_t = 1,00$ ;

b) se o comprimento da ligação for superior ou igual ao diâmetro externo da barra e menor que 1,30 vezes esse diâmetro (devendo, no entanto, ser usado 0,90 como limite superior e não se permitindo o uso de ligações que resultem em um valor inferior a 0,60):

$$C_t = 1 - \frac{e_c}{l_c} \quad (3.8)$$

Onde:

$$e_c = \frac{D}{\pi} \quad (3.9)$$

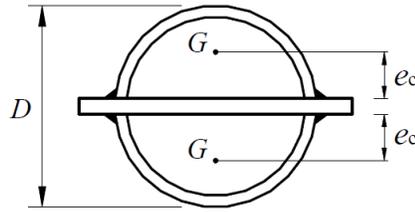


Figura 3.1 - Seção tubular circular com chapa concêntrica

A equação (3.8) não é exclusiva para ligações de seção tubular circular como a da Figura 3.1. Ela também é empregada para barras com seções transversais abertas, quando a força de tração for transmitida somente por parafusos ou somente por soldas longitudinais, ou ainda por uma combinação de soldas longitudinais e transversais para alguns elementos da seção transversal. Para as barras com seções tubulares retangulares, quando a força de tração for transmitida por meio de uma chapa de ligação concêntrica ou por chapas de ligação em dois lados opostos da seção, também se utiliza a equação (3.8). As normas americanas AISC (2010) e AISC 360 (2010) também adotam essa mesma formulação para seções tubulares circulares com chapa concêntrica.

Diversos trabalhos referentes ao estudo do  $C_t$  de ligações tubulares circulares com chapa concêntrica foram desenvolvidos nos últimos anos, conforme apresentado na seção 1.4.4. Em 2009, em um desses trabalhos, Martinez-Saucedo e Packer (2009) propuseram uma nova formulação para o cálculo do  $C_t$  para esse tipo de ligação, denominado como coeficiente U nas normas americanas. Essa formulação também foi adotada na norma brasileira de estruturas tubulares, ABNT NBR 16239 (2013), e é apresentada a seguir:

$$C_t = \left[ 1 + \left( \frac{e_c}{l_c} \right)^{3,2} \right]^{-10} \quad (3.10)$$

Onde:

$$e_c = \frac{D}{\pi} - \frac{t_c}{2} \quad (3.11)$$

$t_c$ : espessura da chapa de ligação concêntrica;

$l_c$ : comprimento efetivo da ligação;

O coeficiente de redução da área líquida leva em consideração a concentração de tensões na região dos meios de transmissão dos esforços de tração (parafusos ou soldas) de um elemento para outro. É esperado que para a ligação em luva parafusada ocorra o mesmo fenômeno de concentração de tensões observado na ligação com chapa concêntrica, representado na Figura 1.24(b). De maneira análoga, para a ligação em luva, a distribuição das tensões no tubo ocorre como representado na Figura 3.2. Este trabalho permitiu estudar como ocorre esse fenômeno de concentração de tensões nas ligações tubulares em luva parafusada, e verificar se as equações (3.8) e (3.10) podem ser empregadas também para esse tipo de ligação ou é necessário fazer alguma adaptação à esse procedimento de dimensionamento.

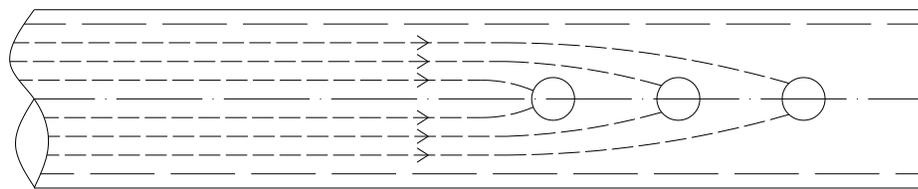


Figura 3.2 - Concentração de tensões na ligação tubular em luva parafusada

- **Flexão nos parafusos:**

Além das verificações citadas acima, os trabalhos de Silva (2012) e Amparo (2014) também recomendam a verificação de um estado limite de flexão nos parafusos, pois em suas análises experimentais esse estado limite foi identificado. A ABNT NBR 8800 (2008) não prevê a verificação da flexão em parafusos, mas faz essa recomendação para pinos. Como esse estado limite foi identificado nas análises experimentais, a flexão nos parafusos também foi analisada neste trabalho, para verificar a sua influência na resistência da ligação.

Após a realização de novas análises experimentais, Amparo (2014) propôs algumas adaptações à formulação de Silva (2012) para a avaliação do estado limite de flexão nos parafusos para ligações tubulares em luva parafusada com parafusos alinhados. A formulação proposta por Amparo (2014) é apresentada a seguir:

$$F_m = \frac{f_{y,b} \cdot W_b \cdot \pi \cdot D}{2 \cdot d \cdot x} \quad (3.12)$$

Onde:

$F_m$ : força axial de tração resistente da ligação para a flexão do parafuso;

$f_{y,b}$ : tensão de escoamento do aço do parafuso;

$W_b$ : módulo de resistência elástico da seção do parafuso;

$D$ : diâmetro do tubo interno;

$d$ : diâmetro do furo;

$x$ : braço de alavanca obtido conforme a equação 3.13.

$$x = \frac{(D_{ext} - e_{ext}) - (D_{int} - e_{int})}{2} \quad (3.13)$$

Onde:

$D_{ext}$ : diâmetro do tubo externo;

$e_{ext}$ : espessura do tubo externo;

$D_{int}$ : diâmetro do tubo interno;

$e_{int}$ : espessura do tubo interno.

## 4 ANÁLISE EXPERIMENTAL

Todos os procedimentos de preparação e execução das análises experimentais das ligações tubulares circulares em luvas parafusadas foram realizadas no Laboratório de Estruturas do Departamento de Engenharia Civil da Escola de Minas da Universidade Federal de Ouro Preto, sob a coordenação da professora Dr<sup>a</sup> Arlene Sarmanho, com a participação de Janaína Maria da Silva e Rodrigo Cuberos Vieira no planejamento e execução dos ensaios. O objetivo da realização dos ensaios foi observar o comportamento real da ligação tubular em luva parafusada submetida à tração, analisando os seus modos de falha.

Ao todo foram ensaiados 28 protótipos de 10 modelos diferentes de ligações em luva. Os modelos diferenciam-se uns dos outros devido a variação de um ou mais dos seguintes parâmetros: número de parafusos, diâmetro dos tubos, espessura dos tubos, comprimento dos tubos e tipo de aço dos tubos. Os resultados das análises experimentais apresentados a seguir foram utilizados também no trabalho de Silva (2012), além de serem empregados na validação do modelo numérico desenvolvido neste trabalho.

### 4.1 DESCRIÇÃO DOS MODELOS EXPERIMENTAIS

Os protótipos das ligações foram confeccionados em escala real, sendo utilizada uma prensa hidráulica controlada por computador para a execução dos ensaios. Como se trata de uma ligação simétrica, composta por dois tubos externos e um interno, foram fabricados protótipos de metade da ligação, constituídos por um tubo externo e o tubo interno, conectados pelos parafusos, conforme apresentado a Figura 4.1(a). Nesta figura também pode-se notar a presença de um perfil T soldado nas extremidades dos tubos, necessário para permitir a fixação nas garras da máquina de ensaio. Para garantir a não ocorrência de falhas, a ligação de extremidade entre o perfil T e o tubo foi dimensionada seguindo as recomendações do CIDECT (2009) para esse tipo de ligação:

Para o tubo:

$$N_1 = 2 \cdot f_{y1} \cdot t_1 (t_w + 5 \cdot t_p) \leq A_1 \cdot f_y \quad (4.1)$$

Para a alma do perfil T:

$$N_1 = 2 \cdot f_{yw} \cdot t_w (t_1 + 2,5 \cdot t_p + s) \leq 2 \cdot f_{yw} \cdot t_w (t_1 + 5 \cdot t_p) \quad (4.2)$$

Onde:

$N_1$ : força resistente;

$f_{y1}$ : tensão de escoamento da seção bruta do tubo;

$t_1$ : espessura da parede do tubo;

$t_w$ : espessura da alma do perfil T;

$t_p$ : espessura da mesa do perfil T;

$A_1$ : área do tubo;

$f_{yw}$ : tensão de escoamento do perfil T;

$s$ : distância entre o tubo e a borda da mesa do perfil T.



(a) Protótipo com perfil T nas extremidades



(b) Folga entre os tubos

Figura 4.1 - Protótipo da ligação em luva parafusada. Fonte: Silva (2012)

Durante a confecção dos protótipos foi possível notar a presença de algumas folgas existentes na ligação, que devem ser levadas em conta nas análises dos resultados dos ensaios, pois podem influenciar no comportamento da ligação. Uma dessas folgas existe devido à diferença de diâmetro entre os furos e os parafusos. A outra folga existe entre os tubos interno e externo, devido à diferença de diâmetro entre eles, como pode ser observado na Figura 4.1(b). Como estão sendo utilizados tubos laminados de dimensões comerciais, não foi possível encontrar um tubo que encaixe exatamente dentro do tubo externo, sem deixar nenhuma folga.

Para isso seria necessário aumentar a espessura do tubo externo. Porém, isso faria com que o tubo externo ficasse muito resistente, evitando a ocorrência do modo de falha por ruptura da seção líquida no mesmo, que é um importante modo de falha neste tipo de ligação.

Para as ligações ensaiadas, foram utilizados tubos de diâmetros e espessuras que normalmente são empregados em treliças de coberturas de grandes vãos, já que se pretende utilizar as ligações em luva parafusada nesse tipo de estrutura. As características de cada um dos 10 modelos ensaiados encontra-se na Tabela 4.1, assim como a quantidade de protótipos ensaiados para cada modelo. Em todos os modelos foram utilizados parafusos de 12,7 mm de diâmetro de aço ASTM A325 e furos de 14,3 mm de diâmetro. O espaçamento entre centros de furos adjacentes é de 35 mm, enquanto a distância entre a borda do tubo e o centro do último parafuso é de 40 mm, para todos os protótipos, respeitando as prescrições da ABNT NBR 8800 (2008).

Tabela 4.1 - Dados dos protótipos

Modelo	Número de protótipos	Número de parafusos	Tubo externo					Tubo interno				
			Diâmetro (mm)	Espessura (mm)	Comprimento (mm)	$f_y$ (MPa)	$f_u$ (MPa)	Diâmetro (mm)	Espessura (mm)	Comprimento (mm)	$f_y$ (MPa)	$f_u$ (MPa)
A-2	1	2	73,0	5,5	415,0	399,5	539,5	60,3	5,5	415,0	381,0	479,0
A-3	2	3	73,0	5,5	415,0	399,5	539,5	60,3	5,5	415,0	381,0	479,0
A-4	2	4	73,0	5,5	415,0	399,5	539,5	60,3	5,5	415,0	381,0	479,0
A-5	2	5	73,0	5,5	415,0	399,5	539,5	60,3	5,5	415,0	381,0	479,0
B-4	1	4	76,1	3,6	355,0	386,0	545,0	60,3	3,6	355,0	424,0	535,0
C-4	3	4	76,1	3,6	315,0	386,0	545,0	60,3	5,5	415,0	381,0	479,0
D-5	6	5	88,9	4,8	435,0	369,0	535,0	73,0	5,2	395,0	303,0	448,0
E-5	3	5	88,9	4,8	435,0	403,0	544,5	73,0	5,5	435,0	399,5	539,5
E-6	3	6	88,9	4,8	435,0	403,0	544,5	73,0	5,5	435,0	399,5	539,5
F-5	5	5	88,9	5,5	395,0	375,0	474,0	73,0	5,5	415,0	399,5	539,5

Os valores da tensão de escoamento e da tensão de ruptura dos tubos foram obtidos através do ensaio de caracterização feito pela empresa fabricante dos tubos, Vallourec Tubos do Brasil S.A. Na Figura 4.2 encontra-se a curva tensão x deformação do ensaio de caracterização do tubo de 88,9 mm de diâmetro com 4,8 mm de espessura. A caracterização dos parafusos também foi feita pela fabricante dos mesmos, A. Friedberg do Brasil, que forneceu o valor da carga última, com a qual foi obtida a tensão de ruptura dos parafusos para a sua área efetiva, apresentada na Tabela 4.2. Foram utilizados parafusos com dois comprimentos diferentes, em função do diâmetro dos tubos do protótipo.

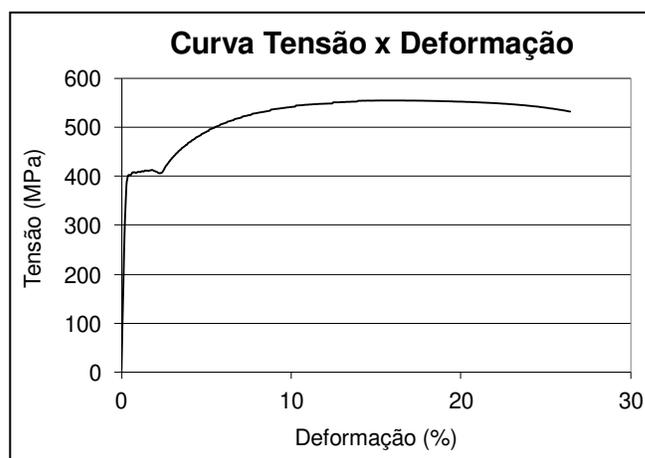


Figura 4.2 - Ensaio de caracterização de material do tubo 88,9 x 4,8 mm

Tabela 4.2 - Dados dos parafusos

Comprimento do parafuso	Carga de ruptura (N)	$f_u$ (MPa)
4" (101,6 mm)	90250	950
4 1/2" (114,3 mm)	80400	846

## 4.2 DESCRIÇÃO DOS ENSAIOS

Para a aplicação da carga de tração foi utilizada uma prensa servohidráulica controlada por computador com capacidade de 2000 kN. Os protótipos foram montados e instrumentados antes de sua instalação na prensa. Para a instrumentação, foram utilizados um transdutor de deslocamento (LVDT) e extensômetros elétricos de resistência.

Todos os protótipos foram instrumentados com LVDT, que foi fixado entre as mesas dos T's de extremidade. Dessa forma foi possível medir o deslocamento longitudinal da ligação devido à aplicação da carga de tração, ou seja, o deslocamento da extremidade do tubo interno em relação à extremidade do tubo externo.

Em apenas um protótipo dos modelos C-4, D-5, E-5, E-6 e F-5, totalizando cinco protótipos, foi feita a instrumentação de um dos parafusos da ligação com extensômetros, além da utilização do LVDT. Em alguns modelos foi instrumentado o parafuso extremo superior e em outras o parafuso extremo inferior. Essa instrumentação permitiu verificar a distribuição de tensões nos parafusos, sendo fundamental para analisar a flexão nos mesmos. Foram posicionados dois extensômetros, um na parte inferior e outro na parte superior do parafuso. Para

possibilitar a fixação dos extensômetros, foi necessário desgastar a superfície do parafuso, conforme a Figura 4.3. Além disso, para permitir a passagem dos fios ligados aos extensômetros, foi necessário alargar os furos correspondentes a esses parafusos, passando de 14,3 mm para 16 mm de diâmetro. Na Figura 4.4 são apresentadas algumas imagens da realização das análises experimentais.

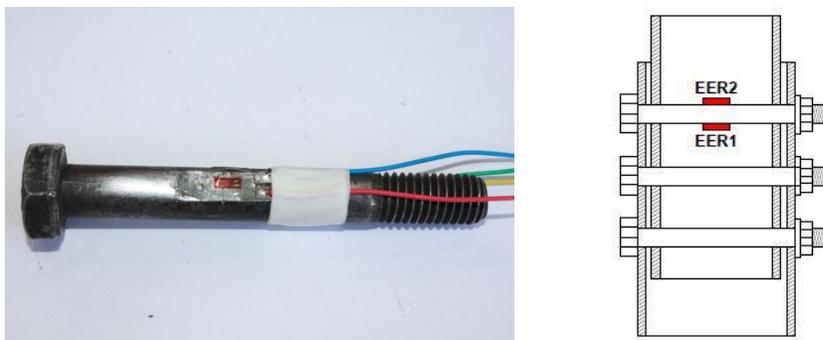


Figura 4.3 - Posicionamento dos extensômetros no parafuso. Fonte: Silva (2012)



(a) Protótipos do modelo E-6



(b) Ensaio do protótipo E-5



(c) Ensaio do protótipo E-6



(d) Protótipo E-6 após o ensaio

Figura 4.4 - Análises experimentais da ligação em luva parafusada. Fonte: Silva (2012)

A aplicação da carga de tração foi feita com controle de deslocamento a uma velocidade de 0,4 mm por minuto, para permitir um melhor controle do comportamento da ligação e uma melhor obtenção dos resultados. A Figura 4.4(a) apresenta o protótipo E-6 antes da realização do ensaio, enquanto que na Figura 4.4(d) esse mesmo protótipo é apresentado após a realização do ensaio, sendo possível notar a estricção do tubo externo na seção do furo da extremidade esquerda, evidenciando a ocorrência do modo de falha por ruptura da seção líquida. As Figuras 4.4(b) e (c) apresentam o posicionamento do LVDT para os protótipos E-5 e E-6, respectivamente.

### **4.3 RESULTADOS DAS ANÁLISES EXPERIMENTAIS**

A partir das medições do LVDT nas análises experimentais, foi possível traçar os gráficos de carga de tração da ligação em função do deslocamento da extremidade do tubo interno em relação à extremidade do tubo externo, para cada um dos protótipos ensaiados. Esses gráficos encontram-se apresentados na Figura 4.5. Segundo as observações de Silva (2012), o ensaio 2 do modelo A-3 e o ensaio do modelo B-4 tiveram resultados ruins e não conclusivos quando comparados com os demais resultados. De fato, pode-se notar pela Figura 4.5 que esses modelos apresentaram um nível de resistência inferior aos demais com um comportamento um pouco diferente. Portanto, esses dois protótipos não devem ser utilizados para analisar o comportamento da ligação.

As curvas em linha tracejada correspondem aos protótipos com um parafuso instrumentado. De uma maneira geral, esses protótipos apresentaram curvas um pouco abaixo das curvas dos demais protótipos do mesmo modelo. Isso é explicado pelo fato de a resistência do parafuso e dos tubos terem sido reduzidas ligeiramente devido às modificações feitas para acomodação dos extensômetros, conforme explicado anteriormente.

Comparando os resultados dos protótipos de um mesmo modelo, que possuem os mesmos tubos e o mesmo número de parafusos, nota-se que todos apresentaram curvas muito próximas, atingindo os mesmos níveis de carga. Esse fato é um indicador do bom funcionamento da ligação, já que demonstra que a ligação comporta-se sempre da mesma maneira quando não é feita nenhuma modificação nos tubos ou parafusos.

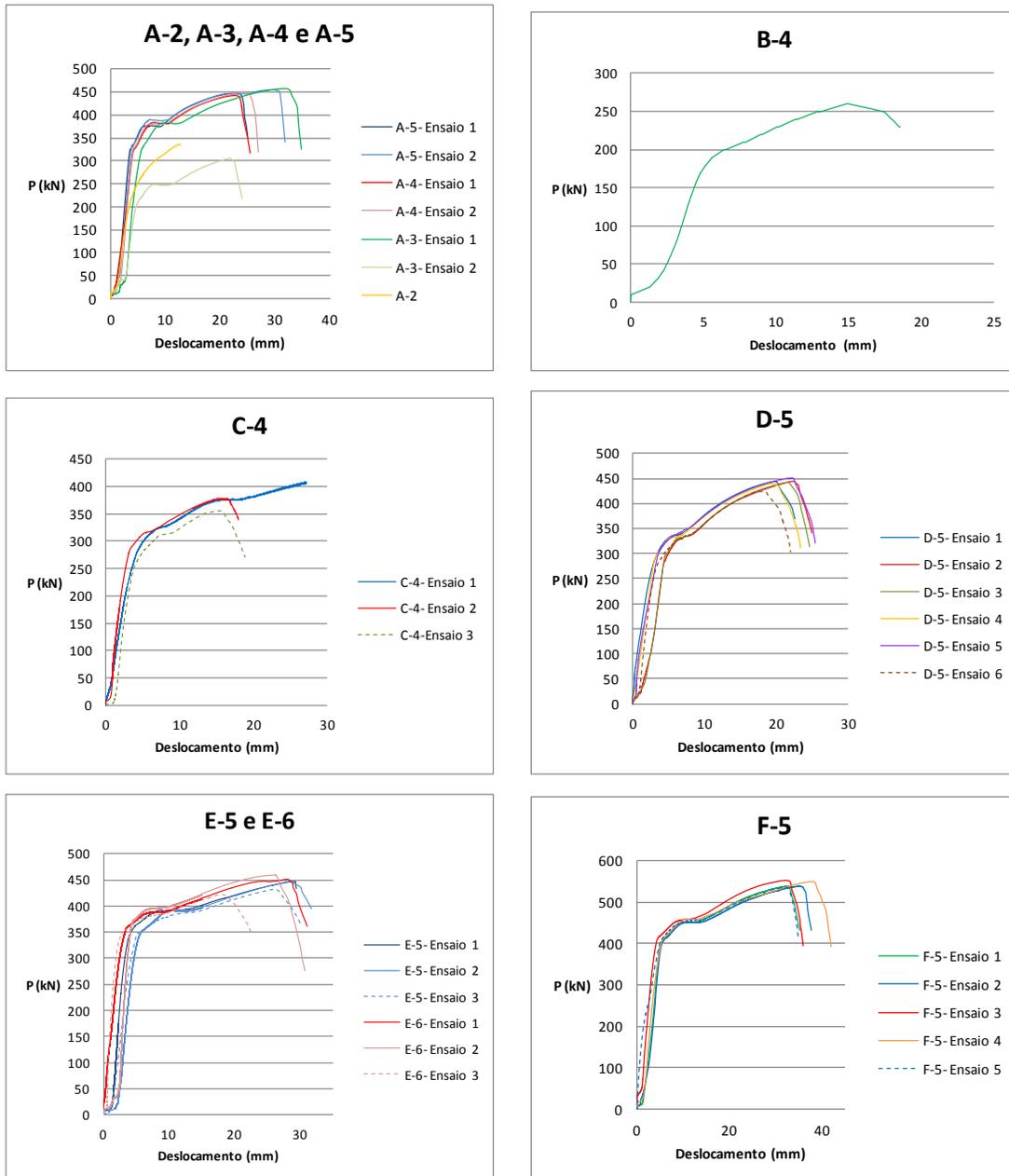


Figura 4.5 - Curvas da carga x deslocamento dos protótipos. Adaptado de Silva (2012)

O início de algumas curvas, com pequenos trechos de baixa inclinação, indicam a ocorrência de uma acomodação da ligação no início dos ensaios. Essa acomodação pode ter ocorrido devido à folga existente entre o diâmetro dos furos e o diâmetro dos parafusos, ou a folga entre os tubos. Outra possibilidade é que ocorreu um pequeno escorregamento nas garras da máquina no início do ensaio. Aparentemente essas pequenas acomodações iniciais não

interferiram no comportamento da ligação, que continuou a funcionar normalmente ao longo dos ensaios.

Também se nota que o formato de todas as curvas é muito parecido, apresentando um trecho inicial praticamente linear com uma grande inclinação. Após esse trecho, todos apresentam uma primeira diminuição na inclinação da curva, atingindo logo a seguir um patamar de inclinação praticamente zero. Logo em seguida ocorre um aumento na inclinação, provocando um aumento da carga com o aumento do deslocamento, terminando com o colapso da ligação. Portanto, aparentemente, todas as curvas de carga por deslocamento das ligações em luva parecem seguir esse mesmo padrão.

São apresentadas na Figura 4.6 as curvas da carga em função da deformação medida pelos extensômetros dos parafusos, para os modelos onde foi feita essa instrumentação. Nota-se que em todos os casos a região inferior do parafuso está comprimida, enquanto que a região superior está tracionada, indicando a flexão do parafuso.

Para um parafuso ASTM A325, como os utilizados nos ensaios, que possui tensão de escoamento nominal  $f_y = 635$  MPa e módulo de elasticidade  $E = 200000$  MPa, a deformação de escoamento é dada por:

$$\varepsilon_y = \frac{f_y}{E} = \frac{635}{200000} = 0,003175 \quad (4.3)$$

Nota-se pelas curvas da Figura 4.6 que a deformação de todos os parafusos ultrapassou o limite da deformação de escoamento,  $3175 \mu\epsilon$ , com exceção de um extensômetro do protótipo D-5 que parou de funcionar antes do final do ensaio. Conforme o trabalho de Silva (2012), isso indica a existência de um possível estado limite por flexão excessiva do parafuso na ligação, e deve ser considerado na determinação da capacidade resistente da mesma. O resultado da avaliação da influência da flexão do parafuso na resistência da ligação, feita através dos modelos numéricos, será apresentada no decorrer deste trabalho.

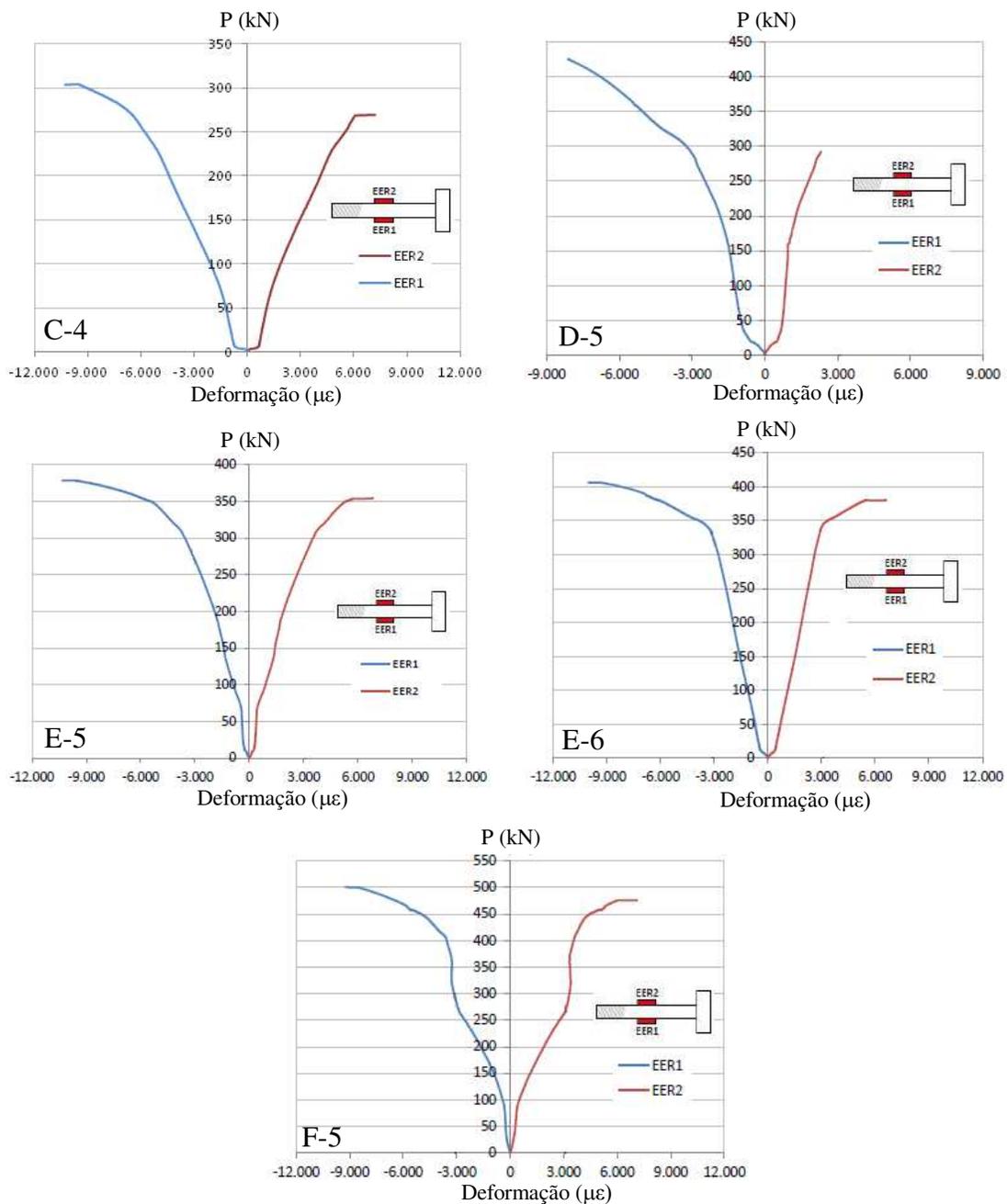


Figura 4.6 - Curvas da carga x deformação dos parafusos. Adaptado de Silva (2012)

Na Figura 4.7 são apresentados um protótipo de cada modelo após a realização dos ensaios, sendo possível avaliar os principais modos de falha que ocorreram nas ligações. Com relação aos parafusos, nota-se claramente a flexão dos mesmos no modelo A-3 e o cisalhamento dos mesmos no modelo A-2. Em alguns dos demais modelos também se pode notar uma pequena

deformação dos parafusos, indicando que a flexão está presente, mas não foi tão grande como no modelo A-3.

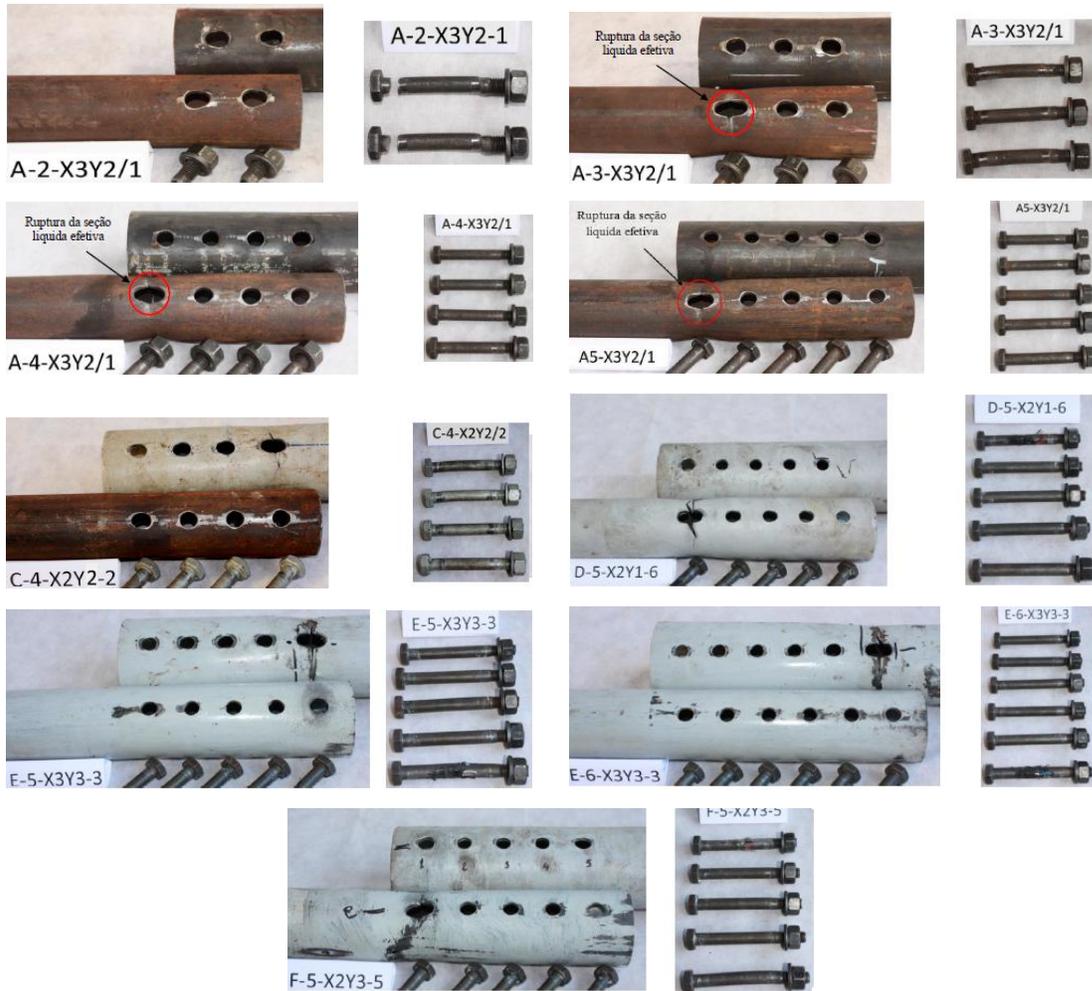


Figura 4.7 - Protótipos após o ensaio. Fonte: Silva (2012)

Já com relação aos tubos, o modo de falha que está presente em todos os modelos, com exceção do modelo A-2, é o de ruptura da seção líquida, indicando ser um modo de falha de extrema importância neste tipo de ligação, justificando o desenvolvimento de uma análise mais rigorosa com os modelos numéricos. A ruptura da seção líquida fica evidente com a estricção da seção do tubo na região do primeiro furo, que é a seção líquida mais solicitada, e também com propagação de uma fratura nessa região, além de uma grande deformação do furo. Outro modo de falha que fica evidente no modelo A-2, mas que também ocorre em menores proporções nos

demais modelos, é o esmagamento da parede do furo nos tubos, caracterizado pelo alargamento dos furos na direção da força de tração.

Em seu trabalho, Silva (2012) conclui que ocorreu uma combinação de estados limites nos protótipos ensaiados, pois a máxima carga obtida nos ensaios é superior à carga teórica esperada para o escoamento da seção bruta do tubo, obtida conforme a equação (3.5), e em alguns casos é inferior à carga teórica esperada para a ruptura da seção líquida, obtida conforme a equação (3.6) e considerando o valor do  $C_t$  igual a 1,0. Com isso, fica clara a necessidade de consideração de um coeficiente de redução da área líquida inferior a 1,0 para esse tipo de ligação. E como foi observada a ruptura da seção líquida em praticamente todos os modelos, fica evidente a combinação dos estados limites de escoamento da seção bruta do tubo e ruptura da seção líquida, também em conjunto com o esmagamento da parede dos furos. Ainda segundo Silva (2012), o estado limite de flexão do parafuso ocorreu com um nível de carga inferior aos demais, demonstrando a necessidade de uma avaliação da influência desse estado limite na resistência da ligação.

O estado limite de flexão excessiva dos parafusos também foi avaliado nos modelos numéricos desenvolvidos nesta tese, para verificar se o mesmo influencia ou não na resistência da ligação tubular em luva parafusada. Os resultados dessa avaliação são apresentados no capítulo 7.



## 5 ANÁLISE NUMÉRICA

Quando está sendo estudada uma nova estrutura ou parte dela, como uma ligação por exemplo, podem ser executados dois procedimentos para observar o seu comportamento: a realização de análises experimentais e a realização de análises numéricas. Com o grande desenvolvimento tecnológico e a redução dos preços dos computadores apresentados nos últimos anos, os modelos numéricos têm sido muito empregados nas pesquisas da área de estruturas, pois a sua realização tornou-se muito mais rápida e econômica que a execução de análises experimentais. A análise numérica possibilita observar o comportamento estrutural, aperfeiçoando fácil e rapidamente o modelo através de alterações dos dados de entrada, como suas dimensões, cargas e condições de contorno. Porém, só é possível ter certeza do comportamento real do modelo através da realização de uma análise experimental. Assim, as análises numérica e experimental são procedimentos que se complementam.

Portanto, normalmente são realizados alguns poucos ensaios, que posteriormente são modelados numericamente. Os resultados obtidos experimentalmente são utilizados para calibrar um modelo numérico que represente fielmente o comportamento real da estrutura. Tendo esse modelo numérico sido validado, são então realizadas diversas análises numéricas para a obtenção de resultados reais de uma maneira mais rápida e barata.

Além disso, as análises numéricas também auxiliam na preparação dos ensaios, sendo possível identificar os melhores pontos de instrumentação, carga a ser aplicada e possíveis modos de colapso. Dessa forma, para a realização das análises experimentais utilizadas nesta tese, alguns resultados preliminares das análises numéricas deste trabalho, apresentados em Vieira et al. (2011), já foram utilizados para estimar os níveis de carga suportados pela ligação e alguns dos possíveis modos de falha, auxiliando no planejamento dos ensaios.

Visando à realização de uma análise paramétrica da ligação tubular em luva parafusada, com o objetivo de avaliar o comportamento da ligação para diversas situações diferentes, foi desenvolvido um modelo numérico dessa ligação através do método dos elementos finitos, com a utilização do programa ANSYS v13.0 (2010). A análise numérica via método dos elementos finitos para ligações de estruturas tubulares já é amplamente utilizada no mundo todo, como já constatado em diversos trabalhos apresentados no capítulo 1, e por isso foi adotado neste trabalho. São apresentadas a seguir as principais características do modelo numérico

desenvolvido para a análise das ligações tubulares em luva parafusada. Destaca-se que, como foi realizada uma análise paramétrica da ligação, com a geração de diversos modelos variando algumas características da ligação, optou-se por gerar os modelos através de um arquivo de texto em linguagem APDL (*ANSYS Parametric Design Language*), que permite automatizar comandos repetitivos e construir o modelo em termos de parâmetros.

## 5.1 GEOMETRIA DO MODELO NUMÉRICO

A modelagem numérica de uma estrutura, ou parte de uma estrutura real, requer muitas vezes a adoção de algumas simplificações, já que dificilmente se consegue reproduzir com total fidelidade uma situação real. Um exemplo clássico dessa simplificação são as condições de apoio, que dificilmente conseguem ser simuladas numericamente de maneira exata ao que ocorre na realidade. Para tentar reproduzir numericamente uma condição de apoio com total fidelidade à realidade, deve-se fazer um estudo da rigidez real da condição de apoio executada na análise experimental. Como alternativa, pode-se fazer uma simplificação e adotar no modelo numérico a condição de apoio que mais se aproxima da realidade, sendo essa uma simplificação plausível e muito adotada nas análises numéricas.

Levando esse fato em consideração, procurou-se desenvolver um modelo numérico da ligação tubular em luva parafusada com algumas simplificações que facilitem a etapa de modelagem numérica, reduzam o tempo de processamento e simplifiquem a resolução do problema. Entretanto, tomou-se o devido cuidado para avaliar se essas simplificações alterariam significativamente o funcionamento da ligação, buscando um modelo numérico ao mesmo tempo simples e de rápido processamento, mas fiel à realidade. A busca por um modelo numérico com essas características é muito importante quando se deseja realizar uma análise paramétrica, onde são feitas muitas análises numéricas com a variação de algumas propriedades dos modelos, como é o caso deste trabalho.

Aproveitando o fato de a ligação tubular em luva parafusada ser simétrica, apresentando dois tubos externos e um tubo interno conectados por parafusos, foi feita a modelagem de metade da ligação, ou seja, apenas um tubo externo e o tubo interno com os respectivos parafusos unindo ambos os tubos. Dessa forma, o modelo numérico fica fiel à análise experimental, onde também foi feita essa simplificação. Também foi tirado proveito da simetria da ligação em relação a um

plano longitudinal aos tubos, sendo modelados apenas metade dos tubos e parafusos, conforme a Figura 5.1. Assim, o processamento torna-se mais rápido, devido à menor quantidade de elementos.

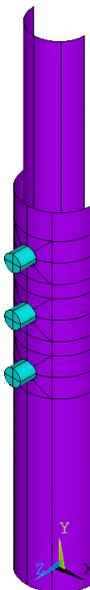


Figura 5.1 - Modelo numérico

Foi realizado um estudo comparativo entre modelos numéricos da ligação tubular em luva parafusada com e sem a modelagem do perfil T soldado nas extremidades dos tubos, utilizado na análise experimental para fixar os protótipos na prensa. Esse estudo revelou que o comportamento da ligação na região de maior interesse deste estudo, que é a região de conexão entre os tubos e os parafusos, é o mesmo para os modelos com e sem o dispositivo de fixação. Foram obtidos os mesmos modos de falha com os mesmos níveis de carga e deslocamentos, apresentando apenas uma quantidade maior de elementos no modelo numérico com o perfil T. Isso indica que o perfil T não está interferindo no comportamento da ligação, já que está distante da região de conexão. Dessa forma, a sua modelagem não é justificável, optando-se por fazer a modelagem apenas dos tubos e dos parafusos.

Outra simplificação adotada diz respeito à não modelagem das cabeças dos parafusos. Em testes feitos com e sem a cabeça dos parafusos foi observado que o comportamento do modelo numérico foi o mesmo em ambas as situações, já que neste tipo de ligação os parafusos estão submetidos em grande parte ao cisalhamento, com uma parcela de flexão. Essa flexão dos

parafusos observada nas análises experimentais faz com que a região inferior das cabeças dos parafusos pressionem o tubo externo, enquanto a região superior afaste-se do tubo. Porém, essa pressão não é suficiente para afetar o comportamento, os modos de falha e os deslocamentos da ligação.

Além disso, em alguns modelos testados com a cabeça dos parafusos, notou-se uma grande dificuldade de convergência, devido a necessidade de adicionar novos elementos de contato entre a cabeça dos parafusos e as laterais dos tubos, conforme explicado na seção 5.2. Já em outros modelos, foram identificados alguns problemas nas malhas, como a deformação excessiva de algumas regiões dos parafusos, não traduzindo o comportamento real dos parafusos. Esses problemas encontrados enfatizam a ideia de não modelar as cabeças dos parafusos, já que a presença das mesmas apenas trouxe maiores dificuldades para o processamento numérico de alguns modelos, enquanto que nos modelos que não apresentaram essas dificuldades, os resultados foram os mesmos com ou sem a modelagem das cabeças dos parafusos.

A ligação tubular em luva parafusada possui uma folga entre os furos e os parafusos, devido à diferença dos seus diâmetros, conforme a Figura 5.2(a). No modelo numérico essa folga foi eliminada antes do início da aplicação da carga de tração. Para isso, ainda na fase de modelagem, os parafusos foram previamente movidos na direção e sentido da força de tração, até encostarem na parte superior dos furos do tubo externo, correspondendo a uma distância igual a metade do valor da folga. Também foi necessário mover o tubo interno na mesma direção e sentido, até que a parte inferior dos furos do tubo interno encostasse nos parafusos, correspondendo a uma distância igual ao valor da folga. Assim, a posição dos tubos e parafusos no início da aplicação da força de tração está representada na Figura 5.2(b).

Com esse procedimento, o contato entre os parafusos e os tubos já fica estabelecido desde o começo da análise numérica, evitando qualquer problema nas condições de contorno do modelo. Como nos ensaios esse contato estabelece-se logo que uma mínima tração é aplicada no tubo interno, o procedimento de mover o tubo interno e os parafusos previamente representa bem o que ocorre na realidade.

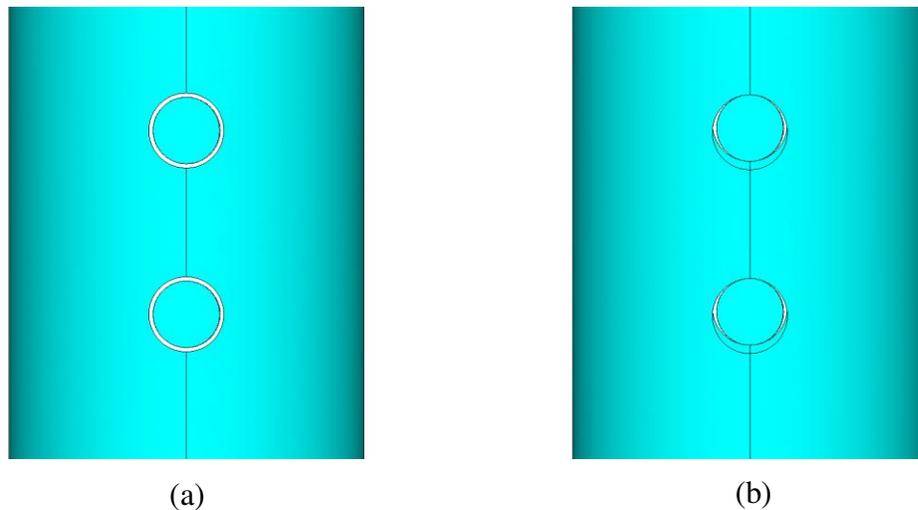


Figura 5.2 - Vista frontal: (a) Folga dos parafusos (b) Ajuste da folga no modelo numérico

## 5.2 TIPOS DE ELEMENTOS UTILIZADOS

Nos diversos trabalhos pesquisados sobre análises numéricas de ligações tubulares, alguns utilizaram elementos do tipo casca, enquanto outros utilizaram elementos do tipo sólido para representar a ligação, obtendo bons resultados em ambos os casos. Para a ligação estudada neste trabalho, foi necessário utilizar um elemento do tipo sólido para representar os parafusos, já que a representação do mesmo com elementos do tipo casca não corresponderia bem à realidade. Dentre as opções de elementos do tipo sólido disponíveis no programa ANSYS v13.0 (2010), optou-se por utilizar o elemento SOLID185 para a modelagem dos parafusos, cuja geometria, posição dos nós e sistema de coordenadas encontra-se na Figura 5.3. Este elemento possui capacidade plástica e de grandes deformações, e é definido por oito nós com três graus de liberdade em cada nó, correspondentes às translações nas direções  $x$ ,  $y$  e  $z$ .

O elemento SOLID185 foi escolhido por ser um elemento atual, sucessor do elemento SOLID45, que foi amplamente utilizado em trabalhos de análise numérica de ligações tubulares, como em Martinez-Saucedo et al. (2006). Testes preliminares comparando os elementos SOLID45 e SOLID185 demonstraram que ambos apresentaram os mesmos resultados, sendo então escolhido o elemento SOLID185 por ser mais recente. Além disso, o próprio manual do programa ANSYS v13.0 (2010) recomenda que sejam utilizados os elementos mais recentes.

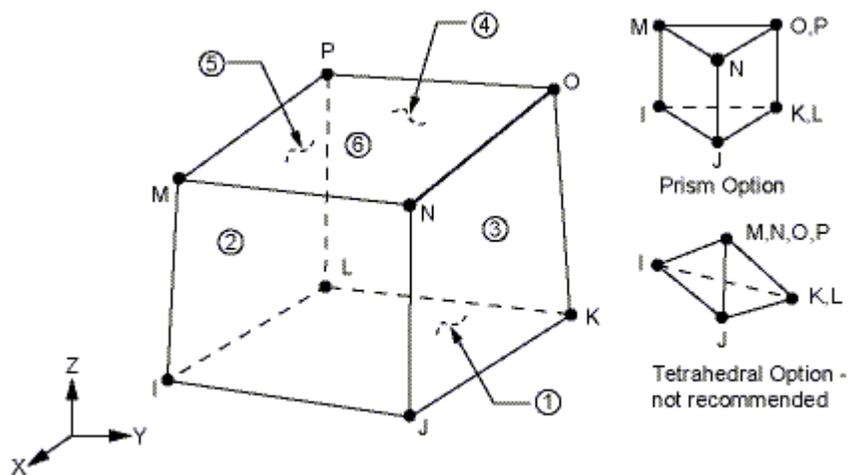


Figura 5.3 - Elemento SOLID185. Fonte: ANSYS User's Manual (2010)

Já para a modelagem dos tubos é possível utilizar tanto elementos do tipo sólido quanto do tipo casca. Neste trabalho optou-se por utilizar um elemento do tipo casca, o SHELL181, representado na Figura 5.4. Este elemento adapta-se bem para análises não lineares com grandes deformações, e também possui capacidade plástica, sendo definido por quatro nós com seis graus de liberdade em cada nó, correspondentes às translações e rotações nos eixos,  $x$ ,  $y$  e  $z$ . O elemento SHELL181 é atual, e muito empregado na modelagem de perfis tubulares, como nos trabalhos de Minchillo (2011), Forti (2010), Mendanha (2006) e Vieira (2007).

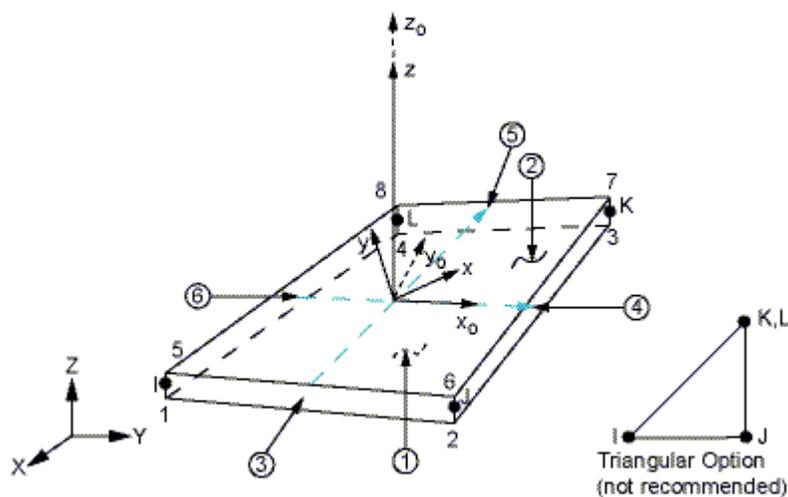


Figura 5.4 - Elemento SHELL181. Fonte: ANSYS User's Manual (2010)

Para uma boa representação do tubo com elementos do tipo sólido, recomenda-se a utilização de pelo menos três camadas de elementos ao longo da espessura do tubo, como no trabalho de Martinez-Saucedo et al. (2006). Essa situação pode ser indicada no caso de existir uma variação significativa de tensões ao longo da espessura do tubo, que não é o caso deste trabalho, já que está sendo aplicada apenas uma carga na direção axial dos tubos. Além disso, a utilização de um elemento do tipo sólido com várias camadas resulta em uma quantidade muito maior de elementos, o que aumenta consideravelmente o tempo de processamento. Portanto, só seria justificável utilizar um elemento do tipo sólido se os resultados fossem melhores do que os obtidos com elemento do tipo casca.

Para verificar se existem diferenças nos resultados, foi realizado um estudo preliminar de um modelo com tubo externo de 88,9 mm de diâmetro e 5,6 mm de espessura, tubo interno de 73,0 mm de diâmetro e 10,0 mm de espessura, e três parafusos de 31,75 mm de diâmetro para comparação de elementos do tipo SOLID185 com três camadas e do tipo SHELL181 para os tubos. Os resultados indicaram que o comportamento da ligação foi o mesmo em ambos os casos, apresentando os mesmos modos de falha e valores de carga de ruptura com uma diferença de apenas 1,0%, porém com um tempo de processamento 59,2% maior no caso da utilização do elemento SOLID185. Assim, optou-se por utilizar o elemento SHELL181 na modelagem dos tubos.

Também foi avaliada a possibilidade de utilização de elementos de ordem superior, os elementos SOLID186 para a modelagem dos parafusos e SHELL281 para a modelagem dos tubos, que possuem 20 e 8 nós respectivamente. Novamente o comparativo realizado com o modelo que utiliza os elementos SOLID185 e SHELL181 indicou que os resultados obtidos foram muito próximos, com diferenças em torno de 2,0% na carga de ruptura, porém apresentando um aumento no tempo de processamento de mais de 400%, não justificando o emprego dos elementos de ordem superior. Assim chegou-se a conclusão que a melhor opção é a utilização do elemento SOLID185 para a modelagem dos parafusos e do elemento SHELL181 para a modelagem dos tubos.

O modelo numérico desenvolvido também leva em consideração o contato existente entre os nós dos furos dos tubos com a superfície do fuste dos parafusos. Para isso foram empregados os elementos TARGE170 e CONTA175, representados na Figura 5.5. Neste trabalho foi utilizado

o tipo de contato entre nós e superfície (*Node-to-Surface*), utilizando elementos TARGE170 com quatro nós.

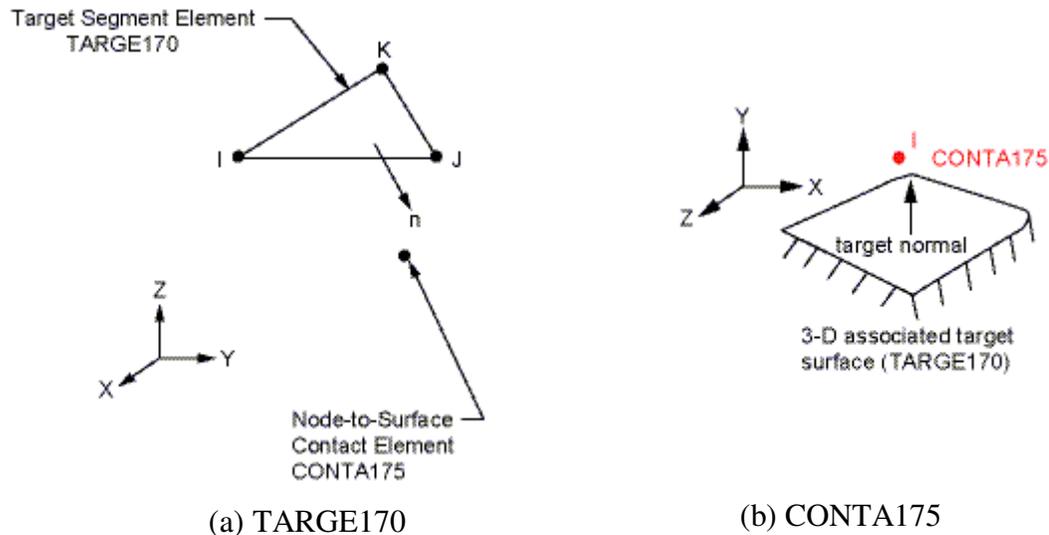


Figura 5.5 - Elementos de contato. Adaptado de ANSYS User's Manual (2010)

Esses dois elementos em conjunto formam um par de contato. Os elementos TARGE170 foram aplicados sobre a superfície do fuste dos parafusos, enquanto que os elementos CONTA175 foram aplicados nos nós dos furos pertencentes aos tubos. Quando o elemento CONTA175 (elemento de contato) penetra na superfície do elemento TARGE170 (superfície alvo) fica caracterizado o contato entre as duas partes.

Neste tipo de ligação, cada parafuso possui contato tanto com o tubo interno como com o tubo externo. Como o tubo interno está sendo tracionado, foi aplicado o contato na metade inferior do parafuso com a metade inferior do furo do tubo interno, e também na metade superior do parafuso com a metade superior do furo do tubo externo, conforme a Figura 5.6. Assim, foram criados dois pares de contato para cada furo. Para o coeficiente de atrito de todos os pares de contato foi utilizado o valor de 0,35, conforme recomendação da ABNT NBR 8800 (2008) para superfícies laminadas, limpas e sem pintura.

O emprego de muitos elementos de contato em um modelo numérico dificulta a convergência do mesmo, além de aumentar o tempo de processamento. Esse foi um dos motivos que levaram à não modelagem das cabeças dos parafusos, pois se fosse feita essa modelagem, seria necessário adicionar mais pares de contato entre as superfícies laterais dos tubos e as

cabeças dos parafusos, dificultando a convergência do modelo. Esse problema foi comprovado com alguns testes, como já explicado na seção 5.1, sendo, portanto, descartada a modelagem das cabeças dos parafusos, por não apresentarem melhores resultados da ligação, apenas maiores dificuldades de convergência.

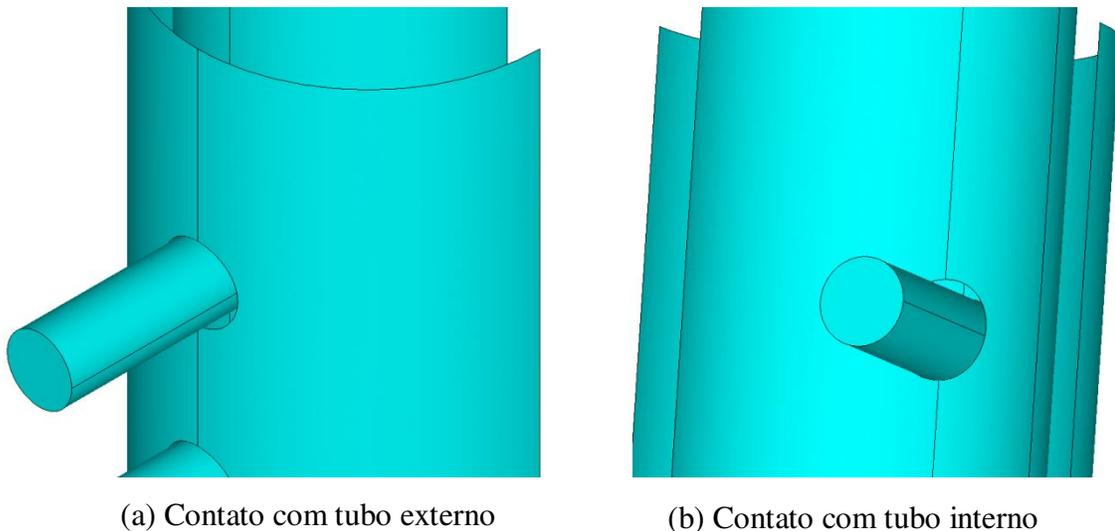


Figura 5.6 - Contato entre os parafusos e os furos dos tubos

### 5.3 NÃO LINEARIDADE DO MODELO NUMÉRICO

Nos modelos numéricos foram consideradas a não linearidade física e geométrica. A existência de elementos de contato também exige que seja feita uma análise não linear, já que inicialmente o contato entre um tubo e um parafuso ocorre em apenas um ponto, mas conforme o tubo é tracionado, o furo se deforma, aumentando os pontos de contato com o parafuso.

Com relação a não linearidade geométrica, foi utilizada formulação Lagrangeana atualizada, empregando o método iterativo de Newton-Raphson Completo (*Full Newton-Raphson*) para a resolução do sistema, com atualização da matriz de rigidez a cada iteração, e utilização da ferramenta *Line Search* para melhorar a convergência dos modelos. Em alguns modelos que apresentaram dificuldade de convergência, foi utilizado o método de Newton-Raphson Completo Assimétrico (*Full Newton-Raphson Unsymmetric*). A aplicação da tração no tubo foi feita de forma incremental, aplicando-se um deslocamento nos nós do topo do tubo interno. A tração também pode ser aplicada através de uma força incremental no topo do tubo

interno, mas neste trabalho optou-se pela aplicação de deslocamento para facilitar a convergência dos modelos numéricos, já que a aplicação de forças incrementais apresentou dificuldade de convergência em alguns modelos. Além disso, com esse procedimento, a leitura dos resultados fica facilitada, e é possível garantir que todos os nós do topo do tubo interno se movem em conjunto, simulando uma tração uniforme.

O valor do deslocamento aplicado em todos os modelos foi de 30 mm, compatível com os valores dos deslocamentos máximos aplicados nas análises experimentais. Quando possível, procurou-se fixar o tamanho dos incrementos de deslocamento em 0,1 mm, para possibilitar a identificação do início de algum modo de falha na ligação. Em alguns casos, o tamanho dos incrementos foi liberado para que o programa defina automaticamente o seu valor, com o objetivo de atingir níveis de carga maiores. Nesse caso, o tamanho máximo dos incrementos foi limitado em 1,0 mm.

Já com relação à não linearidade do material, foi adotado um modelo multilinear com três pontos para representar a curva tensão x deformação do aço dos tubos e parafusos, resultando em quatro trechos lineares, conforme a Figura 5.7. Foi utilizado o material *Multilinear Isotropic Hardening* disponível no programa ANSYS v13.0 (2010), adotando um modelo com patamar de escoamento para os tubos e um modelo sem patamar de escoamento, mas com limite de proporcionalidade à 70% da tensão de escoamento, para os parafusos, seguindo recomendações de Salmon e Johnson (1996).

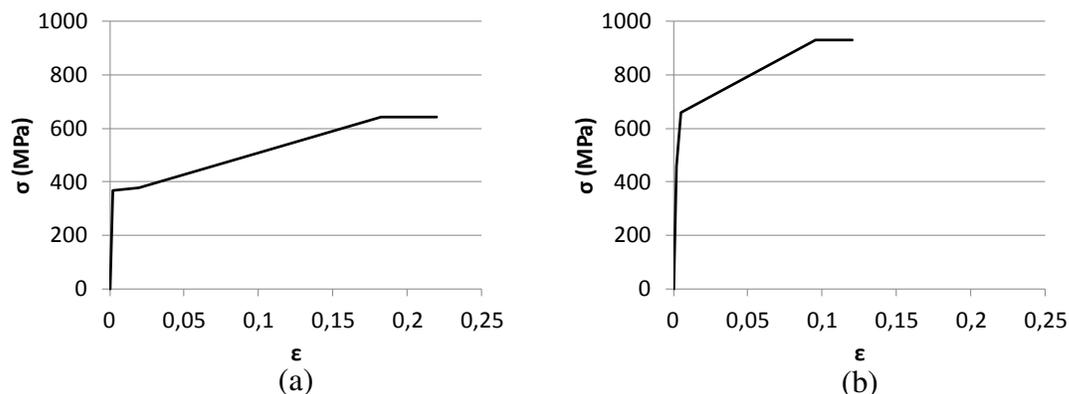


Figura 5.7 - Modelo Constitutivo: (a) tubos, (b) parafusos

Para uma melhor representação dos materiais, foi feita a correção dos valores das tensões e deformações de engenharia (*engineering stress-strain*), fornecidos pela caracterização dos tubos e parafusos, para os valores reais (*true stress-strain*), conforme Willibald et al. (2004). Essa conversão é necessária, pois as tensões fornecidas pela caracterização dos materiais são obtidas com base na área inicial da seção transversal do corpo de prova. Porém, após o escoamento do aço, ocorre uma estricção da seção transversal, representada na Figura 5.8, reduzindo a área do corpo de prova. Portanto, a tensão real que está atuando no material é um pouco maior do que a fornecida pela caracterização, que foi obtida com a área inicial.

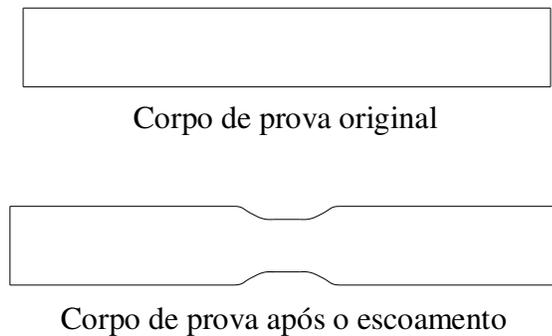


Figura 5.8 - Estricção da seção transversal do corpo de prova

Para fazer essa correção, basta aplicar as equações (5.1) e (5.2), corrigindo as deformações e tensões de engenharia para os seus valores reais. Feito esse procedimento, a curva tensão x deformação do material fica como apresentando na Figura 5.9, referente a um corpo de prova do tubo de 88,9 mm de diâmetro com 4,8 mm de espessura, o mesmo já apresentado na Figura 4.2. Essa conversão dos valores de engenharia para os valores reais também foi feita de maneira análoga para os parafusos. Ao final da conversão, são escolhidos três pontos da curva real dos tubos e parafusos para fazer a representação dos materiais no ANSYS v13.0 (2010), conforme já mencionado anteriormente.

$$\varepsilon_t = \ln(1 + \varepsilon_e) \quad (5.1)$$

$$\sigma_t = (1 + \varepsilon_e) \cdot \sigma_e \quad (5.2)$$

Onde:

$\varepsilon_t$  = deformação real (*true strain*);

$\varepsilon_e$  = deformação de engenharia (*engineering strain*);

$\sigma_t$  = tensão real (*true stress*);

$\sigma_e$  = tensão de engenharia (*engineering stress*).

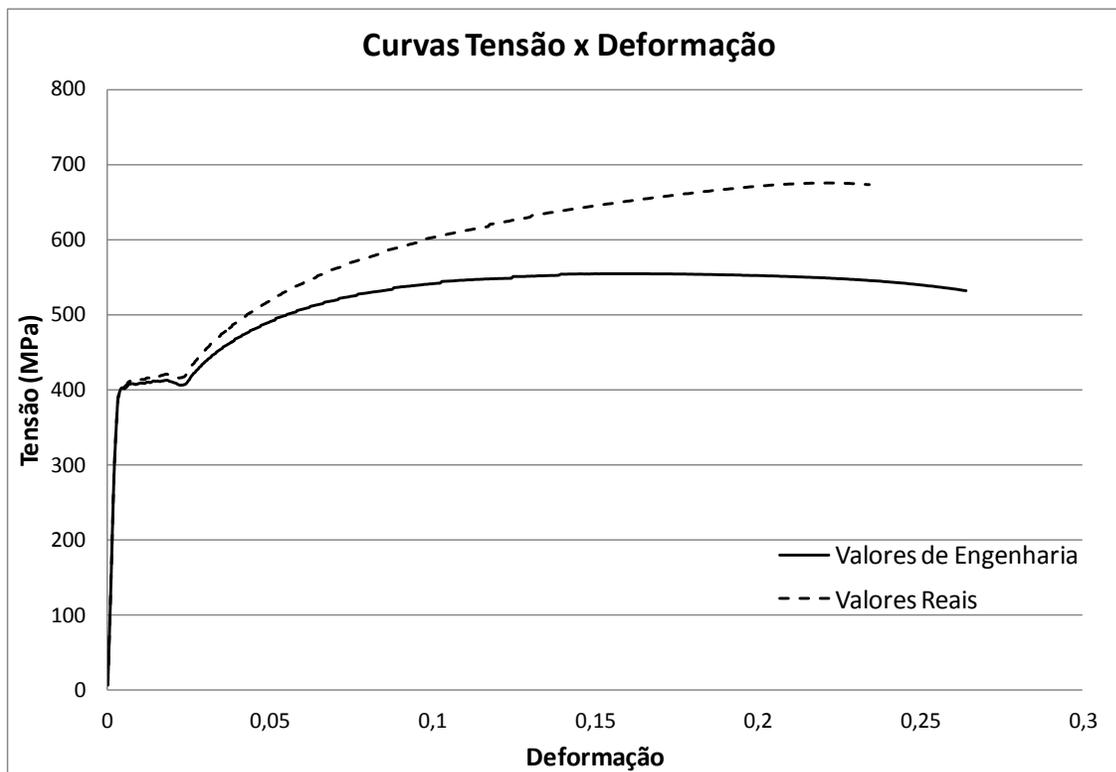


Figura 5.9 - Curvas de engenharia e real

Nos modelos que não apresentavam dados de caracterização das tensões de escoamento e ruptura, como por exemplo em alguns modelos da análise paramétrica, foram utilizados seus valores nominais como valores de tensões de engenharia. Já para os valores de engenharia das deformações de ruptura, optou-se por empregar os valores sugeridos por Salmon e Johnson (1996), de 20% para os tubos e 10% para os parafusos, fazendo uma padronização para todos os modelos. Esses valores são muito próximos dos obtidos na caracterização dos tubos, que ficou em torno de 18%, e também são compatíveis com os valores utilizados em outros trabalhos como Forti (2010) (18%), Vieira (2007) (20%) e Rezende (2005) (20%). Maiores detalhes sobre os

dados das curvas tensão x deformação dos materiais empregadas em cada modelo serão fornecidos nos capítulos seguintes.

## 5.4 MALHA

A geração da malha em um modelo numérico pode ser feita com o emprego de uma malha livre ou uma malha mapeada. A geração de uma malha mapeada é mais trabalhosa do que a de uma malha livre, pois é necessário dividir o modelo em regiões regulares para permitir a geração da malha. Já a malha livre pode ser gerada sem essa necessidade de preparação prévia do modelo.

Como os modelos numéricos foram gerados através de arquivos de texto em linguagem APDL, optou-se por utilizar uma malha mapeada ao invés de uma malha livre, tanto para os tubos quanto para os parafusos, sendo mais trabalhosa apenas a criação do primeiro arquivo APDL, já que nos demais modelos foi utilizado o mesmo arquivo apenas alterando-se algumas características da ligação. A utilização de malhas mapeadas é adequada para a realização de comparações entre modelos numéricos, pois com este tipo de malha consegue-se ter um maior controle no tamanho e formas dos elementos. Apesar de a malha livre apresentar uma melhor adaptação às regiões com furos, também é possível obter uma boa adaptação à essas regiões com o emprego de uma malha mapeada, sendo que este último tipo de malha possui a vantagem de apresentar elementos de formas regulares, resultando em uma boa distribuição de tensões.

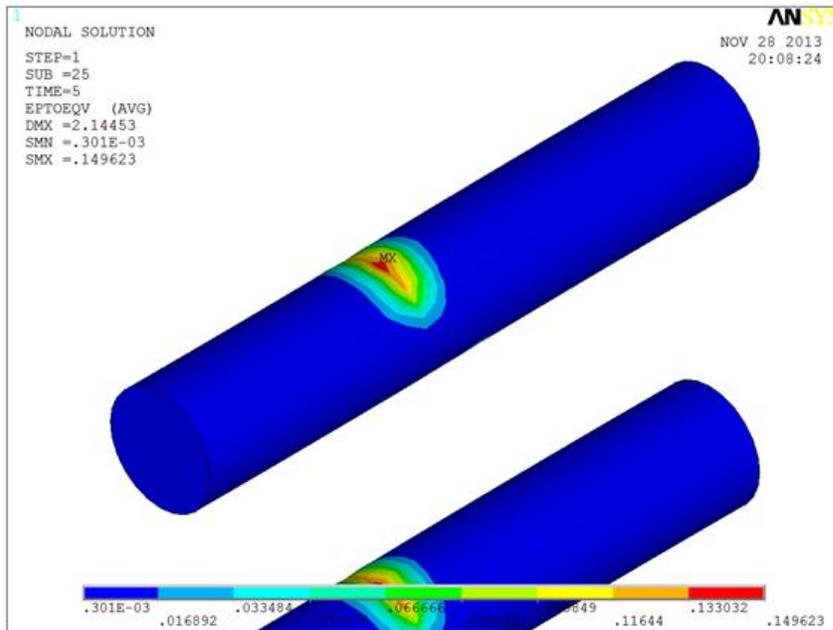
Neste trabalho foram empregados quadriláteros no caso dos elementos do tipo casca, e hexaedros no caso dos elementos do tipo sólido. No momento da geração da malha, procurou-se definir elementos com o formato mais regular possível, próximos à quadrados e cubos. Para definir o grau de refinamento da malha, foi realizado um estudo de malha, variando o tamanho dos elementos dos parafusos e dos tubos. Esse estudo revelou que, mantendo-se a malha dos tubos constante, o refinamento das malhas dos parafusos não altera a carga de ruptura da ligação, apenas aumenta a quantidade de elementos, como pode ser observado na Tabela 5.1.

Tabela 5.1 - Estudo da malha dos parafusos

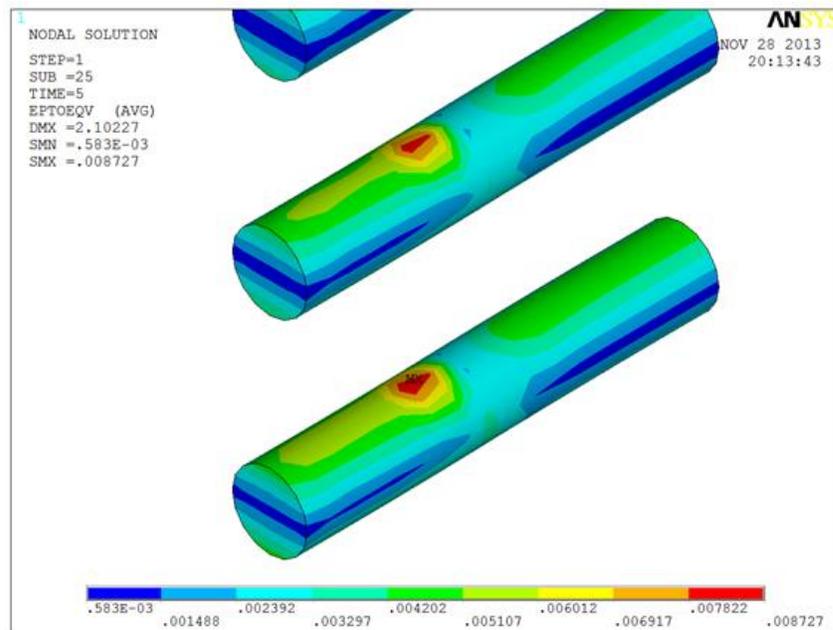
Tamanho dos elementos (mm)		Quantidade de elementos	Carga de ruptura (kN)
Parafusos	Tubos		
4	8	9840	457,58
3	8	12144	457,46
2	8	30648	457,74
4	6	11096	453,36
3	6	13400	453,22
2	6	31904	453,24

Também foi possível notar que a utilização de elementos muito pequenos nos parafusos, com tamanho de 2,0 mm, provocam uma concentração de tensões muito grande na região de contato entre os tubos e os parafusos, atingindo valores acima da deformação de ruptura do parafuso (0,0951). Isso indica que, no modelo numérico o parafuso está rompendo, apesar de esse fato não ser observado no modelo experimental dessa mesma ligação. Como foram utilizados elementos do tipo casca para a modelagem dos tubos, deve-se evitar elementos de tamanho muito pequeno nos parafusos, já que a interface entre elementos do tipo casca com elementos do tipo sólido de tamanho pequeno proporciona concentração de tensões. Ou seja, a utilização de elementos muito pequenos para os parafusos conduz a um comportamento que não condiz com a realidade. A Figura 5.10 apresenta uma comparação das tensões para modelos com malha dos parafusos de tamanho 2,0 mm e 4,0 mm.

Foi realizado também um estudo da malha dos tubos, indicando que o refinamento dessa malha altera ligeiramente a carga de ruptura da ligação, conforme a Tabela 5.2. Nota-se que a utilização de elementos muito pequenos nos tubos dificulta a convergência, como no caso da malha com elementos de tamanho 2 mm. A maior redução da carga de ruptura ocorreu ao reduzir o tamanho dos elementos de 10 mm para 8 mm. Nos demais casos, a redução da carga foi muito pequena, em torno de 1%, porém com um grande aumento da quantidade de elementos.



(a) Malha de 2,0 mm nos parafusos



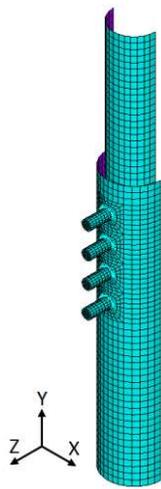
(b) Malha de 4,0 mm nos parafusos

Figura 5.10 - Deformações nos parafusos

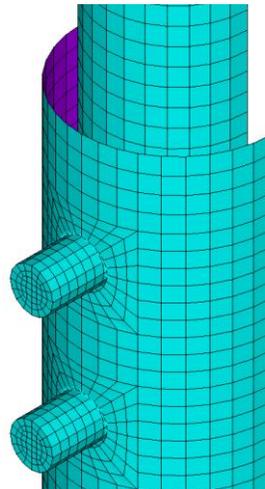
Tabela 5.2 - Estudo da malha dos tubos

Tamanho dos elementos (mm)		Elementos		Carga de ruptura	
Parafusos	Tubos	Quantidade	Aumento	Valor (kN)	Redução
4	10	8460	-	473,30	-
4	8	9840	16,3%	457,58	3,3%
4	6	11096	12,8%	453,36	0,9%
4	4	15852	42,9%	447,22	1,4%
4	2	39696	150,4%	Difícil convergência	-

Dessa forma, optou-se por utilizar malhas de elementos com 4 mm de tamanho para os parafusos e 8 mm para os tubos pois apresentaram bons resultados com relação à carga de ruptura e ao comportamento da ligação, com uma quantidade razoável de elementos. Além disso, dentre todas as malhas testadas, essa chegou até o final da análise sem apresentar erros de convergência, demonstrando ser uma boa malha. Na Figura 5.11 é apresentada a malha adotada nos modelos numéricos.



(a) Ligação completa



(b) Detalhe da região dos furos e parafusos

Figura 5.11 - Malha do modelo numérico

## 5.5 CONDIÇÕES DE CONTORNO

Conforme já citado, para a modelagem numérica foi admitido um plano de simetria dividindo os tubos e parafusos ao meio, conforme a Figura 5.12(a). Para representar esse plano de

simetria no ANSYS v13.0 (2010), foi aplicada a condição de contorno de simetria nas linhas dos tubos interno e externo que interceptam o plano de simetria, conforme a Figura 5.12(b). Também foi aplicada a condição de contorno de simetria nas áreas dos parafusos que interceptam o plano de simetria, conforme a Figura 5.12(b). Dessa forma, foi possível modelar apenas metade da ligação.

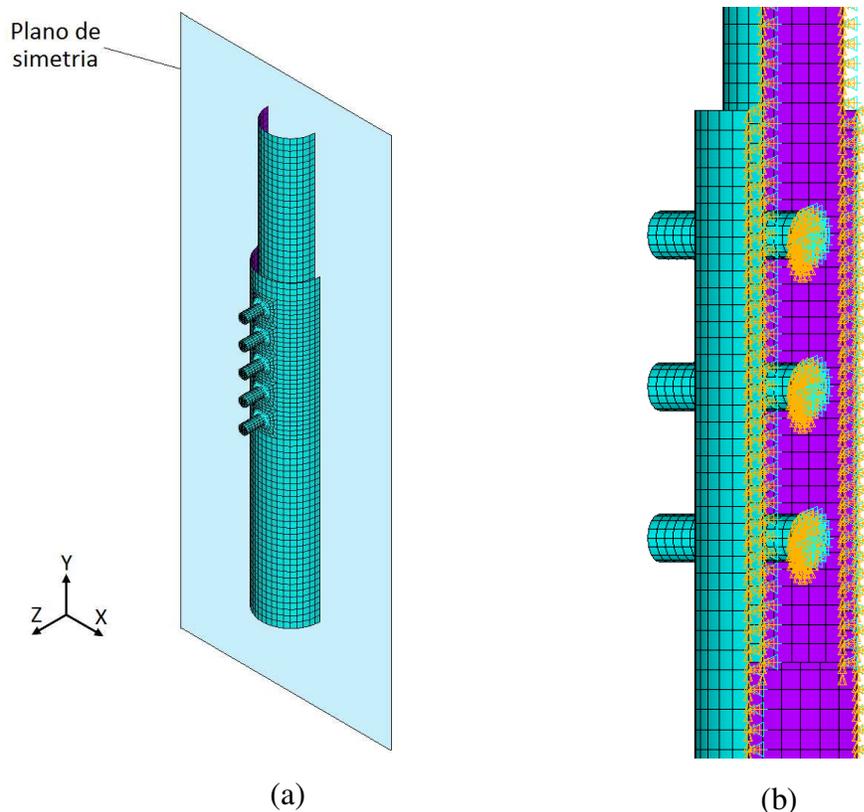


Figura 5.12 - Simetria: (a) plano de simetria, (b) condições de contorno de simetria nos tubos e parafusos

Os nós da base do tubo externo tiveram suas rotações e seus deslocamentos impedidos em todas as direções ( $x$ ,  $y$  e  $z$ ), simulando a fixação desse tubo na prensa utilizada nos ensaios. Já os nós do topo do tubo interno tiveram os seus deslocamentos nas direções  $x$  e  $z$  impedidos, já que a fixação do tubo na prensa do ensaio impede os deslocamentos laterais do tubo nessa região. Nesses mesmos nós foi aplicado o deslocamento de 30 mm de tração na direção  $y$  (vertical), simulando a tração aplicada pela prensa. As condições de contorno dos tubos podem ser observadas na Figura 5.13.

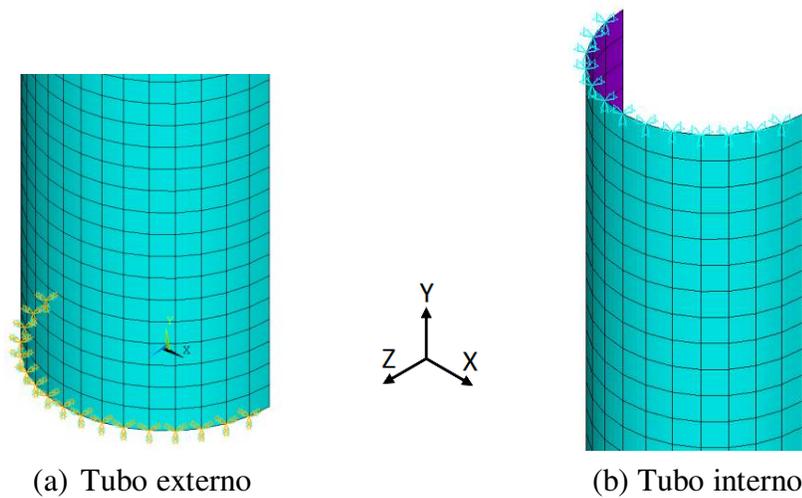


Figura 5.13 - Condições de contorno dos tubos

Como as cabeças dos parafusos não foram modeladas, foi necessário impedir os deslocamentos dos nós das áreas laterais dos parafusos nas direções  $x$  e  $z$ , deixando o deslocamento livre na direção  $y$ , que corresponde à direção de aplicação do deslocamento de tração, conforme a Figura 5.14. Esse procedimento foi necessário para não deixar os parafusos livres nessas direções, evitando o movimento de corpo rígido. Como no protótipo real as cabeças dos parafusos impedem os deslocamentos laterais dos parafusos, esse procedimento não conduz a resultados irrealistas.

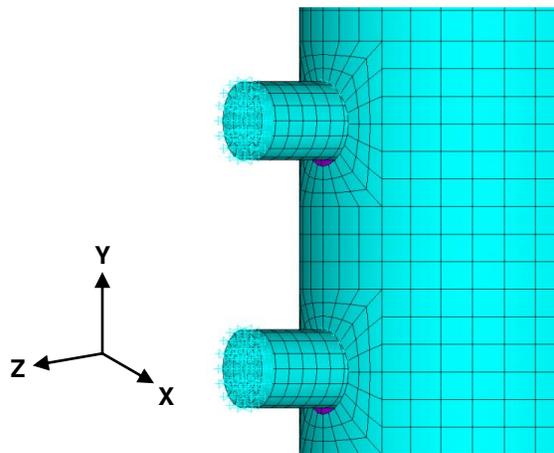


Figura 5.14 - Condições de contorno dos parafusos

Para permitir a transmissão dos esforços entre os tubos e os parafusos, foram utilizados os elementos de contato apresentados na seção 4.2. A Figura 5.15 ilustra os dois pares de contato entre um parafuso e os tubos externo e interno, indicando a superfície alvo (parafuso) e os nós de contato (nós do furo do tubo).

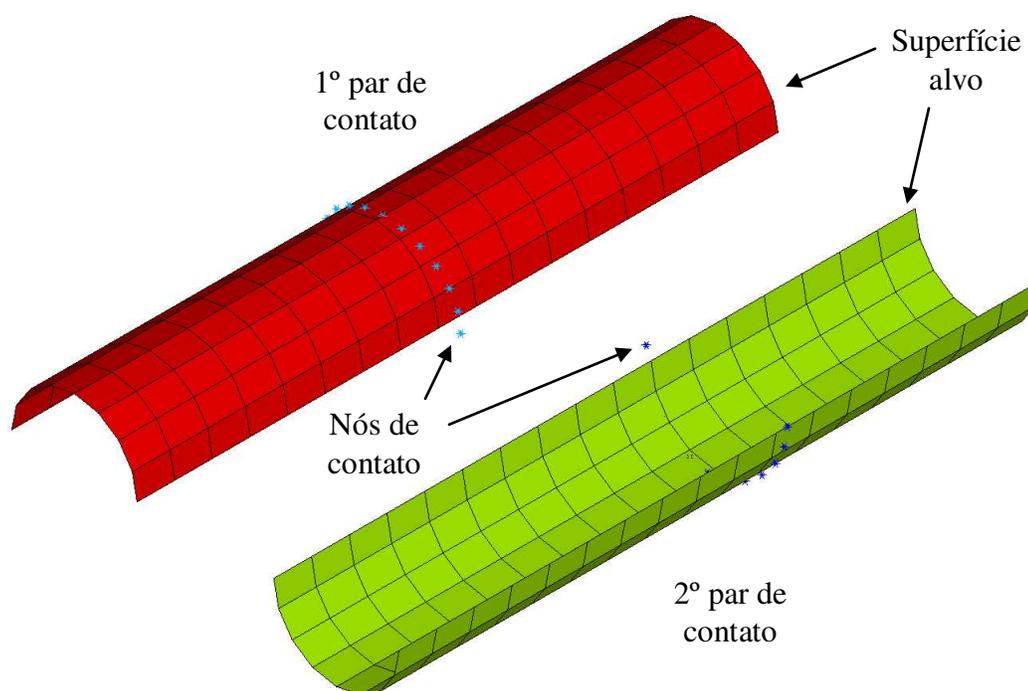


Figura 5.15 - Pares de contato entre um parafuso e tubos externo e interno

## 5.6 CRITÉRIOS DE FALHA

Para avaliar a resistência da ligação é preciso definir quando o modelo numérico começa a atingir o colapso, ou seja, qual é a máxima carga que a ligação suporta antes de começar a ocorrer algum modo de falha. Essa máxima carga também pode ser denominada de carga de ruptura. Para encontrar o valor dessa carga, foram definidos dois critérios que indicam o início da falha da ligação: pico de carga e deformação excessiva. Quando um dos dois critérios é atingido, tem-se o início do colapso da ligação e a sua carga de ruptura.

### 5.6.1 Pico de Carga

Este critério é atingido quando, devido ao efeito da plastificação de uma região de tamanho significativo da ligação, a força atuante na ligação não apresenta crescimento com o aumento dos deslocamentos aplicados. Um exemplo de pico de carga pode ser observado na Figura 5.16, referente aos deslocamentos do ensaio 1 do modelo experimental F-5. Caso não seja atingido o critério de falha por deformação excessiva antes do pico de carga, essa será a carga de ruptura do modelo.

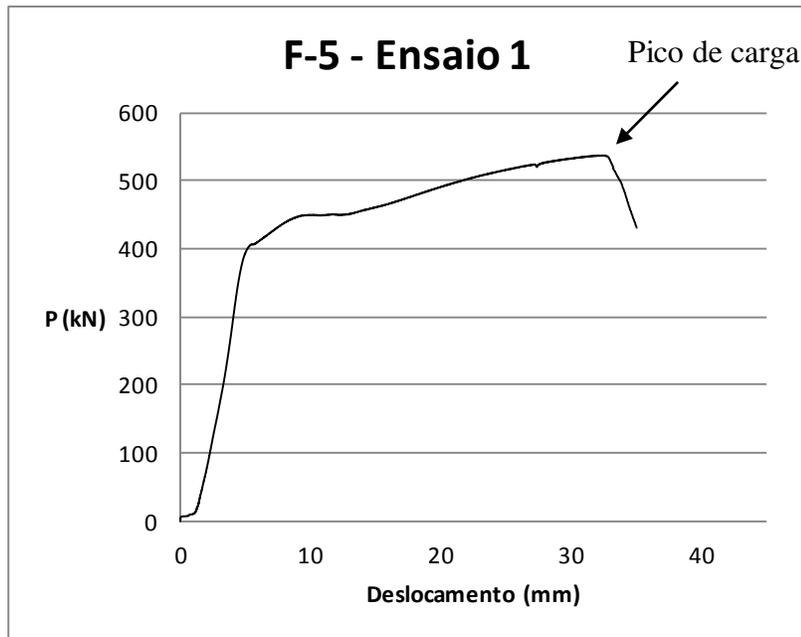


Figura 5.16 - Pico de carga

### 5.6.2 Deformação Excessiva

Para avaliar o estado de tensões em um determinado ponto de um material é necessário conhecer as suas tensões principais. Para um ponto submetido a um estado triaxial de tensões, a tensão de von Mises nesse ponto, que considera as três tensões principais, é dada por:

$$\sigma_{VM} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2]} \quad (5.3)$$

Onde:

$\sigma_{VM}$  = tensão de von Mises;

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$  = tensões principais.

O critério de von Mises estabelece que o material falha quando a tensão de von Mises ultrapassa a tensão de escoamento do material. Toda tensão está sempre relacionada com uma deformação. Portanto, a deformação equivalente de von Mises é dada por:

$$\varepsilon_{VM} = \frac{1}{1+\nu'} \sqrt{\frac{1}{2} [(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_1 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2]} \quad (5.4)$$

Onde:

$\varepsilon_{VM}$  = deformação de von Mises;

$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$  = deformações principais;

$\nu'$  = coeficiente de Poisson efetivo (0,5 para deformação plástica).

Quando o material atinge o escoamento, a tensão de von Mises permanece constante, com um valor igual ao da tensão de escoamento do material, mesmo com o aumento do carregamento aplicado. Já a deformação de von Mises continua aumentando, mesmo após atingir o valor da deformação de escoamento do material. Dessa forma, a identificação do instante em que o modelo numérico falha pode ser feita através da análise da deformação de von Mises em vez da análise da tensão de von Mises, definindo um valor de deformação crítica que deve ser ultrapassado para identificar o início da falha do modelo numérico.

Nesta tese, a definição do valor dessa deformação crítica foi feita de maneira semelhante ao apresentado por Martinez-Saucedo et al. (2006). Em seu trabalho foi simulada a propagação de fratura nas análises numéricas de ligações tubulares circulares com chapas concêntricas, eliminando os elementos que ultrapassaram um valor crítico de deformação. Após diversos testes e comparações com resultados experimentais, Martinez-Saucedo et al. (2006) adotou um valor de 0,60 para essa deformação crítica, superior à deformação de ruptura observada nos ensaios de tração do aço dos tubos e chapas, que ficaram entre 0,20 e 0,35. Ou seja, foi permitida uma plastificação na região de concentração de tensões antes do início da propagação da fratura.

Para o desenvolvimento das análises numéricas desta tese, foi adotada como deformação crítica o valor da deformação de ruptura do material. Assim, define-se como um critério de falha o instante em que a máxima deformação de von Mises, nos tubos ou parafusos, ultrapassa o valor da deformação de ruptura do material. Quando esse critério é atingido, tem-se a carga máxima na ligação que provoca o início da ruptura, caso ele ocorra antes da carga de pico. Dessa forma, o critério adotado nesta tese também permite uma plastificação localizada na região de maior concentração de tensões, onde ocorre a falha da ligação, de maneira semelhante ao trabalho de Martinez-Saucedo et al. (2006), sendo mais conservador, por não simular a propagação da fratura e por adotar que o início da falha não ocorre com uma deformação superior à deformação de ruptura do material, mas sim no instante em que essa deformação é atingida.

Este critério de deformação excessiva seguido nesta tese também foi adotado em outros trabalhos como Minchillo (2011) e Forti (2010), definindo o valor da deformação crítica igual à deformação de ruptura do material. A Figura 5.17 ilustra o momento em que é atingido esse critério para o tubo de um dos modelos analisados. A deformação de ruptura para o tubo desse modelo, já convertida para o valor real (*true strain*), é de 0,18232.

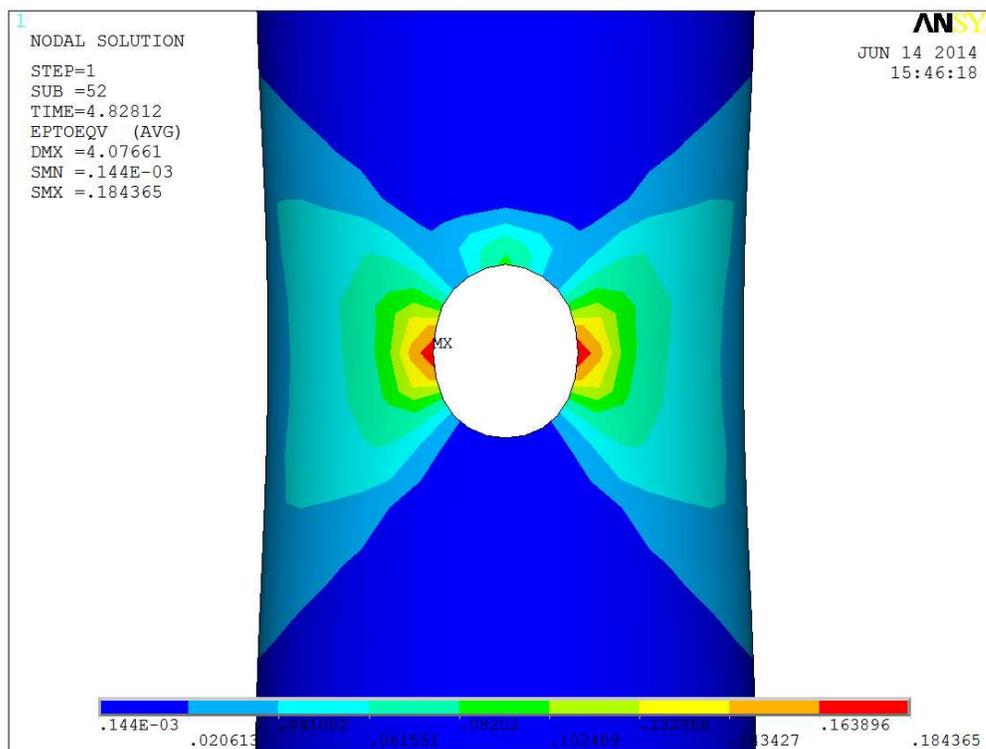


Figura 5.17 - Deformação excessiva no tubo

## 6 VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO

Para garantir que o modelo numérico desenvolvido está representando bem o comportamento real da ligação tubular em luva parafusada, foi necessário validar os resultados numéricos com resultados experimentais. Para a validação do modelo numérico, foram utilizados os resultados das análises experimentais, apresentados na seção 4.3. Foram comparados os modos de falha da ligação, o deslocamento no topo do tubo interno e as deformações nos pontos de instrumentação dos parafusos.

Para cada um dos modelos de protótipos ensaiados, foi desenvolvido um modelo numérico equivalente, totalizando 10 modelos numéricos. A seguir são apresentadas as características de cada modelo, como dimensões e propriedades dos materiais, assim como a comparação entre os resultados numéricos e experimentais.

### 6.1 CARACTERÍSTICAS DOS MODELOS NUMÉRICOS

Os modelos numéricos foram confeccionados com as mesmas dimensões dos protótipos ensaiados, conforme a Tabela 6.1. Em todos os modelos o diâmetro dos parafusos é de 12,7 mm, o diâmetro dos furos é de 14,3 mm, a distância entre o centro de dois furos adjacentes é de 35 mm e a distância do centro do último furo até a borda do tubo é de 40 mm. Essas dimensões são todas nominais, não sendo considerado nenhum tipo de imperfeição referente aos materiais ou ao processo de fabricação.

Conforme mencionado no capítulo anterior, nos modelos numéricos foram inseridos os dados das curvas tensão x deformação dos materiais dos tubos e parafusos convertendo seus valores de engenharia (*engineering stress-strain*) para seus valores reais (*true stress-strain*), conforme as equações (5.1) e (5.2). Na Tabela 6.2 encontram-se os dados das tensões e deformações de escoamento e de ruptura dos aços dos tubos e parafusos, utilizados nos modelos numéricos desenvolvidos para a realização da validação. Esses valores já estão convertidos para os valores reais (*true stress-strain*). Para todos os aços, tubos e parafusos, foi adotado o valor de 200000 MPa para o módulo de elasticidade.

Tabela 6.1 - Dados dos protótipos para os modelos numéricos

Modelo	Número de parafusos	Tubo externo			Tubo interno		
		Diâmetro (mm)	Espessura (mm)	Comprimento (mm)	Diâmetro (mm)	Espessura (mm)	Comprimento (mm)
A-2	2	73,0	5,5	415,0	60,3	5,5	415,0
A-3	3	73,0	5,5	415,0	60,3	5,5	415,0
A-4	4	73,0	5,5	415,0	60,3	5,5	415,0
A-5	5	73,0	5,5	415,0	60,3	5,5	415,0
B-4	4	76,1	3,6	355,0	60,3	3,6	355,0
C-4	4	76,1	3,6	315,0	60,3	5,5	415,0
D-5	5	88,9	4,8	435,0	73,0	5,2	395,0
E-5	5	88,9	4,8	435,0	73,0	5,5	435,0
E-6	6	88,9	4,8	435,0	73,0	5,5	435,0
F-5	5	88,9	5,5	395,0	73,0	5,5	415,0

Tabela 6.2 - Propriedades dos aços para os modelos numéricos

Modelo	Tubo Externo				Tubo Interno				Parafusos			
	$\epsilon_y$ (%)	$f_y$ (MPa)	$\epsilon_u$ (%)	$f_u$ (MPa)	$\epsilon_y$ (%)	$f_y$ (MPa)	$\epsilon_u$ (%)	$f_u$ (MPa)	$\epsilon_y$ (%)	$f_y$ (MPa)	$\epsilon_u$ (%)	$f_u$ (MPa)
A-2	0,1998	399,50	18,232	647,40	0,1905	381,00	18,232	574,80	0,4988	764,80	9,531	1045,00
A-3	0,1998	399,50	18,232	647,40	0,1905	381,00	18,232	574,80	0,4988	764,80	9,531	1045,00
A-4	0,1998	399,50	18,232	647,40	0,1905	381,00	18,232	574,80	0,4988	764,80	9,531	1045,00
A-5	0,1998	399,50	18,232	647,40	0,1905	381,00	18,232	574,80	0,4988	764,80	9,531	1045,00
B-4	0,1930	386,00	18,232	654,00	0,2120	424,00	18,232	642,00	0,4988	764,80	9,531	1045,00
C-4	0,1930	386,00	18,232	654,00	0,1905	381,00	18,232	574,80	0,4988	764,80	9,531	1045,00
D-5	0,1845	369,00	18,232	642,00	0,1515	303,00	18,232	537,60	0,4988	659,30	9,531	930,60
E-5	0,2015	403,00	18,232	653,40	0,1998	399,50	18,232	647,40	0,4988	659,30	9,531	930,60
E-6	0,2015	403,00	18,232	653,40	0,1998	399,50	18,232	647,40	0,4988	659,30	9,531	930,60
F-5	0,1875	375,00	18,232	568,80	0,1998	399,50	18,232	647,40	0,4988	659,30	9,531	930,60

As tensões de escoamento e ruptura dos tubos apresentadas na Tabela 6.2 foram obtidas através da conversão dos valores de engenharia fornecidos pela caracterização, já apresentados na Tabela 4.1. A deformação de escoamento de engenharia foi obtida dividindo-se a tensão de escoamento pelo módulo de elasticidade do aço. Já para os valores de engenharia da deformação de ruptura e da deformação referente ao final do patamar de escoamento dos tubos foram adotadas as recomendações propostas por Salmon e Johnson (1996) para um aço típico, do mesmo tipo utilizado nos tubos: 20% e 2%, respectivamente. Fazendo a conversão para os valores reais, chegam-se aos valores indicados na Tabela 6.2. Esses valores de deformação foram adotados pois em alguns casos o fabricante dos tubos não forneceu todos os dados da

caracterização, apenas os valores das tensões de escoamento e ruptura. Além disso, esses mesmos valores de deformação foram adotados para a análise paramétrica, ficando todos os modelos com o mesmo padrão.

Com relação aos parafusos, a tensão de ruptura apresentada na Tabela 6.2 foi obtida através da conversão do valor de engenharia fornecido pela caracterização. Como os valores das deformação de engenharia não foram fornecidos pela empresa fabricante dos parafusos, foram adotados os valores recomendados por Salmon e Johnson (1996) para um aço típico, do mesmo tipo utilizado nos parafusos: 0,5% para a deformação de escoamento e 10% para a deformação de ruptura, para os valores de engenharia. Esses valores foram convertidos para os valores reais, chegando nos dados apresentados na Tabela 6.2. Já o valor de engenharia da tensão de escoamento, que também não foi fornecido pela empresa fabricante, foi obtido utilizando o módulo de elasticidade tangente nominal do aço, dado por:

$$E_{tg,nom} = \frac{(f_{u,nom} - f_{y,nom})}{(\varepsilon_{u,nom} - \varepsilon_{y,nom})} \quad (6.1)$$

$$\varepsilon_{y,nom} = \frac{f_{y,nom}}{E} \quad (6.2)$$

Onde:

$f_{u,nom}$  = tensão de ruptura nominal (825 MPa para ASTM A325);

$f_{y,nom}$  = tensão de escoamento nominal (635 MPa para ASTM A325);

$\varepsilon_{u,nom}$  = deformação de ruptura nominal (10%);

$\varepsilon_{y,nom}$  = tensão de escoamento nominal;

$E$  = módulo de elasticidade do aço (200000 MPa).

Portanto, para encontrar o valor de engenharia da tensão de escoamento, basta fazer a intersecção entre duas retas, conforme indicado na Figura 6.1. Assim, tem-se um valor de tensão de escoamento de engenharia maior do que o valor nominal, seguindo a mesma proporção entre os valores da tensão de ruptura de engenharia e nominal. Esse valor de tensão de escoamento de engenharia também foi convertido para o valor real, obtendo os dados indicados na Tabela 6.2.

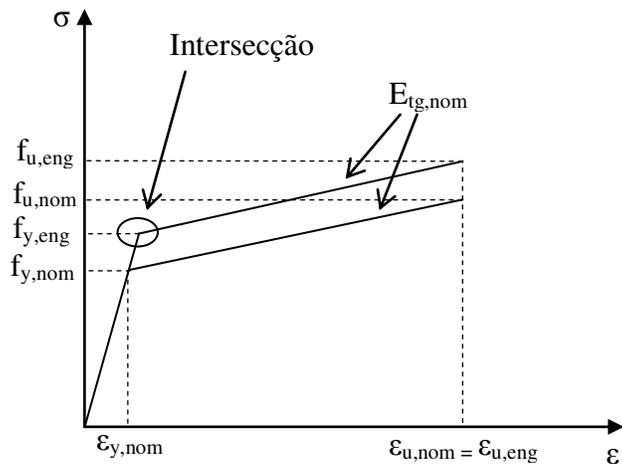


Figura 6.1 - Determinação da tensão de escoamento de engenharia dos parafusos

Conforme explicado anteriormente, foi aplicado um deslocamento de 30 mm no topo do tubo interno de forma incremental. Para permitir uma boa comparação dos resultados numéricos com os experimentais, procurou-se rodar os modelos numéricos de forma que eles atinjam convergência até o passo de carga final de 30 mm, ou chegue o mais próximo possível desse valor, ficando compatível com o deslocamento final observado nas análises experimentais. Para tanto, foi definido um incremento inicial de 0,2 mm, variando entre 0,1 mm e 1,0 mm, conforme a necessidade avaliada automaticamente pelo ANSYS v13.0 (2010) para obter uma melhor convergência. Dessa forma, seis dos 10 modelos numéricos apresentaram convergência até o deslocamento final de 30 mm, enquanto os demais apresentaram convergência até valores de deslocamentos elevados o suficiente para identificar os modos de falha dos modelos.

## 6.2 CORREÇÃO DOS GRÁFICOS EXPERIMENTAIS

Logo no início das análises experimentais pôde-se notar a ocorrência de uma acomodação da ligação, devido a folga existente entre os parafusos e os furos e também a um possível escorregamento das garras que prendem os corpos de prova na prensa. Essa acomodação fica caracterizada por um pequeno trecho de baixa inclinação, quase horizontal, no início das curvas de carga x deslocamento dos protótipos ensaiados, apresentados na Figura 4.5. Essa acomodação ocorreu em todos os modelos experimentais, sendo mais evidente em alguns e menos em outros.

Já nos modelos numéricos, como os parafusos e tubos internos foram movidos previamente, eliminando a folga, e como não foi modelado o sistema de fixação dos protótipos nas garras da prensa, essa acomodação inicial não existe. Portanto, para permitir uma melhor comparação dos deslocamentos do topo do tubo interno entre os modelos experimentais e numéricos, foi feita uma correção das curvas carga x deslocamento de todos os modelos experimentais, eliminando o trecho correspondente à acomodação. A Figura 6.2 exemplifica esse procedimento para o ensaio 2 do protótipo E-5.

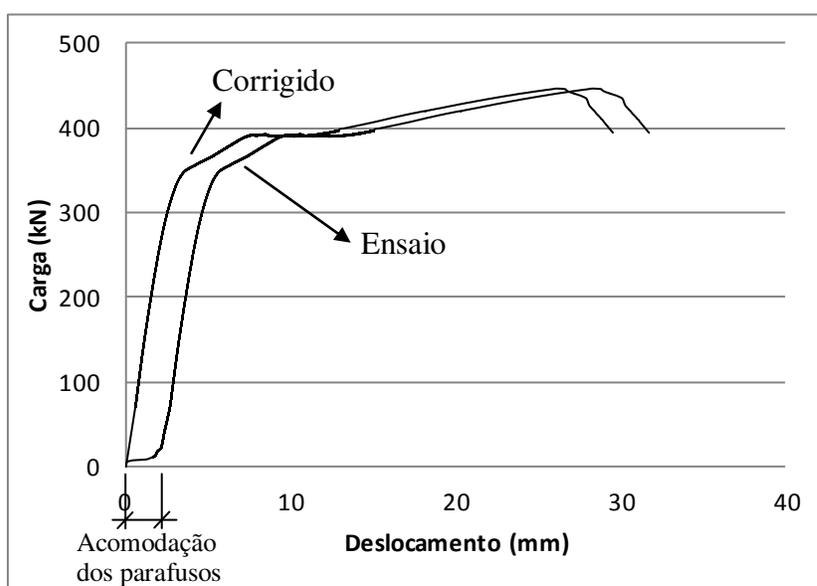


Figura 6.2 - Correção da curva do modelo experimental do ensaio 2 do protótipo E-5

### 6.3 COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS

Para verificar se o modelo numérico desenvolvido consegue representar bem o comportamento real de uma ligação tubular em luva parafusada, foram comparados os resultados das análises numéricas e experimentais. Foram feitas as comparações dos modos de falha, dos deslocamentos no topo do tubo interno e das deformações nos parafusos, que serão apresentadas a seguir.

### 6.3.1 Modos de Falha

Para essa comparação foram analisadas as configurações deformadas dos protótipos ao final dos ensaios com as configurações deformadas dos modelos numéricos ao final da análise computacional. Nos modelos numéricos foi aplicado um deslocamento no topo do tubo interno de 30 mm, de forma incremental, porém, nem todos os modelos numéricos conseguiram atingir a convergência até o deslocamento máximo de 30 mm. A Tabela 6.3 apresenta os valores dos deslocamentos no topo do tubo interno para os protótipos, ao final das análises experimentais, e para os modelos numéricos, ao final da análise computacional, ou seja, o deslocamento referente ao último passo de carga com convergência. Como para alguns protótipos foram realizados mais de um ensaio, são apresentados na Tabela 6.3 os valores do ensaio que apresentou maior deslocamento.

Tabela 6.3 - Deslocamentos máximos das análises experimentais e numéricas

Modelo	Deslocamento no topo do tubo interno (mm)	
	Experimental	Numérico
A-2	11,76	11,83
A-3	32,19	12,33
A-4	25,37	30,00
A-5	30,56	30,00
B-4	16,77	19,28
C-4	26,95	22,80
D-5	26,02	30,00
E-5	29,54	30,00
E-6	31,05	30,00
F-5	40,75	30,00

Apesar de nem todos os modelos numéricos terem atingido o deslocamento de 30 mm, todos atingiram níveis de deslocamento suficientes para identificar os modos de falha da ligação. A Figura 6.3 apresenta as configurações deformadas finais de todos os modelos, sendo possível observar a semelhança dos resultados dos modelos numéricos com os resultados dos ensaios experimentais. Para os ensaios experimentais que tiveram mais de um protótipo avaliado, é apresentado o resultado de apenas um deles, pois todos se comportaram de maneira muito semelhante.

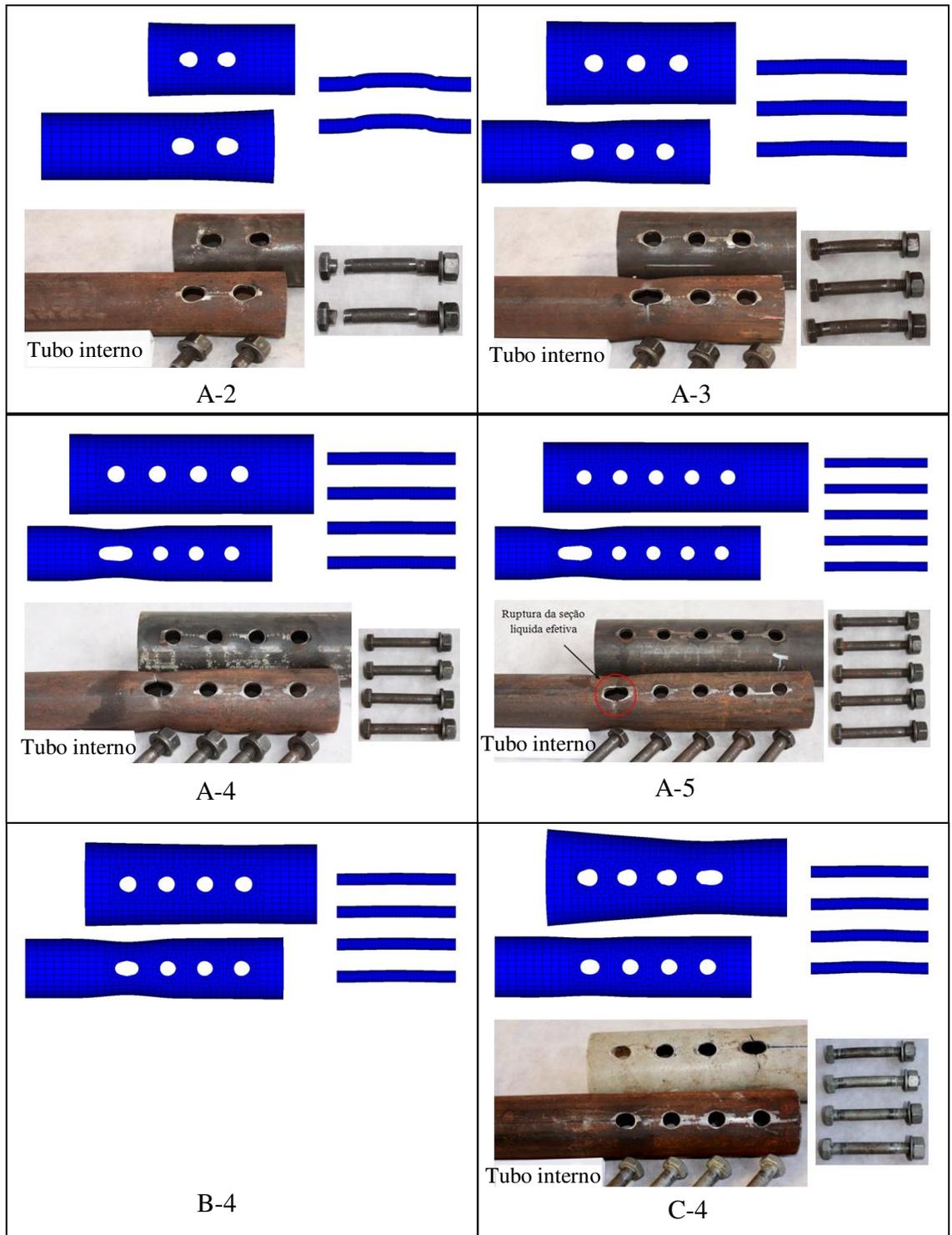


Figura 6.3 - Configurações deformadas dos modelos numérico e experimental (continua na página seguinte)

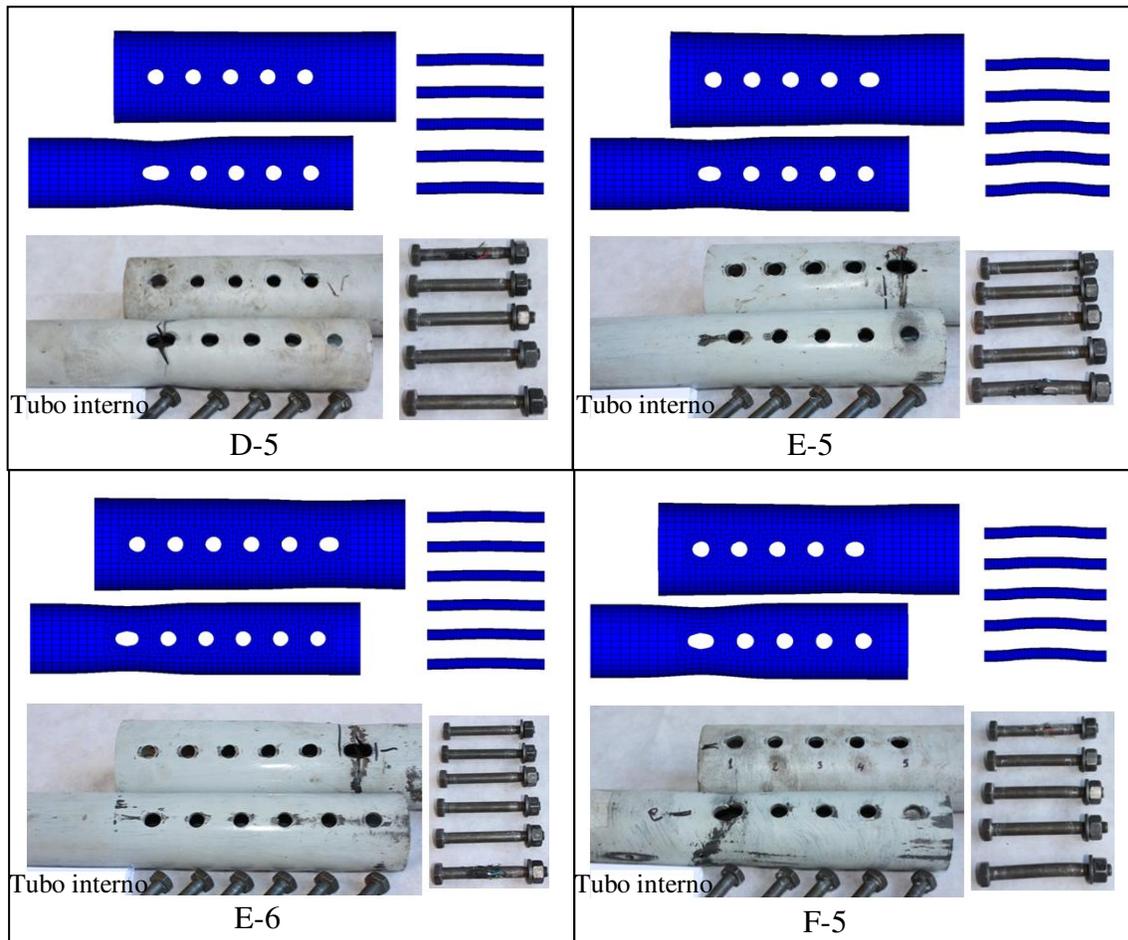


Figura 6.3 - Continuação

No modelo A-2, tanto na análise experimental quanto na numérica, nota-se claramente a ocorrência do esmagamento da parede dos furos dos tubos externo e interno, devido ao abaulamento de um dos lados dos furos. Também pode-se observar uma grande deformação dos parafusos do modelo numérico, exatamente na mesma região onde ocorre o cisalhamento dos mesmos na análise experimental, indicando que o cisalhamento do parafuso também está ocorrendo no modelo numérico. Porém, como não foi implementada a fratura no ANSYS v13.0 (2010), os parafusos não chegam a romper, separando-se em três partes.

Já no modelo A-3 é possível identificar a ruptura da seção líquida do tubo interno no primeiro furo, devido ao alongamento do furo e à estricção da seção transversal do tubo. Também nota-se o esmagamento da parede dos furos dos tubos externo e interno, em menor intensidade do que no modelo A-2. A única diferença entre as configurações deformadas dos modelos numérico

e experimental diz respeito à propagação de fratura, que ocorre no modelo real durante a ruptura da seção líquida do tubo interno, mas não foi implementada no modelo numérico. Além disso, também é possível identificar uma pequena flexão dos parafusos tanto na análise numérica quanto na experimental, sem a ocorrência de cisalhamento.

Os modelos A-4, A-5, D-5 e F-5 também tiveram um comportamento muito semelhante ao do modelo A-3, apresentando ruptura da seção líquida do tubo interno no primeiro furo e esmagamento da parede dos furos dos tubos externo e interno, tanto na análise experimental quanto na numérica. Com relação aos parafusos, a flexão dos mesmos ficou mais evidente na análise numérica do que na experimental, sendo ligeiramente notada em um parafuso do protótipo F-5. No modelo numérico deste mesmo protótipo, também é possível notar a tendência de ocorrência da ruptura da seção líquida do tubo externo, devido a uma pequena estricção da seção transversal e pequeno alongamento do primeiro furo do lado direito do tubo externo.

Como o ensaio do modelo B-4 não se comportou bem, apresentando resultados inconclusivos, conforme já comentado anteriormente, não foram registradas imagens da configuração deformada final desse protótipo. Entretanto, pode-se notar que o modelo numérico teve um comportamento muito semelhante aos demais, apresentando esmagamento da parede dos furos dos tubos externo e interno, ruptura da seção líquida do tubo interno e pequena flexão dos parafusos. Uma explicação para o fato deste modelo não ter se comportado muito bem durante o ensaio pode ser o fato de, tanto o tubo interno quanto o externo, serem muito finos, sendo os mais esbeltos dentre todos os utilizados nas análises experimentais.

Com relação ao modelo C-4, pode-se notar um comportamento um pouco diferente. Tanto o modelo experimental quanto o numérico apresentaram novamente esmagamento da parede dos furos dos tubos externo e interno, porém observa-se agora ruptura da seção líquida no primeiro furo do lado direito do tubo externo ao invés do interno. A flexão dos parafusos novamente é mais perceptível no modelo numérico do que no experimental. Além disso, também se pode notar no modelo numérico, o início da ruptura da seção líquida do tubo interno, enquanto no modelo experimental não foi possível notar esse mecanismo de falha. Esse fato é justificado pois o final da análise numérica desse modelo atingiu um deslocamento maior do que o obtido ao final da análise experimental do protótipo do qual foram tiradas as fotos. Ou seja, talvez o outro protótipo, que atingiu um valor de deslocamento maior ao final da análise, também possa ter iniciado a ruptura da seção líquida do tubo interno. Ao fazer uma análise para um nível de

deslocamento igual ao deslocamento final da análise experimental, percebe-se que as configurações deformadas dos modelos experimental, apresentada na Figura 6.3, e numérico, apresentada na Figura 6.4, são muito semelhantes, ficando mais evidente a ocorrência da ruptura da seção líquida do tubo externo do que a do tubo interno, devido a estricção da seção transversal do tubo e ao alongamento do furo serem maiores naquele tubo. Além disso, o tubo externo empregado neste modelo é o mesmo utilizado no modelo B-4, que não apresentou um bom comportamento. Ou seja, aparentemente a utilização de tubos muito esbeltos deve ser evitada, nas ligações tubulares em luva parafusada.

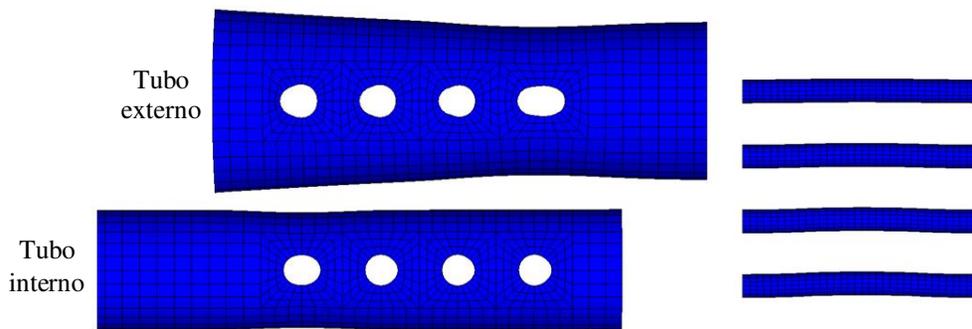


Figura 6.4 - Configuração deformada do modelo numérico C-4 com deslocamento igual ao final da análise experimental

Os dois modelos que apresentaram maiores diferenças nas configurações deformadas das análises numérica e experimental foram o E-5 e o E-6. Em ambos é possível notar o esmagamento da parede dos furos do tubo externo e interno, tanto no modelo numérico quanto no experimental. Porém, a ruptura da seção líquida nas análises experimentais ocorre apenas no tubo externo, enquanto nos modelos numéricos pode-se notar esse modo de falha tanto no tubo interno quanto no externo. Além disso, nos modelos numéricos, a ruptura da seção líquida é mais evidente no tubo interno, indicando que ela ocorre antes da ruptura da seção líquida do tubo externo, enquanto nos modelos experimentais esse mecanismo de ruptura ocorre primeiro no tubo externo, não chegando a ocorrer no tubo interno.

Uma hipótese para essa diferença é a de que o material do tubo externo utilizado no ensaio possui uma resistência um pouco menor do que a fornecida pela caracterização. Para testar essa hipótese, foram feitas novas análises numéricas do modelo E-6, reduzindo a tensão de escoamento apenas do tubo externo em 15%, 20% e 25%. A configuração deformada dessas

novas análises numéricas evidenciam apenas a ruptura da seção líquida do tubo externo, ficando muito parecidas com a configuração deformada do modelo experimental, apresentada na Figura 6.3. Esse fato pode ser observado na Figura 6.5 para o modelo com redução de 20% da tensão de escoamento do aço do tubo externo, onde é possível notar a estricção da seção transversal do tubo externo e o alongamento do furo neste mesmo tubo.

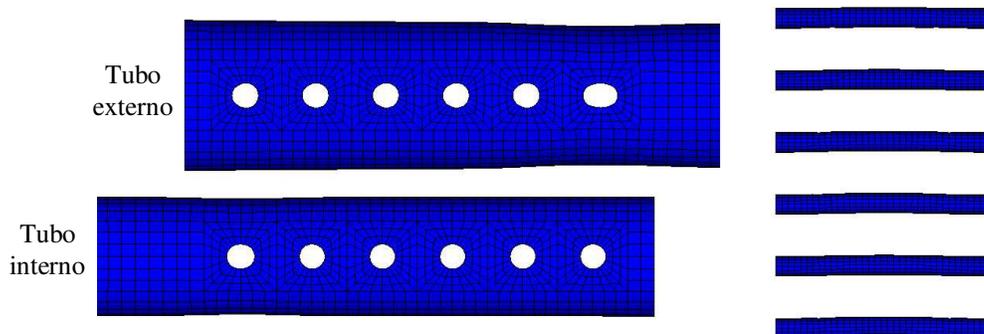


Figura 6.5 - Configuração deformada do modelo numérico E-6 com redução da tensão de escoamento em 20% para o aço do tubo externo

As comparações feitas anteriormente demonstraram que as configurações deformadas dos modelos numéricos e experimentais estão muito próximas. Em sete dos nove modelos que possuem resultados experimentais, as configurações deformadas são praticamente as mesmas, apresentando ligeira diferença em apenas dois modelos. Em todas as comparações, foi possível identificar os mesmos modos de falha nos modelos numérico e experimental, sendo eles o esmagamento da parede dos furos dos tubos externo e interno, a ruptura da seção líquida dos tubos externo e interno e o cisalhamento dos parafusos. Também foi possível notar a flexão dos parafusos sendo mais evidente nas análises numéricas do que nas experimentais.

Com relação à ruptura da seção líquida, é interessante notar que ela ocorre nas seções mais solicitadas de cada tubo. Essas seções não coincidem no mesmo parafuso para os tubos externo e interno, estando localizadas nos dois parafusos extremos da ligação. Nas configurações deformadas apresentadas na Figura 6.3, a seção mais crítica para o tubo externo corresponde ao primeiro furo da direita, enquanto que a seção mais crítica para o tubo interno corresponde ao primeiro furo da esquerda. Essas seções são as mais críticas pois estão com 100% da carga total de tração atuando nas mesmas.

### 6.3.2 Deslocamento no Topo do Tubo Interno

Além da configuração deformada, também foram feitas comparações entre as curvas carga x deslocamento dos modelos numéricos e experimentais. Nos modelos experimentais, o deslocamento foi obtido através do LVDT posicionado entre as extremidades dos tubos interno e externo, medindo o deslocamento relativo entre esses dois pontos. Já nos modelos numéricos, os deslocamentos foram medidos no topo do tubo interno, uma vez que a base do tubo externo foi mantida fixa, e as cargas foram obtidas através das reações na base do tubo externo.

A comparação dos deslocamentos encontra-se apresentada na Figura 6.6, e as curvas dos modelos experimentais já estão corrigidas conforme explicado na seção 5.2. Estão incluídos os resultados de todas as análises experimentais, com exceção dos protótipos que tiveram um parafuso instrumentado. Optou-se por não utilizar os resultados desses protótipos na validação do modelo numérico, pois foram feitas algumas modificações para instalação dos extensômetros, como aumento dos furos e redução da seção transversal do parafuso. Essas modificações reduziram ligeiramente a resistência dos tubos e parafusos, ficando diferente dos modelos numéricos, o que impossibilita uma boa comparação.

Pelos resultados das análises experimentais, pode-se notar que o ensaio 2 do modelo A-3 e o ensaio do modelo B-4 não apresentaram um bom comportamento durante a análise experimental, fato também observado por Silva (2012). Dessa forma, esses dois resultados não foram levados em conta para a validação do modelo numérico.

Pelos resultados apresentados na Figura 6.6, é possível notar que em todos os casos, as curvas dos modelos numérico e experimental são semelhantes. O formato das curvas muda conforme o modo de falha predominante na ligação. No caso de falha por cisalhamento do parafuso e esmagamento da parede dos furos, sem a ocorrência da ruptura da seção líquida do tubo, como no modelo A-2, nota-se um trecho linear inicial pequeno seguido de um trecho não linear. Já no caso de falha por ruptura da seção líquida do tubo, com esmagamento da parede dos furos e sem cisalhamento dos parafusos, como em todos os demais modelos, pode-se, de forma simplificada, dividir a curva em quatro trechos lineares: um trecho linear inicial seguido de um pequeno trecho linear com redução da inclinação, um trecho horizontal, seguido de um trecho linear com inclinação maior que zero, até chegar ao ponto de carga máxima da ligação. Em alguns casos existe um trecho de inclinação negativa após a carga máxima.

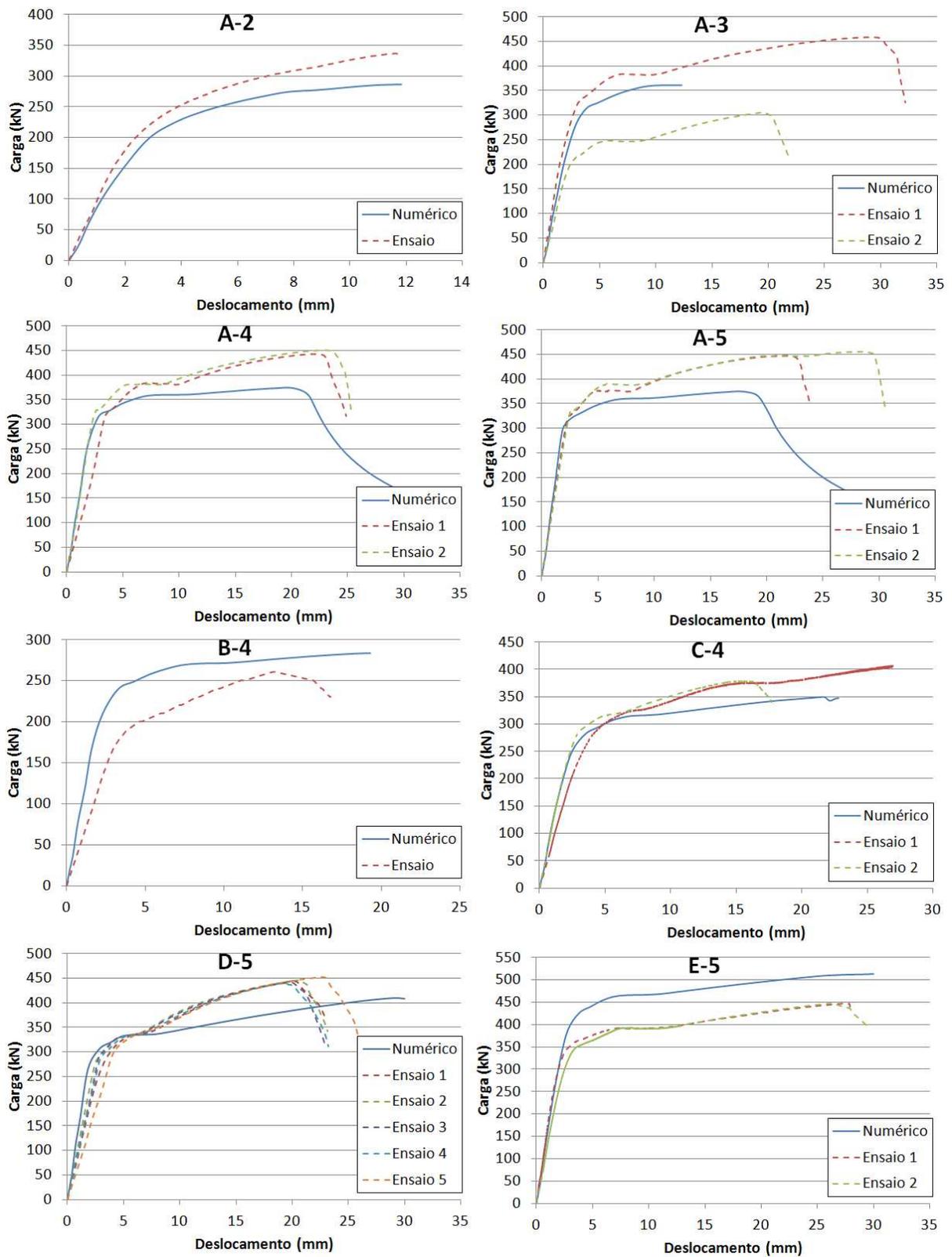


Figura 6.6 - Comparação entre as curvas carga x deslocamento dos modelos numéricos e experimentais (continua na página seguinte)

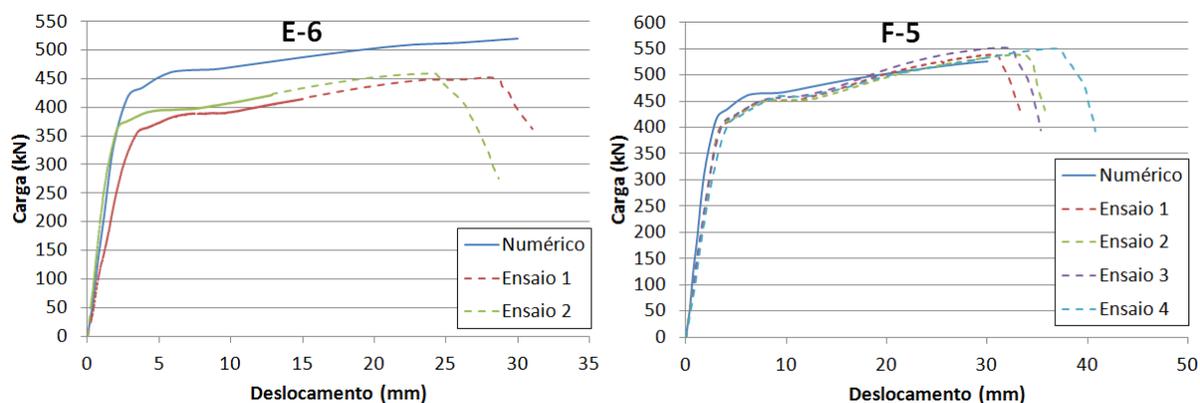


Figura 6.6 - Continuação

Observando os resultados das análises experimentais, nota-se que as curvas carga x deslocamento de diferentes ensaios de um mesmo modelo não são idênticas, apresentando o mesmo comportamento, porém com pequenas diferenças nos níveis de carga e na inclinação do trecho linear inicial, devido às imperfeições existentes na ligação e as folgas entre os parafusos e furos. Comparando-se as curvas dos modelos numéricos com as curvas dos modelos experimentais, nota-se que em alguns casos, as inclinações dos trechos lineares iniciais são coincidentes, e em outros existe uma pequena diferença, ficando bem próximas do conjunto das curvas dos modelos experimentais. Assim, pode-se concluir que a rigidez de cada modelo numérico está compatível com a rigidez do conjunto de modelos experimentais correspondente.

De uma maneira geral, após o trecho linear inicial, as curvas dos modelos numérico e experimental começam a se distanciar um pouco mais, com diferença máxima entre as curvas variando entre 19% no caso do modelo E-5, e 5,6% no caso do modelo F-5. Apenas os modelos E-5 e E-6 apresentam curvas dos modelos numéricos consideravelmente acima das curvas dos modelos experimentais, com um trecho linear inicial mais longo. Esses são os mesmos modelos que apresentaram uma pequena diferença nos modos de falha dos modelos numérico e experimental. As novas análises numéricas já mencionadas anteriormente, feitas para o modelo E-6 considerando uma redução da tensão de escoamento do aço do tubo externo entre 15% e 25%, permitiram obter curvas carga x deslocamento mais próximas dos resultados experimentais, como pode ser observado na Figura 6.7. Esse fato reforça a hipótese de que o aço utilizado no ensaio para o tubo externo dos modelos E-5 e E-6 pode ter uma tensão de escoamento inferior ao valor informado pela caracterização.

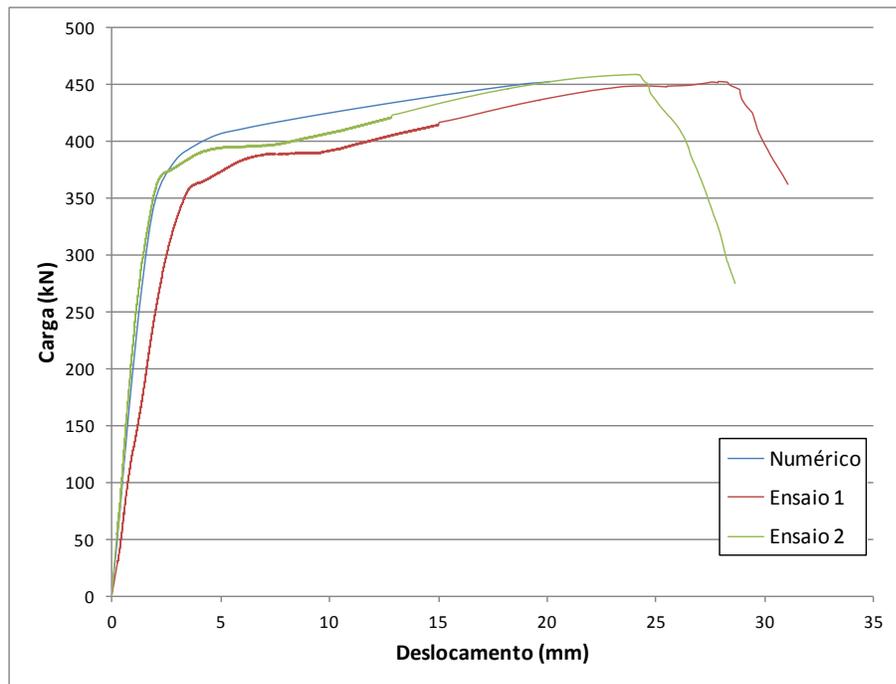
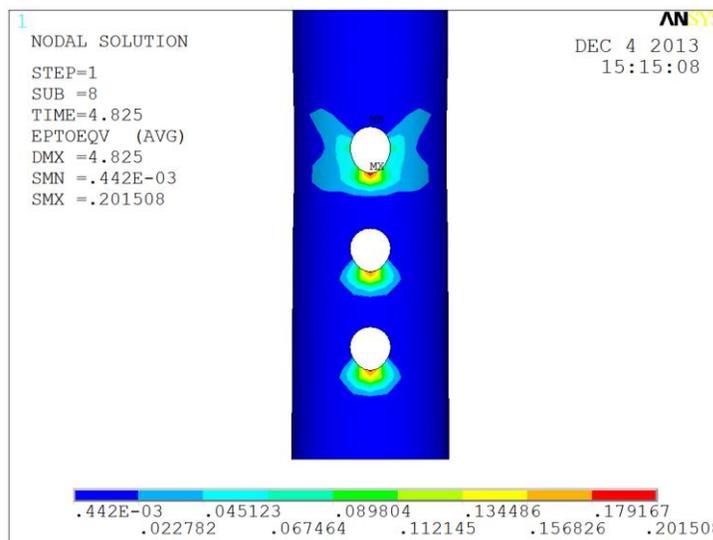


Figura 6.7 - Curva carga x deslocamento do modelo E-6 com redução de 20% na tensão de escoamento

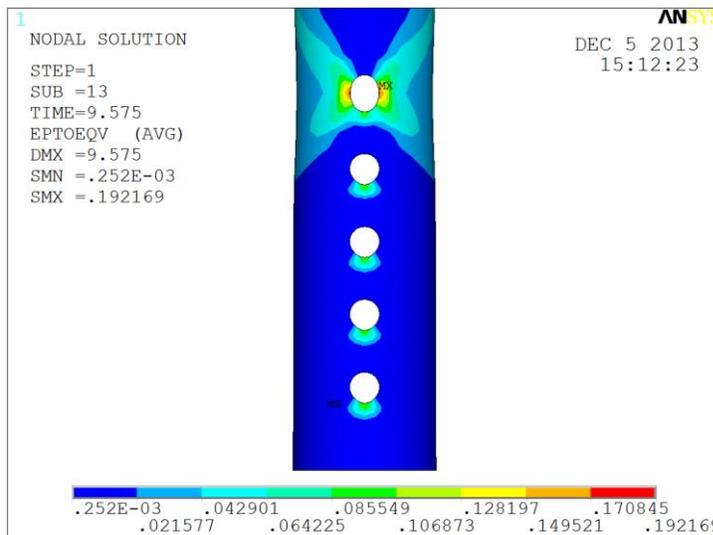
Pela Figura 6.6, nota-se que a diferença entre as curvas dos modelos numérico e experimental fica mais acentuada no trecho não linear de todos os modelos, que é quando o processo de falha da ligação inicia-se através de um dos modos de falha. Uma explicação para essa maior diferença são as simplificações adotadas no modelo numérico, como por exemplo, o fato de não estar implementada a propagação da fratura. A existência da fratura no modelo real provoca uma redistribuição dos esforços diferente da que ocorre no modelo numérico, assim, o comportamento dos dois modelos também é diferente.

Para que uma estrutura seja segura, ela deve ser utilizada com níveis de carga que não provoquem nenhum modo de falha na ligação. Portanto, caso a diferença entre o modelo numérico e experimental seja pequena no momento em que se inicia um modo de falha, pode-se garantir que o modelo numérico está representando bem a realidade, já que a ligação será projetada de modo a não ultrapassar esse ponto de início de falha. Assim, a não implementação da propagação da fratura no modelo numérico não irá alterar significativamente o resultado da análise até o ponto de início de falha da ligação.

Para verificar a diferença de carga entre os modelos numérico e experimental antes da ocorrência do colapso da ligação, foram identificados o modo de falha e o momento em que este se inicia em cada modelo numérico, através dos critérios de falha estabelecidos previamente: pico de carga ou deformação excessiva. Em todos os casos o início de falha da ligação foi identificado através do critério da deformação excessiva, quando a deformação de von Mises em algum ponto do modelo numérico supera a deformação de ruptura do material. A Figura 6.8 apresenta dois exemplos de identificação do modo de falha da ligação, correspondente aos modelos A-3 e D-5.



(a) A-3



(b) D-5

Figura 6.8 - Início da falha dos modelos

No caso do modelo A-3, é possível notar a ocorrência do esmagamento da parede do furo do tubo interno, já que a deformação de von Mises na borda inferior do furo está acima da deformação de ruptura do aço do tubo, que é de 0,18232. Já para o modelo D-5 observa-se a ruptura da seção líquida no primeiro furo do tubo interno, pois a deformação de von Mises nas laterais desse furo estão acima da deformação de ruptura do aço do tubo, que também é de 0,18232. Para os demais modelos, a identificação do modo de falha foi feito da mesma maneira.

Na maioria dos modelos numéricos foi possível identificar a ocorrência de mais de um modo de falha. A identificação de cada modo de falha observado encontra-se na Tabela 6.4. Também estão inclusos os valores do deslocamento no topo do tubo interno e a carga atuante no modelo numérico no momento em que se verifica o respectivo modo de falha. A carga do modelo numérico foi comparada com a carga obtida no modelo experimental para um mesmo valor de deslocamento do topo do tubo interno. No caso dos modelos com mais de um ensaio, foi feita a média das cargas de todos os modelos experimentais, com exceção do ensaio 2 do modelo A-3, que foi desprezado por não apresentar bons resultados.

Tabela 6.4 - Modos de falha dos modelos numéricos

Modelo	Modelo Numérico			Modelo Experimental	Diferença entre as cargas
	Modo de falha	Deslocamento (mm)	Carga (kN)	Carga para o mesmo deslocamento (kN)	
A-2	1º: Esmagamento do furo do tubo interno	3,83	225,62	249,15	9,4%
	2º: Esmagamento do furo do tubo externo	4,83	243,24	268,63	9,5%
	3º: Cisalhamento dos parafusos	7,83	274,22	307,01	10,7%
A-3	1º: Esmagamento do furo do tubo interno	4,83	324,10	358,73	9,7%
	2º: Ruptura da seção efetiva do tubo interno	6,83	343,92	383,65	10,4%
	3º: Esmagamento do furo do tubo externo	6,83	343,92	383,65	10,4%
A-4	Ruptura da seção efetiva do tubo interno	5,83	349,94	375,12	6,7%
A-5	Ruptura da seção efetiva do tubo interno	4,50	342,76	373,25	8,2%
B-4	1º: Ruptura da seção efetiva do tubo interno	5,28	258,06	200,00	29,0%
	2º: Esmagamento do furo do tubo externo	10,28	271,84	240,00	13,3%
C-4	1º: Esmagamento do furo do tubo externo	3,50	282,40	276,35	2,2%
	2º: Ruptura da seção efetiva do tubo externo	7,00	315,36	325,76	3,2%
	3º: Ruptura da seção efetiva do tubo interno	18,00	343,10	357,83	4,1%
D-5	Ruptura da seção efetiva do tubo interno	9,58	343,02	370,71	7,5%
E-5	1º: Ruptura da seção efetiva do tubo interno	6,80	461,20	387,79	18,9%
	2º: Esmagamento do furo do tubo externo	11,80	469,82	393,18	19,5%
	3º: Ruptura da seção efetiva do tubo externo	24,80	506,74	441,79	14,7%
E-6	1º: Ruptura da seção efetiva do tubo interno	5,83	461,36	388,32	18,8%
	2º: Ruptura da seção efetiva do tubo externo	20,83	505,42	447,23	13,0%
F-5	1º: Ruptura da seção efetiva do tubo interno	6,09	461,00	433,71	6,3%
	2º: Esmagamento do furo do tubo externo	14,09	483,38	466,53	3,6%

Apenas no modelo A-2 foi possível verificar o modo de falha por cisalhamento do parafuso. Na Figura 6.9 está representado o instante em que a deformação de von Mises ultrapassa da deformação de ruptura do parafuso na região onde o mesmo sofre o cisalhamento, caracterizando o início deste modo de falha. A deformação de ruptura do parafuso do modelo A-2 é de 0,0951.

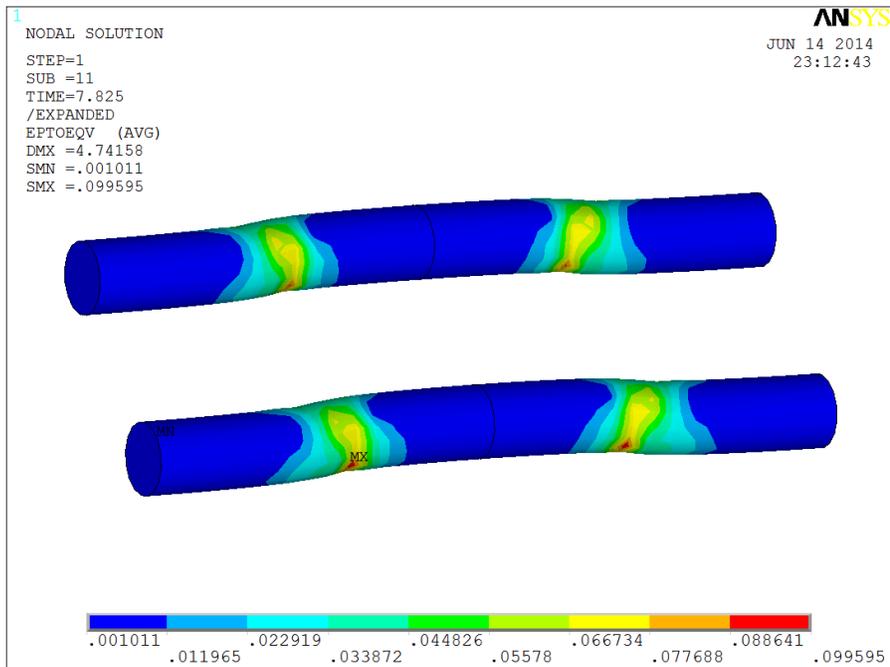


Figura 6.9 - Início do cisalhamento nos parafusos

Nos modelos numéricos em que foram identificados mais de um modo de falha, nem sempre o primeiro coincide com o modo de falha mais evidente na análise experimental. Esse fato pode ser observado comparando-se o primeiro modo de falha dos modelos A-2 e A-3 apresentados na Tabela 6.4, que foi o esmagamento da parede do furo do tubo interno, com as configurações deformadas da Figura 6.3, onde ficam evidentes a ocorrência do cisalhamento dos parafusos e ruptura da seção líquida do tubo interno, respectivamente. Apesar de evidenciar um dos modos de falha, a Figura 6.3 também permite observar a ocorrência do esmagamento da parede dos furos dos tubos. Ou seja, antes de atingir o modo de falha mais evidente, o modelo real também passou pelos demais mecanismos observados nos modelos numéricos. Esse fato fica

comprovado quando se nota que, em todos os modelos de ligação analisados, o modo de falha mais evidente no modelo experimental também ocorreu no modelo numérico, independente de ser o primeiro ou não.

Comparando-se os níveis de carga dos modelos numérico e experimental no momento em que ocorre o primeiro modo de falha, nota-se que a diferença varia entre 9,7%, no caso do modelo A-3, e 2,2%, no caso do modelo C-4. Para essa análise foram desconsiderados os modelos E-5 e E-6 que aparentemente foram ensaiados com um aço do tubo externo de menor resistência, e o modelo B-4, cuja análise experimental não apresentou bons resultados. De uma maneira geral, a partir do início de um dos modos de falha as diferenças aumentam, mas como se deseja que a ligação trabalhe com cargas inferiores às que provoquem o início do colapso, pode-se garantir que até o início do primeiro modo de falha, as diferenças entre os modelos numérico e experimental estão abaixo de 10%, como pode ser observado pelos valores em destaque na Tabela 6.4. Fazendo-se a média desses valores em destaque, obtém-se uma diferença de 7,1%, que é um valor aceitável, levando-se em conta o ineditismo do estudo, as simplificações adotadas no modelo numérico e as imperfeições e erros inerentes do processo da análise experimental.

Outro fato que merece destaque diz respeito ao trecho horizontal observado nas curvas carga x deslocamento da Figura 6.6. Em todos os modelos numéricos, esse trecho horizontal está relacionado com o escoamento de um dos tubos, o de menor área da seção transversal. Calculando-se a carga necessária para o escoamento da seção bruta do tubo através da equação (3.5), sem considerar o coeficiente de segurança  $\gamma_{al}$ , chega-se à mesma carga com que ocorre o trecho horizontal em cada modelo numérico. Observando as tensões de von Mises no tubo dos modelos numéricos em regiões mais distantes dos parafusos, nota-se que elas atingem a tensão de escoamento do aço do tubo com o valor de carga correspondente ao trecho horizontal em todos os modelos. Assim, fica comprovado que esse trecho realmente corresponde ao escoamento de um dos tubos da ligação.

Portanto, pode-se concluir que mesmo após o escoamento de um dos tubos, a ligação continua resistindo a valores maiores de carga, uma vez que a curva carga x deslocamento apresenta um trecho ascendente após o trecho horizontal. Além disso, com exceção do modelo D-5, todos os demais modelos apresentaram o primeiro mecanismo de colapso antes do escoamento de um dos tubos. Já os demais mecanismos de colapso ocorreram após o escoamento de um dos tubos em alguns modelos, demonstrando que a ligação realmente resiste a cargas maiores após o

escoamento, apesar de não ser aconselhável a utilização da ligação com cargas maiores que a de escoamento da seção bruta do tubo.

### **6.3.3 Deformações nos parafusos**

Também foi feita a comparação dos valores das deformações nos parafusos obtidas para os modelos numérico e experimental. A instrumentação dos parafusos foi feita em apenas um protótipo dos modelos C-4, D-5, E-5, E-6 e F-5, para apenas um dos parafusos extremos. Como os modelos E-5 e E-6 aparentemente foram ensaiados com aços diferentes da caracterização, optou-se por não fazer a comparação das deformações nos parafusos para esses dois modelos. Assim, foi feita a comparação apenas para os modelos C-4, D-5 e F-5. Os resultados encontram-se na Figura 6.10. Os extensômetros foram posicionados nas partes superior e inferior dos parafusos, na região central. Portanto, as deformações de von Mises dos modelos numéricos foram medidas nessas mesmas regiões.

É possível notar que as deformações nos parafusos para os modelos numérico e experimental são compatíveis, apresentando curvas semelhantes. As diferenças notadas são justificáveis, devido ao desgaste feito nos parafusos dos modelos experimentais para a fixação dos extensômetros. Assim, os parafusos dos ensaios são menos resistentes, deformando mais para um mesmo valor de carga.

Da mesma maneira como foi observado por Silva (2012) nos modelos experimentais, e apresentado no capítulo 3 desta tese, a deformação de von Mises nos parafusos dos modelos numéricos também ultrapassa ou atinge a deformação de escoamento do aço do parafuso, que para as análises numéricas foi adotado como sendo 0,004988. Isso indica que os modelos numéricos também estão atingindo o estado limite de flexão excessiva dos parafusos, assim como foi observado nos modelos experimentais. Ou seja, o comportamento dos parafusos nos modelos numérico e experimental é semelhante.

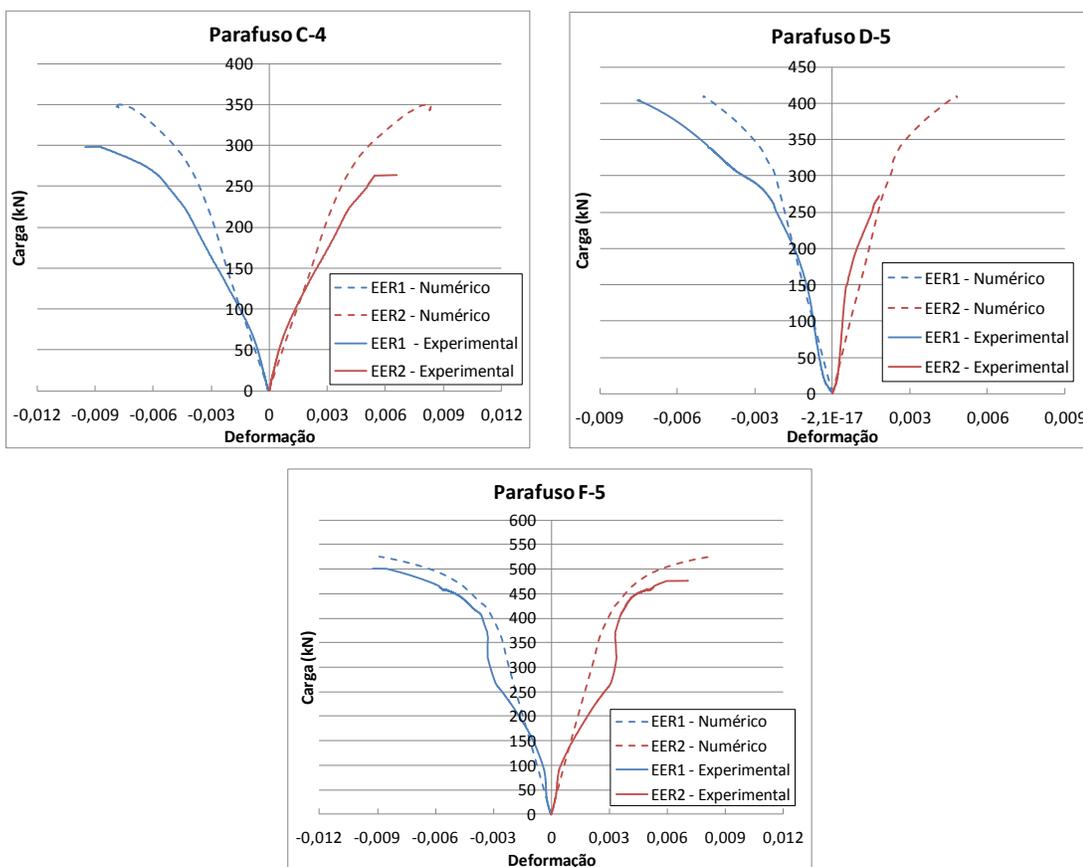


Figura 6.10 - Deformações nos parafusos

## 6.4 AVALIAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO

Após todas as comparações feitas entre os modelos numéricos e experimentais, é possível concluir que, eliminando os resultados experimentais dos modelos E-5, E-6, B-4 e do ensaio 2 do modelo A-3, pelos motivos já citados anteriormente, os modelos numéricos apresentaram bons resultados. Pelas análises dos demais modelos, nota-se que os modelos numéricos conseguiram reproduzir os mesmos modos de falha observados nas análises experimentais, apresentando configurações deformadas muito semelhantes. As curvas carga x deslocamento dos modelos numérico e experimental também apresentaram comportamentos semelhantes, com os mesmos formatos, podendo-se distinguir o modo de colapso mais evidente na ligação, cisalhamento do parafuso ou ruptura da seção líquida, pelo formato apresentado pela curva carga x deslocamento. Em todos os casos, a rigidez do modelo numérico foi compatível com a rigidez dos modelos experimentais.

A modelagem numérica permitiu identificar o instante em que se inicia o colapso da ligação e qual modo de falha está ocorrendo. Até o momento em que se verifica o início de um modo de falha no modelo numérico, a diferença entre os níveis de carga dos modelos numérico e experimental ficou dentro do limite aceitável, abaixo de 10%, o que permite estimar a resistência da ligação. As análises das deformações dos parafusos também apresentaram bons resultados, sendo possível identificar a ocorrência do estado limite de flexão excessiva dos parafusos, tanto nos modelos numéricos quanto nos experimentais.

Com as comparações realizadas entre os modelos numérico e experimental, pode-se dizer que o modelo numérico está validado para representar o comportamento da ligação em luva parafusada com tubos circulares até o instante de início do colapso da ligação, que é o momento de maior interesse para a determinação da sua resistência. Portanto, o modelo numérico desenvolvido pode ser empregado para alcançar os objetivos desta tese, que são a análise do comportamento da ligação tubular em luva parafusada, a identificação de seus modos de falha e a proposta de um processo para a determinação da sua resistência.

## **7 ANÁLISE PARAMÉTRICA**

Utilizando o modelo numérico desenvolvido no capítulo 4 desta tese, já validado com as análises experimentais, conforme apresentado no capítulo 6, foi realizada uma análise paramétrica da ligação tubular em luva parafusada. Para essa análise, foram variados alguns parâmetros da ligação, sendo eles o número de parafusos, o espaçamento entre furos, o diâmetro dos parafusos, o diâmetro dos tubos e a espessura dos tubos.

A identificação dos modos de falha de cada modelo numérico e a determinação de sua carga máxima foram realizadas da mesma maneira como apresentado no capítulo 5. As características dos modelos numéricos e os resultados obtidos são apresentados a seguir.

Ao final da análise paramétrica foi feito um estudo do comportamento global da ligação, com uma proposta de formulação para a determinação de um coeficiente de eficiência para essa ligação, que engloba os seus principais modos de falha. Com esse coeficiente de eficiência, é possível encontrar a resistência da ligação tubular em luva parafusada. Também foi feita uma análise dos parâmetros que mais influenciam na resistência da ligação, avaliando os principais modos de falha isoladamente, com a proposição de coeficientes para a determinação da resistência da ligação para esses mecanismos.

### **7.1 CARACTERÍSTICAS DOS MODELOS NUMÉRICOS**

Ao todo foram confeccionados 159 modelos para a realização da análise paramétrica. Esses modelos incluem os 10 modelos já apresentados nos capítulos anteriores, referentes às análises experimentais utilizadas no desenvolvimento desta tese, além de novos modelos com variação dos parâmetros já citados. De uma maneira geral, é possível separar os 159 modelos em seis grupos distintos, conforme explicado a seguir.

Em todos os modelos, com exceção dos correspondentes ao grupo 4, o espaçamento entre furos é função do diâmetro dos parafusos, sendo adotado um valor próximo ao recomendado pela ABNT NBR 8800 (2008) de três vezes o diâmetro do parafuso. Em todos os grupos foi utilizado um diâmetro de furo 1,5 mm maior que o diâmetro do parafuso, com exceção do grupo 1, onde foi empregado um diâmetro de furo 1,6 mm maior que o diâmetro do parafuso. Foram utilizados comprimentos de tubos proporcionais aos utilizados nos modelos numéricos apresentados no

capítulo 4, de forma que as condições de contorno das extremidades dos tubos estejam suficientemente afastadas dos parafusos para não interferirem no comportamento da ligação.

- Grupo 1:

O primeiro grupo de modelos gerados diz respeito aos modelos ensaiados em laboratório. Foram modeladas todas as séries dos ensaios, variando-se apenas o número de parafusos, totalizando 30 modelos numéricos. Com este grupo foi possível avaliar a influência do número de parafusos na resistência da ligação:

- Séries: A, B, C, D, E e F;
- Número de parafusos: 2, 3, 4, 5 e 6.

- Grupo 2:

No grupo seguinte, todos os modelos possuem tubo externo de 108,0 x 4,0 mm e tubo interno de 88,9 x 7,6 mm, variando-se o número de parafusos e seus diâmetros, o que resulta em 25 modelos. Nesse grupo o espaçamento entre furos foi mantido constante (aproximadamente igual a três vezes o diâmetro do parafuso), sendo possível avaliar a influência do número de parafusos e de seus diâmetros na resistência da ligação:

- Número de parafusos: 2, 3, 4, 5 e 6;
- Diâmetro dos parafusos: 31,75 mm; 25,4 mm; 19,0 mm; 15,9 mm e 12,7 mm.

- Grupo 3:

Para esse grupo todos os modelos possuem tubo externo de 60,3 x 3,6 mm e tubo interno de 48,3 x 6,3 mm, com espaçamento entre furos constante (aproximadamente igual a três vezes o diâmetro do parafuso). Houve variação do número de parafusos e seus diâmetros, resultando em 25 modelos. Com este grupo foi possível avaliar a influência do número de parafusos e de seus diâmetros na resistência da ligação:

- Número de parafusos: 2, 3, 4, 5 e 6;
- Diâmetro dos parafusos: 31,75 mm; 25,4 mm; 19,0 mm; 15,9 mm e 12,7 mm.

- Grupo 4:

Este grupo utiliza os mesmos tubos do grupo 3, apresentando variação no número de parafusos e seus diâmetros e também no espaçamento entre furos. Ao todo foram gerados 27 modelos deste grupo. Neste grupo foi possível avaliar a influência do espaçamento entre furos na resistência da ligação:

- Parafusos de 25,4 mm:
  - 4 parafusos com espaçamento de 40 mm, 50 mm, 60 mm, 70 mm, 90 mm e 100mm;
  - 3 parafusos com espaçamento de 30 mm e 40 mm;
- Parafusos de 19,0 mm:
  - 4 parafusos com espaçamento de 25 mm, 30 mm, 40 mm, 50 mm e 70 mm;
  - 3 parafusos com espaçamento de 25 mm, 30 mm, 40 mm, 50 mm, 70 mm, 80 mm, 120 mm e 180 mm;
- Parafusos de 15,9 mm:
  - 5 parafusos com espaçamento de 30 mm, 40 mm, 60 mm, 70 mm, 120 mm e 200 mm.

- Grupo 5:

Neste grupo todos os modelos possuem tubo externo de 73,0 x 4,0 mm e tubo interno de 60,3 x 8,8 mm, variando o número de parafusos e seus diâmetros, mas mantendo-se o espaçamento entre furos constante (aproximadamente igual a três vezes o diâmetro do parafuso). Ao todo foram gerados 20 modelos deste grupo. Fazendo uma comparação com os grupos 1, 2 e 3, foi possível avaliar a influência do diâmetro dos tubos na resistência da ligação:

- Número de parafusos: 3, 4, 5 e 6;
- Diâmetro dos parafusos: 31,75 mm, 25,4 mm, 19,0 mm, 15,9 mm e 12,7 mm.

- Grupo 6:

O último grupo manteve constante, em todos os modelos, o tubo interno de 73,0 x 10,0 mm e o diâmetro do tubo externo de 88,9 mm, assim como o espaçamento entre furos (aproximadamente igual a três vezes o diâmetro do parafuso). Assim, foi feita a variação do número de parafusos e seus diâmetros, assim como da espessura do tubo externo, resultando em 32 modelos numéricos. Com este grupo foi possível avaliar a influência da espessura do tubo na resistência da ligação:

- Número de parafusos: 3, 4 e 5;
- Diâmetro dos parafusos: 31,75 mm; 25,4 mm e 19,0 mm (não foram gerados modelos com 5 parafusos de 31,75 mm de diâmetro);
- Espessura do tubo externo: 3,6 mm; 4,5 mm; 5,6 mm e 7,1 mm.

Pela observação dos dados de todos os grupos apresentados acima, nota-se que nos grupos de 2 a 6, buscou-se utilizar sempre um tubo externo de área menor que a do tubo interno, para direcionar os modos de falha da ligação para o tubo externo. Pelo fato do tubo interno ser um meio de ligação entre dois tubos externos, recomenda-se que seja utilizado esse procedimento para projetar uma ligação tubular em luva parafusada, empregando um tubo interno mais resistente que os externos. Além disso, o tubo externo normalmente corresponde ao banzo de uma treliça, que já foi dimensionada. Portanto, a utilização de um tubo interno de área maior diminui as chances de problemas na luva interna para os mesmos esforços que estão atuando no tubo externo, Esse procedimento também evita que o elemento menos resistente fique escondido dentro dos tubos externos.

Para reproduzir as propriedades dos aços dos tubos e parafusos, em todos os 159 modelos numéricos foram utilizados modelos constitutivos das curvas tensão x deformação conforme apresentado na Figura 5.7, fazendo-se a conversão para os valores reais (*true stress-strain*). Para os modelos do grupo 1 foram utilizados os mesmos valores já apresentados na Tabela 6.2.

Para os valores das tensões de escoamento e de ruptura de engenharia (*engineering stress*) dos tubos do grupo 2, foram adotados os valores nominais do aço VMB350 produzido pela Vallourec Tubos do Brasil S.A., que são 350 MPa e 485 MPa, respectivamente, uma vez que não foi feita nenhuma caracterização desses tubos. Para os valores de engenharia dos aços dos parafusos foram utilizados os valores nominais do aço ASTM A325, com 635 MPa de tensão de escoamento e 825 MPa de tensão de ruptura. A única exceção fica por conta dos parafusos de 31,75 mm de diâmetro, também em aço ASTM A325, para os quais existe uma caracterização fornecida pela empresa fabricante Artole indicando uma tensão de ruptura de 885 MPa, sendo a tensão de escoamento determinada conforme explicado no capítulo 5. A caracterização desse parafuso foi realizada visando a possibilidade de sua utilização em novas análises experimentais da ligação tubular em luva parafusada.

Para todos os demais grupos, foram adotados como valores de engenharia as tensões de escoamento e ruptura nominais do aço VMB300 para os tubos, que são 300 MPa e 415 MPa, respectivamente. Para os parafusos desses modelos foram adotados os valores nominais do aço ASTM A325, cujos valores das tensões de escoamento e ruptura são, respectivamente, 560 MPa e 725 MPa para os parafusos de 31,75 mm de diâmetro, e 635 MPa e 825 MPa para os demais parafusos.

Mais detalhes sobre os valores reais das tensões e deformações empregadas nos 159 modelos numéricos desenvolvidos na análise paramétrica podem ser encontrados no apêndice A. Nesse apêndice também podem ser encontrados mais detalhes sobre as características geométricas dos modelos numéricos.

Como o objetivo da análise paramétrica é identificar a resistência da ligação e seus respectivos modos de falha, é interessante utilizar incrementos de deslocamento pequenos. Com esse procedimento é possível identificar o instante de início de cada mecanismo de colapso e a respectiva carga aplicada na ligação. Caso sejam utilizados incrementos grandes, o início da ruptura pode estar entre dois passos de carga, o que impossibilita obter a carga aplicada no instante do início da ruptura.

Dessa forma, tentou-se utilizar incrementos de deslocamentos fixos de 0,1 mm em todos os modelos. Os modelos que não obtiveram convergência até o início de um modo de falha utilizando os incrementos fixos de 0,1 mm, tiveram os seus tamanhos de incrementos liberados de forma que o ANSYS v13.0 (2010) defina o melhor tamanho para obter a convergência. Nesses

casos foram feitos alguns testes para cada modelo numérico, para definir quais os tamanhos máximos e mínimos de incrementos que o ANSYS v13.0 (2010) poderia utilizar. Como os modelos utilizados para a calibração do modelo numérico foram rodados com passos de carga variando entre 0,1 mm e 1,0 mm, os 10 modelos apresentados no capítulo 5 foram rodados novamente, utilizando incrementos de deslocamento pequenos quando possível.

Na maioria dos modelos numéricos foi possível utilizar os incrementos fixos de 0,1 mm, em outros a variação do tamanho dos incrementos ficou entre 0,01 mm e 0,2 mm. Apenas em alguns poucos modelos foi necessário liberar o tamanho máximos dos incrementos até 1,0 mm. Apesar desses poucos modelos com incrementos grandes, em todos os 159 modelos numéricos foi possível identificar a carga atuante na ligação logo no início dos modos de falha. Os resultados obtidos são apresentados a seguir.

## **7.2 RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA**

Todos os modelos numéricos tiveram um comportamento semelhante ao observado durante a validação, conforme apresentado no capítulo 5. As curvas carga x deslocamento no topo do tubo interno de todos os modelos também foram muito semelhante, indicando que a ligação apresenta um bom comportamento, independente dos diversos parâmetros que foram variados. Para exemplificar esse bom comportamento da ligação, na Figura 7.1 são apresentadas a configuração deformada e a curva carga x deslocamento do modelo com tubo externo de 88,9 x 5,6 mm, tubo interno de 73,0 x 10,0 mm, com três parafusos de 25,4 mm de diâmetro.

Com a avaliação dos modelos numéricos, foi possível observar quais são os modos de falha que ocorrem em cada modelo e com qual carga eles se iniciam. Também foi feita uma avaliação dos parafusos, para observar se nesses modelos numéricos eles atingem o estado limite de flexão excessiva sugerido por Silva (2012). Foi feita então uma comparação de todos os estados limites que podem ocorrer na ligação tubular em luva parafusada para identificar quais são os mais críticos e quais apresentam maior influência na resistência da ligação.

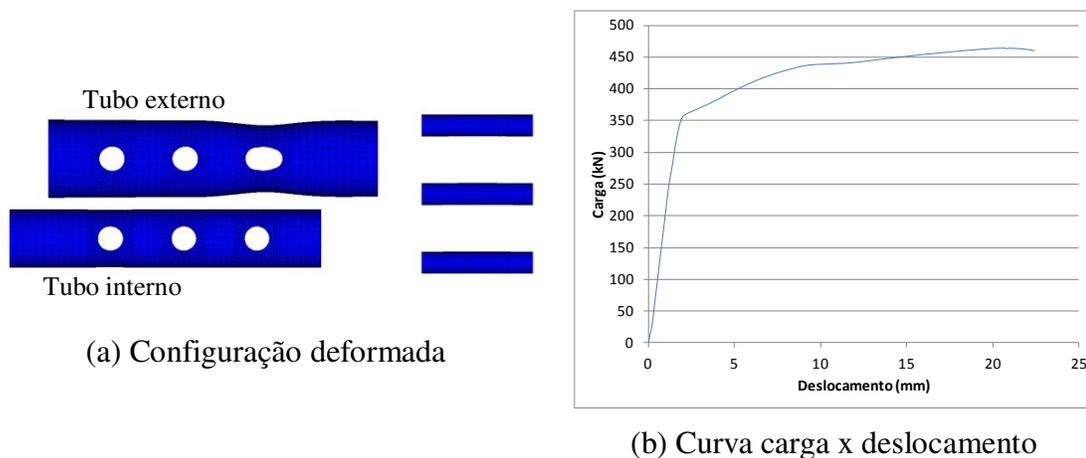


Figura 7.1 - Modelo com tubo externo de 88,9 x 5,6 mm, tubo interno de 73,0 x 10,0 mm com três parafusos de 25,4 mm de diâmetro

### 7.2.1 Avaliação dos Modos de Falha

Dentre os possíveis modos de falha da ligação tubular em luva parafusada estão os citados no capítulo 2: cisalhamento dos parafusos, esmagamento da parede dos furos dos tubos (pressão de contato em furos) e ruptura da seção líquida dos tubos. Todos os 159 modelos numéricos foram analisados para observar a ocorrência desses modos de falha.

Para determinar a carga máxima que a ligação suporta, foram avaliados os critérios de falha apresentados no capítulo 4, que são o pico de carga e a deformação excessiva. Assim como nos modelos utilizados para a calibração do modelo numérico, em todos os modelos da análise paramétrica, o critério da deformação excessiva foi mais crítico. Ou seja, a carga máxima suportada pela ligação foi obtida no instante em que a deformação de von Mises em determinado ponto da malha ultrapassa a deformação de ruptura do aço. O ponto da malha onde ocorre essa deformação máxima está relacionado com o mecanismo de falha que ocorre na ligação, conforme apresentado na Figura 6.8.

Conforme já observado durante a validação do modelo numérico, é possível observar a ocorrência de mais de um modo de falha em um mesmo modelo. Porém, para uma melhor segurança da estrutura, é aconselhável que a ligação seja utilizada com níveis de carga inferiores às que provoquem qualquer modo de falha. Assim, a carga máxima que pode atuar na ligação está sempre relacionada com a ocorrência do primeiro modo de falha.

Na Tabela 7.1 encontra-se identificado o primeiro modo de falha para cada modelo numérico e a respectiva carga com a qual ele se inicia. A nomenclatura dos modelos do grupo 1 corresponde à série do ensaio seguida do número de parafusos da ligação. Para os demais grupos, a nomenclatura corresponde ao diâmetro e espessura do tubo externo, seguido do diâmetro dos parafusos e da quantidade de parafusos. Na nomenclatura dos modelos do grupo 4 também foi adicionada a letra "L" seguida pelo espaçamento entre parafusos. Para facilitar a visualização, os modos de falha por esmagamento da parede do furo estão em destaque.

As seguintes abreviações foram utilizadas na Tabela 7.1:

- Esmagamento da parede do furo: EF;
- Ruptura da seção líquida: RSL;
- Tubo externo: TE;
- Tubo interno: TI.

Pelos resultados apresentados é possível notar que a maioria dos modelos, 118 dos 159, apresentaram a ruptura da seção líquida como sendo o primeiro modo de falha, tendo a maioria ocorrido no tubo externo. Os modelos restantes, 41, apresentaram esmagamento da parede do furo, com a maioria ocorrendo no tubo externo. Dessa forma, é importante que no dimensionamento das ligações tubulares em luva parafusada sejam feitas as verificações desses dois modos de falha, pois eles demonstraram ser os mais importantes para os modelos analisados.

O modo de falha por cisalhamento dos parafusos ocorreu em alguns modelos, mas nunca foi o primeiro a ocorrer. Apesar de ele não ser o mais crítico, o fato de ter ocorrido já demonstra a sua importância nesse tipo de ligação, e portanto, também deve ser verificado no dimensionamento da ligação.

Tabela 7.1 - Modos de falha e respectivas cargas dos modelos numéricos

Modelo	Modo de falha	Carga (kN)	Modelo	Modo de falha	Carga (kN)	Modelo	Modo de falha	Carga (kN)
A-2	EF - TI	216,86	108.0x4.0_12.7-5	EF - TE	372,24	60.3x3.6_25.4-3-L40	RSL - TE	158,51
A-3	EF - TI	315,42	108.0x4.0_12.7-6	EF - TE	437,16	73x4_12.7-3	EF - TE	194,28
A-4	RSL - TI	341,46	60.3x3.6_31.75-2	RSL - TI	141,82	73x4_15.9-3	EF - TE	224,52
A-5	RSL - TI	342,44	60.3x3.6_31.75-3	RSL - TI	141,39	73x4_19-3	RSL - TE	245,52
A-6	RSL - TI	341,00	60.3x3.6_31.75-4	RSL - TI	141,89	73x4_25.4-3	RSL - TE	230,08
B-2	EF - TE	148,11	60.3x3.6_31.75-5	RSL - TI	141,36	73x4_31.75-3	RSL - TE	211,54
B-3	EF - TE	213,36	60.3x3.6_31.75-6	RSL - TI	141,27	73x4_12.7-4	RSL - TE	257,66
B-4	RSL - TI	256,32	60.3x3.6_25.4-2	RSL - TE	159,05	73x4_15.9-4	RSL - TE	249,62
B-5	RSL - TI	256,80	60.3x3.6_25.4-3	RSL - TE	158,51	73x4_19-4	RSL - TE	245,18
B-6	RSL - TI	256,76	60.3x3.6_25.4-4	RSL - TE	158,38	73x4_25.4-4	RSL - TE	230,10
C-2	EF - TE	149,80	60.3x3.6_25.4-5	RSL - TE	158,11	73x4_31.75-4	RSL - TE	211,72
C-3	EF - TE	217,46	60.3x3.6_25.4-6	RSL - TE	158,22	73x4_12.7-5	RSL - TE	257,46
C-4	EF - TE	279,34	60.3x3.6_19-2	EF - TE	162,06	73x4_15.9-5	RSL - TE	249,36
C-5	RSL - TE	314,26	60.3x3.6_19-3	RSL - TE	177,21	73x4_19-5	RSL - TE	245,06
C-6	RSL - TE	314,12	60.3x3.6_19-4	RSL - TE	176,70	73x4_25.4-5	RSL - TE	229,70
D-2	EF - TI	184,36	60.3x3.6_19-5	RSL - TE	176,42	73x4_31.75-5	RSL - TE	211,46
D-3	EF - TI	269,52	60.3x3.6_19-6	RSL - TE	176,51	73x4_12.7-6	RSL - TE	256,92
D-4	RSL - TI	340,44	60.3x3.6_15.9-2	EF - TE	136,83	73x4_15.9-6	RSL - TE	249,54
D-5	RSL - TI	339,82	60.3x3.6_15.9-3	RSL - TE	181,11	73x4_19-6	RSL - TE	244,12
D-6	RSL - TI	340,26	60.3x3.6_15.9-4	RSL - TE	180,86	73x4_25.4-6	RSL - TE	229,10
E-2	EF - TE	201,34	60.3x3.6_15.9-5	RSL - TE	180,71	73x4_31.75-6	RSL - TE	211,94
E-3	EF - TE	298,40	60.3x3.6_15.9-6	RSL - TE	180,09	88.9x3.6_19-3	EF - TE	228,04
E-4	EF - TE	388,28	60.3x3.6_12.7-2	EF - TE	116,37	88.9x4.5_19-3	EF - TE	305,30
E-5	RSL - TI	457,24	60.3x3.6_12.7-3	EF - TE	172,07	88.9x5.6_19-3	EF - TE	389,24
E-6	RSL - TI	457,58	60.3x3.6_12.7-4	RSL - TE	188,15	88.9x7.1_19-3	EF - TE	493,56
F-2	EF - TE	202,84	60.3x3.6_12.7-5	RSL - TE	188,19	88.9x3.6_25.4-3	RSL - TE	268,28
F-3	EF - TE	299,60	60.3x3.6_12.7-6	RSL - TE	188,68	88.9x4.5_25.4-3	RSL - TE	331,12
F-4	EF - TE	395,62	60.3x3.6_25.4-4-L40	RSL - TE	157,90	88.9x5.6_25.4-3	RSL - TE	406,56
F-5	RSL - TI	457,14	60.3x3.6_25.4-4-L50	RSL - TE	158,24	88.9x7.1_25.4-3	RSL - TE	506,28
F-6	RSL - TI	456,64	60.3x3.6_25.4-4-L60	RSL - TE	158,38	88.9x3.6_31.75-3	RSL - TE	251,92
108.0x4.0_31.75-2	EF - TE	286,62	60.3x3.6_25.4-4-L70	RSL - TE	158,15	88.9x4.5_31.75-3	RSL - TE	311,36
108.0x4.0_31.75-3	RSL - TE	418,16	60.3x3.6_25.4-4-L80	RSL - TE	158,13	88.9x5.6_31.75-3	RSL - TE	380,54
108.0x4.0_31.75-4	RSL - TE	416,14	60.3x3.6_25.4-4-L100	RSL - TE	158,35	88.9x7.1_31.75-3	RSL - TE	473,78
108.0x4.0_31.75-5	RSL - TE	416,70	60.3x3.6_19-4-L25	RSL - TE	176,32	88.9x3.6_19-4	RSL - TE	278,08
108.0x4.0_31.75-6	RSL - TE	415,48	60.3x3.6_19-4-L30	RSL - TE	176,61	88.9x4.5_19-4	RSL - TE	344,58
108.0x4.0_25.4-2	EF - TE	254,08	60.3x3.6_19-4-L40	RSL - TE	176,87	88.9x5.6_19-4	RSL - TE	422,90
108.0x4.0_25.4-3	EF - TE	369,36	60.3x3.6_19-4-L50	RSL - TE	176,45	88.9x7.1_19-4	RSL - TE	528,56
108.0x4.0_25.4-4	RSL - TE	434,44	60.3x3.6_19-4-L70	RSL - TE	176,37	88.9x3.6_25.4-4	RSL - TE	267,86
108.0x4.0_25.4-5	RSL - TE	434,60	60.3x3.6_15.9-5-L30	RSL - TE	184,14	88.9x4.5_25.4-4	RSL - TE	330,14
108.0x4.0_25.4-6	RSL - TE	434,78	60.3x3.6_15.9-5-L40	RSL - TE	180,64	88.9x5.6_25.4-4	RSL - TE	404,96
108.0x4.0_19-2	EF - TE	214,72	60.3x3.6_15.9-5-L60	RSL - TE	180,33	88.9x7.1_25.4-4	RSL - TE	506,24
108.0x4.0_19-3	EF - TE	306,04	60.3x3.6_15.9-5-L70	RSL - TE	180,89	88.9x3.6_31.75-4	RSL - TE	251,44
108.0x4.0_19-4	EF - TE	399,74	60.3x3.6_15.9-5-L120	RSL - TE	181,93	88.9x4.5_31.75-4	RSL - TE	309,88
108.0x4.0_19-5	RSL - TE	446,66	60.3x3.6_15.9-5-L200	RSL - TE	180,57	88.9x5.6_31.75-4	RSL - TE	381,06
108.0x4.0_19-6	RSL - TE	445,90	60.3x3.6_19-3-L25	EF - TE	155,39	88.9x7.1_31.75-4	RSL - TE	472,84
108.0x4.0_15.9-2	EF - TE	190,07	60.3x3.6_19-3-L30	RSL - TE	176,77	88.9x3.6_19-5	RSL - TE	277,90
108.0x4.0_15.9-3	EF - TE	270,34	60.3x3.6_19-3-L40	RSL - TE	177,25	88.9x4.5_19-5	RSL - TE	344,34
108.0x4.0_15.9-4	EF - TE	358,20	60.3x3.6_19-3-L50	RSL - TE	177,02	88.9x5.6_19-5	RSL - TE	421,94
108.0x4.0_15.9-5	EF - TE	436,84	60.3x3.6_19-3-L70	RSL - TE	176,82	88.9x7.1_19-5	RSL - TE	527,44
108.0x4.0_15.9-6	RSL - TE	452,90	60.3x3.6_19-3-L80	RSL - TE	177,02	88.9x3.6_25.4-5	RSL - TE	266,68
108.0x4.0_12.7-2	EF - TE	154,81	60.3x3.6_19-3-L120	RSL - TE	177,16	88.9x4.5_25.4-5	RSL - TE	330,18
108.0x4.0_12.7-3	EF - TE	230,16	60.3x3.6_19-3-L180	RSL - TE	177,07	88.9x5.6_25.4-5	RSL - TE	404,66
108.0x4.0_12.7-4	EF - TE	301,94	60.3x3.6_25.4-3-L30	RSL - TE	161,20	88.9x7.1_25.4-5	RSL - TE	504,42

É interessante notar que, em um grupo de modelos que possuem variação apenas no número de parafusos, mantendo todos os demais parâmetros fixos, os modelos que apresentaram modo de falha por esmagamento da parede dos furos possuem poucos parafusos, enquanto que os modelos que apresentaram modo de falha por ruptura da seção líquida possuem mais parafusos.

Essa fato pode ser exemplificado pelos modelos com tubo externo de 60,3 x 3,6 mm e parafusos de 12,7 mm de diâmetro. Utilizando dois ou três parafusos, o modo de falha foi por esmagamento da parede dos furos, mas ao aumentar para quatro ou mais parafusos, a ligação passou a apresentar ruptura da seção líquida. O mesmo foi observado em outros modelos. Ou seja, a quantidade de parafusos interfere no mecanismo de colapso que ocorre na ligação. A quantidade de parafusos necessários para alterar o modo de falha não é fixo, mas depende de outros fatores, como por exemplo o diâmetro dos parafusos: quanto maior o diâmetro dos parafusos, menor a quantidade de parafusos necessária para alterar o mecanismo de colapso de esmagamento da parede dos furos para ruptura da seção líquida.

Ao analisar os modelos de um grupo com variação apenas no número de parafusos, também se nota que, para os modelos que apresentam esmagamento, quanto mais parafusos existentes no modelo, maior é a carga que a ligação suporta antes de iniciar o modo de falha. Como exemplo pode-se observar novamente os modelos com tubo externo de 60,3 x 3,6 mm e parafusos de 12,7 mm de diâmetro. Utilizando dois parafusos a carga de ruptura do modelo numérico foi de 116,37 kN, enquanto que com três parafusos essa carga aumenta para 172,07 kN. Ou seja, utilizando uma quantidade maior de parafusos, as forças são transmitidas por um número maior de áreas de contato entre parafusos e tubos, diminuindo o problema do esmagamento da parede do furo, conforme já era esperado.

Entretanto, a partir do momento em que o modo de falha muda de esmagamento da parede do furo para ruptura da seção líquida, não adianta mais aumentar a quantidade de parafusos, pois não haverá ganho de resistência. Esse fato pode ser comprovado observando o mesmo grupo de modelos analisados para o esmagamento, onde se nota que utilizando quatro, cinco e seis parafusos, a carga de ruptura foi de 188,15 kN, 188,19 kN e 188,68 kN, respectivamente. Ou seja, todos os modelos desse grupo que apresentaram ruptura da seção líquida tiveram a mesma carga de ruptura, independente do número de parafusos. Além disso, também foi possível notar que nesses três modelos, a ruptura da seção líquida sempre ocorreu na seção do primeiro furo, aquele que está mais solicitado.

Os procedimentos de cálculo presentes nas normas nacionais e internacionais, como por exemplo a ABNT NBR 8800 (2008), conduzem a resistências referentes à ruptura da seção líquida maiores para ligações com mais parafusos ou maiores comprimentos de solda, uma vez que o coeficiente de redução da área líquida torna-se maior com o aumento do comprimento da

ligação, aumentando a área líquida efetiva. Esse aumento na resistência à ruptura da seção líquida com o aumento do comprimento da ligação ocorre devido a uma melhor distribuição das tensões ao longo das ligações com comprimentos maiores, evitando uma grande concentração de tensões no início da ligação.

Para a ligação tubular em luva parafusada também esperava-se que ao aumentar a quantidade de parafusos, as tensões seriam melhor distribuídas ao longo de um maior comprimento de ligação, definida como a distância entre o primeiro e o último parafuso da ligação. Isso provocaria um aumento do coeficiente de redução da área líquida e, conseqüentemente, da resistência à ruptura da seção líquida. Porém, os resultados demonstram que, apesar do aumento do comprimento da ligação, utilizando-se uma quantidade maior de parafusos, as tensões que estavam atuando na seção do primeiro parafuso não foram redistribuídas para os demais parafusos adicionados. Portanto, essa não redistribuição das tensões na primeira seção líquida pode ser considerada uma característica deste tipo de ligação.

Na Figura 7.2 é apresentado um exemplo de como era esperada ser a redistribuição das tensões na ligação ao aumentar de dois para três o número de parafusos, e como ela foi observada na realidade. Pode-se notar pela Figura 7.2(a) que era esperado que a distribuição de tensões na seção do primeiro parafuso ficaria mais homogênea ao longo de uma área maior da seção transversal do tubo ao aumentar o comprimento da ligação, ou seja, era esperado que a área líquida efetiva com três parafusos seria maior do que com dois parafusos. Entretanto, conforme a Figura 7.2(b), é possível notar que a distribuição de tensões na seção do primeiro parafuso permaneceu a mesma com o aumento do comprimento da ligação, indicando que a área líquida efetiva é a mesma para luvas com dois ou três parafusos.

Observando um grupo de modelos cujo único parâmetro de variação é o diâmetro dos parafusos, como os modelos com diâmetro do tubo externo de 73,0 x 4,0 mm com três parafusos, nota-se que a utilização de parafusos menores, 12,7 mm e 15,9 mm, conduziram ao modo de falha por esmagamento da parede do furo. Ao aumentar o diâmetro dos parafusos percebe-se uma mudança do modo de falha para a ruptura da seção líquida. Portanto, além do número de parafusos, o diâmetro dos mesmos também interfere no modo de falha que ocorre na ligação.

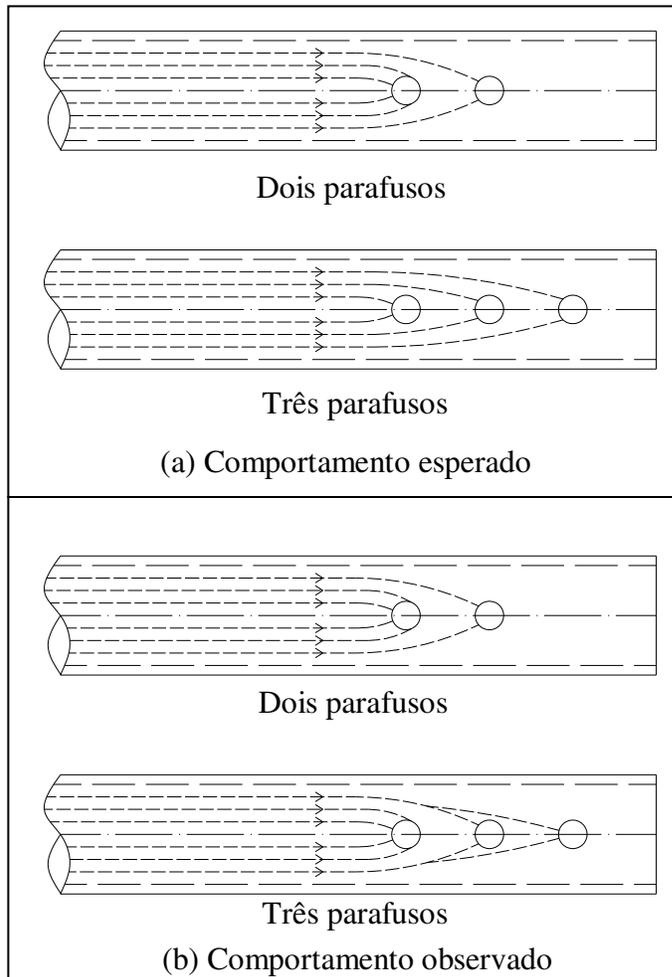


Figura 7.2 - Redistribuição das tensões com o aumento do número de parafusos

Nesse mesmo grupo, ao observar os dois modelos que apresentaram esmagamento da parede do furo, nota-se que ao aumentar o diâmetro dos parafusos, a carga de ruptura da ligação também aumenta: 194,28 kN e 224,52 kN para dois e três parafusos, respectivamente. A explicação para esse fato é que um parafuso com diâmetro maior possui uma área de contato maior entre o parafuso e o furo, conseguindo transmitir uma força maior antes de atingir o esmagamento. Porém, ao analisar os outros três modelos que apresentaram ruptura da seção líquida, nota-se a situação inversa, com a carga de ruptura diminuindo com o aumento do diâmetro dos parafusos: 245,52 kN, 230,08 kN e 211,54 kN para quatro, cinco e seis parafusos, respectivamente. Neste caso, a explicação para esse fato é que a utilização de parafusos de diâmetros maiores conduz à furos maiores, o que diminui a área líquida que resiste à carga de tração, diminuindo a resistência da seção transversal.

Com relação às análises de variação do espaçamento entre furos, mantendo os demais parâmetros constantes, nota-se que a variação deste parâmetro, e conseqüentemente do comprimento da ligação, não influi na carga de ruptura da seção líquida, conforme já explicado anteriormente. Tomando como exemplo o grupo de modelos com tubo externo de 60,3 x 3,6 mm, com quatro parafusos de 25,4 mm de diâmetro, todos os modelos com variação do espaçamento entre furos de 40 mm até 100 mm apresentaram carga de ruptura com uma variação mínima entre 157,90 kN e 158,38 kN, comprovando a não influência deste parâmetro na resistência à ruptura da seção líquida.

Nos modelos desenvolvidos para a análise da influência do espaçamento entre furos, apenas um apresentou modo de falha por esmagamento da parede do furo, o modelo com tubo externo de 60,3 x 3,6 mm e três parafusos de 19,0 mm de diâmetro espaçados a cada 25 mm, resultando em uma carga de ruptura menor do que os demais modelos semelhantes com espaçamento maior. Esse modelo apresenta um espaçamento entre furos muito abaixo do recomendado pela ABNT NBR 8800 (2008), de três vezes o diâmetro do parafuso. Dessa forma, o esmagamento ocorre devido ao fato de que existe pouco aço entre dois furos adjacentes para resistir à força de tração. Isso demonstra que essa recomendação da norma brasileira para o espaçamento entre furos também deve ser seguida para as ligações tubulares em luva parafusada. Este modelo, assim como alguns outros, foram desenvolvidos com espaçamento entre furos inferiores aos valores de norma para permitir uma maior gama de variação deste parâmetro, possibilitando uma melhor análise de sua influência na resistência da ligação.

Como já foi citado anteriormente, a quantidade de parafusos não influi na resistência à ruptura da seção líquida. Além disso, o espaçamento entre furos também não apresentou nenhuma influência nessa mesma resistência. Assim, todos os modelos com tubo externo de 60,3 x 3,6 mm e três ou mais parafusos de 19,0 mm de diâmetro apresentaram a mesma carga de ruptura, entre 176 kN e 177 kN, independente do número de parafusos ou do espaçamento entre furos.

Pela análise dos grupos de modelos que apresentaram variação apenas da espessura do tubo, mantendo todos os demais parâmetros constantes, nota-se que maiores espessuras sempre resultam em maiores cargas de ruptura, tanto para o modo de falha por esmagamento da parede do furo quanto por ruptura da seção líquida. Esse fato já era esperado, uma vez que tubos com espessura maiores apresentam maior área de contato entre os furos e os parafusos, permitindo

uma distribuição de carga maior antes de atingir o esmagamento da parede do furo. Já para a ruptura da seção líquida, tubos com espessura maiores resultam em áreas de seção transversal líquida maiores, aumentando a resistência da ligação.

Entretanto, nos modelos analisados, a espessura do tubo não demonstrou ser um parâmetro que interfira no modo de falha que ocorre na ligação. Para exemplificar pode-se observar que no grupo de modelos com diâmetro do tubo externo de 88,9 mm e três parafusos de 19,0 mm de diâmetro, todos apresentaram esmagamento da parede do furo, independente da espessura do tubo que variou entre 3,6 mm e 7,1 mm. Fato semelhante ocorreu com o grupo de modelos com diâmetro do tubo externo de 88,9 mm e três parafusos de 25,4 mm de diâmetro, onde todos apresentaram ruptura da seção líquida, independente da espessura do tubo.

A variação apenas do diâmetro do tubo teve um resultado semelhante ao apresentado pela variação da espessura. Ao comparar dois modelos com diâmetros diferentes, mas com os demais parâmetros iguais, nota-se que o modelo com maior diâmetro apresenta maior carga de ruptura, tanto para o mecanismo de esmagamento da parede do furo, quanto para o de ruptura da seção líquida. Como exemplo, tem-se os modelos com três parafusos de 15,9 mm de diâmetro, com tubos externos de 73,0 x 4,0 mm e 108,0 x 4,0 mm, que apresentaram esmagamento da parede do furo com cargas de 224,52 kN e 270,34 kN, respectivamente. Já os modelos com quatro parafusos de 19,0 mm e tubos externos de 60,3 x 3,6 mm e 88,9 x 3,6 mm apresentaram ruptura da seção líquida com cargas de 176,70 kN e 278,02 kN, respectivamente.

Como o aumento do diâmetro resulta em aumento da área da seção transversal, o aumento da resistência é justificado para o modo de falha por ruptura da seção líquida. Já para o esmagamento da parede do furo, o aumento do diâmetro do tubo resulta em uma área de contato entre o furo e o parafuso ligeiramente maior, devido ao fato da superfície do tubo ser menos curva do que em tubos de diâmetros menores. Quanto maior o diâmetro do tubo, mais próxima de uma reta é a linha de contato entre o furo e o parafuso.

Também foi possível notar a mudança do modo de falha com a variação do diâmetro do tubo em alguns casos. Ao aumentar o diâmetro do tubo externo do modelo com três parafusos de 19,0 mm de diâmetro de 60,3 x 3,6 mm para 88,9 x 3,6 mm, o mecanismo passou de ruptura da seção líquida para esmagamento da parede do furo, porém com uma carga maior. A explicação para esse fato é que com o aumento do diâmetro também ocorre um grande aumento da área da seção transversal, e um ligeiro aumento da área de contato entre os furos e os tubos, conforme já

explicado. Dessa forma, modelos de diâmetro de tubo menores atingem a ruptura da seção líquida com cargas pequenas, devido a sua pequena área da seção transversal. Ao aumentar o diâmetro do tubo, a resistência à ruptura da seção líquida aumenta, mas a resistência ao esmagamento aumenta pouco, já que a espessura do tubo é a mesma. Assim, a carga que a ligação suporta pode ser aumentada até atingir o esmagamento da parede do furo, e não a ruptura da seção líquida.

Dessa forma, pode-se concluir que a situação mais crítica para esse tipo de ligação é aquela em que são empregados tubos de espessura pequena e poucos parafusos de diâmetros pequenos. Nesse caso, a carga de ruptura seria pequena, apresentando modo de falha por esmagamento da parede do furo. Para aumentar a resistência dessa ligação, pode-se aumentar a espessura dos tubos, o que manteria o modo de falha por esmagamento da parede do furo. Outra alternativa seria aumentar a quantidade de parafusos e/ou o diâmetro dos mesmos, já que essa situação também aumenta a resistência da ligação para o caso de esmagamento da parede do furo. Entretanto, o aumento desses dois últimos parâmetros só é justificada para esse modo de falha. A partir do instante em que o modo de falha passa a ser por ruptura da seção líquida, o aumento no número de parafusos não aumenta a resistência da ligação, e o aumento do diâmetro dos mesmos reduz a resistência. Uma vez que o espaçamento entre furos não apresentou nenhuma influência da resistência à tração, ao atingir o modo de falha por ruptura da seção líquida, o aumento da carga que a ligação suporta só é possível com o aumento da espessura do tubo ou a diminuição do diâmetro dos parafusos. Alternativamente, também é possível aumentar a resistência da ligação com o aumento do diâmetro do tubo, porém, nesse caso, pode ser que o modo de falha volte a ser por esmagamento da parede do furo. Destaca-se também que o aumento do diâmetro do tubo para aumentar a resistência da ligação só é possível caso a ruptura da seção líquida esteja ocorrendo no tubo externo, uma vez que o diâmetro do tubo interno é limitado pelo tubo externo.

Portanto, a ligação tubular em luva parafusada com maior resistência será aquela cujas características são: quantidade de parafusos pequena o suficiente para a ocorrência da ruptura da seção líquida, diâmetro dos parafusos pequenos, espessura dos tubos grandes e espaçamento entre furos dentro do limite sugerido por norma. Com relação ao diâmetro dos tubos, valores pequenos desse parâmetro podem conduzir à ruptura da seção líquida com cargas pequenas, enquanto que valores elevados podem conduzir ao esmagamento da parede do furo com cargas grandes.

## 7.2.2 Avaliação da Flexão nos Parafusos

Em todos os modelos numéricos foi possível observar que os parafusos sofrem flexão mesmo para cargas pequenas. Enquanto as fibras dos parafusos não atingirem o escoamento, a flexão dos mesmos não é considerada excessiva, pois o material ainda está na fase elástica. Na flexão, a região central do parafuso é a que apresenta as maiores tensões e deformações. Como, além do cisalhamento, os parafusos estão sofrendo flexão, pode-se considerar que eles só atingem o estado limite de flexão excessiva quando a deformação de von Mises em sua região central ultrapassa a deformação de escoamento do aço dos parafusos. Foi feita então uma análise de todos os 159 modelos numéricos para observar se, e com que carga, os parafusos atingem esse estado limite de flexão excessiva. Os resultados encontram-se na Tabela 7.2.

Os modelos cujos campos referentes à carga que provoca o início da flexão excessiva dos parafusos estão preenchidos com "-", não apresentaram esse estado limite até o final da análise numérica. Dos 159 modelos, apenas 27 atingiram a flexão excessiva nos parafusos, e desses, 17 atingiram esse estado limite antes dos modos de falha por esmagamento da parede do furo ou ruptura da seção líquida. Ou seja, apesar de estar presente em alguns modelos, o estado limite de flexão do parafuso nem sempre é crítico, e não impede que, após a sua ocorrência, a ligação continue resistindo a uma carga maior até atingir um dos modos de falha citados anteriormente.

As cargas referentes à flexão dos parafusos dos 17 modelos que atingiram esse estado limite antes dos modos de falha por esmagamento da parede do furo e ruptura da seção líquida, encontram-se destacados em azul na Tabela 7.2. Ao se observar os modelos F-5 e F-6, por exemplo, nota-se que o primeiro apresentou a flexão excessiva dos parafusos antes de atingir a ruptura da seção líquida, enquanto que o segundo não apresentou flexão excessiva nos parafusos, apenas atingindo a ruptura da seção líquida. Apesar desta diferença, ambos possuem a mesma carga de ruptura, indicando que a flexão dos parafusos não interfere no modo de falha da ligação. Assim, pode-se concluir que a flexão excessiva dos parafusos não é um modo de falha, ou seja, não é um estado limite último, mas sim um estado limite de serviço, que deve ser evitado para que não ocorram grandes deslocamentos na ligação.

Pelos modelos analisados, nota-se que a flexão excessiva nos parafusos ocorre principalmente em ligações com poucos parafusos, sendo observada principalmente em modelos com dois, três ou quatro parafusos. Esse fato é coerente, pois nas ligações com poucos parafusos,

cada um deles recebe uma quantidade maior de carga, tendo uma tendência maior à apresentar flexão excessiva. Além disso, a maioria dos modelos que apresentaram esse estado limite possuem parafusos de diâmetros pequenos, 12,7 mm em sua maioria. A utilização de parafusos com diâmetros menores também eleva a possibilidade de ocorrência de flexão excessiva, já que a resistência à flexão dos parafusos está diretamente relacionada com o seu diâmetro.

Tabela 7.2 - Flexão dos parafusos e respectivas cargas dos modelos numéricos

Modelo	Modo de falha	Carga (kN) referente ao (à)		Modelo	Modo de falha	Carga (kN) referente ao (à)		Modelo	Modo de falha	Carga (kN) referente ao (à)	
		Modo de falha	Flexão excessiva dos parafusos			Modo de falha	Flexão excessiva dos parafusos			Modo de falha	Flexão excessiva dos parafusos
A-2	EF - TI	216,86	226,02	108.0x4.0 12.7-5	EF - TE	372,24	313,48	60.3x3.6 25.4-3-L40	RSL - TE	158,51	-
A-3	EF - TI	315,42	314,26	108.0x4.0 12.7-6	EF - TE	437,16	375,22	73x4 12.7-3	EF - TE	194,28	212,02
A-4	RSL - TI	341,46	-	60.3x3.6 31.75-2	RSL - TI	141,82	-	73x4 15.9-3	EF - TE	224,52	-
A-5	RSL - TI	342,44	-	60.3x3.6 31.75-3	RSL - TI	141,39	-	73x4 19-3	RSL - TE	245,52	-
A-6	RSL - TI	341,00	-	60.3x3.6 31.75-4	RSL - TI	141,89	-	73x4 25.4-3	RSL - TE	230,08	-
B-2	EF - TE	148,11	173,33	60.3x3.6 31.75-5	RSL - TI	141,36	-	73x4 31.75-3	RSL - TE	211,54	-
B-3	EF - TE	213,36	-	60.3x3.6 31.75-6	RSL - TI	141,27	-	73x4 12.7-4	RSL - TE	257,66	-
B-4	RSL - TI	256,32	-	60.3x3.6 25.4-2	RSL - TE	159,05	-	73x4 15.9-4	RSL - TE	249,62	-
B-5	RSL - TI	256,80	-	60.3x3.6 25.4-3	RSL - TE	158,51	-	73x4 19-4	RSL - TE	245,18	-
B-6	RSL - TI	256,76	-	60.3x3.6 25.4-4	RSL - TE	158,38	-	73x4 25.4-4	RSL - TE	230,10	-
C-2	EF - TE	149,80	160,12	60.3x3.6 25.4-5	RSL - TE	158,11	-	73x4 31.75-4	RSL - TE	211,72	-
C-3	EF - TE	217,46	225,84	60.3x3.6 25.4-6	RSL - TE	158,22	-	73x4 12.7-5	RSL - TE	257,46	-
C-4	EF - TE	279,34	292,68	60.3x3.6 19-2	EF - TE	162,06	-	73x4 15.9-5	RSL - TE	249,36	-
C-5	RSL - TE	314,26	-	60.3x3.6 19-3	RSL - TE	177,21	-	73x4 19-5	RSL - TE	245,06	-
C-6	RSL - TE	314,12	-	60.3x3.6 19-4	RSL - TE	176,70	-	73x4 25.4-5	RSL - TE	229,70	-
D-2	EF - TI	184,36	169,39	60.3x3.6 19-5	RSL - TE	176,42	-	73x4 31.75-5	RSL - TE	211,46	-
D-3	EF - TI	269,52	240,74	60.3x3.6 19-6	RSL - TE	176,51	-	73x4 12.7-6	RSL - TE	256,92	-
D-4	RSL - TI	340,44	309,80	60.3x3.6 15.9-2	EF - TE	136,83	-	73x4 15.9-6	RSL - TE	249,54	-
D-5	RSL - TI	339,82	392,22	60.3x3.6 15.9-3	RSL - TE	181,11	-	73x4 19-6	RSL - TE	244,12	-
D-6	RSL - TI	340,26	-	60.3x3.6 15.9-4	RSL - TE	180,86	-	73x4 25.4-6	RSL - TE	229,10	-
E-2	EF - TE	201,34	169,62	60.3x3.6 15.9-5	RSL - TE	180,71	-	73x4 31.75-6	RSL - TE	211,94	-
E-3	EF - TE	298,40	262,08	60.3x3.6 15.9-6	RSL - TE	180,09	-	88.9x3.6 19-3	EF - TE	228,04	-
E-4	EF - TE	388,28	315,98	60.3x3.6 12.7-2	EF - TE	116,37	-	88.9x4.5 19-3	EF - TE	305,30	-
E-5	RSL - TI	457,24	388,26	60.3x3.6 12.7-3	EF - TE	172,07	-	88.9x5.6 19-3	EF - TE	389,24	-
E-6	RSL - TI	457,58	459,62	60.3x3.6 12.7-4	RSL - TE	188,15	-	88.9x7.1 19-3	EF - TE	493,56	-
F-2	EF - TE	202,84	178,83	60.3x3.6 12.7-5	RSL - TE	188,19	-	88.9x3.6 25.4-3	RSL - TE	268,28	-
F-3	EF - TE	299,60	254,00	60.3x3.6 12.7-6	RSL - TE	188,68	-	88.9x4.5 25.4-3	RSL - TE	331,12	-
F-4	EF - TE	395,62	331,68	60.3x3.6 25.4-4-L40	RSL - TE	157,90	-	88.9x5.6 25.4-3	RSL - TE	406,56	-
F-5	RSL - TI	457,14	411,36	60.3x3.6 25.4-4-L50	RSL - TE	158,24	-	88.9x7.1 25.4-3	RSL - TE	506,28	-
F-6	RSL - TI	456,64	-	60.3x3.6 25.4-4-L60	RSL - TE	158,38	-	88.9x3.6 31.75-3	RSL - TE	251,92	-
108.0x4.0 31.75-2	EF - TE	286,62	-	60.3x3.6 25.4-4-L70	RSL - TE	158,15	-	88.9x4.5 31.75-3	RSL - TE	311,36	-
108.0x4.0 31.75-3	RSL - TE	418,16	-	60.3x3.6 25.4-4-L90	RSL - TE	158,13	-	88.9x5.6 31.75-3	RSL - TE	380,54	-
108.0x4.0 31.75-4	RSL - TE	416,14	-	60.3x3.6 25.4-4-L100	RSL - TE	158,35	-	88.9x7.1 31.75-3	RSL - TE	473,78	-
108.0x4.0 31.75-5	RSL - TE	416,70	-	60.3x3.6 19-4-L25	RSL - TE	176,32	-	88.9x3.6 19-4	RSL - TE	278,08	-
108.0x4.0 31.75-6	RSL - TE	415,48	-	60.3x3.6 19-4-L30	RSL - TE	176,61	-	88.9x4.5 19-4	RSL - TE	344,58	-
108.0x4.0 25.4-2	EF - TE	254,08	-	60.3x3.6 19-4-L40	RSL - TE	176,87	-	88.9x5.6 19-4	RSL - TE	422,90	-
108.0x4.0 25.4-3	EF - TE	369,36	-	60.3x3.6 19-4-L50	RSL - TE	176,45	-	88.9x7.1 19-4	RSL - TE	528,56	-
108.0x4.0 25.4-4	RSL - TE	434,44	-	60.3x3.6 19-4-L70	RSL - TE	176,37	-	88.9x3.6 25.4-4	RSL - TE	267,86	-
108.0x4.0 25.4-5	RSL - TE	434,60	-	60.3x3.6 15.9-5-L30	RSL - TE	184,14	-	88.9x4.5 25.4-4	RSL - TE	330,14	-
108.0x4.0 25.4-6	RSL - TE	434,78	-	60.3x3.6 15.9-5-L40	RSL - TE	180,64	-	88.9x5.6 25.4-4	RSL - TE	404,96	-
108.0x4.0 19-2	EF - TE	214,72	-	60.3x3.6 15.9-5-L60	RSL - TE	180,33	-	88.9x7.1 25.4-4	RSL - TE	506,24	-
108.0x4.0 19-3	EF - TE	306,04	-	60.3x3.6 15.9-5-L70	RSL - TE	180,89	-	88.9x3.6 31.75-4	RSL - TE	251,44	-
108.0x4.0 19-4	EF - TE	399,74	-	60.3x3.6 15.9-5-L120	RSL - TE	181,93	-	88.9x4.5 31.75-4	RSL - TE	309,88	-
108.0x4.0 19-5	RSL - TE	446,66	-	60.3x3.6 15.9-5-L200	RSL - TE	180,57	-	88.9x5.6 31.75-4	RSL - TE	381,06	-
108.0x4.0 19-6	RSL - TE	445,90	-	60.3x3.6 19-3-L25	EF - TE	155,39	-	88.9x7.1 31.75-4	RSL - TE	472,84	-
108.0x4.0 15.9-2	EF - TE	190,07	211,88	60.3x3.6 19-3-L30	RSL - TE	176,77	-	88.9x3.6 19-5	RSL - TE	277,90	-
108.0x4.0 15.9-3	EF - TE	270,34	-	60.3x3.6 19-3-L40	RSL - TE	177,25	-	88.9x4.5 19-5	RSL - TE	344,34	-
108.0x4.0 15.9-4	EF - TE	358,20	406,28	60.3x3.6 19-3-L50	RSL - TE	177,02	-	88.9x5.6 19-5	RSL - TE	421,94	-
108.0x4.0 15.9-5	EF - TE	436,84	-	60.3x3.6 19-3-L70	RSL - TE	176,82	-	88.9x7.1 19-5	RSL - TE	527,44	-
108.0x4.0 15.9-6	RSL - TE	452,90	-	60.3x3.6 19-3-L80	RSL - TE	177,02	-	88.9x3.6 25.4-5	RSL - TE	266,68	-
108.0x4.0 12.7-2	EF - TE	154,81	144,77	60.3x3.6 19-3-L120	RSL - TE	177,16	-	88.9x4.5 25.4-5	RSL - TE	330,18	-
108.0x4.0 12.7-3	EF - TE	230,16	197,99	60.3x3.6 19-3-L180	RSL - TE	177,07	-	88.9x5.6 25.4-5	RSL - TE	404,66	-
108.0x4.0 12.7-4	EF - TE	301,94	272,70	60.3x3.6 25.4-3-L30	RSL - TE	161,20	-	88.9x7.1 25.4-5	RSL - TE	504,42	-

Alguns modelos atingiram o estado limite de flexão excessiva com cinco ou seis parafusos, porém todos eles utilizavam parafusos de diâmetros pequenos, 12,7 mm, indicando mais uma vez a baixa resistência à flexão desses parafusos. Apenas dois modelos apresentaram esse estado limite de serviço com parafusos de diâmetro um pouco maior, 15,9 mm. A explicação para esse fato é que nesses modelos, a folga entre os tubos interno e externo é a maior dentre todas as análises, 11,1 mm. Da mesma maneira como apresentado por Silva (2012), fazendo-se uma analogia do parafuso com uma viga biapoiada, com os apoios na posição do contato do parafuso com o tubo externo, e duas cargas concentradas na posição do contato do mesmo com o tubo interno, conforme a Figura 7.3, nota-se que quanto maior a folga entre os tubos, maior o momento fletor atuante no parafuso, dado pela equação (7.1). Dessa forma, quanto maior a folga entre os tubos, maior a chance de ocorrência do estado limite de flexão dos parafusos, mesmo com parafusos de diâmetro um pouco maior.

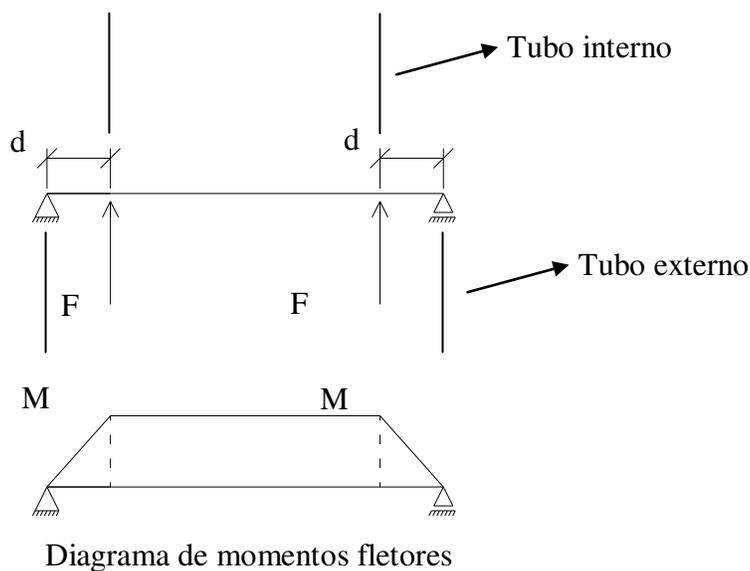


Figura 7.3 - Representação da flexão nos parafusos

$$M = F \cdot d \quad (7.1)$$

Onde:

M: momento fletor atuante no parafuso;

F: força transmitida do tubo interno para o parafuso;

d: folga entre os tubos externo e interno.

Dessa forma, pode ser concluído que o estado limite de flexão do parafuso existe, e deve ser evitado, mas não é determinante para a resistência da ligação, sendo assim um estado limite de serviço. Além disso, também foi possível notar que para evitar a ocorrência desse estado limite, deve-se aumentar a quantidade e o diâmetro dos parafusos, e reduzir a folga entre os tubos.

### 7.2.3 Avaliação dos Estados Limites da Ligação

Levando-se em conta os procedimentos de dimensionamento de barras conectadas por parafusos, apresentados no capítulo 2, e as análises numéricas desenvolvidas neste trabalho, foi possível identificar alguns estados limites para a ligação tubular em luva parafusada, sendo eles:

- Estados limites últimos:
  - Cisalhamento do parafuso
  - Esmagamento da parede do furo
  - Escoamento da seção bruta do tubo
  - Ruptura da seção líquida do tubo
- Estado limite de serviço: - Flexão excessiva dos parafusos

Todos esses estados limites foram avaliados nos modelos numéricos, buscando analisar quais são os mais críticos e apresentam maior influência na resistência da ligação tubular em luva parafusada. A Tabela 7.3 apresenta um resumo de todos os estados limites observados nos 159 modelos numéricos desenvolvidos neste trabalho. Nos modelos onde não é apresentada nenhuma carga de escoamento da seção bruta do tubo, significa que este estado limite não foi crítico, tendo ocorrido após algum outro estado limite último. Na Tabela 7.3, as abreviações "Esc" e "FP" significam escoamento da seção bruta do tubo e flexão do parafuso, respectivamente. Destacados em verde, estão os modelos que apresentaram escoamento da seção bruta do tubo antes do esmagamento da parede do furo ou ruptura da seção líquida.

Com relação ao estado limite de serviço de flexão excessiva do parafuso, foi possível verificar a sua ocorrência, devendo, portanto ser evitado. Apesar disso, ele não demonstrou ser um fator determinante na obtenção da máxima carga suportada pela ligação, não alterando o comportamento da mesma após atingir este estado limite, com relação a sua resistência.

Já com relação aos estados limites últimos, o cisalhamento do parafuso foi observado em alguns poucos modelos, como o A-2 e o 73.0x4.0\_12.7-3, mas ele só ocorreu após algum outro estado limite último. Portanto, o cisalhamento do parafuso não foi crítico nos modelos analisados, mas pode vir a ser para alguma ligação com dimensões diferentes das analisadas neste trabalho.

O escoamento da seção bruta do tubo ocorreu em alguns modelos numéricos, porém, em apenas três ele foi mais crítico, ocorrendo antes que os demais estados limites últimos, conforme indicado na Tabela 7.3. Neste três modelos, mesmo após o escoamento da seção bruta do tubo, a ligação conseguiu resistir à cargas ainda maiores, atingindo um outro estado limite, o de ruptura da seção líquida. Portanto, aparentemente, o escoamento da seção bruta do tubo também não interferiu na resistência da ligação, talvez pelo fato de que esses dois estados limites últimos ocorreram com cargas muito próximas, com uma diferença em torno de 15%. Assim, mesmo após o escoamento da seção bruta do tubo, apresentando deformações maiores devido à plastificação, a ligação conseguiu resistir a uma carga um pouco maior até atingir um novo estado limite. As deformações maiores devido à plastificação do tubo após o escoamento puderam ser notadas nesses três modelos numéricos, que atingiram a ruptura da seção líquida com deslocamentos no topo do tubo interno variando entre 8,0 mm e 11,0 mm, enquanto que nos demais modelos esse deslocamento variou entre 4,0 mm e 7,0 mm.

Os dois estados limites últimos que demonstraram ser os mais críticos são o de esmagamento da parede do furo e de ruptura da seção líquida do tubo, sendo os responsáveis pela determinação da resistência neste tipo de ligação, para as análises desenvolvidas. De uma maneira geral, as ligações que apresentaram maiores problemas com esmagamento da parede do furo são aquelas que possuem parafusos de diâmetros pequenos e em menor número. Já os que apresentaram ruptura da seção líquida foram os modelos com parafusos de maior diâmetro e em maior número.

Tabela 7.3 - Estados limites dos modelos analisados (continua na página seguinte)

Modelo	Estado limite último				Estado limite de serviço	
	EF ou RSL		Escoamento		Modo de falha	Carga (kN)
	Modo de falha	Carga (kN)	Modo de falha	Carga (kN)		
A-2	EF - TI	216,86	-	-	FP	226,02
A-3	EF - TI	315,42	-	-	FP	314,26
A-4	RSL - TI	341,46	-	-	-	-
A-5	RSL - TI	342,44	-	-	-	-
A-6	RSL - TI	341,00	-	-	-	-
B-2	EF - TE	148,11	-	-	FP	173,33
B-3	EF - TE	213,36	-	-	-	-
B-4	RSL - TI	256,32	-	-	-	-
B-5	RSL - TI	256,80	-	-	-	-
B-6	RSL - TI	256,76	-	-	-	-
C-2	EF - TE	149,80	-	-	FP	160,12
C-3	EF - TE	217,46	-	-	FP	225,84
C-4	EF - TE	279,34	-	-	FP	292,68
C-5	RSL - TE	314,26	-	-	-	-
C-6	RSL - TE	314,12	-	-	-	-
D-2	EF - TI	184,36	-	-	FP	169,39
D-3	EF - TI	269,52	-	-	FP	240,74
D-4	RSL - TI	340,44	Esc - TI	334,80	FP	309,80
D-5	RSL - TI	339,82	Esc - TI	334,88	FP	392,22
D-6	RSL - TI	340,26	Esc - TI	334,92	-	-
E-2	EF - TE	201,34	-	-	FP	169,62
E-3	EF - TE	298,40	-	-	FP	262,08
E-4	EF - TE	388,28	-	-	FP	315,98
E-5	RSL - TI	457,24	-	-	FP	388,26
E-6	RSL - TI	457,58	-	-	FP	459,62
F-2	EF - TE	202,84	-	-	FP	178,83
F-3	EF - TE	299,60	-	-	FP	254,00
F-4	EF - TE	395,62	-	-	FP	331,68
F-5	RSL - TI	457,14	-	-	FP	411,36
F-6	RSL - TI	456,64	-	-	-	-
108.0x4.0_31.75-2	EF - TE	286,62	-	-	-	-
108.0x4.0_31.75-3	RSL - TE	418,16	-	-	-	-
108.0x4.0_31.75-4	RSL - TE	416,14	-	-	-	-
108.0x4.0_31.75-5	RSL - TE	416,70	-	-	-	-
108.0x4.0_31.75-6	RSL - TE	415,48	-	-	-	-
108.0x4.0_25.4-2	EF - TE	254,08	-	-	-	-
108.0x4.0_25.4-3	EF - TE	369,36	-	-	-	-
108.0x4.0_25.4-4	RSL - TE	434,44	-	-	-	-
108.0x4.0_25.4-5	RSL - TE	434,60	-	-	-	-
108.0x4.0_25.4-6	RSL - TE	434,78	-	-	-	-
108.0x4.0_19-2	EF - TE	214,72	-	-	-	-
108.0x4.0_19-3	EF - TE	306,04	-	-	-	-
108.0x4.0_19-4	EF - TE	399,74	-	-	-	-
108.0x4.0_19-5	RSL - TE	446,66	-	-	-	-
108.0x4.0_19-6	RSL - TE	445,90	-	-	-	-
108.0x4.0_15.9-2	EF - TE	190,07	-	-	FP	211,88
108.0x4.0_15.9-3	EF - TE	270,34	-	-	-	-
108.0x4.0_15.9-4	EF - TE	358,20	-	-	FP	406,28
108.0x4.0_15.9-5	EF - TE	436,84	-	-	-	-
108.0x4.0_15.9-6	RSL - TE	452,90	-	-	-	-
108.0x4.0_12.7-2	EF - TE	154,81	-	-	FP	144,77
108.0x4.0_12.7-3	EF - TE	230,16	-	-	FP	197,99
108.0x4.0_12.7-4	EF - TE	301,94	-	-	FP	272,70

Tabela 7.3 - Continuação (continua na página seguinte)

Modelo	Estado limite último				Estado limite de serviço	
	EF ou RSL		Escoamento		Modo de falha	Carga (kN)
	Modo de falha	Carga (kN)	Modo de falha	Carga (kN)		
108.0x4.0_12.7-5	EF - TE	372,24	-	-	FP	313,48
108.0x4.0_12.7-6	EF - TE	437,16	-	-	FP	375,22
60.3x3.6_31.75-2	RSL - TI	141,82	-	-	-	-
60.3x3.6_31.75-3	RSL - TI	141,39	-	-	-	-
60.3x3.6_31.75-4	RSL - TI	141,89	-	-	-	-
60.3x3.6_31.75-5	RSL - TI	141,36	-	-	-	-
60.3x3.6_31.75-6	RSL - TI	141,27	-	-	-	-
60.3x3.6_25.4-2	RSL - TE	159,05	-	-	-	-
60.3x3.6_25.4-3	RSL - TE	158,51	-	-	-	-
60.3x3.6_25.4-4	RSL - TE	158,38	-	-	-	-
60.3x3.6_25.4-5	RSL - TE	158,11	-	-	-	-
60.3x3.6_25.4-6	RSL - TE	158,22	-	-	-	-
60.3x3.6_19-2	EF - TE	162,06	-	-	-	-
60.3x3.6_19-3	RSL - TE	177,21	-	-	-	-
60.3x3.6_19-4	RSL - TE	176,70	-	-	-	-
60.3x3.6_19-5	RSL - TE	176,42	-	-	-	-
60.3x3.6_19-6	RSL - TE	176,51	-	-	-	-
60.3x3.6_15.9-2	EF - TE	136,83	-	-	-	-
60.3x3.6_15.9-3	RSL - TE	181,11	-	-	-	-
60.3x3.6_15.9-4	RSL - TE	180,86	-	-	-	-
60.3x3.6_15.9-5	RSL - TE	180,71	-	-	-	-
60.3x3.6_15.9-6	RSL - TE	180,09	-	-	-	-
60.3x3.6_12.7-2	EF - TE	116,37	-	-	-	-
60.3x3.6_12.7-3	EF - TE	172,07	-	-	-	-
60.3x3.6_12.7-4	RSL - TE	188,15	-	-	-	-
60.3x3.6_12.7-5	RSL - TE	188,19	-	-	-	-
60.3x3.6_12.7-6	RSL - TE	188,68	-	-	-	-
60.3x3.6_25.4-4-L40	RSL - TE	157,90	-	-	-	-
60.3x3.6_25.4-4-L50	RSL - TE	158,24	-	-	-	-
60.3x3.6_25.4-4-L60	RSL - TE	158,38	-	-	-	-
60.3x3.6_25.4-4-L70	RSL - TE	158,15	-	-	-	-
60.3x3.6_25.4-4-L90	RSL - TE	158,13	-	-	-	-
60.3x3.6_25.4-4-L100	RSL - TE	158,35	-	-	-	-
60.3x3.6_19-4-L25	RSL - TE	176,32	-	-	-	-
60.3x3.6_19-4-L30	RSL - TE	176,61	-	-	-	-
60.3x3.6_19-4-L40	RSL - TE	176,87	-	-	-	-
60.3x3.6_19-4-L50	RSL - TE	176,45	-	-	-	-
60.3x3.6_19-4-L70	RSL - TE	176,37	-	-	-	-
60.3x3.6_15.9-5-L30	RSL - TE	184,14	-	-	-	-
60.3x3.6_15.9-5-L40	RSL - TE	180,64	-	-	-	-
60.3x3.6_15.9-5-L60	RSL - TE	180,33	-	-	-	-
60.3x3.6_15.9-5-L70	RSL - TE	180,89	-	-	-	-
60.3x3.6_15.9-5-L120	RSL - TE	181,93	-	-	-	-
60.3x3.6_15.9-5-L200	RSL - TE	180,57	-	-	-	-
60.3x3.6_19-3-L25	EF - TE	155,39	-	-	-	-
60.3x3.6_19-3-L30	RSL - TE	176,77	-	-	-	-
60.3x3.6_19-3-L40	RSL - TE	177,25	-	-	-	-
60.3x3.6_19-3-L50	RSL - TE	177,02	-	-	-	-
60.3x3.6_19-3-L70	RSL - TE	176,82	-	-	-	-
60.3x3.6_19-3-L80	RSL - TE	177,02	-	-	-	-
60.3x3.6_19-3-L120	RSL - TE	177,16	-	-	-	-
60.3x3.6_19-3-L180	RSL - TE	177,07	-	-	-	-
60.3x3.6_25.4-3-L30	RSL - TE	161,20	-	-	-	-

Tabela 7.3 - Continuação

Modelo	Estado limite último				Estado limite de serviço	
	EF ou RSL		Escoamento		Modo de falha	Carga (kN)
	Modo de falha	Carga (kN)	Modo de falha	Carga (kN)		
60.3x3.6_25.4-3-L40	RSL - TE	158,51	-	-	-	-
73x4_12.7-3	EF - TE	194,28	-	-	FP	212,02
73x4_15.9-3	EF - TE	224,52	-	-	-	-
73x4_19-3	RSL - TE	245,52	-	-	-	-
73x4_25.4-3	RSL - TE	230,08	-	-	-	-
73x4_31.75-3	RSL - TE	211,54	-	-	-	-
73x4_12.7-4	RSL - TE	257,66	-	-	-	-
73x4_15.9-4	RSL - TE	249,62	-	-	-	-
73x4_19-4	RSL - TE	245,18	-	-	-	-
73x4_25.4-4	RSL - TE	230,10	-	-	-	-
73x4_31.75-4	RSL - TE	211,72	-	-	-	-
73x4_12.7-5	RSL - TE	257,46	-	-	-	-
73x4_15.9-5	RSL - TE	249,36	-	-	-	-
73x4_19-5	RSL - TE	245,06	-	-	-	-
73x4_25.4-5	RSL - TE	229,70	-	-	-	-
73x4_31.75-5	RSL - TE	211,46	-	-	-	-
73x4_12.7-6	RSL - TE	256,92	-	-	-	-
73x4_15.9-6	RSL - TE	249,54	-	-	-	-
73x4_19-6	RSL - TE	244,12	-	-	-	-
73x4_25.4-6	RSL - TE	229,10	-	-	-	-
73x4_31.75-6	RSL - TE	211,94	-	-	-	-
88.9x3.6_19-3	EF - TE	228,04	-	-	-	-
88.9x4.5_19-3	EF - TE	305,30	-	-	-	-
88.9x5.6_19-3	EF - TE	389,24	-	-	-	-
88.9x7.1_19-3	EF - TE	493,56	-	-	-	-
88.9x3.6_25.4-3	RSL - TE	268,28	-	-	-	-
88.9x4.5_25.4-3	RSL - TE	331,12	-	-	-	-
88.9x5.6_25.4-3	RSL - TE	406,56	-	-	-	-
88.9x7.1_25.4-3	RSL - TE	506,28	-	-	-	-
88.9x3.6_31.75-3	RSL - TE	251,92	-	-	-	-
88.9x4.5_31.75-3	RSL - TE	311,36	-	-	-	-
88.9x5.6_31.75-3	RSL - TE	380,54	-	-	-	-
88.9x7,1_31.75-3	RSL - TE	473,78	-	-	-	-
88.9x3.6_19-4	RSL - TE	278,08	-	-	-	-
88.9x4.5_19-4	RSL - TE	344,58	-	-	-	-
88.9x5.6_19-4	RSL - TE	422,90	-	-	-	-
88.9x7,1_19-4	RSL - TE	528,56	-	-	-	-
88.9x3.6_25.4-4	RSL - TE	267,86	-	-	-	-
88.9x4.5_25.4-4	RSL - TE	330,14	-	-	-	-
88.9x5.6_25.4-4	RSL - TE	404,96	-	-	-	-
88.9x7.1_25.4-4	RSL - TE	506,24	-	-	-	-
88.9x3.6_31.75-4	RSL - TE	251,44	-	-	-	-
88.9x4.5_31.75-4	RSL - TE	309,88	-	-	-	-
88.9x5.6_31.75-4	RSL - TE	381,06	-	-	-	-
88.9x7.1_31.75-4	RSL - TE	472,84	-	-	-	-
88.9x3.6_19-5	RSL - TE	277,90	-	-	-	-
88.9x4.5_19-5	RSL - TE	344,34	-	-	-	-
88.9x5.6_19-5	RSL - TE	421,94	-	-	-	-
88.9x7.1_19-5	RSL - TE	527,44	-	-	-	-
88.9x3.6_25.4-5	RSL - TE	266,68	-	-	-	-
88.9x4.5_25.4-5	RSL - TE	330,18	-	-	-	-
88.9x5.6_25.4-5	RSL - TE	404,66	-	-	-	-
88.9x7.1_25.4-5	RSL - TE	504,42	-	-	-	-

### **7.3 COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS NUMÉRICOS COM O PROCEDIMENTO DE DIMENSIONAMENTO EXISTENTE**

Além de avaliar o comportamento da ligação tubular em luva parafusada e identificar os seus modos de falha, um dos objetivos deste trabalho é propor um processo de determinação da resistência deste tipo de ligação. Para tanto, foi feita uma avaliação do procedimento de dimensionamento existente para barras tracionadas conectadas por parafusos, apresentado no capítulo 2. As resistências obtidas com esse procedimento existente, referente à ABNT NBR 8800 (2008), foram comparadas com as resistências obtidas na análise paramétrica, para verificar se esse procedimento pode ser empregado para as ligações tubulares em luva parafusada, ou se é necessário fazer alguma adaptação.

Na Tabela 7.4 são apresentados os valores das resistências dos 159 modelos numéricos para o primeiro modo de falha observado. Também são apresentados os valores das resistências obtidas pelo procedimento teórico, desconsiderando-se os coeficientes de segurança. Os valores da carga teórica mais crítica para cada modelo estão escritas em vermelho e em negrito na Tabela 7.4, sendo apresentada também a relação entre as resistências numérica e teórica.

As resistências teóricas foram obtidas com as equações apresentadas no capítulo 2. Como não existe uma formulação do coeficiente de redução da área líquida,  $C_t$ , para este tipo de ligação, para determinar a resistência à tração por ruptura da área líquida foi utilizada a equação (3.8), referente à ligação tubular com chapa concêntrica apresentada na Figura 3.1, que é a que mais se aproxima da ligação estudada. Para esta comparação, foi admitido que a equação (3.8) é válida também para comprimentos de ligação superiores à 1,3 vezes o diâmetro do tubo, já a ligação estudada é diferente da ligação para a qual a formulação foi desenvolvida. Além disso, em muitas das ligações analisadas, o comprimento da ligação foi maior do que esse limite. Dessa forma é possível avaliar se essa limitação também é necessária para a ligação tubular em luva parafusada.

Tabela 7.4 - Resistências numéricas e teóricas dos modelos analisados (continua na página seguinte)

Número do modelo	Modelo	Numérico		Carga teórica (kN)					Relação Num/Teo
		Modo de falha	Carga (kN)	EF	Esc - TE	RSL - TE	Esc - TI	RSL - TI	
1	A-2	EF - TI	216,86	261,76	465,94	182,96	360,76	<b>170,80</b>	1,27
2	A-3	EF - TI	315,42	392,65	465,94	363,66	360,76	<b>274,50</b>	1,15
3	A-4	RSL - TI	341,46	523,53	465,94	423,90	360,76	<b>309,07</b>	1,10
4	A-5	RSL - TI	342,44	654,41	465,94	454,01	360,76	<b>326,35</b>	1,05
5	A-6	RSL - TI	341,00	785,29	465,94	472,08	360,76	<b>336,76</b>	1,01
6	B-2	EF - TE	148,11	191,37	316,50	<b>120,32</b>	271,90	130,06	1,23
7	B-3	EF - TE	213,36	287,05	316,50	255,54	271,90	<b>209,02</b>	1,02
8	B-4	RSL - TI	256,32	382,73	316,50	300,61	271,90	<b>235,35</b>	1,09
9	B-5	RSL - TI	256,80	478,42	316,50	323,15	271,90	<b>248,51</b>	1,03
10	B-6	RSL - TI	256,76	574,10	316,50	336,67	271,90	<b>256,40</b>	1,00
11	C-2	EF - TE	149,80	194,94	316,50	<b>120,32</b>	360,76	170,80	1,25
12	C-3	EF - TE	217,46	292,42	316,50	<b>255,54</b>	360,76	274,50	0,85
13	C-4	EF - TE	279,34	389,89	316,50	<b>300,61</b>	360,76	309,07	0,93
14	C-5	RSL - TE	314,26	487,36	<b>316,50</b>	323,15	360,76	326,35	0,99
15	C-6	RSL - TE	314,12	584,83	<b>316,50</b>	336,67	360,76	336,72	0,99
16	D-2	EF - TI	184,36	231,47	467,97	<b>115,86</b>	335,60	144,38	1,59
17	D-3	EF - TI	269,52	347,20	467,97	360,45	335,60	<b>286,98</b>	0,94
18	D-4	Esc - TI	334,80	462,94	467,97	441,98	335,60	<b>334,51</b>	1,00
19	D-5	Esc - TI	334,88	578,67	467,97	482,75	<b>335,60</b>	358,28	1,00
20	D-6	Esc - TI	334,92	694,41	467,97	507,21	<b>335,60</b>	372,54	1,00
21	E-2	EF - TE	201,34	259,69	511,08	<b>117,92</b>	465,94	182,96	1,71
22	E-3	EF - TE	298,40	389,53	511,08	366,85	465,94	<b>363,66</b>	0,82
23	E-4	EF - TE	388,28	519,37	511,08	449,83	465,94	<b>423,90</b>	0,92
24	E-5	RSL - TI	457,24	649,22	511,08	491,32	465,94	<b>454,01</b>	1,01
25	E-6	RSL - TI	457,58	779,06	511,08	516,21	<b>465,94</b>	472,08	0,98
26	F-2	EF - TE	202,84	259,03	540,39	<b>116,52</b>	465,94	182,96	1,74
27	F-3	EF - TE	299,60	388,55	540,39	<b>362,51</b>	465,94	363,66	0,83
28	F-4	EF - TE	395,62	518,06	540,39	444,51	465,94	<b>423,90</b>	0,93
29	F-5	RSL - TI	457,14	647,58	540,39	485,50	465,94	<b>454,01</b>	1,01
30	F-6	RSL - TI	456,64	777,09	540,39	510,10	<b>465,94</b>	472,08	0,98
31	108.0x4.0_31.75-2	EF - TE	286,62	591,31	457,42	<b>331,29</b>	679,39	499,28	0,87
32	108.0x4.0_31.75-3	RSL - TE	418,16	886,97	457,42	<b>418,06</b>	679,39	597,81	1,00
33	108.0x4.0_31.75-4	RSL - TE	416,14	1182,62	457,42	<b>446,99</b>	679,39	630,65	0,93
34	108.0x4.0_31.75-5	RSL - TE	416,70	1478,28	<b>457,42</b>	461,45	679,39	647,07	0,91
35	108.0x4.0_31.75-6	RSL - TE	415,48	1773,94	<b>457,42</b>	470,13	679,39	656,92	0,91
36	108.0x4.0_25.4-2	EF - TE	254,08	473,05	457,42	<b>301,95</b>	679,39	480,28	0,84
37	108.0x4.0_25.4-3	EF - TE	369,36	709,57	457,42	<b>415,71</b>	679,39	611,71	0,89
38	108.0x4.0_25.4-4	RSL - TE	434,44	946,10	457,42	<b>453,63</b>	679,39	655,52	0,96
39	108.0x4.0_25.4-5	RSL - TE	434,60	1182,62	<b>457,42</b>	472,59	679,39	677,42	0,95
40	108.0x4.0_25.4-6	RSL - TE	434,78	1419,15	<b>457,42</b>	483,97	679,39	690,57	0,95
41	108.0x4.0_19-2	EF - TE	214,72	353,86	457,42	<b>236,71</b>	679,39	417,58	0,91
42	108.0x4.0_19-3	EF - TE	306,04	530,78	457,42	<b>395,51</b>	679,39	603,95	0,77
43	108.0x4.0_19-4	EF - TE	399,74	707,71	457,42	<b>448,44</b>	679,39	666,07	0,89
44	108.0x4.0_19-5	RSL - TE	446,66	884,64	<b>457,42</b>	474,91	679,39	697,14	0,98
45	108.0x4.0_19-6	RSL - TE	445,90	1061,57	<b>457,42</b>	490,79	679,39	715,77	0,97
46	108.0x4.0_15.9-2	EF - TE	190,07	291,47	457,42	<b>176,95</b>	679,39	352,95	1,07
47	108.0x4.0_15.9-3	EF - TE	270,34	437,20	457,42	<b>371,64</b>	679,39	583,06	0,73
48	108.0x4.0_15.9-4	EF - TE	358,20	582,93	457,42	<b>436,54</b>	679,39	659,77	0,82
49	108.0x4.0_15.9-5	EF - TE	436,84	728,66	<b>457,42</b>	468,99	679,39	698,12	0,96
50	108.0x4.0_15.9-6	RSL - TE	452,90	874,40	<b>457,42</b>	488,46	679,39	721,13	0,99
51	108.0x4.0_12.7-2	EF - TE	154,81	236,52	457,42	<b>81,35</b>	679,39	244,80	1,90
52	108.0x4.0_12.7-3	EF - TE	230,16	354,79	457,42	<b>330,05</b>	679,39	540,78	0,70
53	108.0x4.0_12.7-4	EF - TE	301,94	473,05	457,42	<b>412,95</b>	679,39	639,44	0,73

Tabela 7.4 - Continuação (continua na página seguinte)

Número do modelo	Modelo	Numérico		Carga teórica (kN)					Relação Num/Teo
		Modo de falha	Carga (kN)	EF	Esc - TE	RSL - TE	Esc - TI	RSL - TI	
54	108.0x4.0_12.7-5	EF - TE	372,24	591,31	457,42	<b>454,40</b>	679,39	688,77	0,82
55	108.0x4.0_12.7-6	EF - TE	437,16	709,57	<b>457,42</b>	479,27	679,39	718,37	0,96
56	60.3x3.6_31.75-2	RSL - TI	141,82	455,37	192,38	<b>134,76</b>	249,38	144,80	1,05
57	60.3x3.6_31.75-3	RSL - TI	141,39	683,06	192,38	<b>150,77</b>	249,38	157,96	0,94
58	60.3x3.6_31.75-4	RSL - TI	141,89	910,74	192,38	<b>156,10</b>	249,38	162,34	0,91
59	60.3x3.6_31.75-5	RSL - TI	141,36	1138,43	192,38	<b>158,77</b>	249,38	164,53	0,89
60	60.3x3.6_31.75-6	RSL - TI	141,27	1366,11	192,38	<b>160,37</b>	249,38	165,85	0,88
61	60.3x3.6_25.4-2	RSL - TE	159,05	364,30	192,38	<b>141,18</b>	249,38	165,05	1,13
62	60.3x3.6_25.4-3	RSL - TE	158,51	546,45	192,38	<b>163,46</b>	249,38	184,68	0,97
63	60.3x3.6_25.4-4	RSL - TE	158,38	728,59	192,38	<b>170,89</b>	249,38	191,23	0,93
64	60.3x3.6_25.4-5	RSL - TE	158,11	910,74	192,38	<b>174,61</b>	249,38	194,50	0,91
65	60.3x3.6_25.4-6	RSL - TE	158,22	1092,89	192,38	<b>176,83</b>	249,38	196,46	0,89
66	60.3x3.6_19-2	EF - TE	162,06	272,51	192,38	<b>139,33</b>	249,38	176,85	1,16
67	60.3x3.6_19-3	RSL - TE	177,21	408,76	192,38	<b>172,10</b>	249,38	207,32	1,03
68	60.3x3.6_19-4	RSL - TE	176,70	545,01	192,38	<b>183,02</b>	249,38	217,47	0,97
69	60.3x3.6_19-5	RSL - TE	176,42	681,26	192,38	<b>188,49</b>	249,38	222,55	0,94
70	60.3x3.6_19-6	RSL - TE	176,51	817,52	192,38	<b>191,76</b>	249,38	225,59	0,92
71	60.3x3.6_15.9-2	EF - TE	136,83	224,46	192,38	<b>131,93</b>	249,38	175,89	1,04
72	60.3x3.6_15.9-3	RSL - TE	181,11	336,69	192,38	<b>173,03</b>	249,38	214,94	1,05
73	60.3x3.6_15.9-4	RSL - TE	180,86	448,92	192,38	<b>186,73</b>	249,38	227,96	0,97
74	60.3x3.6_15.9-5	RSL - TE	180,71	561,15	<b>192,38</b>	193,58	249,38	234,47	0,94
75	60.3x3.6_15.9-6	RSL - TE	180,09	673,38	<b>192,38</b>	197,69	249,38	238,37	0,94
76	60.3x3.6_12.7-2	EF - TE	116,37	164,22	192,38	<b>116,35</b>	249,38	166,67	1,00
77	60.3x3.6_12.7-3	EF - TE	172,07	246,33	192,38	<b>170,02</b>	249,38	218,70	1,01
78	60.3x3.6_12.7-4	RSL - TE	188,15	328,44	192,38	<b>187,91</b>	249,38	236,04	1,00
79	60.3x3.6_12.7-5	RSL - TE	188,19	410,55	<b>192,38</b>	196,86	249,38	244,71	0,98
80	60.3x3.6_12.7-6	RSL - TE	188,68	492,66	<b>192,38</b>	202,23	249,38	249,91	0,98
81	60.3x3.6_25.4-4-L40	RSL - TE	157,90	187,89	192,38	<b>156,04</b>	249,38	178,14	1,01
82	60.3x3.6_25.4-4-L50	RSL - TE	158,24	331,31	192,38	<b>161,98</b>	249,38	183,37	0,98
83	60.3x3.6_25.4-4-L60	RSL - TE	158,38	474,73	192,38	<b>165,94</b>	249,38	186,86	0,95
84	60.3x3.6_25.4-4-L70	RSL - TE	158,15	618,16	192,38	<b>168,77</b>	249,38	189,36	0,94
85	60.3x3.6_25.4-4-L90	RSL - TE	158,13	728,59	192,38	<b>172,54</b>	249,38	192,68	0,92
86	60.3x3.6_25.4-4-L100	RSL - TE	158,35	728,59	192,38	<b>173,86</b>	249,38	193,84	0,91
87	60.3x3.6_19-4-L25	RSL - TE	176,32	<b>64,54</b>	192,38	152,44	249,38	189,04	2,73
88	60.3x3.6_19-4-L30	RSL - TE	176,61	<b>136,25</b>	192,38	161,18	249,38	197,16	1,30
89	60.3x3.6_19-4-L40	RSL - TE	176,87	279,68	192,38	<b>172,10</b>	249,38	207,32	1,03
90	60.3x3.6_19-4-L50	RSL - TE	176,45	423,10	192,38	<b>178,65</b>	249,38	213,41	0,99
91	60.3x3.6_19-4-L70	RSL - TE	176,37	545,01	192,38	<b>186,14</b>	249,38	220,37	0,95
92	60.3x3.6_15.9-5-L30	RSL - TE	184,14	225,89	192,38	<b>179,88</b>	249,38	221,45	1,02
93	60.3x3.6_15.9-5-L40	RSL - TE	180,64	405,17	192,38	<b>188,44</b>	249,38	229,58	0,96
94	60.3x3.6_15.9-5-L60	RSL - TE	180,33	561,15	<b>192,38</b>	197,01	249,38	237,72	0,94
95	60.3x3.6_15.9-5-L70	RSL - TE	180,89	561,15	<b>192,38</b>	199,45	249,38	240,04	0,94
96	60.3x3.6_15.9-5-L120	RSL - TE	181,93	561,15	<b>192,38</b>	205,57	249,38	245,86	0,95
97	60.3x3.6_15.9-5-L200	RSL - TE	180,57	561,15	<b>192,38</b>	208,99	249,38	249,11	0,94
98	60.3x3.6_19-3-L25	EF - TE	155,39	<b>48,41</b>	192,38	126,22	249,38	164,67	3,21
99	60.3x3.6_19-3-L30	RSL - TE	176,77	<b>102,19</b>	192,38	139,33	249,38	176,85	1,73
100	60.3x3.6_19-3-L40	RSL - TE	177,25	209,76	192,38	<b>155,72</b>	249,38	192,08	1,14
101	60.3x3.6_19-3-L50	RSL - TE	177,02	317,33	192,38	<b>165,55</b>	249,38	201,22	1,07
102	60.3x3.6_19-3-L70	RSL - TE	176,82	408,76	192,38	<b>176,78</b>	249,38	211,67	1,00
103	60.3x3.6_19-3-L80	RSL - TE	177,02	408,76	192,38	<b>180,29</b>	249,38	214,93	0,98
104	60.3x3.6_19-3-L120	RSL - TE	177,16	408,76	192,38	<b>188,49</b>	249,38	222,55	0,94
105	60.3x3.6_19-3-L180	RSL - TE	177,07	408,76	<b>192,38</b>	193,95	249,38	227,63	0,92
106	60.3x3.6_25.4-3-L30	RSL - TE	161,20	<b>33,35</b>	192,38	126,33	249,38	151,96	4,83

Tabela 7.4 - Continuação

Número do modelo	Modelo	Numérico		Carga teórica (kN)					Relação Num/Teo
		Modo de falha	Carga (kN)	EF	Esc - TE	RSL - TE	Esc - TI	RSL - TI	
107	60.3x3.6_25.4-3-L40	RSL - TE	158,51	<b>140,91</b>	192,38	141,18	249,38	165,05	1,12
108	73x4_12.7-3	EF - TE	194,28	303,58	260,12	<b>221,87</b>	427,13	370,27	0,88
109	73x4_15.9-3	EF - TE	224,52	374,10	260,12	<b>231,88</b>	427,13	374,76	0,97
110	73x4_19-3	RSL - TE	245,52	454,18	260,12	<b>235,28</b>	427,13	370,57	1,04
111	73x4_25.4-3	RSL - TE	230,08	607,16	260,12	<b>231,24</b>	427,13	347,08	0,99
112	73x4_31.75-3	RSL - TE	211,54	758,95	260,12	<b>220,47</b>	427,13	314,61	0,96
113	73x4_12.7-4	RSL - TE	257,66	404,77	260,12	<b>252,14</b>	427,13	409,23	1,02
114	73x4_15.9-4	RSL - TE	249,62	498,80	260,12	<b>255,28</b>	427,13	404,43	0,98
115	73x4_19-4	RSL - TE	245,18	605,57	260,12	<b>254,11</b>	427,13	394,09	0,96
116	73x4_25.4-4	RSL - TE	230,10	809,55	260,12	<b>244,34</b>	427,13	362,85	0,94
117	73x4_31.75-4	RSL - TE	211,72	1011,94	260,12	<b>230,13</b>	427,13	325,74	0,92
118	73x4_12.7-5	RSL - TE	257,46	505,97	<b>260,12</b>	267,28	427,13	428,71	0,99
119	73x4_15.9-5	RSL - TE	249,36	623,50	<b>260,12</b>	266,97	427,13	419,27	0,96
120	73x4_19-5	RSL - TE	245,06	756,96	<b>260,12</b>	263,53	427,13	405,85	0,94
121	73x4_25.4-5	RSL - TE	229,70	1011,94	260,12	<b>250,89</b>	427,13	370,73	0,92
122	73x4_31.75-5	RSL - TE	211,46	1264,92	260,12	<b>234,96</b>	427,13	331,31	0,90
123	73x4_12.7-6	RSL - TE	256,92	607,16	<b>260,12</b>	276,36	427,13	440,40	0,99
124	73x4_15.9-6	RSL - TE	249,54	748,20	<b>260,12</b>	273,99	427,13	428,17	0,96
125	73x4_19-6	RSL - TE	244,12	908,35	<b>260,12</b>	269,18	427,13	412,91	0,94
126	73x4_25.4-6	RSL - TE	229,10	1214,32	260,12	<b>254,81</b>	427,13	375,46	0,90
127	73x4_31.75-6	RSL - TE	211,94	1517,90	260,12	<b>237,86</b>	427,13	334,65	0,89
128	88.9x3.6_19-3	EF - TE	228,04	408,76	289,42	<b>259,14</b>	593,76	525,12	0,88
129	88.9x4.5_19-3	EF - TE	305,30	510,95	357,95	<b>319,89</b>	593,76	525,12	0,95
130	88.9x5.6_19-3	EF - TE	389,24	635,85	439,65	<b>391,95</b>	593,76	525,12	0,99
131	88.9x7.1_19-3	EF - TE	493,56	806,16	547,37	<b>486,32</b>	593,76	525,12	1,01
132	88.9x3.6_25.4-3	RSL - TE	268,28	546,45	289,42	<b>263,39</b>	593,76	511,24	1,02
133	88.9x4.5_25.4-3	RSL - TE	331,12	683,06	357,95	<b>324,89</b>	593,76	511,24	1,02
134	88.9x5.6_25.4-3	RSL - TE	406,56	850,03	439,65	<b>397,70</b>	593,76	511,24	1,02
135	88.9x7.1_25.4-3	RSL - TE	506,28	1077,71	547,37	<b>492,79</b>	593,76	511,24	1,03
136	88.9x3.6_31.75-3	RSL - TE	251,92	683,06	289,42	<b>258,42</b>	593,76	482,03	0,97
137	88.9x4.5_31.75-3	RSL - TE	311,36	853,82	357,95	<b>318,49</b>	593,76	482,03	0,98
138	88.9x5.6_31.75-3	RSL - TE	380,54	1062,53	439,65	<b>389,45</b>	593,76	482,03	0,98
139	88.9x7.1_31.75-3	RSL - TE	473,78	1347,14	547,37	<b>481,84</b>	593,76	482,03	0,98
140	88.9x3.6_19-4	RSL - TE	278,08	545,01	289,42	<b>285,79</b>	593,76	567,15	0,97
141	88.9x4.5_19-4	RSL - TE	344,58	681,26	357,95	<b>352,79</b>	593,76	567,15	0,98
142	88.9x5.6_19-4	RSL - TE	422,90	847,80	439,65	<b>432,26</b>	593,76	567,15	0,98
143	88.9x7.1_19-4	RSL - TE	528,56	1074,88	547,37	<b>536,34</b>	593,76	567,15	0,99
144	88.9x3.6_25.4-4	RSL - TE	267,86	728,59	289,42	<b>282,25</b>	593,76	540,19	0,95
145	88.9x4.5_25.4-4	RSL - TE	330,14	910,74	357,95	<b>348,16</b>	593,76	540,19	0,95
146	88.9x5.6_25.4-4	RSL - TE	404,96	1133,37	439,65	<b>426,18</b>	593,76	540,19	0,95
147	88.9x7.1_25.4-4	RSL - TE	506,24	1436,95	547,37	<b>528,09</b>	593,76	540,19	0,96
148	88.9x3.6_31.75-4	RSL - TE	251,44	910,74	289,42	<b>272,62</b>	593,76	503,15	0,92
149	88.9x4.5_31.75-4	RSL - TE	309,88	1138,43	357,95	<b>335,99</b>	593,76	503,15	0,92
150	88.9x5.6_31.75-4	RSL - TE	381,06	1416,71	439,65	<b>410,84</b>	593,76	503,15	0,93
151	88.9x7.1_31.75-4	RSL - TE	472,84	1796,19	547,37	508,32	593,76	<b>503,15</b>	0,94
152	88.9x3.6_19-5	RSL - TE	277,90	681,26	<b>289,42</b>	299,12	593,76	588,17	0,96
153	88.9x4.5_19-5	RSL - TE	344,34	851,58	<b>357,95</b>	369,24	593,76	588,17	0,96
154	88.9x5.6_19-5	RSL - TE	421,94	1059,74	<b>439,65</b>	452,42	593,76	588,17	0,96
155	88.9x7.1_19-5	RSL - TE	527,44	1343,60	<b>547,37</b>	561,36	593,76	588,17	0,96
156	88.9x3.6_25.4-5	RSL - TE	266,68	910,74	<b>289,42</b>	291,69	593,76	554,67	0,92
157	88.9x4.5_25.4-5	RSL - TE	330,18	1138,43	<b>357,95</b>	359,79	593,76	554,67	0,92
158	88.9x5.6_25.4-5	RSL - TE	404,66	1416,71	<b>439,65</b>	440,42	593,76	554,67	0,92
159	88.9x7.1_25.4-5	RSL - TE	504,42	1796,19	547,37	<b>545,74</b>	593,76	554,67	0,92

Na Tabela 7.4 não são apresentadas as resistências teóricas referentes ao modo de falha por cisalhamento do parafuso, já que ele não foi crítico nos modelos estudados. No apêndice B são apresentadas as resistências teóricas para os estados limites últimos de todos os modos de falha indicados no capítulo 2, sendo possível notar que as resistências teóricas do modo de falha por cisalhamento do parafuso foram sempre maiores que a resistência obtida no modelo numérico. Dessa forma, pode-se dizer que a formulação teórica para esse modo de falha está compatível com as análises numéricas.

Na Figura 7.4 são apresentadas de forma gráfica as relações entre as resistências numérica e teórica para os 159 modelos. É possível notar que muitos modelos apresentaram uma relação distante da ideal, indicando a necessidade de adaptações ao procedimento existente. Na maioria dos casos os valores foram inferiores à 1,0, o que indica que as formulações teóricas estão conduzindo à resistências superiores às obtidas numericamente, ou seja, o procedimento teórico está contra a segurança para a maioria dos modelos analisados nesta tese.

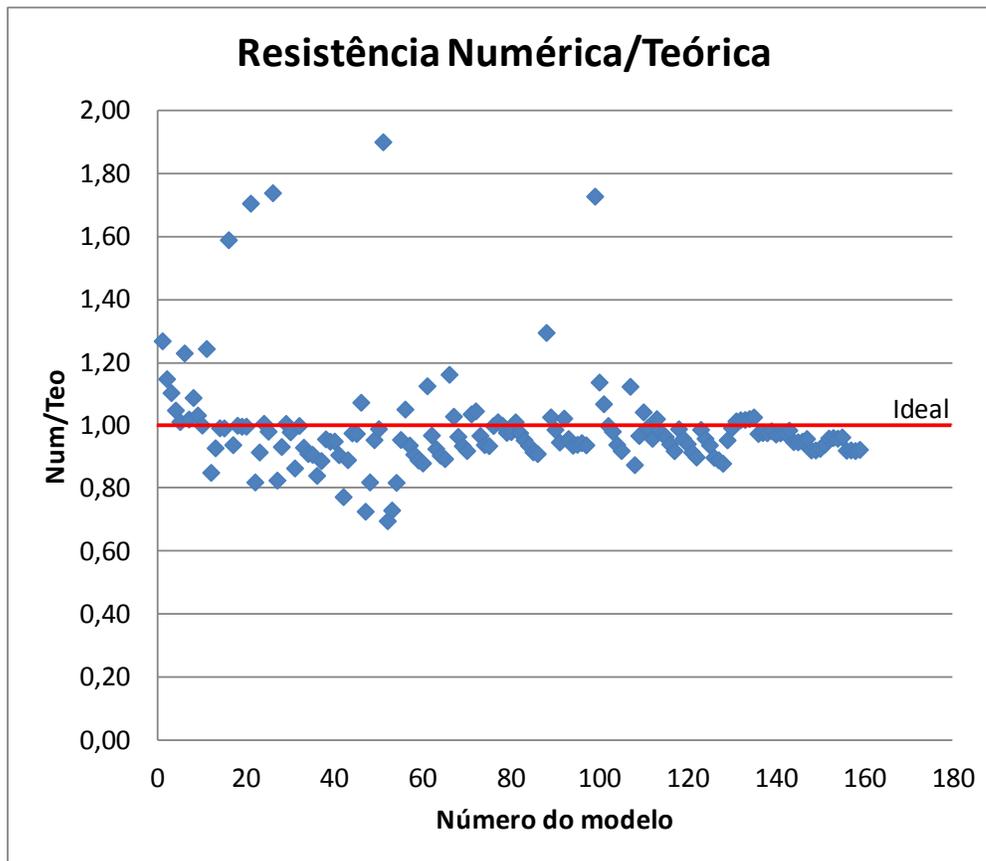


Figura 7.4 - Relações entre as resistências numérica e a teórica

Já em outros casos a relação ficou bem acima do ideal, sendo que 7 dos 12 modelos que apresentaram relação maior do que 1,2, possuem apenas dois parafusos, ou seja, apresentam um comprimento de ligação muito pequeno. Essa grande diferença nesses casos indica que a formulação teórica está diretamente relacionada com o comprimento da ligação, conduzindo à resistências muito pequenas para valores pequenos desse parâmetro, o que não está de acordo com o procedimento numérico. Os outros cinco modelos com relação superior à 1,2 possuem um espaçamento entre furos muito inferior ao valor recomendado pela ABNT NBR 8800 (2008), o que conduziu a valores teóricos muito conservadores. Três desses cinco modelos não estão representados na Figura 7.4 pois suas relações foram superiores à 2,0.

Nos modelos A-2 e 73.0x4.0\_12.7-3, dois dos poucos em que foi identificada a ocorrência do cisalhamento do parafuso após algum outro modo de falha, a carga atuante na ligação no instante do início do cisalhamento do parafuso é de 271,12 kN e 244,74 kN, respectivamente. Esses valores são próximos aos obtidos pela análise teórica, 240,69 kN (diferença de 13%) e 250,82 kN (diferença de 2%), respectivamente, demonstrando que os resultados numéricos do cisalhamento do parafuso estão coerentes com os resultados teóricos.

Pelos resultados apresentados na Tabela 7.4, nota-se que o estado limite de escoamento da seção bruta do tubo interno foi crítico em três modelos numéricos, D-4, D-5 e D6, com cargas de 334,80 kN, 334, 88 kN e 334,92 kN, respectivamente. A carga teórica de escoamento da seção bruta do tubo interno dessa ligação é de 335,60 kN, ou seja, praticamente o mesmo valor obtido nos modelos numéricos. Além disso, nos modelos D-5 e D-6 esse estado limite também foi crítico pela análise teórica, enquanto que no modelo D-4 a ruptura da seção líquida do tubo interno foi mais crítica, porém com uma carga de 334,51 kN, ou seja, muito próxima ao escoamento. Dessa forma, pode-se dizer que, para a análise do escoamento da seção bruta do tubo, a formulação do procedimento de dimensionamento já existente pode ser empregada sem problemas, pois irá representar bem esse estado limite na ligação tubular em luva parafusada.

Já com relação ao esmagamento da parede do furo, esse modo de falha foi crítico na análise teórica em um número muito menor de modelos do que na análise numérica. Também é possível notar que a resistência ao esmagamento obtida pela formulação existente é sempre maior do que a carga de ruptura da ligação nos modelos numéricos que apresentaram esse modo de falha como sendo o mais crítico. Além disso, dentro de um mesmo grupo de modelos, ao alterar

alguma característica, como por exemplo o número de parafusos, a resistência teórica ao esmagamento da parede do furo aumenta, e a carga de ruptura do modelo numérico para esse modo de falha também aumenta na mesma proporção. Para exemplificar pode-se analisar três modelos que apresentaram esmagamento da parede do furo na análise numérica, como os modelos F-2, F-3 e F-4. Ao passar do modelo F-2 para o F-3, aumentando o número de parafusos de dois para três, tanto a resistência teórica ao esmagamento da parede do furo quanto a carga de ruptura do modelo numérico apresentaram um aumento de aproximadamente 50% no seu valor: o teórico passou de 259,03 kN para 388,55 kN, enquanto que o numérico passou de 202,84 kN para 299,60 kN. Passando do modelo F-3 para o F-4, adicionando-se mais um parafuso, os valores apresentaram um aumento de aproximadamente 33%, com o teórico passando para 518,06 kN e o numérico para 395,62 kN. O mesmo fato ocorre nos demais modelos numéricos que apresentaram o modo de falha por esmagamento da parede do furo como sendo o mais crítico.

Algumas simplificações adotadas no modelo numérico, como por exemplo as condições de contorno dos parafusos sem a modelagem de suas cabeças, podem estar contribuindo para que os resultados numéricos estejam abaixo dos teóricos, para esse modo de falha. Além disso, o critério para a definição do início de ocorrência do mecanismo de esmagamento da parede do furo pode estar muito conservador. No modelo numérico é admitido que esse mecanismo iniciasse quando algum ponto da malha do tubo, na região de contato entre o furo e o parafuso, apresenta uma deformação de von Mises maior que a deformação de ruptura do aço do tubo. Sendo menos conservador, ou seja, permitindo que mais pontos da malha ultrapassem a deformação de ruptura para aí sim definir o início do esmagamento da parede do furo, certamente chega-se à cargas de ruptura numéricas mais próximas das teóricas.

Outra possibilidade é que os fatores multiplicadores de valores 1,2 e 2,4 da equação (3.3), utilizada para encontrar a resistência ao esmagamento teórica, não sejam exatamente esses para a situação analisada nesta ligação, ou seja, para o esmagamento de furos em tubos, já que a superfície curva do tubo pode apresentar uma certa diferença no comportamento do esmagamento da parede do furo quando comparado com um furo em uma superfície plana. Essa hipótese foi apresentada no trabalho de Minchillo (2011), onde foi feita uma análise do esmagamento da parede do furo em chapas com apenas um parafuso, soldadas no topo de tubos. No trabalho conclui-se que, no caso analisado, os resultados numéricos e teóricos ficaram mais próximos quando não foram utilizados os coeficientes 1,2 e 2,4 para encontrar a resistência teórica, sendo

portanto recomendada a não utilização desses coeficientes para a análise do esmagamento da parede do furo para a situação analisada.

Neste trabalho, retirando-se esses coeficientes, os resultados numéricos e teóricos também não chegam nos mesmos valores. Portanto, é possível que para a análise do esmagamento de furos em perfis tubulares, os coeficientes da equação (3.3) sejam diferentes de 1,2 e 2,4, e também diferentes de 1,0.

Como os resultados numéricos e teóricos para o esmagamento da parede do furo possuem aumentos proporcionais, a equação (3.3) do procedimento existente representa bem o esmagamento da parede do furo na ligação estudada, apenas sendo o modelo numérico mais conservador, ou a formulação apresentando resultados um pouco acima da realidade para a situação analisada. Uma combinação dos dois fatores também pode ser a explicação dessa diferença. Apesar dos resultados diferentes, optou-se por manter esse modelo numérico mais conservador e prosseguir com a avaliação do comportamento da ligação com relação ao modo de falha por ruptura da seção líquida, que apresentou diferenças mais acentuadas entre os resultados numéricos e teóricos.

Avaliando os resultados do modo falha por ruptura da seção líquida apresentados na Tabela 7.4, nota-se que, nos modelos numéricos que apresentaram esse mecanismo como o mais crítico, as cargas de ruptura numéricas são diferentes das resistências teóricas para a ruptura da seção líquida. Além de diferentes, a variação dos valores numéricos e teóricos também não segue um mesmo padrão ao se analisar modelos diferentes. É possível notar facilmente que a resistência teórica está diretamente relacionada com o comprimento da ligação, apresentando um valor maior para comprimentos maiores. Já a carga de ruptura obtida na análise numérica fica sempre constante com a variação do comprimento da ligação. Para comprovar basta observar os modelos A-4, A-5 e A-6, onde o aumento no número de parafusos também significa o aumento do comprimento da ligação.

Dessa forma, pode-se concluir que o procedimento existente para a determinação da resistência à ruptura da seção líquida não é compatível com o comportamento das ligações tubulares parafusadas, não podendo ser utilizado no cálculo da resistência dessas ligações. Analisando a equação (3.6), utilizada para avaliar a ruptura da seção líquida, nota-se que o único fator que pode apresentar diferenças dependendo do tipo de ligação analisada é o coeficiente de redução da área líquida,  $C_l$ , uma vez que a tensão de ruptura é conhecida e a determinação da área

líquida é sempre feita da mesma maneira, independente do tipo de ligação analisada. Assim, conclui-se que a equação (3.8) não pode ser aplicada para determinar o coeficiente  $C_t$  deste tipo de ligação.

Foi feita então uma análise do coeficiente de redução da área líquida, comparando os valores desses coeficientes para as análises numéricas com os valores obtidos pela equação (3.8), referente ao procedimento da ABNT NBR 8800 (2008) para ligações tubulares com chapa concêntrica, sem a limitação do comprimento da ligação em 1,3 vezes o diâmetro do tubo. Também foram comparados os resultados obtidos com a equação (3.10), proposta por Martinez-Saucedo e Packer (2009) e adotada pela ABNT NBR 16239 (2013) para as ligações tubulares com chapa concêntrica, para verificar se essa formulação apresenta resultados mais próximos das análises numéricas. Os resultados dessa comparação são apresentados na Tabela 7.5. Estão incluídos apenas os modelos numéricos que apresentaram a ruptura da seção líquida como o modo de falha mais crítico. Apesar de os modelos D-4, D-5 e D-6 terem apresentado escoamento da seção bruta do tubo interno como sendo mais crítico, os seus valores de ruptura da seção líquida do tubo interno, obtidos numericamente, foram adicionados na Tabela 7.5, pois são muito próximos dos valores de escoamento da seção bruta do tubo.

Para encontrar o coeficiente  $C_t$  dos modelos numéricos, foram utilizadas as equações (3.6) e (3.7), apenas fazendo-se um rearranjo dos seus termos e desconsiderando o coeficiente de segurança  $\gamma_{a2}$ , conforme apresentado na equação (7.2).

$$C_t = \frac{N_t}{A_n \cdot f_u} \quad (7.2)$$

Onde:

$C_t$ : coeficiente de redução da área líquida;

$N_t$ : esforço normal de tração do modelo numérico que provoca o início da ruptura da seção líquida;

$A_n$ : área líquida da seção mais solicitada do tubo onde ocorre a ruptura;

$f_u$ : tensão de ruptura do aço do tubo onde ocorre a ruptura da seção líquida.

Tabela 7.5 - Comparação dos coeficientes de redução da área líquida (C<sub>t</sub>)

Modelo	Modo de falha	Ct			Modelo	Modo de falha	Ct		
		Númerico	NBR 8800:2008	NBR 16239:2013			Númerico	NBR 8800:2008	NBR 16239:2013
A-4	RSL - TI	0,903	0,817	0,958	60.3x3.6_15.9-5-L60	RSL - TE	0,842	0,920	0,997
A-5	RSL - TI	0,905	0,863	0,983	60.3x3.6_15.9-5-L70	RSL - TE	0,845	0,931	0,998
A-6	RSL - TI	0,902	0,890	0,992	60.3x3.6_15.9-5-L120	RSL - TE	0,850	0,960	1,000
B-4	RSL - TI	0,890	0,817	0,958	60.3x3.6_15.9-5-L200	RSL - TE	0,843	0,976	1,000
B-5	RSL - TI	0,892	0,863	0,983	60.3x3.6_19-3-L30	RSL - TE	0,863	0,680	0,773
B-6	RSL - TI	0,892	0,890	0,992	60.3x3.6_19-3-L40	RSL - TE	0,865	0,760	0,902
C-5	RSL - TE	0,804	0,827	0,964	60.3x3.6_19-3-L50	RSL - TE	0,864	0,808	0,951
C-6	RSL - TE	0,804	0,862	0,982	60.3x3.6_19-3-L70	RSL - TE	0,863	0,863	0,983
D-4	RSL - TI	0,792	0,779	0,923	60.3x3.6_19-3-L80	RSL - TE	0,864	0,880	0,989
D-5	RSL - TI	0,791	0,834	0,969	60.3x3.6_19-3-L120	RSL - TE	0,865	0,920	0,997
D-6	RSL - TI	0,792	0,867	0,985	60.3x3.6_19-3-L180	RSL - TE	0,864	0,947	0,999
E-5	RSL - TI	0,840	0,834	0,969	60.3x3.6_25.4-3-L30	RSL - TE	0,868	0,680	0,773
E-6	RSL - TI	0,841	0,867	0,985	60.3x3.6_25.4-3-L40	RSL - TE	0,853	0,760	0,902
F-5	RSL - TI	0,840	0,834	0,969	73x4_19-3	RSL - TE	0,841	0,806	0,949
F-6	RSL - TI	0,839	0,867	0,985	73x4_25.4-3	RSL - TE	0,850	0,855	0,979
108.0x4.0_31.75-3	RSL - TE	0,828	0,828	0,965	73x4_31.75-3	RSL - TE	0,848	0,884	0,990
108.0x4.0_31.75-4	RSL - TE	0,824	0,885	0,990	73x4_12.7-4	RSL - TE	0,824	0,806	0,949
108.0x4.0_31.75-5	RSL - TE	0,825	0,914	0,996	73x4_15.9-4	RSL - TE	0,826	0,845	0,975
108.0x4.0_31.75-6	RSL - TE	0,823	0,931	0,998	73x4_19-4	RSL - TE	0,840	0,871	0,986
108.0x4.0_25.4-4	RSL - TE	0,821	0,857	0,980	73x4_25.4-4	RSL - TE	0,851	0,903	0,994
108.0x4.0_25.4-5	RSL - TE	0,821	0,893	0,992	73x4_31.75-4	RSL - TE	0,849	0,923	0,997
108.0x4.0_25.4-6	RSL - TE	0,821	0,914	0,996	73x4_12.7-5	RSL - TE	0,823	0,855	0,979
108.0x4.0_19-5	RSL - TE	0,806	0,857	0,980	73x4_15.9-5	RSL - TE	0,826	0,884	0,990
108.0x4.0_19-6	RSL - TE	0,804	0,885	0,990	73x4_19-5	RSL - TE	0,840	0,903	0,994
108.0x4.0_15.9-6	RSL - TE	0,800	0,862	0,983	73x4_25.4-5	RSL - TE	0,849	0,927	0,998
60.3x3.6_31.75-2	RSL - TI	0,829	0,846	0,975	73x4_31.75-5	RSL - TE	0,848	0,942	0,999
60.3x3.6_31.75-3	RSL - TI	0,826	0,923	0,997	73x4_12.7-6	RSL - TE	0,822	0,884	0,990
60.3x3.6_31.75-4	RSL - TI	0,829	0,949	0,999	73x4_15.9-6	RSL - TE	0,826	0,907	0,995
60.3x3.6_31.75-5	RSL - TI	0,826	0,962	1,000	73x4_19-6	RSL - TE	0,837	0,923	0,997
60.3x3.6_31.75-6	RSL - TI	0,826	0,969	1,000	73x4_25.4-6	RSL - TE	0,847	0,942	0,999
60.3x3.6_25.4-2	RSL - TE	0,856	0,760	0,902	73x4_31.75-6	RSL - TE	0,850	0,954	0,999
60.3x3.6_25.4-3	RSL - TE	0,853	0,880	0,989	88.9x3.6_25.4-3	RSL - TE	0,838	0,823	0,962
60.3x3.6_25.4-4	RSL - TE	0,853	0,920	0,997	88.9x4.5_25.4-3	RSL - TE	0,839	0,823	0,962
60.3x3.6_25.4-5	RSL - TE	0,851	0,940	0,999	88.9x5.6_25.4-3	RSL - TE	0,841	0,823	0,962
60.3x3.6_25.4-6	RSL - TE	0,852	0,952	0,999	88.9x7.1_25.4-3	RSL - TE	0,846	0,823	0,962
60.3x3.6_19-3	RSL - TE	0,865	0,840	0,972	88.9x3.6_31.75-3	RSL - TE	0,837	0,859	0,981
60.3x3.6_19-4	RSL - TE	0,863	0,893	0,992	88.9x4.5_31.75-3	RSL - TE	0,839	0,859	0,981
60.3x3.6_19-5	RSL - TE	0,861	0,920	0,997	88.9x5.6_31.75-3	RSL - TE	0,839	0,859	0,981
60.3x3.6_19-6	RSL - TE	0,862	0,936	0,998	88.9x7.1_31.75-3	RSL - TE	0,844	0,859	0,981
60.3x3.6_15.9-3	RSL - TE	0,846	0,808	0,951	88.9x3.6_19-4	RSL - TE	0,820	0,843	0,974
60.3x3.6_15.9-4	RSL - TE	0,845	0,872	0,986	88.9x4.5_19-4	RSL - TE	0,823	0,843	0,974
60.3x3.6_15.9-5	RSL - TE	0,844	0,904	0,994	88.9x5.6_19-4	RSL - TE	0,825	0,843	0,974
60.3x3.6_15.9-6	RSL - TE	0,841	0,923	0,997	88.9x7.1_19-4	RSL - TE	0,831	0,843	0,974
60.3x3.6_12.7-4	RSL - TE	0,841	0,840	0,972	88.9x3.6_25.4-4	RSL - TE	0,837	0,882	0,989
60.3x3.6_12.7-5	RSL - TE	0,841	0,880	0,989	88.9x4.5_25.4-4	RSL - TE	0,836	0,882	0,989
60.3x3.6_12.7-6	RSL - TE	0,843	0,904	0,994	88.9x5.6_25.4-4	RSL - TE	0,838	0,882	0,989
60.3x3.6_25.4-4-L40	RSL - TE	0,850	0,840	0,972	88.9x7.1_25.4-4	RSL - TE	0,846	0,882	0,989
60.3x3.6_25.4-4-L50	RSL - TE	0,852	0,872	0,986	88.9x3.6_31.75-4	RSL - TE	0,835	0,906	0,995
60.3x3.6_25.4-4-L60	RSL - TE	0,853	0,893	0,992	88.9x4.5_31.75-4	RSL - TE	0,835	0,906	0,995
60.3x3.6_25.4-4-L70	RSL - TE	0,851	0,909	0,995	88.9x5.6_31.75-4	RSL - TE	0,840	0,906	0,995
60.3x3.6_25.4-4-L90	RSL - TE	0,851	0,929	0,998	88.9x7.1_31.75-4	RSL - TE	0,842	0,906	0,995
60.3x3.6_25.4-4-L100	RSL - TE	0,853	0,936	0,998	88.9x3.6_19-5	RSL - TE	0,820	0,882	0,989
60.3x3.6_19-4-L25	RSL - TE	0,861	0,744	0,881	88.9x4.5_19-5	RSL - TE	0,823	0,882	0,989
60.3x3.6_19-4-L30	RSL - TE	0,862	0,787	0,931	88.9x5.6_19-5	RSL - TE	0,823	0,882	0,989
60.3x3.6_19-4-L40	RSL - TE	0,863	0,840	0,972	88.9x7.1_19-5	RSL - TE	0,829	0,882	0,989
60.3x3.6_19-4-L50	RSL - TE	0,861	0,872	0,986	88.9x3.6_25.4-5	RSL - TE	0,833	0,912	0,996
60.3x3.6_19-4-L70	RSL - TE	0,861	0,909	0,995	88.9x4.5_25.4-5	RSL - TE	0,837	0,912	0,996
60.3x3.6_15.9-5-L30	RSL - TE	0,860	0,840	0,972	88.9x5.6_25.4-5	RSL - TE	0,838	0,912	0,996
60.3x3.6_15.9-5-L40	RSL - TE	0,844	0,880	0,989	88.9x7.1_25.4-5	RSL - TE	0,843	0,912	0,996

Como na ligação estudada os parafusos estão alinhados, a seção mais solicitada do tubo possui dois furos de um mesmo parafuso. Dessa forma, para encontrar a área líquida, basta subtrair a área de dois furos da área bruta da seção transversal do tubo. Como está sendo utilizada a área líquida sem levar em consideração a estrição do tubo, deve-se utilizar a tensão de ruptura com o seu valor de engenharia (*engineering stress*), e não o valor corrigido para valor real (*true stress*). Essa situação fica compatível com os dados que o projetista irá utilizar para fazer o dimensionamento da ligação, uma vez que a área considerando-se a estrição da seção, que é menor do que a área sem levar esse fato em conta, é difícil de ser determinada. Caso seja utilizada essa área reduzida devido a estrição, deve-se empregar a tensão de ruptura real, maior do que a de engenharia, para obter um mesmo valor de  $C_t$ .

No emprego da equação (3.10) para encontrar o  $C_t$  correspondente ao procedimento da ABNT NBR 16239 (2013), foi desconsiderado o termo referente à espessura da chapa concêntrica,  $t_c$ , uma vez que esse elemento não existe na ligação deste trabalho. Uma tentativa de adaptação dessa formulação com a utilização do diâmetro do parafuso ao invés da espessura da chapa na equação (3.10) conduziu a valores muito próximos de 1,0 em todas as situações, além de apresentar excentricidade da ligação  $e_c$  negativa em algumas situações, inviabilizando a determinação do coeficiente de redução da área líquida fazendo-se essa adaptação.

Em uma primeira análise dos resultados, é interessante notar que, com o emprego da equação (7.2), todos os resultados dos modelos numéricos apresentaram valores de  $C_t$  variando entre 0,791 e 0,905. Já os resultados da formulação da ABNT NBR 8800 (2008) apresentaram maior variação, entre 0,680 e 0,976. A formulação da ABNT NBR 16239 (2013) apresentou variação entre 0,773 e 1,0, porém com a grande maioria dos valores próximos à 1,0.

Os resultados da Tabela 7.5 demonstram diferenças quando se compara os valores de  $C_t$  obtidos nos modelos numéricos com os valores obtidos pelas duas formulações existentes. Da mesma forma como foi observado na comparação das resistências, as formulações existentes nos procedimentos da ABNT NBR 8800 (2008) e da ABNT NBR 16239 (2013) apresentam resultados de  $C_t$  que aumentam com o comprimento da ligação, enquanto que no caso dos modelos numéricos os resultados permanecem constantes com a variação do comprimento da ligação. Além disso, a formulação da ABNT NBR 16239 (2013) apresentou valores ainda mais distantes dos resultados numéricos.

Dessa forma, as duas formulações de determinação de  $C_1$  existentes nos procedimentos de dimensionamento de ligações tubulares circulares com chapa concêntrica não podem ser empregadas nas ligações tubulares em luva parafusada. Portanto, é necessário fazer uma adaptação no procedimento de dimensionamento existente, com relação à determinação da resistência à ruptura da seção líquida.

#### **7.4 PROPOSTAS PARA A DETERMINAÇÃO DA RESISTÊNCIA DA LIGAÇÃO**

Os resultados das análises numéricas demonstraram a necessidade de uma adaptação ao procedimento de dimensionamento existente para barras parafusadas submetidas à tração. A seguir são apresentadas algumas propostas para essa adaptação, permitindo determinar a resistência à tração das ligações tubulares em luva parafusada.

Os estudos realizados permitiram identificar a ocorrência do estado limite de flexão excessiva dos parafusos neste tipo de ligação. Porém, apesar da sua importância, como se trata de um estado limite de serviço, a sua ocorrência não influi na resistência da ligação. Os trabalhos de Silva (2012) e Amparo (2014) já apresentam estudos e propostas de formulações para a determinação desse estado limite de serviço. Portanto, neste trabalho não será apresentada uma proposta para a identificação do estado limite de flexão excessiva dos parafusos.

Com relação aos estados limites últimos, o procedimento de dimensionamento existente para a determinação da resistência ao escoamento da seção bruta do tubo demonstrou ser bem preciso para o caso das ligações tubulares em luva parafusada, já que a resistência numérica dos três modelos que apresentaram escoamento da seção bruta do tubo foi muito próxima da resistência teórica para esse mesmo modo de falha. Apesar de ser crítico em um número pequeno de modelos analisados, esse modo de falha sempre deve ser verificado, pois pode vir a se tornar crítico em ligações com valores de parâmetros diferentes dos empregados nesta tese.

O procedimento de dimensionamento existente para a determinação da resistência ao cisalhamento do parafuso também demonstrou ser adequado para a ligação tubular em luva parafusada, já que nos poucos modelos numéricos em que esse modo de falha ocorreu, as resistências numérica e teórica apresentaram valores próximos. Apesar de o cisalhamento do parafuso não ter sido crítico em nenhum dos casos analisados, a sua verificação é necessária, já que ele pode passar a ser um modo de falha crítico, dependendo das dimensões da ligação.

O modo de falha por esmagamento da parede do furo apresentou resultados numéricos diferentes dos teóricos. Portanto, para obter resultados mais próximos dos modelos numéricos, é necessário fazer uma adaptação ao procedimento de dimensionamento existente para esse modo de falha. O mesmo foi observado com relação à ruptura da seção líquida. Assim, as duas formulações existentes para a determinação do coeficiente de redução da área líquida não podem ser empregadas para a ligação estudada, sendo necessário fazer uma adaptação também para esse modo de falha.

As adaptações na determinação da resistência para esses dois principais modos de falha das ligações tubulares em luva parafusada podem ser feitas analisando o comportamento global da ligação, ou seja, levando-se em conta os dois modos de falha conjuntamente. Além disso, para realizar um estudo mais aprofundado desses dois modos de falha, o esmagamento da parede do furo e a ruptura da seção líquida também podem ser analisados isoladamente, propondo uma adaptação na determinação da resistência para cada um dos modos de falha. Essas duas possibilidades foram estudadas, e os resultados são apresentados a seguir.

#### **7.4.1 Avaliação do Comportamento Global da Ligação**

Durante o estudo que culminou na formulação empregada pela ABNT NBR 16239 (2013) para o cálculo do  $C_t$  de ligações tubulares com chapa concêntrica, Martinez-Saucedo et al. (2006) identifica a ocorrência de dois modos de falha para essa ligação, sendo eles o colapso por rasgamento e a ruptura da seção líquida. Em sua conclusão final é sugerido que seja obtido um único método de determinação da resistência da ligação, que leve em consideração os dois modos de falha. Com base nessa conclusão, foi feita uma análise em conjunto dos dois modos de falha observados na ligação tubular em luva parafusada: o esmagamento da parede do furo e a ruptura da seção líquida. Com esse estudo conjunto dos dois modos de falha, foi possível obter uma única formulação para determinar a resistência da ligação, considerando o comportamento global da mesma, como sugerido por Martinez-Saucedo et al. (2006).

As formulações de determinação do coeficiente de redução da área líquida para ligações tubulares com chapa concêntrica, segundo os procedimentos das normas ABNT NBR 8800 (2008) e ABNT NBR 16239 (2013), estão em função da relação  $L/D$ , onde  $L$  é o comprimento da ligação (comprimento da solda) e  $D$  é o diâmetro do tubo. Ao traçar as curvas dessas duas

formulações, desconsiderando-se a espessura da chapa na formulação da ABNT NBR 16239 (2013), chega-se ao gráfico apresentado na Figura 7.5.

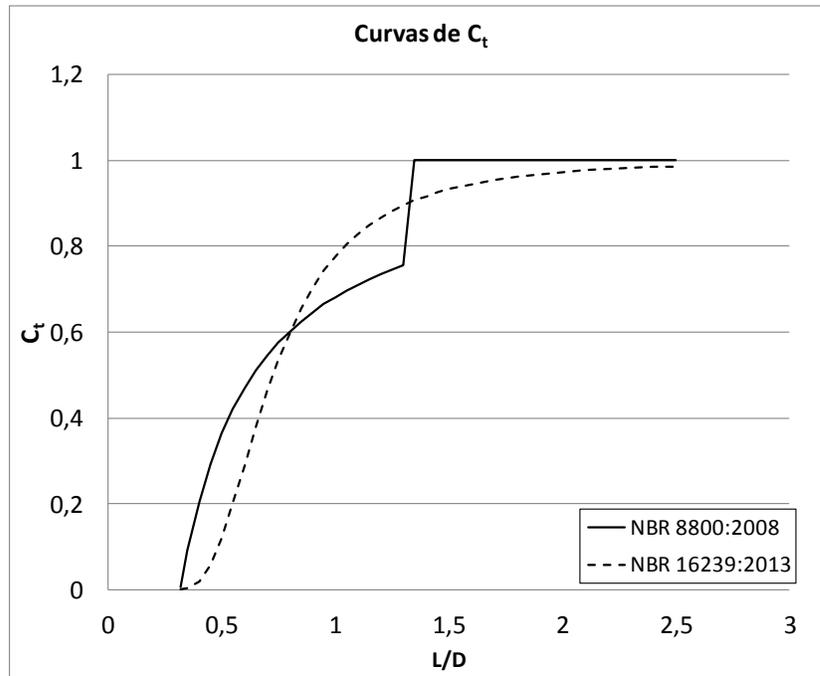


Figura 7.5 - Curvas do  $C_t$  em função da relação  $L/D$

Para tentar obter uma curva semelhante para a ligação tubular em luva parafusada, porém levando-se em consideração os dois modos de falha, foi necessário definir um coeficiente de eficiência da ligação, diferente do  $C_t$ , já que este último é empregado para a ruptura da seção líquida, e não para o esmagamento da parede do furo. Esse coeficiente de eficiência leva em consideração os modos de falha por esmagamento da parede do furo e por ruptura da seção líquida em conjunto, para determinar a resistência à tração da seção líquida de um perfil tubular parafusado.

O coeficiente de eficiência será empregado na determinação da resistência da ligação de maneira semelhante como é empregado o  $C_t$ . Assim, com a utilização do coeficiente de eficiência, que leva em conta os dois modos de falha, a resistência da ligação é determinada conforme a equação (7.3).

$$N_{t,R} = C_e \cdot A_n \cdot f_u \quad (7.3)$$

Onde:

$N_{t,R}$ : esforço normal resistente de tração, considerando o comportamento global da ligação;

$C_e$ : coeficiente de eficiência da ligação;

$A_n$ : Área líquida da seção transversal mais solicitada;

$f_u$ : tensão de ruptura do aço.

Para determinar o coeficiente de eficiência dos modelos numéricos, basta rearranjar a equação (7.3), dividindo-se a resistência da ligação encontrada numericamente pela multiplicação entre a área líquida e a tensão de ruptura do aço. Os resultados obtidos encontram-se na Tabela 7.6, que também contém a relação  $L/D$  de cada modelo, onde  $L$  é a distância entre os centros do primeiro e do último parafuso da ligação. É interessante notar que, para os modelos que apresentaram o modo de falha crítico por ruptura da seção líquida, o coeficiente de eficiência da ligação é igual ao coeficiente de redução da área líquida apresentado na Tabela 7.5.

Os dados da Tabela 7.6 indicam que apenas três modelos com modo de falha por ruptura da seção líquida apresentaram  $C_e$  inferior a 0,80, porém muito próximos deste valor (0,792 e 0,791). Esses modelos são o D-4, D-5 e D-6, que atingiram o escoamento da seção bruta do tubo um pouco antes da ruptura da seção líquida, demonstrando que talvez esse escoamento esteja interferindo um pouco na ruptura da seção líquida. Já outros três apresentam  $C_e$  superior a 0,90 (0,902, 0,903 e 0,905), como já pôde ser observado na análise do  $C_t$ . Também nota-se que apenas um modelo com mecanismo de esmagamento da parede do furo apresentou  $C_e$  superior a 0,80 (0,834). Dessa forma, pode-se diferenciar qual modo de falha está ocorrendo na ligação pelo valor do coeficiente de eficiência: de uma maneira geral, ligações que apresentam esmagamento da parede do furo possuem  $C_e$  inferior a 0,80, enquanto que ligações que apresentam ruptura da seção líquida possuem  $C_e$  variando entre 0,80 e 0,90.

Tabela 7.6 - Coeficiente de eficiência da ligação tubular em luva parafusada ( $C_e$ )

Modelo	Modo de falha	L/D	$C_e$	Modelo	Modo de falha	L/D	$C_e$	Modelo	Modo de falha	L/D	$C_e$
A-2	EF - TI	0,580	0,573	108.0x4.0_12.7-5	EF - TE	1,481	0,643	60.3x3.6_25.4-3-L40	RSL - TE	1,327	0,853
A-3	EF - TI	1,161	0,834	108.0x4.0_12.7-6	EF - TE	1,852	0,755	73x4_12.7-3	EF - TE	1,096	0,621
A-4	RSL - TI	1,741	0,903	60.3x3.6_31.75-2	RSL - TI	2,070	0,829	73x4_15.9-3	EF - TE	1,370	0,743
A-5	RSL - TI	2,322	0,905	60.3x3.6_31.75-3	RSL - TI	4,141	0,826	73x4_19-3	RSL - TE	1,644	0,841
A-6	RSL - TI	2,902	0,902	60.3x3.6_31.75-4	RSL - TI	6,211	0,829	73x4_25.4-3	RSL - TE	2,192	0,850
B-2	EF - TE	0,460	0,379	60.3x3.6_31.75-5	RSL - TI	8,282	0,826	73x4_31.75-3	RSL - TE	2,740	0,848
B-3	EF - TE	0,920	0,546	60.3x3.6_31.75-6	RSL - TI	10,352	0,826	73x4_12.7-4	RSL - TE	1,644	0,824
B-4	RSL - TI	1,741	0,890	60.3x3.6_25.4-2	RSL - TE	1,327	0,856	73x4_15.9-4	RSL - TE	2,055	0,826
B-5	RSL - TI	2,322	0,892	60.3x3.6_25.4-3	RSL - TE	2,653	0,853	73x4_19-4	RSL - TE	2,466	0,840
B-6	RSL - TI	2,902	0,892	60.3x3.6_25.4-4	RSL - TE	3,980	0,853	73x4_25.4-4	RSL - TE	3,288	0,851
C-2	EF - TE	0,460	0,383	60.3x3.6_25.4-5	RSL - TE	5,307	0,851	73x4_31.75-4	RSL - TE	4,110	0,849
C-3	EF - TE	0,920	0,557	60.3x3.6_25.4-6	RSL - TE	6,633	0,852	73x4_12.7-5	RSL - TE	2,192	0,823
C-4	EF - TE	1,380	0,715	60.3x3.6_19-2	EF - TE	0,995	0,791	73x4_15.9-5	RSL - TE	2,740	0,826
C-5	RSL - TE	1,840	0,804	60.3x3.6_19-3	RSL - TE	1,990	0,865	73x4_19-5	RSL - TE	3,288	0,840
C-6	RSL - TE	2,300	0,804	60.3x3.6_19-4	RSL - TE	2,985	0,863	73x4_25.4-5	RSL - TE	4,384	0,849
D-2	EF - TI	0,479	0,429	60.3x3.6_19-5	RSL - TE	3,980	0,861	73x4_31.75-5	RSL - TE	5,479	0,848
D-3	EF - TI	0,959	0,627	60.3x3.6_19-6	RSL - TE	4,975	0,862	73x4_12.7-6	RSL - TE	2,740	0,822
D-4	RSL - TI	1,438	0,792	60.3x3.6_15.9-2	EF - TE	0,829	0,639	73x4_15.9-6	RSL - TE	3,425	0,826
D-5	RSL - TI	1,918	0,791	60.3x3.6_15.9-3	RSL - TE	1,658	0,846	73x4_19-6	RSL - TE	4,110	0,837
D-6	RSL - TI	2,397	0,792	60.3x3.6_15.9-4	RSL - TE	2,488	0,845	73x4_25.4-6	RSL - TE	5,479	0,847
E-2	EF - TE	0,394	0,327	60.3x3.6_15.9-5	RSL - TE	3,317	0,844	73x4_31.75-6	RSL - TE	6,849	0,850
E-3	EF - TE	0,787	0,485	60.3x3.6_15.9-6	RSL - TE	4,146	0,841	88.9x3.6_19-3	EF - TE	1,350	0,672
E-4	EF - TE	1,181	0,631	60.3x3.6_12.7-2	EF - TE	0,663	0,520	88.9x4.5_19-3	EF - TE	1,350	0,729
E-5	RSL - TI	1,918	0,840	60.3x3.6_12.7-3	EF - TE	1,327	0,769	88.9x5.6_19-3	EF - TE	1,350	0,759
E-6	RSL - TI	2,397	0,841	60.3x3.6_12.7-4	RSL - TE	1,990	0,841	88.9x7.1_19-3	EF - TE	1,350	0,776
F-2	EF - TE	0,394	0,333	60.3x3.6_12.7-5	RSL - TE	2,653	0,841	88.9x3.6_25.4-3	RSL - TE	1,800	0,838
F-3	EF - TE	0,787	0,492	60.3x3.6_12.7-6	RSL - TE	3,317	0,843	88.9x4.5_25.4-3	RSL - TE	1,800	0,839
F-4	EF - TE	1,181	0,650	60.3x3.6_25.4-4-L40	RSL - TE	1,990	0,850	88.9x5.6_25.4-3	RSL - TE	1,800	0,841
F-5	RSL - TI	1,918	0,840	60.3x3.6_25.4-4-L50	RSL - TE	2,488	0,852	88.9x7.1_25.4-3	RSL - TE	1,800	0,846
F-6	RSL - TI	2,397	0,839	60.3x3.6_25.4-4-L60	RSL - TE	2,985	0,853	88.9x3.6_31.75-3	RSL - TE	2,250	0,837
108.0x4.0_31.75-2	EF - TE	0,926	0,568	60.3x3.6_25.4-4-L70	RSL - TE	3,483	0,851	88.9x4.5_31.75-3	RSL - TE	2,250	0,839
108.0x4.0_31.75-3	RSL - TE	1,852	0,828	60.3x3.6_25.4-4-L90	RSL - TE	4,478	0,851	88.9x5.6_31.75-3	RSL - TE	2,250	0,839
108.0x4.0_31.75-4	RSL - TE	2,778	0,824	60.3x3.6_25.4-4-L100	RSL - TE	4,975	0,853	88.9x7.1_31.75-3	RSL - TE	2,250	0,844
108.0x4.0_31.75-5	RSL - TE	3,704	0,825	60.3x3.6_19-4-L25	RSL - TE	1,244	0,861	88.9x3.6_19-4	RSL - TE	2,025	0,820
108.0x4.0_31.75-6	RSL - TE	4,630	0,823	60.3x3.6_19-4-L30	RSL - TE	1,493	0,862	88.9x4.5_19-4	RSL - TE	2,025	0,823
108.0x4.0_25.4-2	EF - TE	0,741	0,480	60.3x3.6_19-4-L40	RSL - TE	1,990	0,863	88.9x5.6_19-4	RSL - TE	2,025	0,825
108.0x4.0_25.4-3	EF - TE	1,481	0,698	60.3x3.6_19-4-L50	RSL - TE	2,488	0,861	88.9x7.1_19-4	RSL - TE	2,025	0,831
108.0x4.0_25.4-4	RSL - TE	2,222	0,821	60.3x3.6_19-4-L70	RSL - TE	3,483	0,861	88.9x3.6_25.4-4	RSL - TE	2,700	0,837
108.0x4.0_25.4-5	RSL - TE	2,963	0,821	60.3x3.6_15.9-5-L30	RSL - TE	1,990	0,860	88.9x4.5_25.4-4	RSL - TE	2,700	0,836
108.0x4.0_25.4-6	RSL - TE	3,704	0,821	60.3x3.6_15.9-5-L40	RSL - TE	2,653	0,844	88.9x5.6_25.4-4	RSL - TE	2,700	0,838
108.0x4.0_19-2	EF - TE	0,556	0,387	60.3x3.6_15.9-5-L60	RSL - TE	3,980	0,842	88.9x7.1_25.4-4	RSL - TE	2,700	0,846
108.0x4.0_19-3	EF - TE	1,111	0,552	60.3x3.6_15.9-5-L70	RSL - TE	4,643	0,845	88.9x3.6_31.75-4	RSL - TE	3,375	0,835
108.0x4.0_19-4	EF - TE	1,667	0,721	60.3x3.6_15.9-5-L120	RSL - TE	7,960	0,850	88.9x4.5_31.75-4	RSL - TE	3,375	0,835
108.0x4.0_19-5	RSL - TE	2,222	0,806	60.3x3.6_15.9-5-L200	RSL - TE	13,267	0,843	88.9x5.6_31.75-4	RSL - TE	3,375	0,840
108.0x4.0_19-6	RSL - TE	2,778	0,804	60.3x3.6_19-3-L25	EF - TE	0,829	0,758	88.9x7.1_31.75-4	RSL - TE	3,375	0,842
108.0x4.0_15.9-2	EF - TE	0,463	0,336	60.3x3.6_19-3-L30	RSL - TE	0,995	0,863	88.9x3.6_19-5	RSL - TE	2,700	0,820
108.0x4.0_15.9-3	EF - TE	0,926	0,477	60.3x3.6_19-3-L40	RSL - TE	1,327	0,865	88.9x4.5_19-5	RSL - TE	2,700	0,823
108.0x4.0_15.9-4	EF - TE	1,389	0,632	60.3x3.6_19-3-L50	RSL - TE	1,658	0,864	88.9x5.6_19-5	RSL - TE	2,700	0,823
108.0x4.0_15.9-5	EF - TE	1,852	0,771	60.3x3.6_19-3-L70	RSL - TE	2,322	0,863	88.9x7.1_19-5	RSL - TE	2,700	0,829
108.0x4.0_15.9-6	RSL - TE	2,315	0,800	60.3x3.6_19-3-L80	RSL - TE	2,653	0,864	88.9x3.6_25.4-5	RSL - TE	3,600	0,833
108.0x4.0_12.7-2	EF - TE	0,370	0,267	60.3x3.6_19-3-L120	RSL - TE	3,980	0,865	88.9x4.5_25.4-5	RSL - TE	3,600	0,837
108.0x4.0_12.7-3	EF - TE	0,741	0,398	60.3x3.6_19-3-L180	RSL - TE	5,970	0,864	88.9x5.6_25.4-5	RSL - TE	3,600	0,838
108.0x4.0_12.7-4	EF - TE	1,111	0,522	60.3x3.6_25.4-3-L30	RSL - TE	0,995	0,868	88.9x7.1_25.4-5	RSL - TE	3,600	0,843

A plotagem dos pontos de  $C_e$  em função da relação  $L/D$  é apresentada na Figura 7.6, onde nota-se que os pontos têm uma tendência de comportamento muito semelhante ao das curvas da

Figura 7.5, apresentando um valor constante de  $C_e$  a partir de uma certa relação de  $L/D$ . Também é possível separar claramente os modelos numéricos que apresentaram esmagamento da parede do furo, com coeficiente de eficiência inferior a 0,80, dos modelos que apresentaram ruptura da seção líquida, com coeficientes superiores a 0,80.

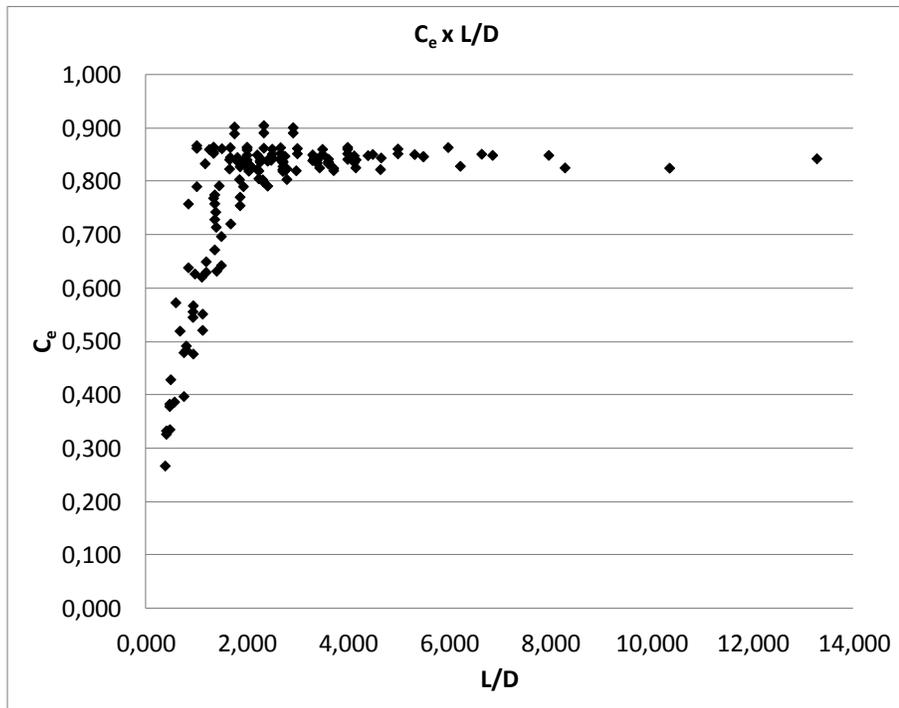


Figura 7.6 - Pontos de  $C_e$  em função da relação  $L/D$

Foi feita então uma regressão não linear para ajustar uma curva aos pontos da Figura 7.6, utilizando o programa KaleidaGraph (2005). A curva obtida encontra-se na Figura 7.7, enquanto que a formulação obtida para o coeficiente de eficiência é apresentada na equação (7.4).

Para verificar a qualidade do ajuste de curva, foi calculado o coeficiente de determinação  $R^2$ , que para este caso vale 0,8275. Quanto mais próximo de 1,0 estiver o valor de  $R^2$ , melhor é o ajuste da curva. Portanto, o resultado obtido demonstra que a curva dada pela equação (7.4) se ajusta bem aos pontos da Figura 7.6.

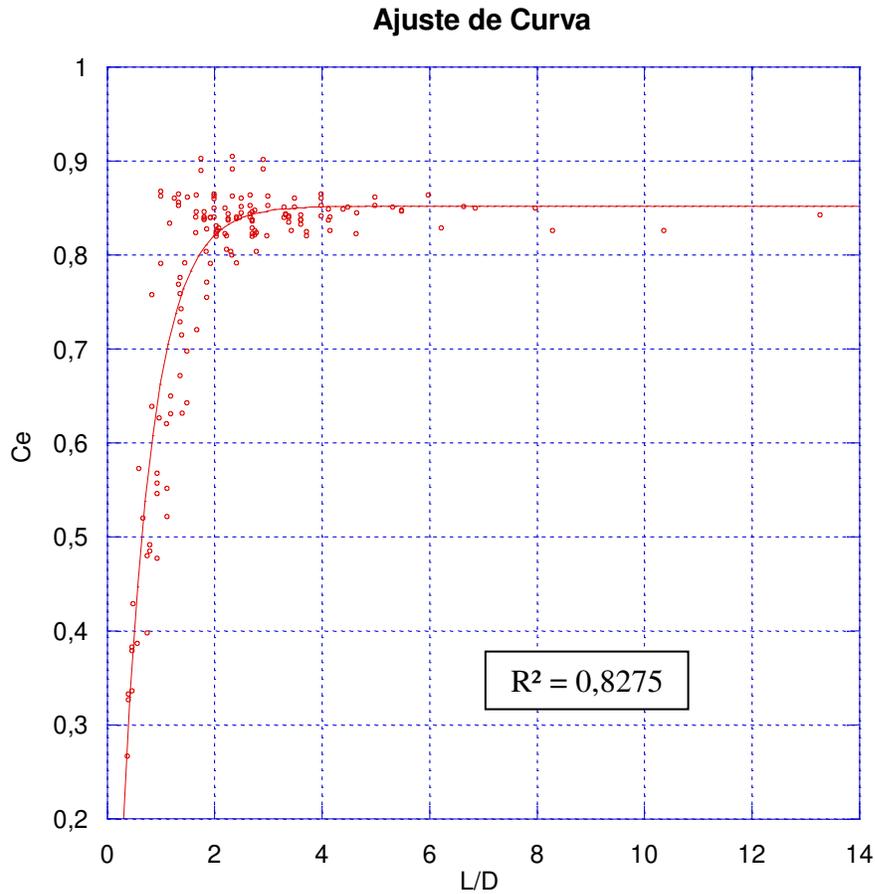


Figura 7.7 - Ajuste de curva para o coeficiente  $C_e$

$$C_e = 0,85238 - 1,1168 \times e^{-1,7909 \times \left(\frac{L}{D}\right)} \quad (7.4)$$

A curva da Figura 7.7 apresenta um valor constante de  $C_e$  a partir de uma relação  $L/D$  de aproximadamente 4,0, e esse valor constante é de aproximadamente 0,85, correspondente ao primeiro termo do lado direito da equação (7.4). Como para valores de  $C_e$  acima de 0,80, esse coeficiente corresponde ao  $C_t$ , pode-se dizer que, pelas análises realizadas, nas ligações tubulares em luva parafusada não será atingido um valor de  $C_t$  igual a 1,0 como ocorre nas curvas da Figura 7.5. Ou seja, como se trata de uma ligação parafusada, sempre ter-se-á maior concentração de tensões no primeiro parafuso, sendo necessário reduzir a área líquida do tubo. Além disso, também é possível notar que todos os modelos que apresentaram ruptura da seção líquida estão concentrados em uma faixa de variação de  $C_e$  muito pequena, indicando que a variação do

coeficiente de redução da área líquida das ligações tubulares em luva parafusada é pequena, de apenas 0,10.

Para valores da relação  $L/D$  entre 4,0 e aproximadamente 2,0, ainda se verifica a ocorrência de ruptura da seção líquida, porém com um valor de  $C_t$  (igual ao  $C_e$ ) inferior à 0,85, que deve ser determinado conforme a equação (7.4). Já para valores da relação  $L/D$  inferiores a aproximadamente 2,0, tem-se a ocorrência do esmagamento da parede do furo. Nesse caso, também se deve determinar o valor de  $C_e$  pela equação (7.4).

É interessante observar que o estudo deste trabalho foi feito para relações  $L/D$  inferiores a 14,0. Portanto, a equação (7.4) só é válida para valores dessa relação abaixo desse limite máximo estudado.

Portanto, a determinação da resistência da ligação tubular em luva parafusada pode ser feita com as formulações já existentes para os modos de falha por escoamento da seção bruta do tubo e cisalhamento do parafuso. Já para a análise conjunta dos modos de falha por esmagamento da parede do furo e ruptura da seção líquida, pode-se utilizar as equações (7.3) e (7.4) em substituição às formulações existentes para esses dois mecanismos.

Como se trata de uma ligação inovadora, cujas primeiras e únicas análises numéricas foram desenvolvidas nesta tese, existindo apenas dois trabalhos de análises experimentais recentes desta ligação, pode-se de forma conservadora, adotar um valor de  $C_t$  igual a 0,80 para todas as ligações tubulares em luva parafusada que apresentarem ruptura da seção líquida. Ou seja, pode-se utilizar a equação (7.4) para determinar o coeficiente  $C_e$ , e caso ele seja maior do que 0,80, adota-se esse valor para encontrar a resistência da ligação com a equação (7.3).

Esse procedimento resulta em uma resistência a favor da segurança, com o objetivo de evitar trabalhar com ligações muito próximas da ocorrência do modo de falha por ruptura da seção líquida, já que, apesar das inúmeras análises realizadas nesta tese, ainda não se tem total domínio do comportamento desta ligação. Além disso, a adoção de um limite superior a 0,80 para o  $C_e$  não conduzirá a valores de resistência muito inferiores aos obtidos com a equação (7.4), já que a variação no valor do  $C_t$  para as ligações tubulares em luva parafusada é pequena, de apenas 0,1.

Também foi possível notar que o modo de falha por esmagamento da parede do furo ocorreu apenas nos modelos com relação  $L/D$  inferior a 2,0. Dessa forma, pode-se recomendar que para as ligações tubulares em luva parafusada, essa relação seja superior a 2,0, evitando dessa

forma a ocorrência do modo de falha por esmagamento da parede do furo e simplificando os cálculos de determinação da resistência da ligação.

#### **7.4.2 Avaliação do Esmagamento da parede do furo**

Conforme já apresentado na Tabela 7.4, os resultados numéricos obtidos para o modo de falha por esmagamento da parede do furo foram proporcionalmente menores aos resultados teóricos obtidos com a equação (3.3). Uma explicação para essas diferenças é que os fatores multiplicadores 1,2 e 2,4 da formulação teórica utilizada para esse modo de falha não sejam exatamente esses para a ligação analisada neste trabalho.

Dessa forma, foi realizado um estudo para identificar a formulação de um coeficiente de correlação entre os resultados numéricos e teóricos, que ao ser multiplicado pelos valores obtidos com a equação (3.3), permita obter os valores encontrados pelas análises numéricas. Essa adaptação com o coeficiente de correlação pode ser utilizada quando se deseja fazer um estudo mais aprofundado sobre o modo de falha por esmagamento da parede do furo. Ela também pode ser utilizada em conjunto com as equações (7.3) e (7.4), propostas para avaliar o comportamento global da ligação levando em conta os mecanismos de esmagamento da parede do furo e ruptura da seção líquida, quando o  $C_e$  for menor do que 0,8, sendo que, neste caso, deve-se utilizar o menor valor de resistência obtido entre os dois casos avaliados, o de esmagamento da parede do furo isoladamente, ou o de esmagamento da parede do furo em conjunto com a ruptura da seção líquida.

Os valores desse coeficiente, denominado de  $C_{esmag}$ , foram calculados para os modelos numéricos que apresentaram modo de falha por esmagamento da parede do furo dividindo-se o valor da carga de ruptura obtida com o modelo numérico pela resistência ao esmagamento da parede do furo teórica, obtida com a equação (3.3), desconsiderando-se o coeficiente de segurança  $\gamma_{a2}$ . Os resultados obtidos encontram-se na Tabela 7.7.

Tabela 7.7 - Coeficiente de correlação entre as cargas numérica e teórica para esmagamento da parede do furo ( $C_{esmag}$ )

Modelo	Modo de falha	Carga (kN)		$C_{esmag}$ Num/Teo	Modelo	Modo de falha	Carga (kN)		$C_{esmag}$ Num/Teo
		Numérica	Teórica				Numérica	Teórica	
A-2	EF - TI	216,86	261,76	0,828	108.0x4.0_15.9-2	EF - TE	190,07	291,47	0,652
A-3	EF - TI	315,42	392,65	0,803	108.0x4.0_15.9-3	EF - TE	270,34	437,20	0,618
B-2	EF - TE	148,11	191,37	0,774	108.0x4.0_15.9-4	EF - TE	358,20	582,93	0,614
B-3	EF - TE	213,36	287,05	0,743	108.0x4.0_15.9-5	EF - TE	436,84	728,66	0,600
C-2	EF - TE	149,80	194,94	0,768	108.0x4.0_12.7-2	EF - TE	154,81	236,52	0,655
C-3	EF - TE	217,46	292,42	0,744	108.0x4.0_12.7-3	EF - TE	230,16	354,79	0,649
C-4	EF - TE	279,34	389,89	0,716	108.0x4.0_12.7-4	EF - TE	301,94	473,05	0,638
D-2	EF - TI	184,36	231,47	0,796	108.0x4.0_12.7-5	EF - TE	372,24	591,31	0,630
D-3	EF - TI	269,52	347,20	0,776	108.0x4.0_12.7-6	EF - TE	437,16	709,57	0,616
E-2	EF - TE	201,34	259,69	0,775	60.3x3.6_19-2	EF - TE	162,06	272,51	0,595
E-3	EF - TE	298,40	389,53	0,766	60.3x3.6_15.9-2	EF - TE	136,83	224,46	0,610
E-4	EF - TE	388,28	519,37	0,748	60.3x3.6_12.7-2	EF - TE	116,37	164,22	0,709
F-2	EF - TE	202,84	259,03	0,783	60.3x3.6_12.7-3	EF - TE	172,07	246,33	0,699
F-3	EF - TE	299,60	388,55	0,771	60.3x3.6_19-3-L25	EF - TE	155,39	48,41	3,210
F-4	EF - TE	395,62	518,06	0,764	73x4_12.7-3	EF - TE	194,28	303,58	0,640
108.0x4.0_31.75-2	EF - TE	286,62	591,31	0,485	73x4_15.9-3	EF - TE	224,52	374,10	0,600
108.0x4.0_25.4-2	EF - TE	254,08	473,05	0,537	88.9x3.6_19-3	EF - TE	228,04	408,76	0,558
108.0x4.0_25.4-3	EF - TE	369,36	709,57	0,521	88.9x4.5_19-3	EF - TE	305,30	510,95	0,598
108.0x4.0_19-2	EF - TE	214,72	353,86	0,607	88.9x5.6_19-3	EF - TE	389,24	635,85	0,612
108.0x4.0_19-3	EF - TE	306,04	530,78	0,577	88.9x7.1_19-3	EF - TE	493,56	806,16	0,612
108.0x4.0_19-4	EF - TE	399,74	707,71	0,565					

Para encontrar uma equação para determinar o coeficiente  $C_{esmag}$ , foi feita uma avaliação de quais são os parâmetros que mais influenciam na relação entre as cargas de esmagamento numérica e teórica. Os parâmetros avaliados são os mesmos que foram estudados durante a análise paramétrica: diâmetro do tubo, espessura do tubo, diâmetro do parafuso, número de parafusos e espaçamento entre furos. Os resultados da influência de cada um desses parâmetros isoladamente encontram-se nos gráficos da Figura 7.8. Foi desconsiderado o ponto referente ao modelo 60.3x3.6\_19-3-L25, que apresentou um coeficiente  $C_{esmag}$  muito grande, devido ao fato de seu espaçamento entre furos ser muito pequeno, bem abaixo do recomendado pela ABNT NBR 8800 (2008).

Pelos gráficos da Figura 7.8, nota-se que de uma maneira geral, quanto maior o diâmetro do tubo, menor é a relação entre as cargas numérica e teórica. O mesmo pode ser observado com relação ao diâmetro do parafuso, inclusive com maior clareza. Outro parâmetro que influencia ligeiramente nessa relação, apesar de não ser tão evidente, é a espessura do tubo, porém de

maneira inversa, ou seja, quanto maior a espessura do tubo, maior a relação entre as cargas numérica e teórica.

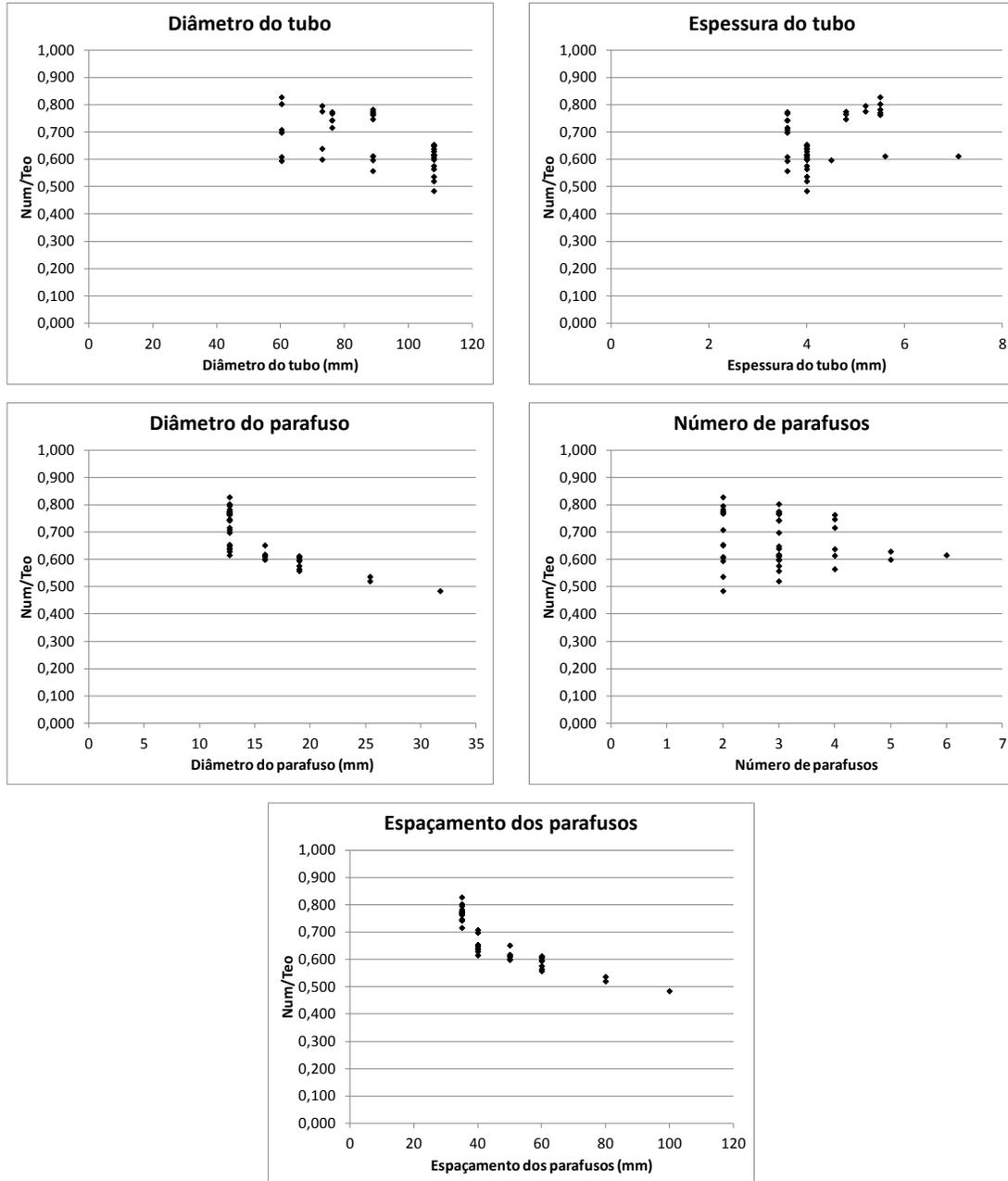


Figura 7.8 - Influência dos parâmetros na relação entre as cargas numérica e teórica de esmagamento da parede do furo

Já o número de parafusos não apresenta nenhuma influência na relação entre as cargas. Com relação ao espaçamento entre os parafusos, aparentemente, este apresenta uma influência muito semelhante à do diâmetro dos furos. Isso se deve ao fato de que esse espaçamento está diretamente relacionado com o diâmetro do parafuso, uma vez que em todos os modelos numéricos que apresentaram esmagamento da parede do furo, o espaçamento entre os parafusos segue a recomendação da ABNT NBR 8800 (2008) de 3 vezes o diâmetro do parafuso. Portanto, como são parâmetros diretamente relacionados, deve-se considerar apenas um deles na determinação da formulação do  $C_{esmag}$ .

Pelas observações anteriores, os parâmetros que mais influenciam na relação entre as cargas numérica e teórica são o diâmetro do tubo, o diâmetro dos parafusos e a espessura do tubo, sendo que esse último apresenta uma influência inversa quando comparada com os dois primeiros. Assim, foram plotados os pontos de  $C_{esmag}$  em função da relação  $D \cdot D_p/t$ , onde  $D$  é o diâmetro do tubo,  $D_p$  é o diâmetro dos parafusos e  $t$  é a espessura do tubo, conforme a Figura 7.9.

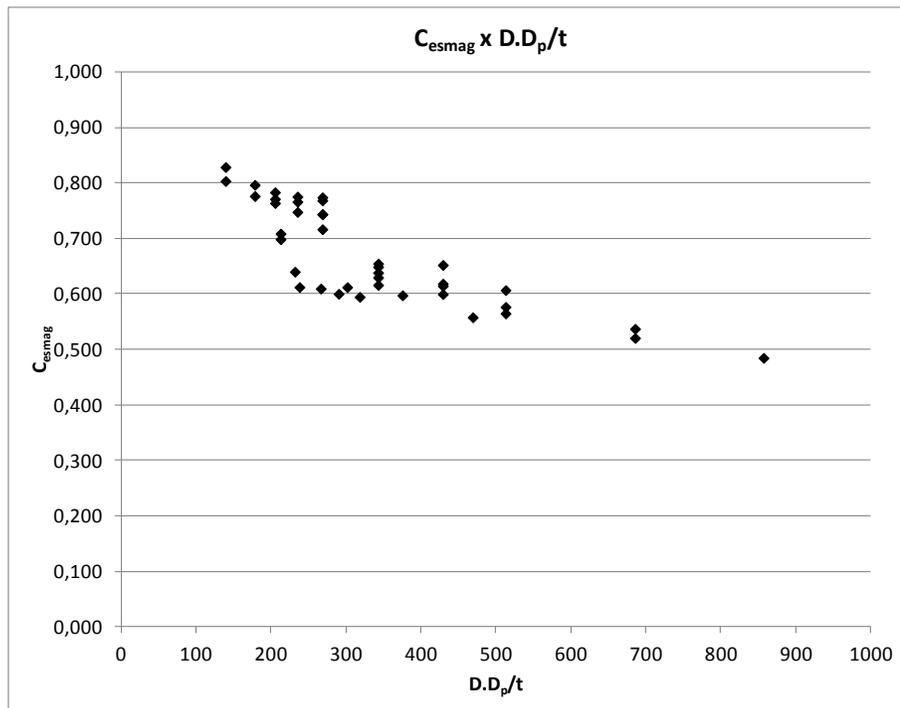


Figura 7.9 - Pontos de  $C_{esmag}$  em função da relação  $D \cdot D_p/t$

De maneira semelhante ao procedimento desenvolvido para a análise do comportamento conjunto dos mecanismos de esmagamento da parede do furo e ruptura da seção líquida, foi feita

uma regressão não linear para ajustar uma curva aos pontos da Figura 7.9, através do programa KaleidaGraph (2005). A curva obtida encontra-se na Figura 7.10, enquanto que a formulação correspondente ao coeficiente  $C_{esmag}$  é apresentada na equação (7.5).

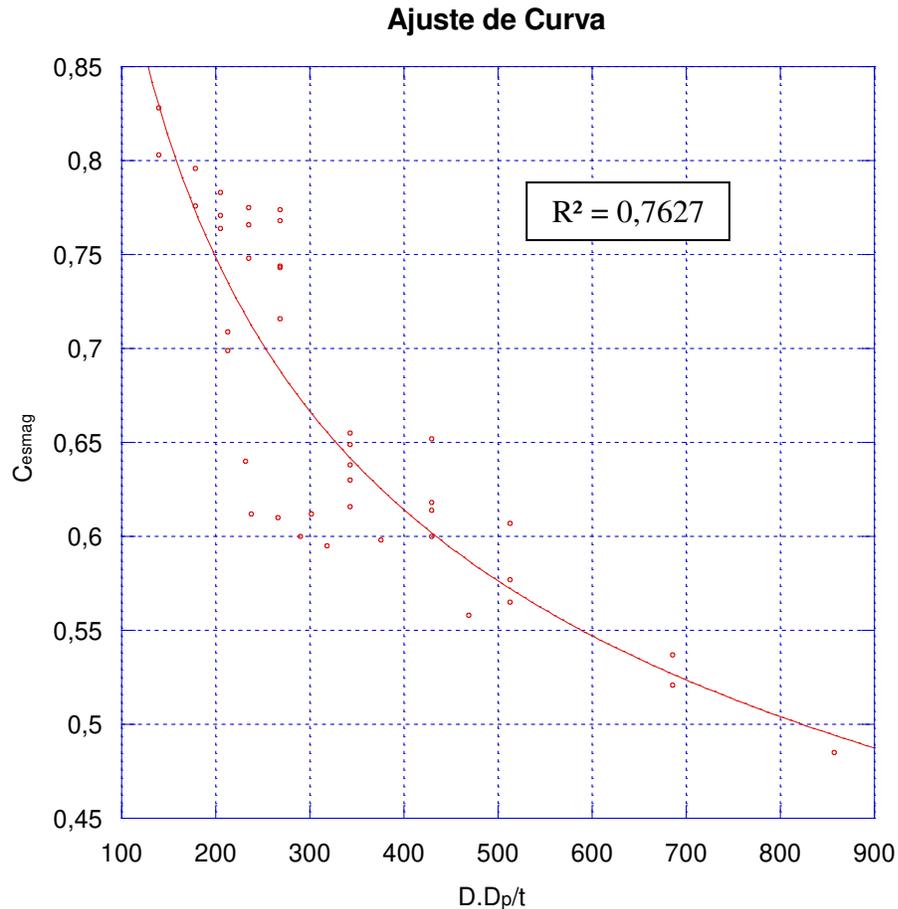


Figura 7.10 - Ajuste de curva para o coeficiente  $C_{esmag}$

$$C_{esmag} = 3,386 \cdot \left(\frac{D \cdot D_p}{t}\right)^{-0,28491} \quad (7.5)$$

Neste caso, o coeficiente de determinação foi de 0,7627, um pouco menor do que o obtido para o ajuste de curva que leva em consideração os mecanismos de esmagamento da parede do furo e ruptura da seção líquida em conjunto. Isso indica que alguns pontos estão um pouco mais dispersos da curva ajustada, como pode ser observado na Figura 7.10, não sendo possível, entretanto, identificar o motivo de esses pontos estarem mais dispersos. Apesar de menor, o valor

do coeficiente de determinação ainda permanece consideravelmente próximo de 1,0, sendo um bom ajuste de curva.

O valor obtido com a equação (7.5) deve ser multiplicado pelo valor teórico da resistência ao esmagamento da parede do furo, obtido pela equação (3.3) do procedimento de dimensionamento já existente. Com a utilização desse coeficiente  $C_{esmag}$ , é possível chegar a valores de resistência compatíveis com os obtidos pelo modelo numérico. Essa formulação tem validade apenas para o intervalo da relação  $D \cdot D_p/t$  estudado, entre 100 e 900.

### 7.4.3 Avaliação da Ruptura da Seção Líquida

Os resultados da análise paramétrica demonstraram que todos os modelos numéricos que apresentaram o modo de falha por ruptura da seção líquida tiveram um  $C_t$  variando entre 0,80 e 0,90. Essa é uma variação pequena, e conforme observado na avaliação do comportamento global da ligação, que leva em conta os mecanismos de esmagamento da parede do furo e ruptura da seção líquida em conjunto, pode-se adotar um coeficiente de redução da área líquida de 0,85, para relações  $L/D$  superiores a 4,0, ou então 0,80 para todas as ligações que apresentam ruptura da seção líquida, a favor da segurança.

Apesar dessa pequena variação, também foi feito um estudo para propor uma formulação para determinar o  $C_t$  das ligações tubulares em luva parafusada, que leve em conta essa pequena variação do coeficiente de redução da área líquida, independente do modo de falha por esmagamento da parede do furo. Assim como no caso da avaliação do esmagamento da parede do furo de maneira isolada, a formulação do  $C_t$  apresentada a seguir pode ser empregada quando se deseja fazer uma análise mais aprofundada do modo de falha por ruptura da seção líquida em uma ligação tubular em luva parafusada. Essa formulação funciona como uma adaptação ao procedimento de dimensionamento já existente, devendo ser empregada no lugar das equações (3.8) e (3.10), que são referentes a outro tipo de ligação, a ligação tubular com chapa concêntrica. Além disso, ela também pode ser empregada em conjunto com a equação (7.4), quando o coeficiente de eficiência  $C_e$  for maior do que 0,8, devendo-se nesse caso, utilizar o menor valor entre os dois obtidos.

Os valores dos coeficientes de redução da área líquida para todos os modelos numéricos que apresentaram ruptura da seção líquida já foram apresentados na Tabela 7.5. Analogamente ao

procedimento realizado para a avaliação do esmagamento da parede do furo, foi feito um estudo para identificar quais são os parâmetros que mais influenciam o coeficiente  $C_t$  das ligações tubulares em luva parafusada. Novamente, os parâmetros analisados foram o diâmetro do tubo, a espessura do tubo, o diâmetro do parafuso, o número de parafusos e o espaçamento entre furos. Os resultados da influência de cada um desses parâmetros podem ser encontrados na Figura 7.11.

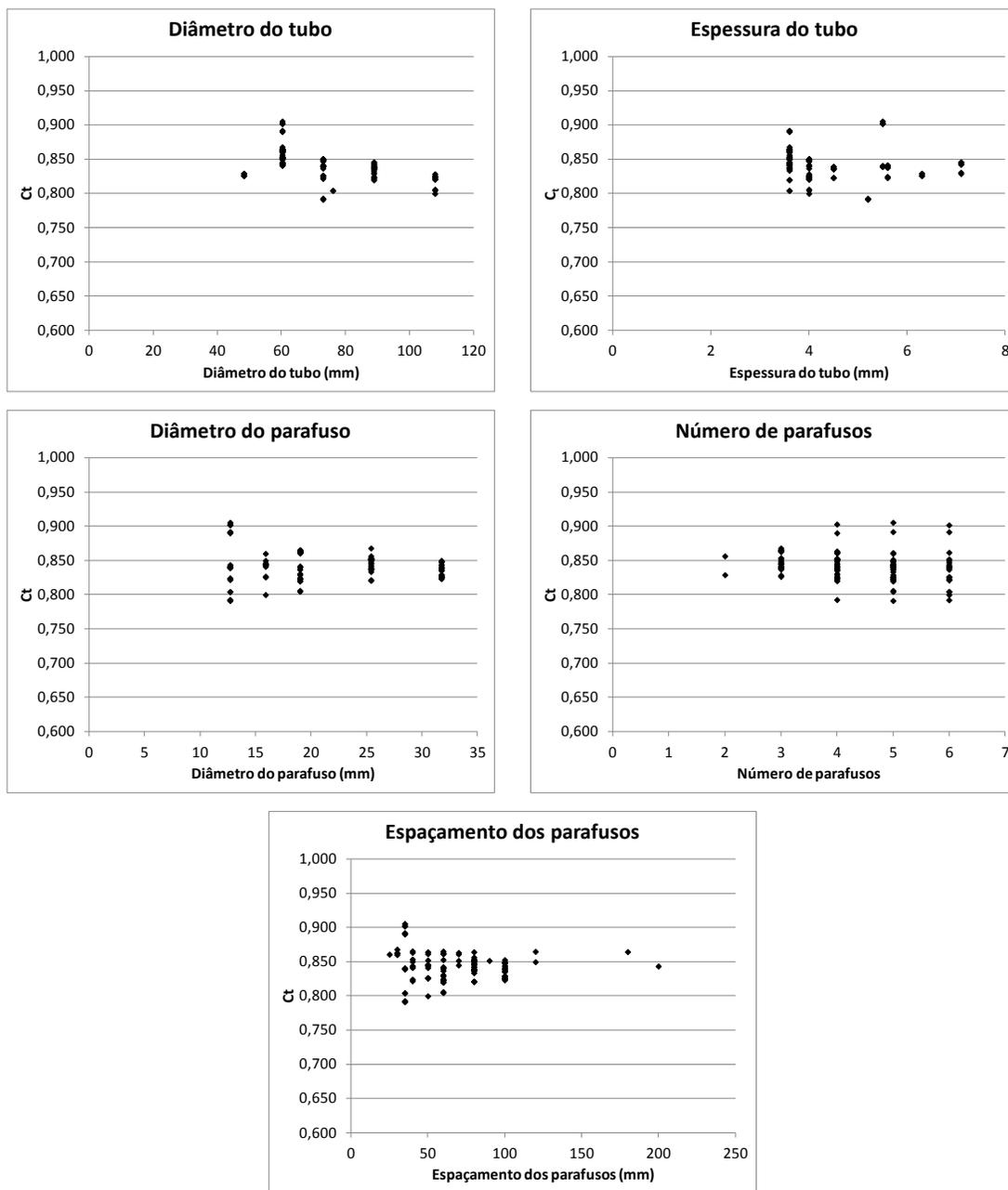


Figura 7.11 - Influência dos parâmetros no  $C_t$  da ligação tubular em luva parafusada

Como a variação do  $C_t$  é muito pequena, fica difícil identificar quais são os parâmetros que mais influenciam nessa pequena variação. O número de parafusos parece não apresentar nenhuma interferência no valor do  $C_t$ , assim como o espaçamento entre parafusos, que neste caso não apresenta uma relação constante de três vezes o diâmetro do parafuso para todos os modelos com ruptura da seção líquida. Os outros três parâmetros parecem influenciar ligeiramente no valor do  $C_t$ .

Para permitir uma melhor visualização dessa pequena influência, foi feito um estudo da variação do  $C_t$  com a variação de apenas um dos parâmetros. Para isso, os modelos numéricos foram separados em grupos onde todos possuem os mesmos valores de todos os parâmetros, com exceção de um deles, correspondente ao parâmetro que será analisado. Os resultados dessas análises são apresentados na Figura 7.12, onde cada linha corresponde a um grupo de modelos numéricos que possui variação de apenas um parâmetro, possuindo todos os demais parâmetros iguais. Dessa forma, a comparação deve ser feita individualmente para cada linha dos gráficos. Para fazer essa análise foram descartados os modelos que apresentam espaçamento entre furos inferior ao recomendado pela ABNT NBR 8800 (2008), pois utilizando um espaçamento muito pequeno, a distribuição de tensões na região de um furo começa a interferir no furo adjacente, modificando a distribuição de tensões ao redor do furo, onde ocorre a ruptura da seção líquida.

Pelos resultados da Figura 7.12 é possível notar que a variação apenas do número de parafusos ou apenas do espaçamento entre furos não apresenta influência no valor do  $C_t$ , já que avaliando cada curva individualmente, todas permanecem praticamente horizontais, com uma variação inferior a 1,0%. Já os outros três parâmetros demonstraram ter uma pequena influência no valor do  $C_t$ .

Observando as curvas de variação do diâmetro do tubo individualmente, nota-se que o aumento do diâmetro do tubo provoca uma diminuição no valor do  $C_t$ . A variação é pequena, inferior a 5,0%, mas é considerável, já que o maior valor de  $C_t$  dentre todos os modelos numéricos que apresentaram ruptura da seção líquida é apenas 12,5% maior que o menor valor. Assim, essa variação de 5,0% não pode ser desprezada.

A espessura do tubo também interfere no valor do  $C_t$ , porém de forma inversa a influência do diâmetro do tubo, e em uma proporção menor. Ou seja, o aumento da espessura do tubo provoca um aumento muito pequeno no valor do  $C_t$ . Esse aumento é de aproximadamente 1,3%.

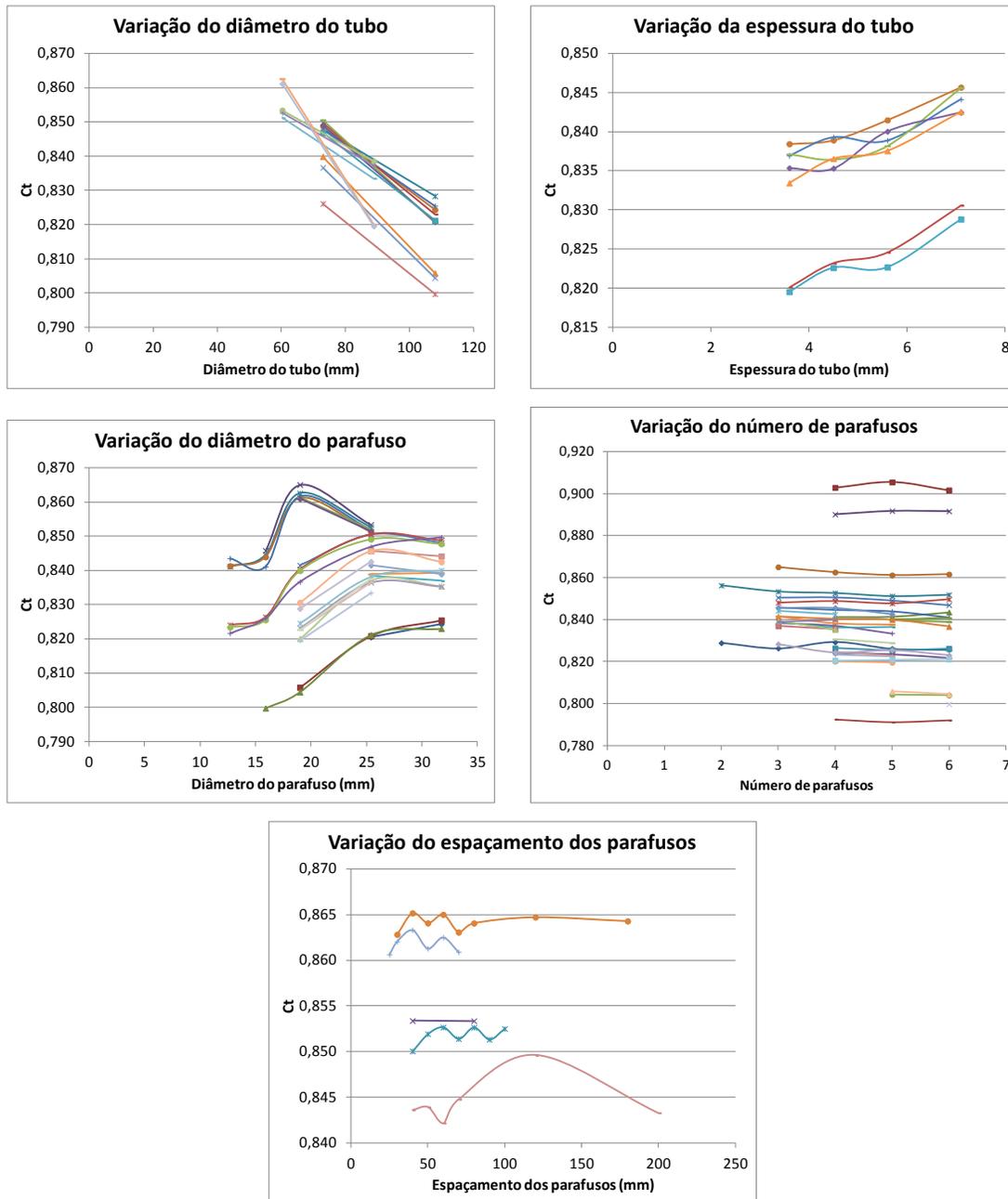


Figura 7.12 - Influência individual de cada parâmetro no  $C_t$  da ligação tubular em luva parafusada

Por fim, nota-se que, de uma maneira geral, o aumento do diâmetro dos parafusos também provoca um aumento no valor do  $C_t$ . A maioria das curvas desse gráfico apresenta um mesmo padrão: pequeno aumento do  $C_t$  ao passar o diâmetro do parafuso de 12,7 mm para 15,9 mm, novo aumento ao passar para um diâmetro de 19,0 mm, seguido de um aumento maior ao

aumentar o diâmetro para 25,4 mm, finalizando com um valor praticamente igual ao elevar o diâmetro do parafuso para 31,75 mm. Os únicos modelos que fogem desse padrão são os que possuem diâmetro do tubo de 60,3 mm e parafusos de 19,0 mm, que apresentaram  $C_t$  maior do que os modelos com diâmetro do parafuso de 25,4 mm. Como todos os modelos com esses valores de diâmetro do tubo e do parafuso apresentaram o mesmo comportamento, pode ser que tenha ocorrido algum problema numérico nesses modelos, como uma malha com alguns elementos ruins, que conduziram a resultados diferentes do esperado. Assim, desprezando-se esses modelos que fugiram do padrão, tem-se que o aumento do diâmetro do tubo provocou um aumento de no máximo 3,4% no valor do  $C_t$ . Esse valor também é pequeno, porém não é desprezível.

Pelos resultados obtidos, os parâmetros de maior influência no valor do  $C_t$  das ligações tubulares em luva parafusada são o diâmetro do tubo, a espessura do tubo e o diâmetro dos parafusos, sendo que os dois últimos apresentam uma influência inversa quando comparados com o primeiro. Dessa forma, foram plotados os pontos de  $C_t$  em função da relação  $D/(D_p \cdot t)$ , onde  $D$  é o diâmetro do tubo,  $D_p$  é o diâmetro dos parafusos e  $t$  é a espessura do tubo, conforme a Figura 7.13.

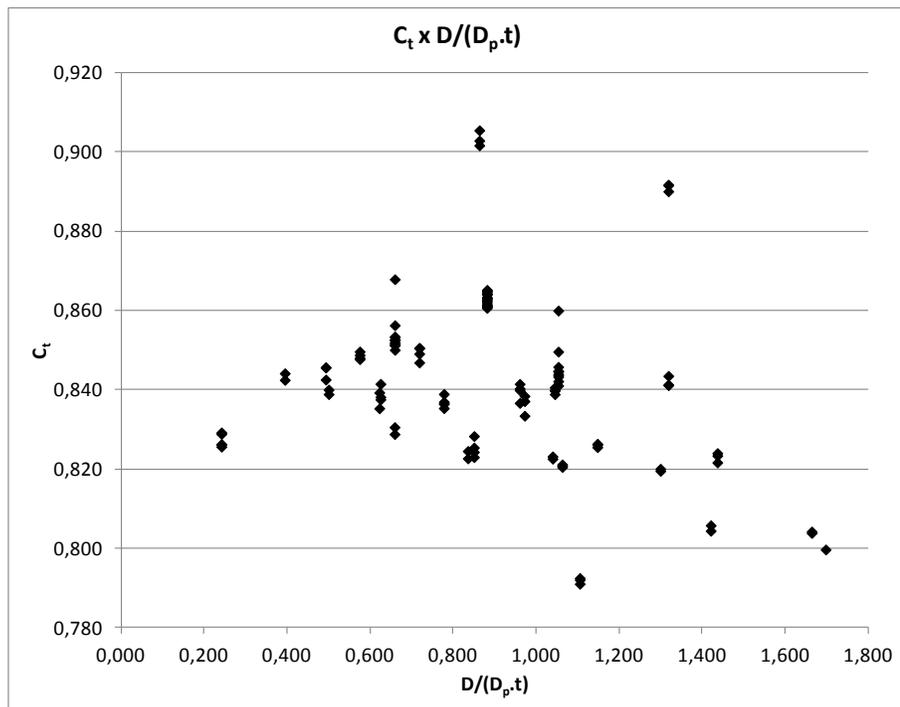


Figura 7.13 - Pontos de  $C_t$  em função da relação  $D/(D_p \cdot t)$

É possível notar que existem alguns pontos mais dispersos do conjunto total, como os pontos com valor de  $C_t$  acima ou próximo de 0,90 e os pontos com valor abaixo de 0,80 com relação  $D/(D_p \cdot t)$  entre 1,0 e 1,2. Esses modelos podem estar mais dispersos por terem apresentado algum problema numérico, como problemas com as malhas, ou por apresentarem espaçamento entre furos abaixo da recomendação da norma. Portanto, para a realização da regressão não linear, esses pontos foram eliminados. A curva ajustada pelo programa KaleidaGraph (2005) é apresentada na Figura 7.14, e a formulação para determinar o valor do  $C_t$  é apresentada na equação (7.6).

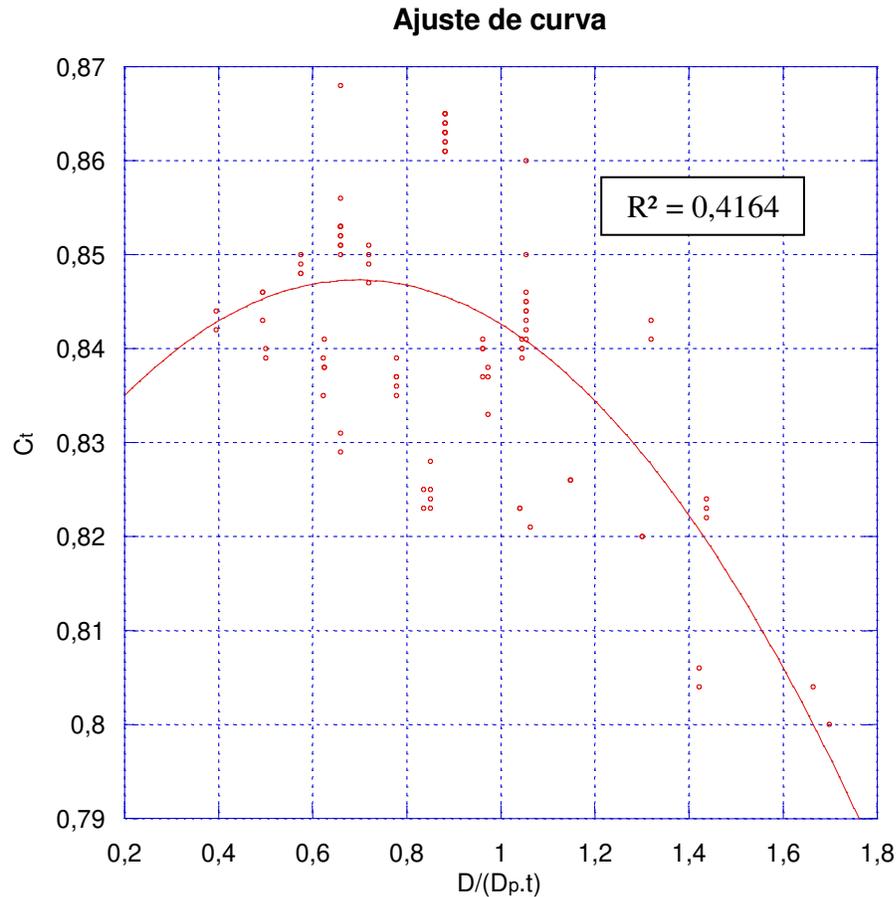


Figura 7.14 - Ajuste de curva para o coeficiente  $C_t$

$$C_t = 0,82302 + 0,069929 \cdot \frac{D}{D_p \cdot t} - 0,050347 \cdot \left( \frac{D}{D_p \cdot t} \right)^2 \quad (7.6)$$

Para este ajuste de curva, o valor do coeficiente de determinação foi de 0,4164, ficando bem abaixo de 1,0. Isso indica que a curva não se ajusta bem aos pontos.

Como foi constatado que o valor do  $C_t$  é função de três variáveis ( $D$ ,  $t$  e  $D_p$ ), é possível reduzir esse número de variáveis para duas, dividindo-se o diâmetro do tubo pela sua espessura ( $D/t$ ), o que corresponde à esbeltez do tubo. Dessa forma, pode-se plotar os pontos de  $C_t$  em função de  $D/t$  e  $D_p$  em um gráfico tridimensional, conforme a Figura 7.15.

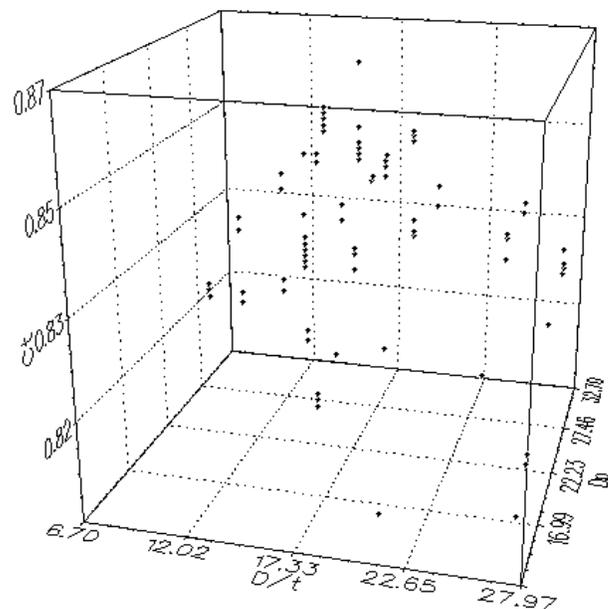


Figura 7.15 - Pontos do coeficiente  $C_t$  em função de  $D/t$  e  $D_p$

Esse procedimento foi realizado para buscar uma melhor solução para a formulação do  $C_t$ , através de um ajuste de superfície feito com a utilização do programa Wolfram Mathematica (2010) e do site ZunZun.com (2009). O resultado obtido com esse ajuste de superfície encontra-se na Figura 7.16, e a formulação de  $C_t$  em função de  $D/t$  (esbeltez do tubo) e  $D_p$  é apresentada na equação (7.7).

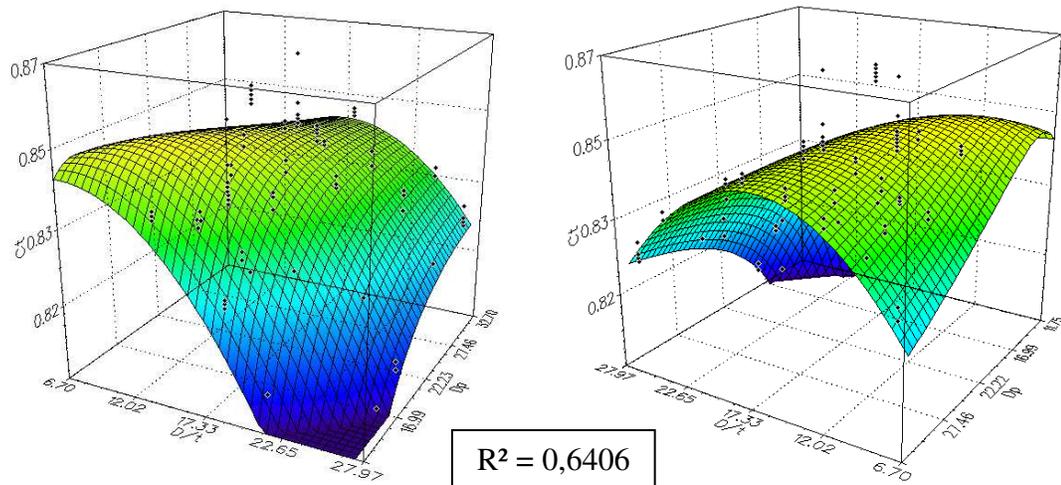


Figura 7.16 - Ajuste de superfície para o coeficiente  $C_t$

$$C_t = 0,69327 + 0,011044 \cdot \frac{D}{t} + \frac{3,2148}{D_p} - 0,00023577 \cdot \left(\frac{D}{t}\right)^2 - \frac{18,256}{D_p^2} - 0,091714 \cdot \frac{D}{t \cdot D_p} \quad (7.7)$$

Com este ajuste de superfície foi possível obter um coeficiente de determinação de 0,6406, mais próximo de 1,0 do que o obtido pelo ajuste de curva. Isso indica que a superfície da Figura 7.16 se ajusta melhor aos pontos do que a curva da Figura 7.14. Assim, a equação (7.7) do  $C_t$  conduz a melhores resultados.

Como a variação entre o maior e o menor valor do  $C_t$  é pequena, alguns dos pontos dos gráficos da Figura 7.16 parecem estar dispersos em relação à superfície que foi ajustada. Entretanto, o valor do erro obtido com o uso da equação (7.7) é inferior a 3,5%, demonstrando ser um bom ajuste. De fato, o ponto mais disperso está a menos de 0,03 de distância da superfície, com esse valor medido no eixo vertical do gráfico, o que é uma diferença pequena no valor do  $C_t$ .

Para obter o valor da resistência da ligação tubular em luva parafusada considerando-se apenas o modo de falha por ruptura da seção líquida, deve-se empregar o valor do  $C_t$  obtido com a equação (7.7) nas equações (3.6) e (3.7) do procedimento de dimensionamento já existente. Deve-se ressaltar que essa formulação é válida dentro dos limites de  $D/t$  e  $D_p$  estudados, que variam entre 7,7 e 27, e 12,7 e 31,75, respectivamente.

#### 7.4.4 Sugestão de Adaptação ao Procedimento de Dimensionamento

O estudo realizado neste trabalho permitiu desenvolver uma sugestão de procedimento de análise dos estados limites últimos, com a determinação da resistência das ligações tubulares em luva parafusada, fazendo-se algumas adaptações ao procedimento de dimensionamento existente para barras tracionadas conectadas por parafusos. O procedimento sugerido consiste em utilizar as equações (3.1) e (3.5) do procedimento de dimensionamento já existente, para o cálculo da resistência ao cisalhamento do parafuso e escoamento da seção bruta do tubo, respectivamente.

A seguir, devem ser determinadas as resistências ao esmagamento da parede do furo e a ruptura da seção líquida, utilizando-se as adaptações sugeridas neste trabalho. Pelos resultados obtidos através da avaliação do comportamento global da ligação, é possível sugerir um procedimento simples, rápido e eficaz para a determinação da resistência ao esmagamento da parede do furo e à ruptura da seção líquida. Este procedimento, aqui denominado de procedimento simplificado, consiste em recomendar o uso de ligações em luva parafusada com relações  $L/D$  sempre superiores a 2,0, evitando dessa forma a ocorrência do estado limite de esmagamento da parede do furo. Além dessa recomendação, para a determinação da resistência à ruptura da seção líquida, adota-se  $C_t = 0,8$  para qualquer ligação tubular em luva parafusada. As relações entre as resistências obtidas com os modelos numéricos e com o procedimento simplificado, encontram-se na Tabela 7.8. Como, segundo o procedimento descrito anteriormente, não é recomendada a utilização de ligações com relação  $L/D$  superior a 2,0, os modelos que apresentaram valores superiores a esse limite não foram incluídos na Tabela 7.8.

As relações entre as resistências obtidas pelos modelos numéricos e pelo procedimento simplificado, para os modelos com relação  $L/D$  superiores a 2,0, também estão apresentadas na Figura 7.17. É possível notar que as resistências obtidas com o procedimento simplificado estão muito próximas das obtidas com o modelo numérico, sendo que em praticamente todos os casos a relação entre ambas é igual ou superior ao valor ideal de 1,0. Isso indica que o procedimento simplificado está a favor da segurança e fornece resultados próximos ao procedimento numérico, podendo ser, portanto, uma boa solução para determinar a resistência da ligação tubular em luva parafusada com relação à ruptura da seção líquida.

Tabela 7.8 - Resistência da ligação tubular em luva parafusada empregando o procedimento simplificado

Número do modelo	Modelo	Resistência (kN)		Relação Num/Proc	Número do modelo	Modelo	Resistência (kN)		Relação Num/Proc
		Númerica	Procedimento				Númerica	Procedimento	
1	A-5	342,44	302,57	1,13	46	60.3x3.6_15.9-5-L200	180,57	171,30	1,05
2	A-6	341,00	302,57	1,13	47	60.3x3.6_19-3-L70	176,82	163,90	1,08
3	B-5	256,80	230,39	1,11	48	60.3x3.6_19-3-L80	177,02	163,90	1,08
4	B-6	256,76	230,39	1,11	49	60.3x3.6_19-3-L120	177,16	163,90	1,08
5	C-6	314,12	312,61	1,00	50	60.3x3.6_19-3-L180	177,07	163,90	1,08
6	D-6	340,26	343,66	0,99	51	73x4_25.4-3	230,08	216,42	1,06
7	E-6	457,58	435,49	1,05	52	73x4_31.75-3	211,54	199,56	1,06
8	F-6	456,64	435,49	1,05	53	73x4_15.9-4	249,62	241,66	1,03
9	OP2013_31.75-4	416,14	403,87	1,03	54	73x4_19-4	245,18	233,42	1,05
10	OP2013_31.75-5	416,70	403,87	1,03	55	73x4_25.4-4	230,10	216,42	1,06
11	OP2013_31.75-6	415,48	403,87	1,03	56	73x4_31.75-4	211,72	199,56	1,06
12	OP2013_25.4-4	434,44	423,58	1,03	57	73x4_12.7-5	257,46	250,15	1,03
13	OP2013_25.4-5	434,60	423,58	1,03	58	73x4_15.9-5	249,36	241,66	1,03
14	OP2013_25.4-6	434,78	423,58	1,03	59	73x4_19-5	245,06	233,42	1,05
15	OP2013_19-5	446,66	443,45	1,01	60	73x4_25.4-5	229,70	216,42	1,06
16	OP2013_19-6	445,90	443,45	1,01	61	73x4_31.75-5	211,46	199,56	1,06
17	OP2013_15.9-6	452,90	453,07	1,00	62	73x4_12.7-6	256,92	250,15	1,03
18	60.3x3.6_31.75-2	141,82	136,89	1,04	63	73x4_15.9-6	249,54	241,66	1,03
19	60.3x3.6_31.75-3	141,39	136,89	1,03	64	73x4_19-6	244,12	233,42	1,05
20	60.3x3.6_31.75-4	141,89	136,89	1,04	65	73x4_25.4-6	229,10	216,42	1,06
21	60.3x3.6_31.75-5	141,36	136,89	1,03	66	73x4_31.75-6	211,94	199,56	1,06
22	60.3x3.6_31.75-6	141,27	136,89	1,03	67	88.9x3.6_31.75-3	251,92	240,80	1,05
23	60.3x3.6_25.4-3	158,51	148,60	1,07	68	88.9x4.5_31.75-3	311,36	296,78	1,05
24	60.3x3.6_25.4-4	158,38	148,60	1,07	69	88.9x5.6_31.75-3	380,54	362,90	1,05
25	60.3x3.6_25.4-5	158,11	148,60	1,06	70	88.9x7.1_31.75-3	473,78	449,01	1,06
26	60.3x3.6_25.4-6	158,22	148,60	1,06	71	88.9x3.6_19-4	278,08	271,28	1,03
27	60.3x3.6_19-4	176,70	163,90	1,08	72	88.9x4.5_19-4	344,58	334,88	1,03
28	60.3x3.6_19-5	176,42	163,90	1,08	73	88.9x5.6_19-4	422,90	410,31	1,03
29	60.3x3.6_19-6	176,51	163,90	1,08	74	88.9x7.1_19-4	528,56	509,11	1,04
30	60.3x3.6_15.9-4	180,86	171,30	1,06	75	88.9x3.6_25.4-4	267,86	255,98	1,05
31	60.3x3.6_15.9-5	180,71	171,30	1,05	76	88.9x4.5_25.4-4	330,14	315,76	1,05
32	60.3x3.6_15.9-6	180,09	171,30	1,05	77	88.9x5.6_25.4-4	404,96	386,52	1,05
33	60.3x3.6_12.7-5	188,19	178,95	1,05	78	88.9x7.1_25.4-4	506,24	478,94	1,06
34	60.3x3.6_12.7-6	188,68	178,95	1,05	79	88.9x3.6_31.75-4	251,44	240,80	1,04
35	60.3x3.6_25.4-4-L50	158,24	148,60	1,06	80	88.9x4.5_31.75-4	309,88	296,78	1,04
36	60.3x3.6_25.4-4-L60	158,38	148,60	1,07	81	88.9x5.6_31.75-4	381,06	362,90	1,05
37	60.3x3.6_25.4-4-L70	158,15	148,60	1,06	82	88.9x7.1_31.75-4	472,84	449,01	1,05
38	60.3x3.6_25.4-4-L90	158,13	148,60	1,06	83	88.9x3.6_19-5	277,90	271,28	1,02
39	60.3x3.6_25.4-4-L100	158,35	148,60	1,07	84	88.9x4.5_19-5	344,34	334,88	1,03
40	60.3x3.6_19-4-L50	176,45	163,90	1,08	85	88.9x5.6_19-5	421,94	410,31	1,03
41	60.3x3.6_19-4-L70	176,37	163,90	1,08	86	88.9x7.1_19-5	527,44	509,11	1,04
42	60.3x3.6_15.9-5-L40	180,64	171,30	1,05	87	88.9x3.6_25.4-5	266,68	255,98	1,04
43	60.3x3.6_15.9-5-L60	180,33	171,30	1,05	88	88.9x4.5_25.4-5	330,18	315,76	1,05
44	60.3x3.6_15.9-5-L70	180,89	171,30	1,06	89	88.9x5.6_25.4-5	404,66	386,52	1,05
45	60.3x3.6_15.9-5-L120	181,93	171,30	1,06	90	88.9x7.1_25.4-5	504,42	478,94	1,05

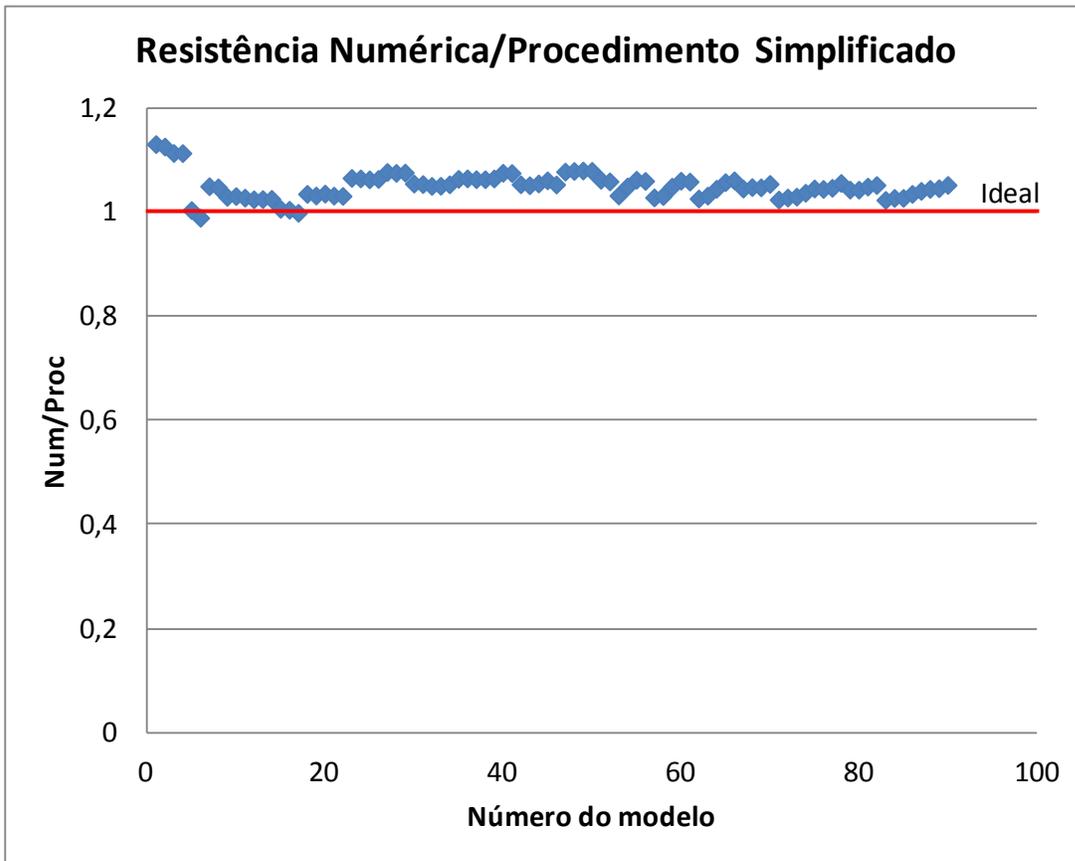


Figura 7.17 - Relações entre as resistências numérica e do procedimento simplificado

Caso se deseje fazer uma avaliação mais aprofundada do modo de falha por esmagamento da parede do furo, pode-se adotar o procedimento intermediário. Neste caso, continua-se empregando um coeficiente de redução da área líquida,  $C_l$ , constante e igual a 0,80 para determinar a resistência à ruptura da seção líquida de todas as ligações tubulares em luva parafusada. Já a resistência ao esmagamento da parede do furo será o menor valor dentre os encontrados com as equações (7.4) e (7.3), com o uso do coeficiente  $C_e$ , e (7.5) e (3.3), com o uso do coeficiente  $C_{esmag}$ .

As relações entre as resistências obtidas com os modelos numéricos e com o procedimento intermediário, encontram-se na Tabela 7.9 e na Figura 7.18. Através deste procedimento foi possível obter uma resistência para todos os 159 modelos, inclusive aqueles com relação  $L/D$  inferior a 2,0, que, adotando o procedimento simplificado, não é possível determinar a sua resistência. Foram eliminados da Figura 7.18 os modelos com relação entre as resistências numérica e do procedimento intermediário superiores à 1,2, já que um deles

apresentou um valor de  $C_e$  muito pequeno que excepcionalmente não se ajustou bem à curva deste coeficiente, e todos os demais possuem espaçamento entre furos menores do que o recomendado pela ABNT NBR 8800 (2008).

Tabela 7.9 - Resistência da ligação tubular em luva parafusada empregando o procedimento intermediário (continua na página seguinte)

Número do modelo	Modelo	Resistência (kN)		Relação Num/Proc	Número do modelo	Modelo	Resistência (kN)		Relação Num/Proc
		Numérica	Procedimento				Numérica	Procedimento	
1	A-2	216,86	173,01	1,25	41	OP2013_19-2	214,72	202,48	1,06
2	A-3	315,42	269,55	1,17	42	OP2013_19-3	306,04	303,71	1,01
3	A-4	341,46	302,57	1,13	43	OP2013_19-4	399,74	404,95	0,99
4	A-5	342,44	302,57	1,13	44	OP2013_19-5	446,66	443,45	1,01
5	A-6	341,00	302,57	1,13	45	OP2013_19-6	445,90	443,45	1,01
6	B-2	148,11	131,69	1,12	46	OP2013_15.9-2	190,07	175,46	1,08
7	B-3	213,36	197,53	1,08	47	OP2013_15.9-3	270,34	263,19	1,03
8	B-4	256,32	230,39	1,11	48	OP2013_15.9-4	358,20	350,92	1,02
9	B-5	256,80	230,39	1,11	49	OP2013_15.9-5	436,84	438,65	1,00
10	B-6	256,76	230,39	1,11	50	OP2013_15.9-6	452,90	453,07	1,00
11	C-2	149,80	134,15	1,12	51	OP2013_12.7-2	154,81	151,80	1,02
12	C-3	217,46	201,22	1,08	52	OP2013_12.7-3	230,16	227,70	1,01
13	C-4	279,34	268,30	1,04	53	OP2013_12.7-4	301,94	303,60	0,99
14	C-5	314,26	312,61	1,01	54	OP2013_12.7-5	372,24	379,50	0,98
15	C-6	314,12	312,61	1,00	55	OP2013_12.7-6	437,16	455,40	0,96
16	D-2	184,36	162,88	1,13	56	60.3x3.6_31.75-2	141,82	136,89	1,04
17	D-3	269,52	268,47	1,00	57	60.3x3.6_31.75-3	141,39	136,89	1,03
18	D-4	340,44	329,66	1,03	58	60.3x3.6_31.75-4	141,89	136,89	1,04
19	D-5	339,82	343,66	0,99	59	60.3x3.6_31.75-5	141,36	136,89	1,03
20	D-6	340,26	343,66	0,99	60	60.3x3.6_31.75-6	141,27	136,89	1,03
21	E-2	201,34	185,11	1,09	61	60.3x3.6_25.4-2	159,05	139,05	1,14
22	E-3	298,40	278,34	1,07	62	60.3x3.6_25.4-3	158,51	148,60	1,07
23	E-4	388,28	371,12	1,05	63	60.3x3.6_25.4-4	158,38	148,60	1,07
24	E-5	457,24	435,49	1,05	64	60.3x3.6_25.4-5	158,11	148,60	1,06
25	E-6	457,58	435,49	1,05	65	60.3x3.6_25.4-6	158,22	148,60	1,06
26	F-2	202,84	182,92	1,11	66	60.3x3.6_19-2	162,06	136,12	1,19
27	F-3	299,60	288,62	1,04	67	60.3x3.6_19-3	177,21	163,90	1,08
28	F-4	395,62	384,82	1,03	68	60.3x3.6_19-4	176,70	163,90	1,08
29	F-5	457,14	435,49	1,05	69	60.3x3.6_19-5	176,42	163,90	1,08
30	F-6	456,64	435,49	1,05	70	60.3x3.6_19-6	176,51	163,90	1,08
31	OP2013_31.75-2	286,62	292,30	0,98	71	60.3x3.6_15.9-2	136,83	128,36	1,07
32	OP2013_31.75-3	418,16	403,87	1,04	72	60.3x3.6_15.9-3	181,11	170,25	1,06
33	OP2013_31.75-4	416,14	403,87	1,03	73	60.3x3.6_15.9-4	180,86	171,31	1,06
34	OP2013_31.75-5	416,70	403,87	1,03	74	60.3x3.6_15.9-5	180,71	171,31	1,05
35	OP2013_31.75-6	415,48	403,87	1,03	75	60.3x3.6_15.9-6	180,09	171,31	1,05
36	OP2013_25.4-2	254,08	249,19	1,02	76	60.3x3.6_12.7-2	116,37	114,52	1,02
37	OP2013_25.4-3	369,36	373,79	0,99	77	60.3x3.6_12.7-3	172,07	167,46	1,03
38	OP2013_25.4-4	434,44	423,58	1,03	78	60.3x3.6_12.7-4	188,15	178,96	1,05
39	OP2013_25.4-5	434,60	423,58	1,03	79	60.3x3.6_12.7-5	188,19	178,96	1,05
40	OP2013_25.4-6	434,78	423,58	1,03	80	60.3x3.6_12.7-6	188,68	178,96	1,05

Tabela 7.9 - Continuação

Número do modelo	Modelo	Resistência (kN)		Relação Num/Proc	Número do modelo	Modelo	Resistência (kN)		Relação Num/Proc
		Númerica	Procedimento				Númerica	Procedimento	
81	60.3x3.6_25.4-4-L4	157,90	113,40	1,39	121	73x4_25.4-5	229,70	216,42	1,06
82	60.3x3.6_25.4-4-L5	158,24	148,60	1,06	122	73x4_31.75-5	211,46	199,56	1,06
83	60.3x3.6_25.4-4-L6	158,38	148,60	1,07	123	73x4_12.7-6	256,92	250,16	1,03
84	60.3x3.6_25.4-4-L7	158,15	148,60	1,06	124	73x4_15.9-6	249,54	241,66	1,03
85	60.3x3.6_25.4-4-L9	158,13	148,60	1,06	125	73x4_19-6	244,12	233,42	1,05
86	60.3x3.6_25.4-4-L10	158,35	148,60	1,07	126	73x4_25.4-6	229,10	216,42	1,06
87	60.3x3.6_19-4-L25	176,32	42,31	4,17	127	73x4_31.75-6	211,94	199,56	1,06
88	60.3x3.6_19-4-L30	176,61	89,32	1,98	128	88.9x3.6_19-3	228,04	239,92	0,95
89	60.3x3.6_19-4-L40	176,87	163,90	1,08	129	88.9x4.5_19-3	305,30	315,13	0,97
90	60.3x3.6_19-4-L50	176,45	163,90	1,08	130	88.9x5.6_19-3	389,24	386,11	1,01
91	60.3x3.6_19-4-L70	176,37	163,90	1,08	131	88.9x7.1_19-3	493,56	479,09	1,03
92	60.3x3.6_15.9-5-L3	184,14	155,80	1,18	132	88.9x3.6_25.4-3	268,28	255,99	1,05
93	60.3x3.6_15.9-5-L4	180,64	171,31	1,05	133	88.9x4.5_25.4-3	331,12	315,76	1,05
94	60.3x3.6_15.9-5-L6	180,33	171,31	1,05	134	88.9x5.6_25.4-3	406,56	386,52	1,05
95	60.3x3.6_15.9-5-L7	180,89	171,31	1,06	135	88.9x7.1_25.4-3	506,28	478,94	1,06
96	60.3x3.6_15.9-5-L12	181,93	171,31	1,06	136	88.9x3.6_31.75-3	251,92	240,81	1,05
97	60.3x3.6_15.9-5-L20	180,57	171,31	1,05	137	88.9x4.5_31.75-3	311,36	296,78	1,05
98	60.3x3.6_19-3-L25	155,39	31,73	4,90	138	88.9x5.6_31.75-3	380,54	362,91	1,05
99	60.3x3.6_19-3-L30	176,77	66,99	2,64	139	88.9x7.1_31.75-3	473,78	449,00	1,06
100	60.3x3.6_19-3-L40	177,25	137,51	1,29	140	88.9x3.6_19-4	278,08	271,28	1,03
101	60.3x3.6_19-3-L50	177,02	162,89	1,09	141	88.9x4.5_19-4	344,58	334,88	1,03
102	60.3x3.6_19-3-L70	176,82	163,90	1,08	142	88.9x5.6_19-4	422,90	410,32	1,03
103	60.3x3.6_19-3-L80	177,02	163,90	1,08	143	88.9x7.1_19-4	528,56	509,11	1,04
104	60.3x3.6_19-3-L120	177,16	163,90	1,08	144	88.9x3.6_25.4-4	267,86	255,99	1,05
105	60.3x3.6_19-3-L180	177,07	163,90	1,08	145	88.9x4.5_25.4-4	330,14	315,76	1,05
106	60.3x3.6_25.4-3-L3	161,20	20,13	8,01	146	88.9x5.6_25.4-4	404,96	386,52	1,05
107	60.3x3.6_25.4-3-L4	158,51	85,05	1,86	147	88.9x7.1_25.4-4	506,24	478,94	1,06
108	73x4_12.7-3	194,28	217,47	0,89	148	88.9x3.6_31.75-4	251,44	240,81	1,04
109	73x4_15.9-3	224,52	228,46	0,98	149	88.9x4.5_31.75-4	309,88	296,78	1,04
110	73x4_19-3	245,52	231,55	1,06	150	88.9x5.6_31.75-4	381,06	362,91	1,05
111	73x4_25.4-3	230,08	216,42	1,06	151	88.9x7.1_31.75-4	472,84	449,00	1,05
112	73x4_31.75-3	211,54	199,56	1,06	152	88.9x3.6_19-5	277,90	271,28	1,02
113	73x4_12.7-4	257,66	248,15	1,04	153	88.9x4.5_19-5	344,34	334,88	1,03
114	73x4_15.9-4	249,62	241,66	1,03	154	88.9x5.6_19-5	421,94	410,32	1,03
115	73x4_19-4	245,18	233,42	1,05	155	88.9x7.1_19-5	527,44	509,11	1,04
116	73x4_25.4-4	230,10	216,42	1,06	156	88.9x3.6_25.4-5	266,68	255,99	1,04
117	73x4_31.75-4	211,72	199,56	1,06	157	88.9x4.5_25.4-5	330,18	315,76	1,05
118	73x4_12.7-5	257,46	250,16	1,03	158	88.9x5.6_25.4-5	404,66	386,52	1,05
119	73x4_15.9-5	249,36	241,66	1,03	159	88.9x7.1_25.4-5	504,42	478,94	1,05
120	73x4_19-5	245,06	233,42	1,05					

De uma maneira geral, pela Figura 7.18, nota-se que os resultados ficaram próximos do ideal, com poucos modelos apresentando valores abaixo de 1,0, e a maioria acima deste valor, ou seja, a favor da segurança. Assim, o procedimento intermediário é uma boa solução para determinar a resistência das ligações tubulares em luva parafusada, levando-se em consideração o esmagamento da parede do furo e a ruptura da seção líquida.

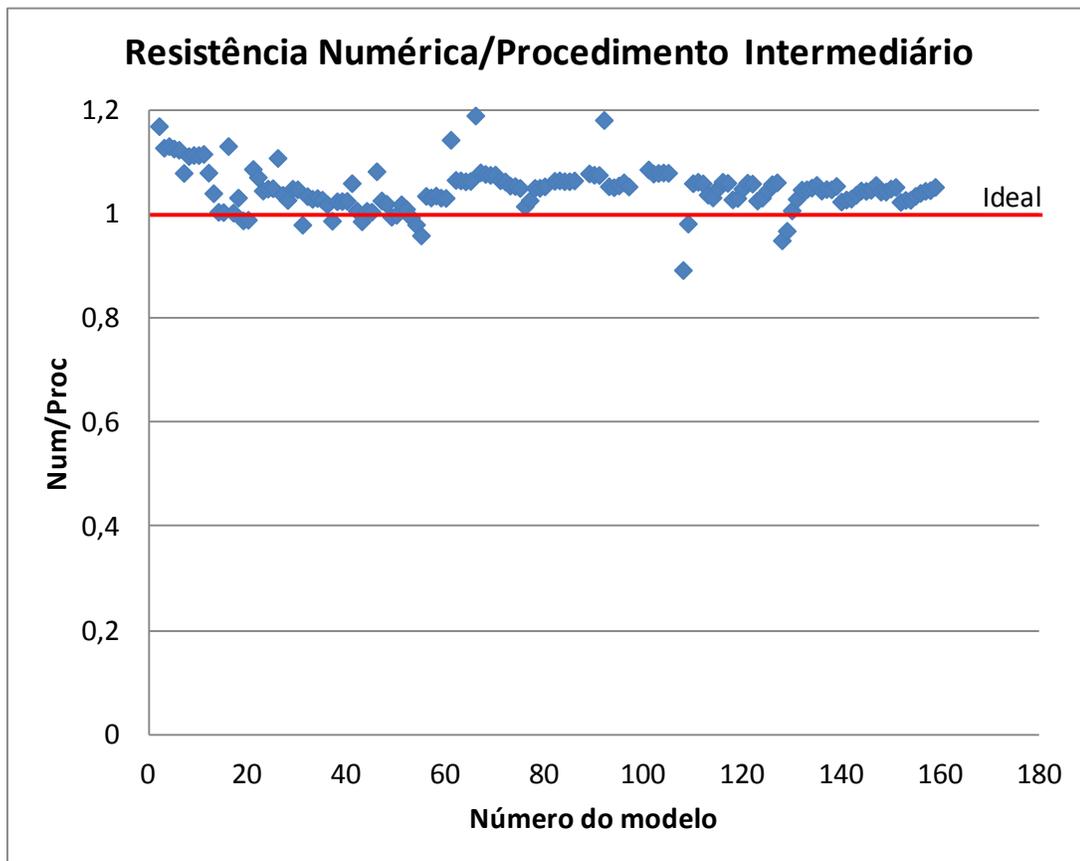


Figura 7.18 - Relações entre as resistências numérica e do procedimento intermediário

Por fim, caso se deseje fazer uma avaliação mais aprofundada dos modos de falha por esmagamento da parede do furo e por ruptura da seção líquida, pode-se adotar um outro procedimento um pouco mais trabalhoso, denominado de procedimento completo. Primeiramente deve-se determinar a resistência da ligação levando-se em conta os mecanismos de esmagamento da parede do furo e ruptura da seção líquida em conjunto, com a utilização das equações (7.3) e (7.4), para encontrar a resistência e o coeficiente  $C_e$ , respectivamente.

Caso o valor do coeficiente  $C_e$  seja inferior a 0,8, isso é um indicativo de que o esmagamento da parede do furo é mais crítico do que a ruptura da seção líquida. Nesse caso, a resistência encontrada com a equação (7.4) deve ser comparada com a resistência encontrada pelo procedimento de avaliação do esmagamento da parede do furo individualmente, tomando-se a menor das duas resistências como a resistência ao esmagamento da parede do furo. O procedimento de análise individual da resistência ao esmagamento da parede do furo consiste em determinar o coeficiente de correlação entre as cargas numérica e teórica para o esmagamento da

parede do furo,  $C_{esmag}$ , com a equação (7.5) e multiplicá-lo pela resistência ao esmagamento obtida pelo procedimento de dimensionamento já existente, através da equação (3.3). Para finalizar deve-se obter a resistência à ruptura da seção líquida através da equação (3.6) do procedimento já existente, porém com o uso da equação (7.7) sugerida para o cálculo do coeficiente de redução da área líquida,  $C_t$ .

Entretanto, caso o valor do coeficiente de eficiência  $C_e$  seja superior a 0,8, a tendência é que a ruptura da seção líquida seja mais crítica do que o esmagamento da parede do furo. Portanto, a resistência encontrada com a equação (7.4) deve ser comparada com a resistência encontrada pela aplicação das equações (7.7) e (3.6), que determinam o coeficiente  $C_t$  sugerido neste trabalho, e a resistência à ruptura da seção líquida, respectivamente. Por fim, a resistência ao esmagamento da parede do furo pode ser encontrada com a aplicação das equações (7.5) e (3.3), que determinam o coeficiente  $C_{esmag}$  sugerido nesta tese, e a resistência ao esmagamento da parede do furo do procedimento de dimensionamento existente, respectivamente. As relações entre as resistências obtidas com os modelos numéricos e com o procedimento completo, encontram-se na Tabela 7.10 e na Figura 7.19, sendo excluídos do gráfico os mesmos modelos do procedimento intermediário pelos motivos citados anteriormente.

Nota-se que, assim como no procedimento anterior, com este procedimento é possível obter a resistência de todos os 159 modelos de ligações tubulares com luva parafusada. Além disso, por ser um procedimento mais detalhado, com ele foi possível obter uma quantidade maior de resultados mais próximos do ideal. Também nota-se uma quantidade maior de resultados abaixo do valor ideal, porém muito próximos dele, com a maioria estando a favor da segurança, ou seja, com um valor acima de 1,0. Portanto, o procedimento completo também permite obter bons resultados na determinação da resistência das ligações tubulares em luva parafusada, levando-se em consideração o esmagamento da parede do furo e a ruptura da seção líquida.

Tabela 7.10 - Resistência da ligação tubular em luva parafusada empregando o procedimento completo (continua na página seguinte)

Número do modelo	Modelo	Resistência (kN)		Relação Num/Proc	Número do modelo	Modelo	Resistência (kN)		Relação Num/Proc
		Númerica	Procedimento				Númerica	Procedimento	
1	A-2	216,86	173,01	1,25	41	OP2013_19-2	214,72	202,48	1,06
2	A-3	315,42	320,26	0,98	42	OP2013_19-3	306,04	303,71	1,01
3	A-4	341,46	303,70	1,12	43	OP2013_19-4	399,74	404,95	0,99
4	A-5	342,44	315,77	1,08	44	OP2013_19-5	446,66	447,81	1,00
5	A-6	341,00	320,04	1,07	45	OP2013_19-6	445,90	447,81	1,00
6	B-2	148,11	131,69	1,12	46	OP2013_15.9-2	190,07	175,46	1,08
7	B-3	213,36	197,53	1,08	47	OP2013_15.9-3	270,34	263,19	1,03
8	B-4	256,32	231,25	1,11	48	OP2013_15.9-4	358,20	350,92	1,02
9	B-5	256,80	239,35	1,07	49	OP2013_15.9-5	436,84	438,65	1,00
10	B-6	256,76	239,35	1,07	50	OP2013_15.9-6	452,90	449,57	1,01
11	C-2	149,80	134,15	1,12	51	OP2013_12.7-2	154,81	151,80	1,02
12	C-3	217,46	201,22	1,08	52	OP2013_12.7-3	230,16	227,70	1,01
13	C-4	279,34	268,30	1,04	53	OP2013_12.7-4	301,94	303,60	0,99
14	C-5	314,26	316,00	0,99	54	OP2013_12.7-5	372,24	379,50	0,98
15	C-6	314,12	316,00	0,99	55	OP2013_12.7-6	437,16	442,48	0,99
16	D-2	184,36	178,98	1,03	56	60.3x3.6_31.75-2	141,82	141,16	1,00
17	D-3	269,52	268,47	1,00	57	60.3x3.6_31.75-3	141,39	141,18	1,00
18	D-4	340,44	357,97	0,95	58	60.3x3.6_31.75-4	141,89	141,18	1,00
19	D-5	339,82	350,70	0,97	59	60.3x3.6_31.75-5	141,36	141,18	1,00
20	D-6	340,26	359,61	0,95	60	60.3x3.6_31.75-6	141,27	141,18	1,00
21	E-2	201,34	185,56	1,09	61	60.3x3.6_25.4-2	159,05	157,87	1,01
22	E-3	298,40	278,34	1,07	62	60.3x3.6_25.4-3	158,51	156,54	1,01
23	E-4	388,28	371,12	1,05	63	60.3x3.6_25.4-4	158,38	157,87	1,00
24	E-5	457,24	444,41	1,03	64	60.3x3.6_25.4-5	158,11	157,87	1,00
25	E-6	457,58	455,70	1,00	65	60.3x3.6_25.4-6	158,22	157,87	1,00
26	F-2	202,84	192,41	1,05	66	60.3x3.6_19-2	162,06	174,12	0,93
27	F-3	299,60	288,62	1,04	67	60.3x3.6_19-3	177,21	168,15	1,05
28	F-4	395,62	384,82	1,03	68	60.3x3.6_19-4	176,70	173,54	1,02
29	F-5	457,14	444,41	1,03	69	60.3x3.6_19-5	176,42	174,12	1,01
30	F-6	456,64	455,70	1,00	70	60.3x3.6_19-6	176,51	174,12	1,01
31	OP2013_31.75-2	286,62	292,30	0,98	71	60.3x3.6_15.9-2	136,83	154,81	0,88
32	OP2013_31.75-3	418,16	409,86	1,02	72	60.3x3.6_15.9-3	181,11	181,04	1,00
33	OP2013_31.75-4	416,14	416,36	1,00	73	60.3x3.6_15.9-4	180,86	179,74	1,01
34	OP2013_31.75-5	416,70	416,36	1,00	74	60.3x3.6_15.9-5	180,71	181,04	1,00
35	OP2013_31.75-6	415,48	416,36	1,00	75	60.3x3.6_15.9-6	180,09	181,04	0,99
36	OP2013_25.4-2	254,08	249,19	1,02	76	60.3x3.6_12.7-2	116,37	120,75	0,96
37	OP2013_25.4-3	369,36	373,79	0,99	77	60.3x3.6_12.7-3	172,07	181,13	0,95
38	OP2013_25.4-4	434,44	434,36	1,00	78	60.3x3.6_12.7-4	188,15	183,60	1,02
39	OP2013_25.4-5	434,60	434,36	1,00	79	60.3x3.6_12.7-5	188,19	185,91	1,01
40	OP2013_25.4-6	434,78	434,36	1,00	80	60.3x3.6_12.7-6	188,68	185,91	1,01

Tabela 7.10 - Continuação

Número do modelo	Modelo	Resistência (kN)		Relação Num/Proc	Número do modelo	Modelo	Resistência (kN)		Relação Num/Proc
		Númerica	Procedimento				Númerica	Procedimento	
81	60.3x3.6_25.4-4-L40	157,90	113,40	1,39	121	73x4_25.4-5	229,70	229,59	1,00
82	60.3x3.6_25.4-4-L50	158,24	155,92	1,01	122	73x4_31.75-5	211,46	211,21	1,00
83	60.3x3.6_25.4-4-L60	158,38	157,34	1,01	123	73x4_12.7-6	256,92	257,80	1,00
84	60.3x3.6_25.4-4-L70	158,15	157,87	1,00	124	73x4_15.9-6	249,54	254,04	0,98
85	60.3x3.6_25.4-4-L90	158,13	157,87	1,00	125	73x4_19-6	244,12	247,09	0,99
86	60.3x3.6_25.4-4-L100	158,35	157,87	1,00	126	73x4_25.4-6	229,10	229,59	1,00
87	60.3x3.6_19-4-L25	176,32	42,31	4,17	127	73x4_31.75-6	211,94	211,21	1,00
88	60.3x3.6_19-4-L30	176,61	89,32	1,98	128	88.9x3.6_19-3	228,04	239,92	0,95
89	60.3x3.6_19-4-L40	176,87	168,15	1,05	129	88.9x4.5_19-3	305,30	319,58	0,96
90	60.3x3.6_19-4-L50	176,45	171,97	1,03	130	88.9x5.6_19-3	389,24	423,27	0,92
91	60.3x3.6_19-4-L70	176,37	174,12	1,01	131	88.9x7.1_19-3	493,56	542,70	0,91
92	60.3x3.6_15.9-5-L30	184,14	155,80	1,18	132	88.9x3.6_25.4-3	268,28	258,51	1,04
93	60.3x3.6_15.9-5-L40	180,64	180,46	1,00	133	88.9x4.5_25.4-3	331,12	318,88	1,04
94	60.3x3.6_15.9-5-L60	180,33	181,04	1,00	134	88.9x5.6_25.4-3	406,56	480,34	1,04
95	60.3x3.6_15.9-5-L70	180,89	181,04	1,00	135	88.9x7.1_25.4-3	506,28	483,67	1,05
96	60.3x3.6_15.9-5-L120	181,93	181,04	1,00	136	88.9x3.6_31.75-3	251,92	250,59	1,01
97	60.3x3.6_15.9-5-L200	180,57	181,04	1,00	137	88.9x4.5_31.75-3	311,36	308,84	1,01
98	60.3x3.6_19-3-L25	155,39	31,73	4,90	138	88.9x5.6_31.75-3	380,54	377,65	1,01
99	60.3x3.6_19-3-L30	176,77	66,99	2,64	139	88.9x7,1_31.75-3	473,78	467,25	1,01
100	60.3x3.6_19-3-L40	177,25	137,51	1,29	140	88.9x3.6_19-4	278,08	278,62	1,00
101	60.3x3.6_19-3-L50	177,02	174,12	1,02	141	88.9x4.5_19-4	344,58	344,36	1,00
102	60.3x3.6_19-3-L70	176,82	171,05	1,03	142	88.9x5.6_19-4	422,90	421,93	1,00
103	60.3x3.6_19-3-L80	177,02	172,65	1,03	143	88.9x7,1_19-4	528,56	523,53	1,01
104	60.3x3.6_19-3-L120	177,16	174,12	1,02	144	88.9x3.6_25.4-4	267,86	266,01	1,01
105	60.3x3.6_19-3-L180	177,07	174,12	1,02	145	88.9x4.5_25.4-4	330,14	332,93	0,99
106	60.3x3.6_25.4-3-L30	161,20	20,13	8,01	146	88.9x5.6_25.4-4	404,96	407,54	0,99
107	60.3x3.6_25.4-3-L40	158,51	85,05	1,86	147	88.9x7.1_25.4-4	506,24	504,99	1,00
108	73x4_12.7-3	194,28	217,84	0,89	148	88.9x3.6_31.75-4	251,44	251,05	1,00
109	73x4_15.9-3	224,52	251,79	0,89	149	88.9x4.5_31.75-4	309,88	313,67	0,99
110	73x4_19-3	245,52	247,09	0,99	150	88.9x5.6_31.75-4	381,06	383,98	0,99
111	73x4_25.4-3	230,08	224,63	1,02	151	88.9x7.1_31.75-4	472,84	472,33	1,00
112	73x4_31.75-3	211,54	210,56	1,00	152	88.9x3.6_19-5	277,90	278,62	1,00
113	73x4_12.7-4	257,66	257,80	1,00	153	88.9x4.5_19-5	344,34	352,76	0,98
114	73x4_15.9-4	249,62	248,97	1,00	154	88.9x5.6_19-5	421,94	432,63	0,98
115	73x4_19-4	245,18	244,77	1,00	155	88.9x7.1_19-5	527,44	536,80	0,98
116	73x4_25.4-4	230,10	229,59	1,00	156	88.9x3.6_25.4-5	266,68	266,01	1,00
117	73x4_31.75-4	211,72	211,21	1,00	157	88.9x4.5_25.4-5	330,18	334,06	0,99
118	73x4_12.7-5	257,46	257,80	1,00	158	88.9x5.6_25.4-5	404,66	410,74	0,99
119	73x4_15.9-5	249,36	254,04	0,98	159	88.9x7.1_25.4-5	504,42	507,47	0,99
120	73x4_19-5	245,06	247,09	0,99					

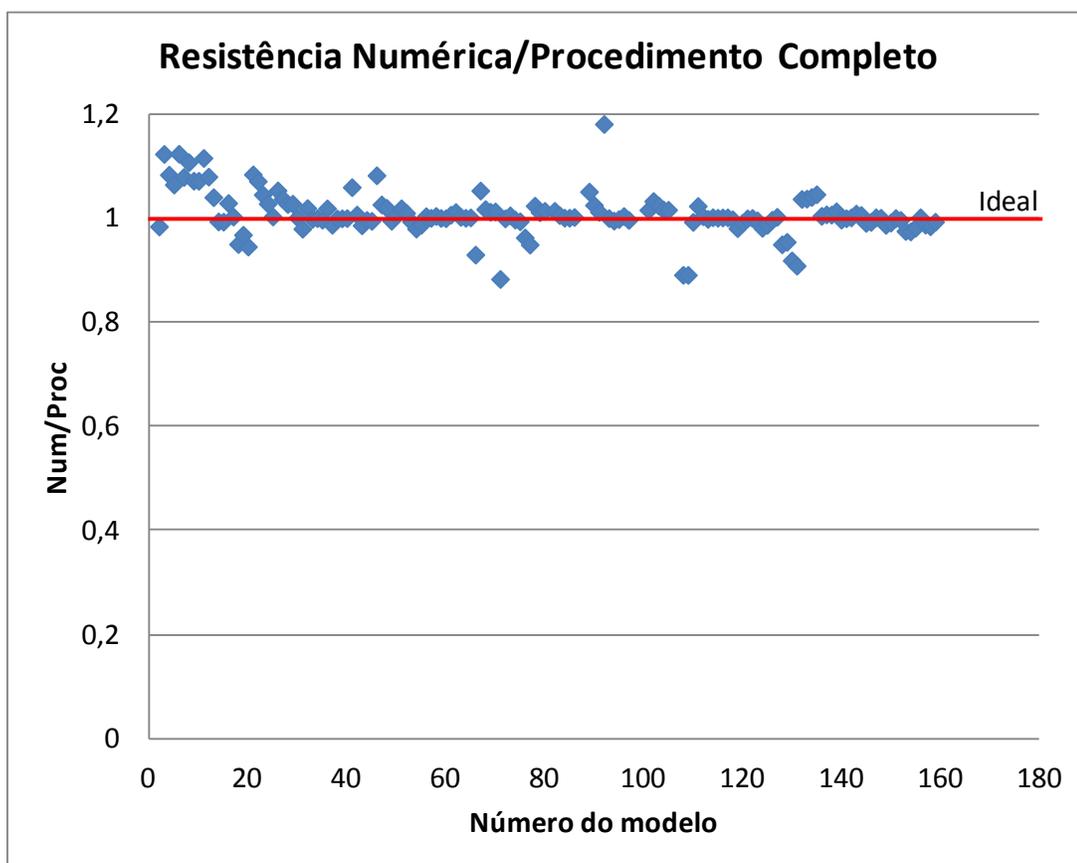


Figura 7.19 - Relações entre as resistências numérica e do procedimento completo

Além dos procedimentos de determinação da resistência da ligação aqui apresentados, também deve-se evitar a ocorrência do estado limite de serviço de flexão excessiva dos parafusos. Para a verificação desse estado limite, pode-se recorrer aos procedimentos apresentados nos trabalhos de Silva (2012) e Amparo (2014).

Os fluxogramas apresentados nas Figuras 7.20 à 7.23 exemplificam os passos que devem ser seguidos para a determinação da resistência à tração de ligações tubulares em luva parafusada, aplicando os procedimentos simplificado, intermediário e completo sugeridos nesta tese. Em todas as formulações foram desconsiderados os coeficientes de segurança. A resistência ao cisalhamento do parafuso,  $F_{v,R}$  corresponde à resistência de um parafuso, por plano de corte. A resistência ao esmagamento da parede do furo apresentada a seguir,  $F_{c,R}$ , corresponde à resistência à pressão de contato na parede de apenas um furo.

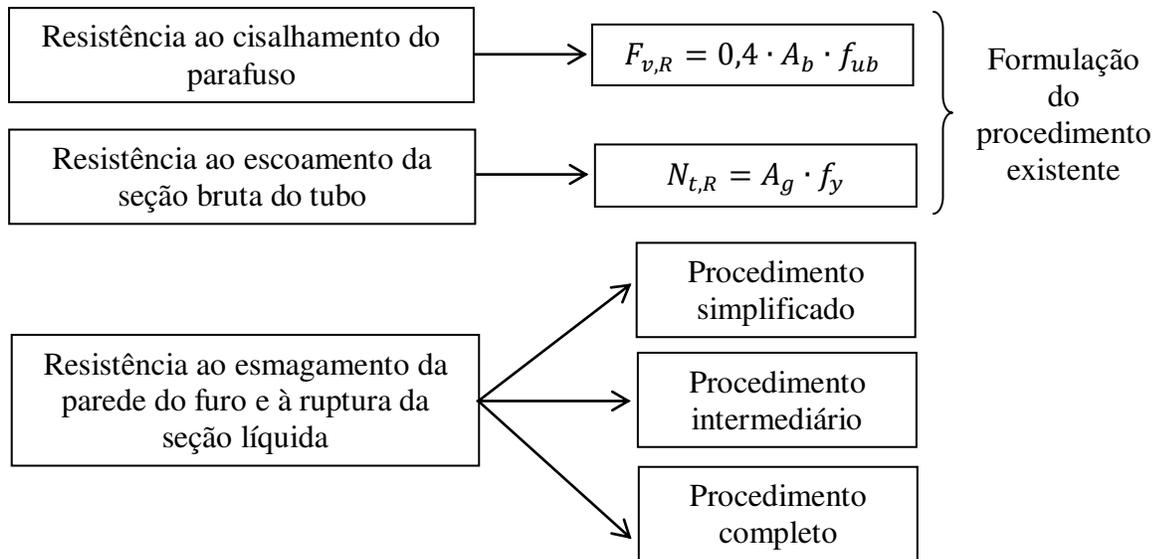


Figura 7.20 - Procedimento sugerido de determinação da resistência à tração de ligações tubulares em luva parafusada

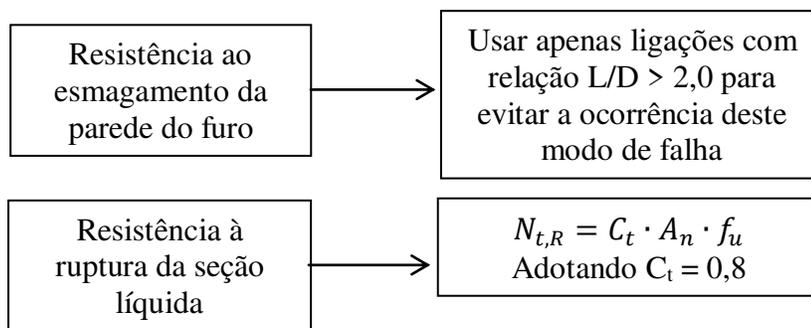


Figura 7.21 - Procedimento simplificado

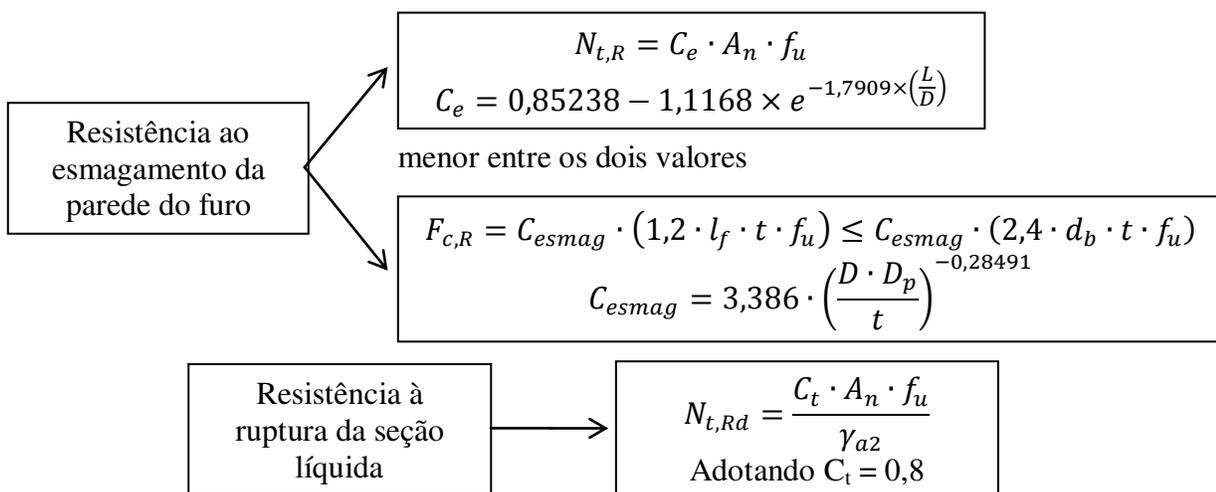


Figura 7.22 - Procedimento intermediário

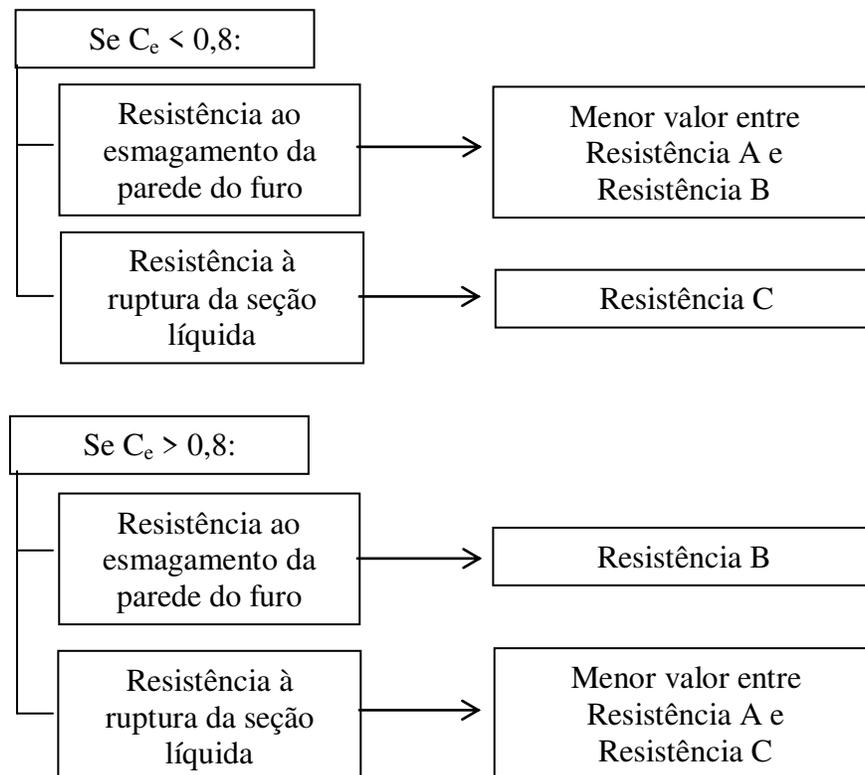
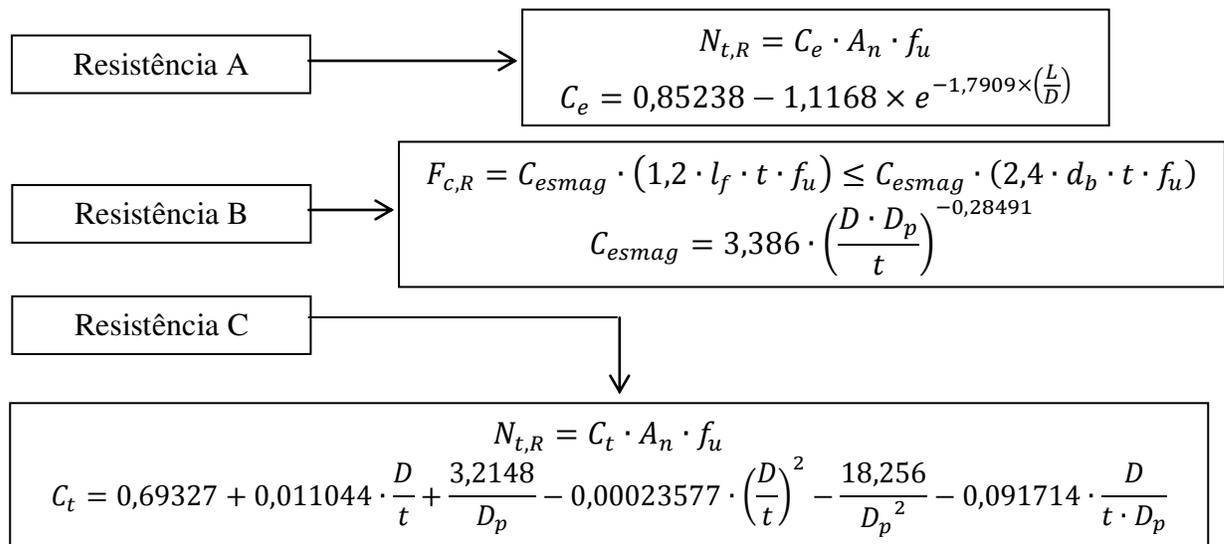


Figura 7.23 - Procedimento completo



## 8 CONSIDERAÇÕES FINAIS

O uso das estruturas metálicas tubulares vem crescendo consideravelmente nos últimos anos, no Brasil e em todo o mundo. O grande interesse neste tipo de estrutura reflete na grande quantidade de trabalhos e pesquisas realizadas sobre esse tema recentemente, como observado através de uma ampla revisão bibliográfica. Apesar de crescente, o uso de estruturas metálicas tubulares ainda encontra algumas barreiras quando confrontado com o uso de estruturas metálicas em perfis abertos. Dentre os fatores que levam os projetistas e fabricantes de estruturas metálicas a optar por perfis de seção aberta em vez de perfis tubulares, dois estão diretamente relacionados com as ligações das estruturas metálicas tubulares: o elevado custo de fabricação dessas ligações e a maior dificuldade no seu dimensionamento, sobretudo devido ao menor volume de informações disponíveis sobre esse tipo de estrutura.

Portanto, o objetivo deste trabalho foi estudar o comportamento de uma ligação inovadora em estrutura metálica tubular, denominada ligação tubular em luva parafusada, com parafusos alinhados, submetida à tração. Este trabalho contribui para a expansão dos conhecimentos sobre as ligações metálicas tubulares, ao divulgar ainda mais esse tipo de estrutura para estimular o seu uso em maior escala. Além disso, a ligação estudada neste trabalho pode ser empregada como uma alternativa à ligação do tipo flange, sendo mais econômica e rápida de fabricar, devido a menor quantidade de materiais e processos envolvidos na sua confecção.

O estudo envolveu o desenvolvimento de um modelo numérico com a utilização do programa de elementos finitos ANSYS v13.0 (2010), com a aplicação de elementos de contato entre os tubos e parafusos. Diversas análises permitiram definir as melhores características de um modelo numérico eficiente para essa ligação, como a utilização de elementos do tipo casca para a representação dos tubos e elementos do tipo sólido para a representação dos parafusos. Também foram adotadas algumas simplificações como a não modelagem das cabeças dos parafusos e a não implementação da propagação da fratura, que permitiram obter resultados de forma rápida, mas sem abrir mão da qualidade dos mesmos.

O modelo numérico desenvolvido foi validado através dos resultados de análises experimentais das ligações em luva parafusada. As comparações dos resultados numéricos e experimentais demonstraram o bom comportamento do modelo numérico, conseguindo reproduzir com fidelidade os deslocamentos da ligação, os modos de falha e as deformações nos

parafusos, ocorridos nas análises experimentais. Os resultados obtidos numericamente foram bons, considerando-se o ineditismo do trabalho, as simplificações adotadas no modelo numérico e a dificuldade de reproduzir numericamente as imperfeições inerentes da análise experimental.

Com a validação do modelo numérico, foi desenvolvida uma análise paramétrica, para obter um conjunto maior de resultados que permitisse estudar com maior precisão o comportamento da ligação e todos os seus modos de falha. Para essa análise foram variados os seguintes parâmetros: diâmetro dos tubos, espessura dos tubos, diâmetro dos parafusos, quantidade de parafusos e espaçamento entre furos. Ao todo foram avaliados 159 modelos numéricos, que permitiram identificar a ocorrência ou não de todos os possíveis modos de falha de uma ligação tracionada conectada por parafusos.

Foram identificados a ocorrência de estados limites últimos e também de um estado limite de serviço, de flexão excessiva dos parafusos. Esse estado limite de serviço também foi identificado nas análises experimentais, demonstrando mais uma vez a qualidade do modelo numérico desenvolvido. Esse estado limite de flexão excessiva dos parafusos existe neste tipo de ligação, e deve ser evitado, mas não interfere na resistência à tração da ligação.

Dentre todos os possíveis modos de falha avaliados, foram identificados os principais que ocorrem neste tipo de ligação, estando entre eles a ruptura da seção líquida e o esmagamento da parede dos furos. Através da comparação das formulações teóricas para a obtenção da resistência da ligação para cada um dos modos de falha, foi possível observar diferenças entre os resultados numéricos e teóricos indicando a necessidade de adaptações no emprego dessas formulações para as ligações tubulares em luva parafusada.

O estudo do modo de falha por esmagamento da parede do furo indicou a possibilidade de que as formulações existentes para avaliação da resistência desse mecanismo devem ser ligeiramente diferentes para o caso das ligações tubulares em luva parafusada. Possivelmente, a diferença encontrada é devido à superfície curva do tubo, que apresenta um comportamento de esmagamento diferente do que ocorre nas superfícies planas, além de algumas simplificações adotadas no modelo numérico.

O estudo do modo de falha por ruptura da seção líquida permitiu identificar a existência de concentração de tensões na seção líquida mais solicitada do tubo, indicando a existência de um coeficiente de redução da área líquida,  $C_t$ , neste tipo de ligação. Este estudo permitiu compreender em detalhes como ocorre a distribuição de tensões neste tipo de ligação,

observando-se que as tensões concentram-se mais no primeiro parafuso da ligação, na seção mais solicitada do tubo, não se redistribuindo muito para os demais parafusos. Isso ficou comprovado pelo fato de que ao aumentar ou diminuir o número de parafusos de uma ligação, a sua resistência à ruptura da seção líquida foi a mesma.

Foram calculados os valores de  $C_t$  dos modelos numéricos, observando-se que em todos os modelos o seu valor variou entre 0,80 e 0,90, e em nenhum caso o seu valor foi de 1,0, mesmo nos modelos com comprimento de ligação grande, onde, por analogia às ligações tracionadas semelhantes, esperava-se obter valores de  $C_t$  próximos de 1,0. Isso comprova que o  $C_t$  existe nas ligações tubulares em luva parafusada, e sempre deve ser considerado no cálculo.

Como não existe nenhuma formulação para a determinação do coeficiente de redução da área líquida,  $C_t$ , para este tipo de ligação, foi feita uma comparação dos valores numéricos com valores teóricos de formulações utilizadas para o cálculo do coeficiente  $C_t$  de ligações tubulares com chapa concêntrica, sendo esse um tipo de ligação similar ao estudado nesta tese. Os resultados indicaram que as formulações existentes não podem ser empregadas para as ligações tubulares em luva parafusada, sendo necessário desenvolver um processo de determinação do coeficiente  $C_t$  para este tipo de ligação.

Foram então propostas adaptações ao procedimento de dimensionamento existente para o cálculo da resistência ao esmagamento da parede do furo e à ruptura da seção líquida, permitindo a sua utilização para as ligações tubulares em luva parafusada. Foi possível fazer uma avaliação do comportamento global da ligação, propondo um processo de determinação da resistência da ligação que leve em conta esses dois modos de falha em conjunto. Nesse caso, foi definido um coeficiente de eficiência da ligação,  $C_e$ , que leva em consideração os modos de falha por esmagamento da parede do furo e por ruptura da seção líquida conjuntamente, para determinar a resistência à tração da seção líquida de um perfil tubular parafusado. Quando esse coeficiente é superior a 0,8 tem-se uma indicação da ocorrência da ruptura da seção líquida do tubo, e quando é inferior a 0,8, a ocorrência do esmagamento da parede do furo fica evidenciada. Também foi possível notar que esse coeficiente fica constante em torno de 0,85 a partir de uma relação  $L/D$  superior a aproximadamente 1,4, e que para valores do coeficiente de eficiência superiores a 0,80, ele corresponde ao valor do  $C_t$ .

Também foram feitas avaliações dos dois modos de falha de forma isolada, observando-se quais são os principais parâmetros que contribuem para cada um dos modos de falha. Com esses

estudos foram propostas adaptações ao procedimento de dimensionamento existente, com a aplicação de um coeficiente de correlação  $C_{esmag}$  para o caso do modo de falha por esmagamento da parede do furo, e a proposta de uma formulação do  $C_t$  para o modo de falha por ruptura da seção líquida. Ao final do trabalho foram propostos três procedimentos que podem ser adotados como sugestões de roteiro de dimensionamento das ligações tubulares em luva parafusada, utilizando-se as adaptações desenvolvidas nesta tese.

Vale ressaltar que o valor do  $C_t$  não foi inferior a 0,80 em nenhum modelo numérico. O procedimento simplificado proposto faz uso deste fato, sugerindo, a favor da segurança, a utilização de  $C_t$  igual a 0,80 para determinar a resistência à ruptura da seção líquida de todas as ligações tubulares em luva parafusada. Além disso, este procedimento também recomenda a utilização apenas de ligações tubulares em luva parafusada com relação  $L/D$  superiores à 2,0, evitando assim a ocorrência do modo de falha por esmagamento da parede do furo.

Com o procedimento intermediário é possível fazer uma avaliação do modo de falha por esmagamento da parede do furo, obtendo a sua resistência através dos coeficientes  $C_e$  e  $C_{esmag}$  propostos nesta tese. Já para a avaliação do modo de falha por ruptura da seção líquida, utiliza-se  $C_t$  igual a 0,80. Por fim, o procedimento completo faz uma avaliação mais aprofundada dos dois modos de falha, o de esmagamento da parede do furo e o de ruptura da seção líquida, utilizando as formulações propostas para os coeficientes  $C_e$ ,  $C_{esmag}$  e  $C_t$ .

Os três procedimentos apresentaram bons resultados quando tiveram as suas resistências comparadas com as obtidas através dos modelos numéricos. A grande maioria dos resultados ficou a favor da segurança, sendo que o procedimento completo apresentou resistências mais próximas do modelo numérico. Entretanto, como este é um procedimento mais trabalhoso, para obter a resistência das ligações tubulares em luva parafusada de forma simples e rápida, pode-se recomendar a utilização do procedimento simplificado, pois os resultados obtidos serão próximos aos obtidos com a análise numérica e estarão a favor da segurança. Dessa forma, os procedimentos intermediário e completo podem ser empregados quando se deseja fazer uma avaliação mais aprofundada dos modos de falha por esmagamento da parede do furo e por ruptura da seção líquida.

Como principais contribuições deste trabalho pode-se citar a observação dos modos de falha que ocorrem neste tipo de ligação, e a identificação da existência do  $C_t$ , expandindo os conhecimentos sobre o seu comportamento e demonstrando a viabilidade de sua utilização. Além

disso, também foi proposta uma solução ao problema da falta de formulações para o cálculo do  $C_t$  para as ligações tubulares em luva parafusada. Foi possível observar também que esse coeficiente não é influenciado pelo comprimento da ligação, como nos demais tipos de ligações, e que seu valor varia muito pouco, entre 0,80 e 0,90, destacando a necessidade do seu emprego no cálculo da resistência à ruptura da seção líquida das ligações tubulares em luva parafusada.

Como sugestões para trabalhos futuros, pode-se avaliar ligações extrapolando os limites de variação dos parâmetros utilizados nesta tese, para saber se as formulações propostas podem ser empregadas em outros casos. Também pode ser feito um aprimoramento no modelo numérico, com a implementação da propagação da fratura, para verificar se ela interfere significativamente na resistência da ligação. Além disso, também pode ser desenvolvido um estudo semelhante ao apresentado nesta tese, porém para ligações tubulares em luva parafusada com parafusos cruzados. Outras possibilidades de novos estudos relacionados as ligações tubulares em luva parafusada incluem o emprego de luvas externas e perfis tubulares quadrados e retangulares, além do desenvolvimento de novo ensaios que permitam a identificação dos modos de falha experimentalmente, sem a ocorrência do estado limite de serviço por flexão excessiva dos parafusos.



## REFERÊNCIAS

AHMADI, H.; LOTFOLLAHI-YAGHIN, M. A.; AMINFAR, M. H. Geometrical Effect on SCF Distribution in Uni-Planar Tubular DKT-Joints Under Axial Loads. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 67, p. 1282-1291, 2011.

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION. **AISC: Manual of Steel Construction - LRFD**. Second Edition. Chicago, Illinois, EUA, 1994.

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION, **AISC Design Guide 24: Hollow Structural Section Connections**. Chicago, Illinois, EUA, 2010.

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION. **ANSI/AISC 360-10: Specification for Structural Steel Buildings**. Chicago, Illinois, EUA, 2010.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **API RP 2A-WSD: Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms - Working Stress Design**. Washington, D.C., EUA, 2000.

AMERICAN WELDING SOCIETY. **AWS D1.1/D1.1M: Structural Welding Code - Steel**. Miami, Flórida, EUA, 2010.

AMPARO, L. R. **Análise Teórico-Experimental de Ligações Tipo Luva Compostas por Perfis Tubulares com Parafusos em Linha e Cruzados**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Departamento de Engenharia Civil da Escola de Minas, Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto. 2014.

ANSYS, Inc. **ANSYS v13.0**. Theory Reference, 2010.

ANSYS, Inc. **ANSYS User's Manual** - Release 2010.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 8800: Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios**. Rio de Janeiro, 2008.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 14762: Dimensionamento de Estruturas de Aço Constituídas por Perfis Formados a Frio**. Rio de Janeiro, 2010.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 16239: Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edificações com Perfis Tubulares**. Rio de Janeiro, 2013.

BIRKEMOE, P. C.; PACKER, J. A. Ultimate Strength Design of Bolted Tubular Tension Connections. In: **INTERNATIONAL CONFERENCE STEEL STRUCTURES: RECENT RESEARCH ADVANCES AND THEIR APPLICATIONS TO DESIGN**, Sept./Oct. 1986,

Budva, Yugoslavia. **Proceedings...** London, England, Elsevier Applied Science Publishers, 1986. p. 153-168.

CAO, J. J.; PACKER, J. A. Design of Tension Circular Flange Joints in Tubular Structures. **Engineering Journal**, v. 34, n. 1, p. 17-25, 1997.

CARAVAGGIO, A. **Tests on Steel Roof Joints for Toronto SkyDome**. Master of Applied Science thesis - University of Toronto, Ontario, Canada. 1988.

CHENG, J. J. R.; KULAK, G. L.; KHOO, H. Shear Lag Effect in Slotted Tubular Tension Members. In: 1ST CSCE STRUCTURAL SPECIALTY CONFERENCE, 1996, Edmonton. **Proceedings...** Edmonton, 1996. p. 1103-1114.

CHENG, J. J. R.; KULAK, F. G. Gusset Plate Connection to Round HSS Tension Members. **Engineering Journal**, v. 37, n. 4, p. 133-139, 2000.

CHESSON, E., Jr.; MUNSE, W. H. Riveted and Bolted Joints: Truss-Type Tensile Connections. **Journal of the Structural Division**, v. 89(ST1), p. 67-106, 1963.

COELHO, A. M. G.; SILVA, L. S. da; BIJLAARD, F. Comportamento Experimental e Numérico de Ligações Metálicas em duplo T ("T-stub"). In: IV CONGRESSO DE CONSTRUÇÃO METÁLICA E MISTA, 2003, Lisboa. **Proceedings...** Lisboa, 2003. p.677-686.

COMITÉ INTERNATIONAL POUR LE DÉVELOPPEMENT ET L'ETUDE DE LA CONSTRUCTION TUBULAIRE. **CIDECT**: Construction with Hollow Steel Sections. British Steel Corporation. Corby, Northants, Inglaterra, 1984.

COMITÉ INTERNATIONAL POUR LE DÉVELOPPEMENT ET L'ETUDE DE LA CONSTRUCTION TUBULAIRE. **CIDECT**: The Strength and Behaviour of Statically Loaded Welded Connections in Structural Hollow Sections. Monograph n° 6, British Steel Corporation, 1986.

COMITÉ INTERNATIONAL POUR LE DÉVELOPPEMENT ET L'ETUDE DE LA CONSTRUCTION TUBULAIRE. **CIDECT**: Construction With Hollow Steel Sections. Vol. 1-9, Alemanha, 2009.

COUCHAUX, M.; HJIAJ, M.; RYAN, I. Static Resistance of Bolted Circular Flange Joints Under Tensile Force. In: Tubular Structures XIII, 2010, Hong Kong. **Proceedings...** Hong Kong, 2010. p. 27-35.

COUCHAUX, M.; HJIAJ, M.; RYAN, I.; BUREAU, A. Bolted circular flange connections: Bending and axial static resistances. In: 6TH EUROSTEEL: EUROPEAN CONFERENCE ON STEEL AND COMPOSITE STRUCTURES, 2011, Budapest. **Proceedings...** Brussels, ECCS European Convention for Constructional Steelwork, 2011. v. A, p. 219-224.

DAS, R. R.; PRADHAN, B. Adhesion Failure Analyses of Bonded Tubular Single Lap Joints in Laminated Fibre Reinforce Plastic Composites, **International Journal of Adhesion & Adhesives**, v. 30, p. 425-438, 2010.

DEXTER, E. M.; LEE, M. M. K. Static Strength of Axially Loaded Tubular K-Joints, I: Behavior. **Journal of Structural Engineering**, v. 125, n. 2, p. 194-201, 1999a.

DEXTER, E. M.; LEE, M. M. K. Static Strength of Axially Loaded Tubular K-Joints, II: Ultimate Capacity. **Journal of Structural Engineering**, v. 125, n. 2, p. 202-210, 1999b.

DRAGONI, E.; GOGLIO, L. Adhesive Stresses in Axially-Loaded Tubular Bonded Joints - Part I: Critical Review and Finite Element Assessment of Published Models. **International Journal of Adhesion & Adhesives**, v. 47, p. 35-45, 2013.

DRIVER, R. G.; GRONDIN, G. Y.; KULAK, G. L. Unified Block Shear Equation for Achieving Consistent Reliability. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 62, p. 210-222, 2006.

EASTERLING, W. S.; GIROUX, L. G. Shear Lag Effects in Steel Tension Members. **Engineering Journal**, v. 30, n. 3, p. 77-89, 1993.

EASTWOOD, W.; WOOD, A. A. Welded Joints in Tubular Structures Involving Rectangular Hollow Sections. In: CONFERENCE ON JOINTS IN STRUCTURES, 1970a, Sheffield. **Proceedings...** Sheffield, 1970a.

EASTWOOD, W.; WOOD, A. A. Recent Research on Joints in Tubular Structures. In: CANADIAN STRUCTURAL ENGINEERING CONFERENCE, 1970b, Toronto. **Proceedings...** Toronto, 1970b.

ESMAEEL, R. A.; TAHERI, F. Influence of Adherend's Delamination on the Response of Single Lap and Socket Tubular Adhesively Bonded Joints Subjected to Torsion. **Composite Structures**, v. 93, p. 1765-1774, 2011.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **Eurocode 3: Design of Steel Structures. Part 1-8: Design of Joints.** Brussels, 2005.

FORTI, N. C. da S. **Estudo Paramétrico de Estruturas Tubulares com Ligações Multiplanares.** Tese (Doutorado em Engenharia Civil) - Faculdade de Engenharia Civil, Arquitetura e Urbanismo, Universidade Estadual de Campinas, Campinas. 2010.

HE, S-B.; SHAO, Y-B.; ZHANG, H-Y.; YANG, D-P.; LONG-F-L. Experimental Study on Circular Hollow Section (CHS) Tubular K-Joints at Elevated Temperature. **Engineering Failure Analysis**, v. 34, p. 204-216, 2013.

HEINISUO, M.; RONNI, H.; PERTTOLA, H.; AALTO, A.; TIAINEN, T. End and Base Plate Joints with Corner Bolts for Rectangular Tubular Member. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 15, p. 85-92, 2012.

HOSSEINZADEH, R.; TAHERI, F. Non-Linear Investigation of Overlap Length Effect on Torsional Capacity of Tubular Adhesively Bonded Joints. **Composite Structures**, v. 91, p. 186-195, 2009.

IGARASHI, S.; WAKIYAMA, K.; INOUE, K.; MATSUMOTO, T.; MURASE, Y. Limit Design of High Strength Bolted Tube Flange Joints: Parts 1 and 2. **Journal of Structural and Construction Engineering, Transactions of AIJ**, v. 354, p. 52-66, v.358, p. 71-82, 1985 (in Japanese).

INSTITUTO BRASILEIRO DE SIDERURGIA/CENTRO BRASILEIRO DA CONSTRUÇÃO EM AÇO. **BCA: Ligações em Estruturas Metálicas**. 3ª ed. Rio de Janeiro, 2004.

INTERNATIONAL INSTITUTE OF WELDING SUBCOMMISSION XV-E. **IIW: Design Recommendations for Hollow Section Joints – Predominantly Statically Loaded**. 2ª ed. Doc. XV-701-89, 1989.

INTERNATIONAL INSTITUTE OF WELDING SUBCOMMISSION XV-E. **IIW: Static Design Procedure for Welded Hollow Section Joints - Recommendations**. 3ª ed. Doc. XV-1329-09, 2009.

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

JAMM, W. Form Strength of Welded Tubular Connections and Tubular Structures Under Static Loading (tradução do alemão). **Schweissen und Schneiden**, v. 3, 1951.

JIAN-PING, L. Study on the Ultimate Strength of Internal Stiffened Square Tubular T-Joints. In: ICETCE: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ELECTRIC TECHNOLOGY AND CIVIL ENGINEERING, 2011, Lushan. **Proceedings...** New York, Institute of Electrical and Electronics Engineers, Inc., 2011, p. 5559-5562 (in Chinese).

JIN, M.; ZHAO, J.; CHANG, J.; ZHANG, D. Experimental and Parametric Study on the Post-Fire Behavior of Tubular T-Joint. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 70, p. 93-100, 2012.

KALEIDAGRAPH v4.0, **Synergy Software**, 2005.

KATO, B.; MUKAI, A. **Bolted Tension Flanges Joining Square Hollow Section Members**. CIDECT Program 8B Final Report, University of Tokyo, Tokyo, 1982.

KATO, B.; HIROSE, R. Bolted Tension Flanges Joining Circular Hollow Section Members. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 5, p. 79-101, 1985.

- KATO, B.; MUKAI, A. **Bolted Tension Flanges Joining Square Hollow Section Members - Supplement: Bolted at Two-Sides of Flange**. CIDECT Program 8C-85/10 Final Report, University of Tokyo, Tokyo, 1985.
- KIRKHAM, W. J.; MILLER, T. H. Examination of AISC LRFD Shear Lag Design Provisions. **Engineering Journal**, v. 37, n. 3, p.83-98, 2000.
- KOROL, R. M.; MIRZA, F. A.; MIRZA, M. Y. Investigation of Shear Lag in Slotted HSS Tension Members. In: 6TH INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON TUBULAR STRUCTURES, 1994, Melbourne. **Proceedings...** Rotterdam, A. A. Balkema Publishers, 1994, p. 473-482.
- KOROL, R. M. Shear Lag in Slotted HSS Tension Members. **Canadian Journal of Civil Engineering**, v. 23, p. 1350-1354, 1996.
- KUROBANE, Y.; OGAWA, K.; OCHI, K. Recent Research Developments in the Design of Tubular Structures. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 13, p. 169-188, 1989.
- KUROBANE, Y.; OCHI, K. AWS vs International Design Rules for Circular Tubular K-connections. **Engineering Structures**, v. 19, v. 3, p. 259-266, 1997.
- KUROBANE, Y. Connections in Tubular Structures. **Progress in Structural Engineering and Materials**, v. 4, p. 35-45, 2002.
- LABBÉ, S.; DROUET, J.-M. A Multi-Objective Optimization Procedure for Bonded Tubular-Lap Joints Subjected to Axial Loading. **International Journal of Adhesion & Adhesives**, v. 33, p. 26-35, 2012.
- LEE, C. K.; CHIEW, S. P.; LIE, S. T.; SOPHA, T. Comparison of Fatigue Performances of Gapped and Partially Overlapped CHS K-Joints. **Engineering Structures**, v. 33, p. 44-52, 2011.
- LING, T. W.; ZHAO X. L.; AL-MAHAIDI, R.; PACKER, J. A. Investigation of Shear Lag Failure in Gusset-Plate Welded Structural Steel Hollow Section Connections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 63, p. 293-304, 2007.
- LIU, D. K.; WARDENIER, J. The Strength of Multiplanar KK-Joints of Square Hollow Sections. In: 10TH INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON TUBULAR STRUCTURES, 2003, Madrid. **Proceedings...** Rotterdam, A. A. Balkema Publishers, 2003, p. 197-206.
- LIU, M-L.; ZHAO, J-C.; JIN, M. An Experimental Study of the Mechanical Behavior of Steel Planar Tubular Trusses in a Fire. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 66, p. 504-511, 2010.
- LOTFOLLAHI-YAGHIN, M. A.; AHMADI, H. Geometric Stress Distribution Along the Weld Toe of the Outer Brace in Two-Planar Tubular DKT-Joints: Parametric Study and Deriving the SCF Design Equations. **Marine Structures**, v. 24, p. 239-260, 2011.

MAIOLA, C. H. **Ligações Parafusadas em Chapas Finas e Perfis de Aço Formados a Frio**. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos. 2004.

MAKINO, Y.; KUROBANE, Y.; OCHI, K. Ultimate Capacity of Tubular Double K-Joints. In: IIW CONFERENCE ON WELDING OF TUBULAR STRUCTURES, 1984, Boston. **Proceedings...** Paris, Centre Technique Industriel de la Construction Metallique (CTICM), 1984, p. 451-458.

MANG, F. **Investigation of Standard Bolted Flange Connections for Circular and Rectangular Hollow Sections**. CIDECT Program 8A Final Report, University of Karlsruhe, Karlsruhe, 1980.

MARSHALL, P. W. **Welded Tubular Connections - CHS Trusses**. Structural Engineering Handbook, Ed. Chen Wai-Fah, 1999.

MARSHALL, P. W. Review of Tubular Joint Criteria. In: CONNECTIONS IN STEEL STRUCTURES V, 2004, Amsterdam. **Proceedings...** Zoetermeer, Brouwen met Staal, 2004, p.457-467.

MARTINEZ-SAUCEDO, G.; PACKER, J. A.; WILLIBALD, S. Parametric Finite Element Study of Slotted End Connections to Circular Hollow Sections. **Engineering Structures**, v. 28, p. 1956-1971, 2006.

MARTINEZ-SAUCEDO, G.; PACKER, J. A. Static Design Recommendations for Slotted End HSS Connections in Tension. **Journal of Structural Engineering**, v. 135, p. 797-805, 2009.

MATOS, R. M. M. P. de; COSTA-NEVES, L. F.; LIMA, L. R. O. de. Influence of Chord Axial Load on the Stiffness and Resistance of Welded "T" Joints of SHS Members. In: SDSS'RIO 2010: STABILITY AND DUCTILITY OF STEEL STRUCTURES, 2010, Rio de Janeiro. **Proceedings...** Rio de Janeiro, Federal University of Rio de Janeiro and State University of Rio de Janeiro, 2010. v. 1, p. 247-254.

MENDANHA, F. O. **Análise de Ligações de Perfis Tubulares em Aço do Tipo K e KT**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Departamento de Engenharia Civil da Escola de Minas, Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto. 2006.

MINCHILLO, D. G. V. **Estudo de Ligações Pinadas com Chapa de Topo para Aplicações em Estruturas Metálicas Treliçadas Tubulares Planas** - Tese (Doutorado em Engenharia Civil) - Faculdade de Engenharia Civil, Arquitetura e Urbanismo, Universidade Estadual de Campinas, Campinas. 2011.

MOAZED, R.; FOTOUHI, R.; SZYSZKOWSKI, W. Out-of-plane Behaviour and FE Modelling of a T-Joint Connection of Thin-Walled Square Tubes. **Thin-Walled Structures**, v. 51, p. 87-98, 2012.

MUNSE, W. H.; CHESSON, E., Jr. Riveted and Bolted Joints: Net Section Design. **Journal of the Structural Division**, v. 89 (ST1), p. 107-126, 1963.

PACKER, J. A.; HALEEM, A. S. Ultimate Strength Formulae for Statically-Loaded Welded HSS Joints in Lattice Girders with RHS Chords. In: CANADIAN SOCIETY FOR CIVIL ENGINEERING ANNUAL CONFERENCE, 1981, Fredericton. **Proceedings...** 1981, v. 1, p. 331-343.

PACKER, J. A. Developments in the Design of Welded HSS Truss Joints with RHS Chords. **Canadian Journal of Civil Engineering**, v. 10, n. 1, p. 92-103, 1983.

PACKER, J. A.; BIRKEMOE, P. C.; TUCKER, W. J. Design of Gap and Overlap Joints in Single Chord HSS Trusses. In: CANADIAN SYMPOSIUM ON HOLLOW STRUCTURAL SECTIONS, 1983, Passando por 10 cidades canadenses. **Proceedings...** 1983, 32 p.

PACKER, J. A. Welded Connections with Rectangular Tubes. In: SYMPOSIUM ON HOLLOW STRUCTURAL SECTIONS IN BUILDINGS CONSTRUCTION, ASCE STRUCTURAL ENGINEERING CONGRESS, 1985, Chicago. **Proceedings...** 1985, p. 6-1 à 6-26.

PACKER, J. A. Design Examples for HSS Trusses. **Canadian Journal of Civil Engineering**, v. 13, n. 4, p. 460-473, 1986.

PACKER, J. A.; BIRKEMOE, P. C.; TUCKER, W. J. Design Aids and Design Procedures for HSS Trusses. **Journal of Structural Engineering**, v. 112, n. 7, p. 1526-1543, 1986.

PACKER, J. A.; BRUNO, L.; BIRKEMOE, P. C. Limit Analysis of Bolted RHS Flange Plate Joints. **Journal of Structural Engineering**, v. 115, n. 9, p. 2226-2242, 1989.

PACKER, J. A.; HENDERSON, J. E. **Hollow Structural Section Connections and Trusses – A Design Guide**, 2<sup>a</sup> ed., Toronto, Canadá, Canadian Institute of Steel Construction, 1997.

PACKER, J. A. Tubular Construction. **Progress in Structural Engineering and Materials**, v. 2, p. 41-49, 2000.

PARASHAR, A.; MERTINY, P. Adhesively Bonded Composite Tubular Joints: Review. **International Journal of Adhesion & Adhesives**, v. 38, p. 58-68, 2012.

PAUL, J. C.; MAKINO, Y.; KUROBANE, Y. Ultimate Resistance of Unstiffened Multiplanar Tubular TT- and KK-Joints. **Journal of Structural Engineering**, v. 120, n. 10, p. 2853-2870, 1994.

QIU, G-Z.; GONG, J-H.; ZHAO, J-C. Parametric Formulae for Axial Stiffness of CHS X-Joints Subjected to Brace Axial Tension. **Applied Physics & Engineering**, v. 12, n. 2, p. 121-130, 2011.

RASMUSSEN, K. J. R., **Strength of Welded T-Joint Truss Connections Between Equal Width Cold-Formed RHS**, Department of Civil Engineering, University of Sydney, Austrália, 2003.

RAUTARUUKKI OYJ, H. V. **Design Handbook for Rautaruukki Structural Hollow Sections**. Hämeenlinna, Finlândia, 1998.

REZENDE, P. G. de. **Análise da Resposta Numérica de Ligações Parafusadas em Chapas Finas e Perfis Formados a Frio** - Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos. 2005.

ROCKEY, K. C.; GRIFFITHS, D. W. The Behaviour of Bolted Flange Joints in Tension. In: CONFERENCE ON JOINTS IN STRUCTURES, 1970, Sheffield. **Proceedings...** Sheffield, University of Sheffield, 1970.

SALMON, C. G.; JOHNSON, J. E. **Steel Structures: Design and Behavior, Emphasizing Load and Resistance Factor Design**. 4<sup>a</sup> ed. Nova Iorque, Estados Unidos da América. HarperCollins College Publishers, 1996.

SANTOS, A. L. E. de F. e. **Ligações de Barras Tubulares para Estruturas Metálicas Planas**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Faculdade de Engenharia Civil, Arquitetura e Urbanismo, Universidade Estadual de Campinas, Campinas. 2003.

SCOLA, S.; REDWOOD, R. G.; MITRI, H. S. Behaviour of Axially Loaded Tubular V-Joints. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 16, p. 89-109, 1990.

SEPÚLVEDA, B. D. G. **Influência das Ligações no Dimensionamento das Estruturas Tubulares Circulares de Aço Treliçadas**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil), Faculdade de Engenharia Civil, Arquitetura e Urbanismo, Universidade Estadual de Campinas, Campinas. 2013.

SERRANO, M. A.; LÓPEZ-COLINA, C.; IGLESIAS, G.; DEL COZ, J. J.; LÓPEZ, F. Assessment of the Brace Member Failure in RHS K-Joints. In: 6TH EUROSTEEL: EUROPEAN CONFERENCE ON STEEL AND COMPOSITE STRUCTURES, 2011, Budapest. **Proceedings...** Brussels, ECCS European Convention for Constructional Steelwork, 2011. v. A, p. 237-242.

SILVA, J. M. da. **Análise Teórica-Experimental de Ligações Tubulares Tipo "Luva"**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Departamento de Engenharia Civil da Escola de Minas, Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto. 2012.

SOUZA, M. G. Q. **Automação e Integração CAD/CAE no Projeto de Estruturas Metálicas, Utilizando Perfis Tubulares**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Faculdade de Engenharia Civil, Arquitetura e Urbanismo, Universidade Estadual de Campinas, Campinas. 2006.

STELCO INC. **Hollow Structural Sections - Design Manual for Connections**. 1<sup>a</sup> ed. Hamilton, Ontario, Canadá, 1971.

VIEIRA, R. de F. **Um Estudo sobre Ligações do Tipo YT de Barras Afastadas de Seções Tubulares Circulares Laminadas de Aço**. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) - Faculdade de Engenharia Civil, Arquitetura e Urbanismo, Universidade Estadual de Campinas, Campinas. 2007.

VIEIRA, R., C.; REQUENA, J. A. V.; JUNIOR, N. de O. P.; ARAÚJO, A. H. M. de. Real Scale Experimental Analyses of Circular Hollow Section Multi-Planar Steel Trusses. In: **SDSS'RIO 2010: STABILITY AND DUCTILITY OF STEEL STRUCTURES**, 2010, Rio de Janeiro. **Proceedings...** Rio de Janeiro, Federal University of Rio de Janeiro and State University of Rio de Janeiro, 2010. v. 2, p. 1177-1184.

VIEIRA, R. C.; VIEIRA, R. de F.; REQUENA, J. A. V.; ARAÚJO, A. H. M. de. Numerical Analysis of CHS Bolted Sleeve Connections. In: **6TH EUROSTEEL: EUROPEAN CONFERENCE ON STEEL AND COMPOSITE STRUCTURES**, 2011, Budapest. **Proceedings...** Brussels, ECCS European Convention for Constructional Steelwork, 2011. v. A, p. 243-248.

WANG, Y. Q.; ZONG, L.; SHI, Y. J. Bending Behavior and Design Model of Bolted Flange-Plate Connection. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 84, p. 1-16, 2013.

WARDENIER, J. **Hollow Section Joints**. Delft, Holanda. Delft University Press, 1982.

WARDENIER, J. A Uniform Effective Width Approach for the Design of CHS Overlap Joints. In: **5TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON ADVANCES IN STEEL STRUCTURES**, 2007, Singapore. **Proceedings...** Singapore, 2007, v. II, pp. 155-165.

WARDENIER, J.; PACKER, J. A.; ZHAO, X-L.; VAN DER VEGTE, G. J. **Hollow Sections in Structural Applications**. 2<sup>a</sup> ed. CIDECT, 2010.

WEYNAND, K.; KUCK, J.; OERDER, R.; HERION, S.; FLEISCHER, O.; JOSAT, O.; SCHNEIDER, M. Design Tools for Hollow Section Joints. In: **TUBULAR STRUCTURES XIII**, 2010, Hong Kong. **Proceedings...** Rotterdam, A. A. Balkema Publishers, 2010, p. 423-428.

WHEELER, A. T.; CLARKE, M. J.; HANCOCK, G. J.; MURRAY, T. M. Design Model for Bolted Moment End Plate Connections Joining Rectangular Hollow Sections. **Journal of Structural Engineering**, v. 124, n. 2, p. 164-173, 1998.

WHEELER, A. T.; CLARKE, M. J.; HANCOCK, G. J. FE Modeling of Four-Bolt, Tubular Moment End-Plate Connections. **Journal of Structural Engineering**, v. 126, n. 7, p. 816-822, 2000.

WILLIBALD, S.; PACKER, J. A.; PUTHLI, R. S. Experimental Study of Bolted HSS Flange-Plate Connections in Axial Tension. **Journal of Structural Engineering**, v. 128, n. 3, p. 328-336, 2002.

WILLIBALD, S. **Bolted Connections for Rectangular Hollow Sections Under Tensile Loading**. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) - Faculdade de Engenharia Civil, da Terra e Ciências Ambientais, Universidade de Karlsruhe, Karlsruhe, Alemanha. 2003.

WILLIBALD, S.; PACKER, J. A.; MARTINEZ-SAUCEDO, G.; PUTHLI, R. S. Shear Lag in Slotted Gusset Plate Connections to Tubes. In: CONNECTIONS IN STEEL STRUCTURES V, 2004, Amsterdam. **Proceedings...** Zoetermeer, Brouwen met Staal, 2004, p. 445-455.

WILLIBALD, S.; PACKER, J. A.; MARTINEZ-SAUCEDO, G. Behaviour of Gusset Plate Connections to Ends of Round and Elliptical Hollow Structural Section Members. **Canadian Journal of Civil Engineering**, v. 33, p. 373-383, 2006.

WOGHIREN, C. O.; BRENNAN, F. P. Weld Toe Stress Concentrations in Multi-Planar Stiffened Tubular KK Joints. **International Journal of Fatigue**, v. 31, p. 164-172, 2009.

WOLFRAM MATHEMATICA v8.0, **Wolfram Research**, Inc., 2010.

XIU, J.; ZHAO, J.; SONG, Z.; LIU, M. Prediction of Ultimate Bearing Capacity of Tubular T-Joints Under Fire Using Artificial Neural Networks. **Safety Science**, v. 50, p. 1495-1501, 2012.

YANG, Y.; QINSHU, H.; FU, C. Three-Dimensional Finite Element Analysis of Composite Bolted Joints. In: SECOND INTERNATIONAL CONFERENCE ON COMPUTER MODELING AND SIMULATION, 2010, Sanya. **Proceedings...** Hoes Lane, Institute of Electrical and Electronics Engineers, 2010, p. 344-347.

ZHAO, R.; HUANG, R.; KHOO, H. A.; CHENG, J. J. R. Parametric Finite Element Study on Slotted Rectangular and Square HSS Tension Connections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 65, p. 611-621, 2009.

ZHAO, X-L.; WARDENIER, J.; PACKER, J. A.; VAN DER VEGTE, G. J. Current Static Design Guidance for Hollow-Section Joints. In: INSTITUTION OF CIVIL ENGINEERS: STRUCTURES AND BUILDINGS, 2010, Hong Kong. **Proceedings...** v. 163, n. 6, pp. 361-373.

ZHAO, X. L.; TONG, L. W. New Development in Steel Tubular Joints. **Advances in Structural Engineering**, v. 14, n. 4, p. 699-715, 2011.

ZUNZUN.COM **Online Curve Fitting and Surface Fitting Web Site**, 2009. Disponível em <<http://www.zunzun.com>>. Acesso em: 22 jul. 2014.

## APÊNDICES

### APÊNDICE A

A seguir serão apresentadas as dimensões de cada modelo numérico, assim como os dados empregados para os aços dos tubos e parafusos:

- Dimensões dos modelos numéricos:

Tabela A.1 - Dimensões dos modelos numéricos (continua na página seguinte)

Modelo	Parafusos		Tubo externo			Tubo interno			Distância furo-furo (mm)	Distância furo-borda (mm)
	Nº	Diâmetro (mm)	Diâmetro (mm)	Espessura (mm)	Comprimento (mm)	Diâmetro (mm)	Espessura (mm)	Comprimento (mm)		
A-2	2	12,7	73,0	5,5	415,0	60,3	5,5	415,0	35,0	40,0
A-3	3	12,7	73,0	5,5	415,0	60,3	5,5	415,0	35,0	40,0
A-4	4	12,7	73,0	5,5	415,0	60,3	5,5	415,0	35,0	40,0
A-5	5	12,7	73,0	5,5	415,0	60,3	5,5	415,0	35,0	40,0
A-6	6	12,7	73,0	5,5	415,0	60,3	5,5	415,0	35,0	40,0
B-2	2	12,7	76,1	3,6	355,0	60,3	3,6	355,0	35,0	40,0
B-3	3	12,7	76,1	3,6	355,0	60,3	3,6	355,0	35,0	40,0
B-4	4	12,7	76,1	3,6	355,0	60,3	3,6	355,0	35,0	40,0
B-5	5	12,7	76,1	3,6	355,0	60,3	3,6	355,0	35,0	40,0
B-6	6	12,7	76,1	3,6	355,0	60,3	3,6	355,0	35,0	40,0
C-2	2	12,7	76,1	3,6	315,0	60,3	5,5	415,0	35,0	40,0
C-3	3	12,7	76,1	3,6	315,0	60,3	5,5	415,0	35,0	40,0
C-4	4	12,7	76,1	3,6	315,0	60,3	5,5	415,0	35,0	40,0
C-5	5	12,7	76,1	3,6	315,0	60,3	5,5	415,0	35,0	40,0
C-6	6	12,7	76,1	3,6	315,0	60,3	5,5	415,0	35,0	40,0
D-2	2	12,7	88,9	4,8	435,0	73,0	5,2	395,0	35,0	40,0
D-3	3	12,7	88,9	4,8	435,0	73,0	5,2	395,0	35,0	40,0
D-4	4	12,7	88,9	4,8	435,0	73,0	5,2	395,0	35,0	40,0
D-5	5	12,7	88,9	4,8	435,0	73,0	5,2	395,0	35,0	40,0
D-6	6	12,7	88,9	4,8	435,0	73,0	5,2	395,0	35,0	40,0
E-2	2	12,7	88,9	4,8	435,0	73,0	5,5	435,0	35,0	40,0
E-3	3	12,7	88,9	4,8	435,0	73,0	5,5	435,0	35,0	40,0
E-4	4	12,7	88,9	4,8	435,0	73,0	5,5	435,0	35,0	40,0
E-5	5	12,7	88,9	4,8	435,0	73,0	5,5	435,0	35,0	40,0
E-6	6	12,7	88,9	4,8	435,0	73,0	5,5	435,0	35,0	40,0
F-2	2	12,7	88,9	5,5	395,0	73,0	5,5	415,0	35,0	40,0
F-3	3	12,7	88,9	5,5	395,0	73,0	5,5	415,0	35,0	40,0
F-4	4	12,7	88,9	5,5	395,0	73,0	5,5	415,0	35,0	40,0
F-5	5	12,7	88,9	5,5	395,0	73,0	5,5	415,0	35,0	40,0
F-6	6	12,7	88,9	5,5	395,0	73,0	5,5	415,0	35,0	40,0
108.0x4.0_31.75-2	2	31,8	108,0	4,0	415,0	88,9	7,6	415,0	100,0	85,0
108.0x4.0_31.75-3	3	31,8	108,0	4,0	570,0	88,9	7,6	570,0	100,0	85,0
108.0x4.0_31.75-4	4	31,8	108,0	4,0	720,0	88,9	7,6	720,0	100,0	85,0
108.0x4.0_31.75-5	5	31,8	108,0	4,0	870,0	88,9	7,6	870,0	100,0	85,0
108.0x4.0_31.75-6	6	31,8	108,0	4,0	1000,0	88,9	7,6	1000,0	100,0	85,0
108.0x4.0_25.4-2	2	25,4	108,0	4,0	400,0	88,9	7,6	400,0	80,0	70,0
108.0x4.0_25.4-3	3	25,4	108,0	4,0	530,0	88,9	7,6	530,0	80,0	70,0

Tabela A.1 - Continuação (continua na página seguinte)

Modelo	Parafusos		Tubo externo			Tubo interno			Distância furo-furo (mm)	Distância furo-borda (mm)
	Nº	Diâmetro (mm)	Diâmetro (mm)	Espessura (mm)	Comprimento (mm)	Diâmetro (mm)	Espessura (mm)	Comprimento (mm)		
108.0x4.0_25.4-4	4	25,4	108,0	4,0	660,0	88,9	7,6	660,0	80,0	70,0
108.0x4.0_25.4-5	5	25,4	108,0	4,0	800,0	88,9	7,6	800,0	80,0	70,0
108.0x4.0_25.4-6	6	25,4	108,0	4,0	900,0	88,9	7,6	900,0	80,0	70,0
108.0x4.0_19-2	2	19,0	108,0	4,0	380,0	88,9	7,6	380,0	60,0	50,0
108.0x4.0_19-3	3	19,0	108,0	4,0	500,0	88,9	7,6	500,0	60,0	50,0
108.0x4.0_19-4	4	19,0	108,0	4,0	600,0	88,9	7,6	600,0	60,0	50,0
108.0x4.0_19-5	5	19,0	108,0	4,0	720,0	88,9	7,6	720,0	60,0	50,0
108.0x4.0_19-6	6	19,0	108,0	4,0	800,0	88,9	7,6	800,0	60,0	50,0
108.0x4.0_15.9-2	2	15,9	108,0	4,0	370,0	88,9	7,6	370,0	50,0	40,0
108.0x4.0_15.9-3	3	15,9	108,0	4,0	480,0	88,9	7,6	480,0	50,0	40,0
108.0x4.0_15.9-4	4	15,9	108,0	4,0	570,0	88,9	7,6	570,0	50,0	40,0
108.0x4.0_15.9-5	5	15,9	108,0	4,0	680,0	88,9	7,6	680,0	50,0	40,0
108.0x4.0_15.9-6	6	15,9	108,0	4,0	750,0	88,9	7,6	750,0	50,0	40,0
108.0x4.0_12.7-2	2	12,7	108,0	4,0	360,0	88,9	7,6	360,0	40,0	35,0
108.0x4.0_12.7-3	3	12,7	108,0	4,0	460,0	88,9	7,6	460,0	40,0	35,0
108.0x4.0_12.7-4	4	12,7	108,0	4,0	540,0	88,9	7,6	540,0	40,0	35,0
108.0x4.0_12.7-5	5	12,7	108,0	4,0	640,0	88,9	7,6	640,0	40,0	35,0
108.0x4.0_12.7-6	6	12,7	108,0	4,0	700,0	88,9	7,6	700,0	40,0	35,0
60.3x3.6_31.75-2	2	31,8	60,3	3,6	400,0	48,3	6,3	400,0	100,0	85,0
60.3x3.6_31.75-3	3	31,8	60,3	3,6	450,0	48,3	6,3	450,0	100,0	85,0
60.3x3.6_31.75-4	4	31,8	60,3	3,6	550,0	48,3	6,3	550,0	100,0	85,0
60.3x3.6_31.75-5	5	31,8	60,3	3,6	650,0	48,3	6,3	650,0	100,0	85,0
60.3x3.6_31.75-6	6	31,8	60,3	3,6	750,0	48,3	6,3	750,0	100,0	85,0
60.3x3.6_25.4-2	2	25,4	60,3	3,6	400,0	48,3	6,3	400,0	80,0	70,0
60.3x3.6_25.4-3	3	25,4	60,3	3,6	400,0	48,3	6,3	400,0	80,0	70,0
60.3x3.6_25.4-4	4	25,4	60,3	3,6	500,0	48,3	6,3	500,0	80,0	70,0
60.3x3.6_25.4-5	5	25,4	60,3	3,6	600,0	48,3	6,3	600,0	80,0	70,0
60.3x3.6_25.4-6	6	25,4	60,3	3,6	700,0	48,3	6,3	700,0	80,0	70,0
60.3x3.6_19-2	2	19,0	60,3	3,6	400,0	48,3	6,3	400,0	60,0	50,0
60.3x3.6_19-3	3	19,0	60,3	3,6	400,0	48,3	6,3	400,0	60,0	50,0
60.3x3.6_19-4	4	19,0	60,3	3,6	450,0	48,3	6,3	450,0	60,0	50,0
60.3x3.6_19-5	5	19,0	60,3	3,6	500,0	48,3	6,3	500,0	60,0	50,0
60.3x3.6_19-6	6	19,0	60,3	3,6	550,0	48,3	6,3	550,0	60,0	50,0
60.3x3.6_15.9-2	2	15,9	60,3	3,6	400,0	48,3	6,3	400,0	50,0	40,0
60.3x3.6_15.9-3	3	15,9	60,3	3,6	400,0	48,3	6,3	400,0	50,0	40,0
60.3x3.6_15.9-4	4	15,9	60,3	3,6	450,0	48,3	6,3	450,0	50,0	40,0
60.3x3.6_15.9-5	5	15,9	60,3	3,6	500,0	48,3	6,3	500,0	50,0	40,0
60.3x3.6_15.9-6	6	15,9	60,3	3,6	550,0	48,3	6,3	550,0	50,0	40,0
60.3x3.6_12.7-2	2	12,7	60,3	3,6	400,0	48,3	6,3	400,0	40,0	35,0
60.3x3.6_12.7-3	3	12,7	60,3	3,6	400,0	48,3	6,3	400,0	40,0	35,0
60.3x3.6_12.7-4	4	12,7	60,3	3,6	450,0	48,3	6,3	450,0	40,0	35,0
60.3x3.6_12.7-5	5	12,7	60,3	3,6	500,0	48,3	6,3	500,0	40,0	35,0
60.3x3.6_12.7-6	6	12,7	60,3	3,6	550,0	48,3	6,3	550,0	40,0	35,0
60.3x3.6_25.4-4-L40	4	25,4	60,3	3,6	500,0	48,3	6,3	500,0	80,0	70,0
60.3x3.6_25.4-4-L50	4	25,4	60,3	3,6	500,0	48,3	6,3	500,0	80,0	70,0
60.3x3.6_25.4-4-L60	4	25,4	60,3	3,6	500,0	48,3	6,3	500,0	80,0	70,0
60.3x3.6_25.4-4-L70	4	25,4	60,3	3,6	500,0	48,3	6,3	500,0	80,0	70,0
60.3x3.6_25.4-4-L90	4	25,4	60,3	3,6	500,0	48,3	6,3	500,0	80,0	70,0
60.3x3.6_25.4-4-L100	4	25,4	60,3	3,6	500,0	48,3	6,3	500,0	80,0	70,0
60.3x3.6_19-4-L25	4	19,0	60,3	3,6	450,0	48,3	6,3	450,0	60,0	50,0
60.3x3.6_19-4-L30	4	19,0	60,3	3,6	450,0	48,3	6,3	450,0	60,0	50,0
60.3x3.6_19-4-L40	4	19,0	60,3	3,6	450,0	48,3	6,3	450,0	60,0	50,0
60.3x3.6_19-4-L50	4	19,0	60,3	3,6	450,0	48,3	6,3	450,0	60,0	50,0
60.3x3.6_19-4-L70	4	19,0	60,3	3,6	450,0	48,3	6,3	450,0	60,0	50,0

Tabela A.1 - Continuação

Modelo	Parafusos		Tubo externo			Tubo interno			Distância furo-furo (mm)	Distância furo-borda (mm)
	Nº	Diâmetro (mm)	Diâmetro (mm)	Espessura (mm)	Comprimento (mm)	Diâmetro (mm)	Espessura (mm)	Comprimento (mm)		
60.3x3.6_25.4-3-L30	3	25,4	60,3	3,6	400,0	48,3	6,3	400,0	80,0	70,0
60.3x3.6_25.4-3-L40	3	25,4	60,3	3,6	400,0	48,3	6,3	400,0	80,0	70,0
73x4_12.7-3	3	12,7	73,0	4,0	400,0	60,3	8,8	400,0	40,0	35,0
73x4_15.9-3	3	15,9	73,0	4,0	400,0	60,3	8,8	400,0	50,0	40,0
73x4_19-3	3	19,0	73,0	4,0	450,0	60,3	8,8	450,0	60,0	50,0
73x4_25.4-3	3	25,4	73,0	4,0	450,0	60,3	8,8	450,0	80,0	70,0
73x4_31.75-3	3	31,8	73,0	4,0	500,0	60,3	8,8	500,0	100,0	85,0
73x4_12.7-4	4	12,7	73,0	4,0	500,0	60,3	8,8	500,0	40,0	35,0
73x4_15.9-4	4	15,9	73,0	4,0	500,0	60,3	8,8	500,0	50,0	40,0
73x4_19-4	4	19,0	73,0	4,0	550,0	60,3	8,8	550,0	60,0	50,0
73x4_25.4-4	4	25,4	73,0	4,0	550,0	60,3	8,8	550,0	80,0	70,0
73x4_31.75-4	4	31,8	73,0	4,0	600,0	60,3	8,8	600,0	100,0	85,0
73x4_12.7-5	5	12,7	73,0	4,0	600,0	60,3	8,8	600,0	40,0	35,0
73x4_15.9-5	5	15,9	73,0	4,0	600,0	60,3	8,8	600,0	50,0	40,0
73x4_19-5	5	19,0	73,0	4,0	650,0	60,3	8,8	650,0	60,0	50,0
73x4_25.4-5	5	25,4	73,0	4,0	650,0	60,3	8,8	650,0	80,0	70,0
73x4_31.75-5	5	31,8	73,0	4,0	700,0	60,3	8,8	700,0	100,0	85,0
73x4_12.7-6	6	12,7	73,0	4,0	700,0	60,3	8,8	700,0	40,0	35,0
73x4_15.9-6	6	15,9	73,0	4,0	700,0	60,3	8,8	700,0	50,0	40,0
73x4_19-6	6	19,0	73,0	4,0	750,0	60,3	8,8	750,0	60,0	50,0
73x4_25.4-6	6	25,4	73,0	4,0	750,0	60,3	8,8	750,0	80,0	70,0
73x4_31.75-6	6	31,8	73,0	4,0	800,0	60,3	8,8	800,0	100,0	85,0
88.9x3.6_19-3	3	19,0	88,9	3,6	450,0	73,0	10,0	450,0	60,0	50,0
88.9x4.5_19-3	3	19,0	88,9	4,5	450,0	73,0	10,0	450,0	60,0	50,0
88.9x5.6_19-3	3	19,0	88,9	5,6	450,0	73,0	10,0	450,0	60,0	50,0
88.9x7.1_19-3	3	19,0	88,9	7,1	450,0	73,0	10,0	450,0	60,0	50,0
88.9x3.6_25.4-3	3	25,4	88,9	3,6	450,0	73,0	10,0	450,0	80,0	70,0
88.9x4.5_25.4-3	3	25,4	88,9	4,5	450,0	73,0	10,0	450,0	80,0	70,0
88.9x5.6_25.4-3	3	25,4	88,9	5,6	450,0	73,0	10,0	450,0	80,0	70,0
88.9x7.1_25.4-3	3	25,4	88,9	7,1	450,0	73,0	10,0	450,0	80,0	70,0
88.9x3.6_31.75-3	3	31,8	88,9	3,6	450,0	73,0	10,0	450,0	100,0	85,0
88.9x4.5_31.75-3	3	31,8	88,9	4,5	450,0	73,0	10,0	450,0	100,0	85,0
88.9x5.6_31.75-3	3	31,8	88,9	5,6	450,0	73,0	10,0	450,0	100,0	85,0
88.9x7.1_31.75-3	3	31,8	88,9	7,1	450,0	73,0	10,0	450,0	100,0	85,0
88.9x3.6_19-4	4	19,0	88,9	3,6	550,0	73,0	10,0	550,0	60,0	50,0
88.9x4.5_19-4	4	19,0	88,9	4,5	550,0	73,0	10,0	550,0	60,0	50,0
88.9x5.6_19-4	4	19,0	88,9	5,6	550,0	73,0	10,0	550,0	60,0	50,0
88.9x7.1_19-4	4	19,0	88,9	7,1	550,0	73,0	10,0	550,0	60,0	50,0
88.9x3.6_25.4-4	4	25,4	88,9	3,6	550,0	73,0	10,0	550,0	80,0	70,0
88.9x4.5_25.4-4	4	25,4	88,9	4,5	550,0	73,0	10,0	550,0	80,0	70,0
88.9x5.6_25.4-4	4	25,4	88,9	5,6	550,0	73,0	10,0	550,0	80,0	70,0
88.9x7.1_25.4-4	4	25,4	88,9	7,1	550,0	73,0	10,0	550,0	80,0	70,0
88.9x3.6_31.75-4	4	31,8	88,9	3,6	550,0	73,0	10,0	550,0	100,0	85,0
88.9x4.5_31.75-4	4	31,8	88,9	4,5	550,0	73,0	10,0	550,0	100,0	85,0
88.9x5.6_31.75-4	4	31,8	88,9	5,6	550,0	73,0	10,0	550,0	100,0	85,0
88.9x7.1_31.75-4	4	31,8	88,9	7,1	550,0	73,0	10,0	550,0	100,0	85,0
88.9x3.6_19-5	5	19,0	88,9	3,6	500,0	73,0	10,0	500,0	60,0	50,0
88.9x4.5_19-5	5	19,0	88,9	4,5	500,0	73,0	10,0	500,0	60,0	50,0
88.9x5.6_19-5	5	19,0	88,9	5,6	500,0	73,0	10,0	500,0	60,0	50,0
88.9x7.1_19-5	5	19,0	88,9	7,1	500,0	73,0	10,0	500,0	60,0	50,0
88.9x3.6_25.4-5	5	25,4	88,9	3,6	630,0	73,0	10,0	630,0	80,0	70,0
88.9x4.5_25.4-5	5	25,4	88,9	4,5	630,0	73,0	10,0	630,0	80,0	70,0
88.9x5.6_25.4-5	5	25,4	88,9	5,6	630,0	73,0	10,0	630,0	80,0	70,0
88.9x7.1_25.4-5	5	25,4	88,9	7,1	630,0	73,0	10,0	630,0	80,0	70,0

- Dados dos aços dos modelos numéricos:

Os dados dos aços estão separados por grupo de modelos numérico, conforme definido no texto.

Tabela A.2 - Dados dos aços dos tubos e parafusos para os modelos do grupo 1

Grupo 1	Tubo Externo				Tubo Interno				Parafusos			
	$\epsilon_y$ (%)	$f_y$ (MPa)	$\epsilon_u$ (%)	$f_u$ (MPa)	$\epsilon_y$ (%)	$f_y$ (MPa)	$\epsilon_u$ (%)	$f_u$ (MPa)	$\epsilon_y$ (%)	$f_y$ (MPa)	$\epsilon_u$ (%)	$f_u$ (MPa)
Série A	0,1998	399,50	18,232	647,40	0,1905	381,00	18,232	574,80	0,4988	764,80	9,531	1045,00
Série B	0,1930	386,00	18,232	654,00	0,2120	424,00	18,232	642,00	0,4988	764,80	9,531	1045,00
Série C	0,1930	386,00	18,232	654,00	0,1905	381,00	18,232	574,80	0,4988	764,80	9,531	1045,00
Série D	0,1845	369,00	18,232	642,00	0,1515	303,00	18,232	537,60	0,4988	659,30	9,531	930,60
Série E	0,2015	403,00	18,232	653,40	0,1998	399,50	18,232	647,40	0,4988	659,30	9,531	930,60
Série F	0,1875	375,00	18,232	568,80	0,1998	399,50	18,232	647,40	0,4988	659,30	9,531	930,60

Tabela A.3 - Dados dos aços dos tubos para os modelos dos grupos 2, 3, 4, 5 e 6

Grupo	Tubo Externo				Tubo Interno			
	$\epsilon_y$ (%)	$f_y$ (MPa)	$\epsilon_u$ (%)	$f_u$ (MPa)	$\epsilon_y$ (%)	$f_y$ (MPa)	$\epsilon_u$ (%)	$f_u$ (MPa)
2	0,1750	350,00	18,232	582,00	0,1750	350,00	18,232	582,00
3	0,1500	300,00	18,232	498,00	0,1500	300,00	18,232	498,00
4	0,1500	300,00	18,232	498,00	0,1500	300,00	18,232	498,00
5	0,1500	300,00	18,232	498,00	0,1500	300,00	18,232	498,00
6	0,1500	300,00	18,232	498,00	0,1500	300,00	18,232	498,00

Tabela A.4 - Dados dos aços dos parafusos para os modelos do grupo 2

Parafusos - Grupo 2				
Diâmetro	$\epsilon_y$ (%)	$f_y$ (MPa)	$\epsilon_u$ (%)	$f_u$ (MPa)
> 25,4 mm	0,4988	724,60	9,531	973,50
≤ 25,4 mm	0,4988	638,20	9,531	907,50

Tabela A.5 - Dados dos aços dos parafusos para os modelos dos grupos 3, 4, 5 e 6

Parafusos - Grupos 3, 4, 5 e 6				
Diâmetro	$\epsilon_y$ (%)	$f_y$ (MPa)	$\epsilon_u$ (%)	$f_u$ (MPa)
> 25,4 mm	0,4988	562,80	9,531	797,50
≤ 25,4 mm	0,4988	638,20	9,531	907,50

## APÊNDICE B

Tabela B.1 - Resistências teóricas (continua na página seguinte)

Modelo	Resistência teórica (kN)					
	CP	EF	Esc - TE	RSL - TE	Esc - TI	RSL - TI
A-2	240,69	261,76	465,94	182,96	360,76	170,80
A-3	361,03	392,65	465,94	363,66	360,76	274,50
A-4	481,37	523,53	465,94	423,90	360,76	309,07
A-5	601,72	654,41	465,94	454,01	360,76	326,35
A-6	722,06	785,29	465,94	472,08	360,76	336,76
B-2	240,69	191,37	316,50	120,32	271,90	130,06
B-3	361,03	287,05	316,50	255,54	271,90	209,02
B-4	481,37	382,73	316,50	300,61	271,90	235,35
B-5	601,72	478,42	316,50	323,15	271,90	248,51
B-6	722,06	574,10	316,50	336,67	271,90	256,40
C-2	240,69	194,94	316,50	120,32	360,76	170,80
C-3	361,03	292,42	316,50	255,54	360,76	274,50
C-4	481,37	389,89	316,50	300,61	360,76	309,07
C-5	601,72	487,36	316,50	323,15	360,76	326,35
C-6	722,06	584,83	316,50	336,67	360,76	336,72
D-2	214,34	231,47	467,97	115,86	335,60	144,38
D-3	321,51	347,20	467,97	360,45	335,60	286,98
D-4	428,67	462,94	467,97	441,98	335,60	334,51
D-5	535,84	578,67	467,97	482,75	335,60	358,28
D-6	643,01	694,41	467,97	507,21	335,60	372,54
E-2	214,34	259,69	511,08	117,92	465,94	182,96
E-3	321,51	389,53	511,08	366,85	465,94	363,66
E-4	428,67	519,37	511,08	449,83	465,94	423,90
E-5	535,84	649,22	511,08	491,32	465,94	454,01
E-6	643,01	779,06	511,08	516,21	465,94	472,08
F-2	214,34	259,03	540,39	116,52	465,94	182,96
F-3	321,51	388,55	540,39	362,51	465,94	363,66
F-4	428,67	518,06	540,39	444,51	465,94	423,90
F-5	535,84	647,58	540,39	485,50	465,94	454,01
F-6	643,01	777,09	540,39	510,10	465,94	472,08
108.0x4.0_31.75-2	1121,09	591,31	457,42	331,29	679,39	499,28
108.0x4.0_31.75-3	1681,64	886,97	457,42	418,06	679,39	597,81
108.0x4.0_31.75-4	2242,18	1182,62	457,42	446,99	679,39	630,65
108.0x4.0_31.75-5	2802,73	1478,28	457,42	461,45	679,39	647,07
108.0x4.0_31.75-6	3363,27	1773,94	457,42	470,13	679,39	656,92
108.0x4.0_25.4-2	668,85	473,05	457,42	301,95	679,39	480,28
108.0x4.0_25.4-3	1003,28	709,57	457,42	415,71	679,39	611,71
108.0x4.0_25.4-4	1337,71	946,10	457,42	453,63	679,39	655,52

Tabela B.1 - Continuação (continua na página seguinte)

Modelo	Resistência teórica (kN)					
	CP	EF	Esc - TE	RSL - TE	Esc - TI	RSL - TI
108.0x4.0_25.4-5	1672,13	1182,62	457,42	472,59	679,39	677,42
108.0x4.0_25.4-6	2006,56	1419,15	457,42	483,97	679,39	690,57
108.0x4.0_19-2	374,26	353,86	457,42	236,71	679,39	417,58
108.0x4.0_19-3	561,39	530,78	457,42	395,51	679,39	603,95
108.0x4.0_19-4	748,52	707,71	457,42	448,44	679,39	666,07
108.0x4.0_19-5	935,64	884,64	457,42	474,91	679,39	697,14
108.0x4.0_19-6	1122,77	1061,57	457,42	490,79	679,39	715,77
108.0x4.0_15.9-2	262,09	291,47	457,42	176,95	679,39	352,95
108.0x4.0_15.9-3	393,14	437,20	457,42	371,64	679,39	583,06
108.0x4.0_15.9-4	524,19	582,93	457,42	436,54	679,39	659,77
108.0x4.0_15.9-5	655,24	728,66	457,42	468,99	679,39	698,12
108.0x4.0_15.9-6	786,28	874,40	457,42	488,46	679,39	721,13
108.0x4.0_12.7-2	167,21	236,52	457,42	81,35	679,39	244,80
108.0x4.0_12.7-3	250,82	354,79	457,42	330,05	679,39	540,78
108.0x4.0_12.7-4	334,43	473,05	457,42	412,95	679,39	639,44
108.0x4.0_12.7-5	418,03	591,31	457,42	454,40	679,39	688,77
108.0x4.0_12.7-6	501,64	709,57	457,42	479,27	679,39	718,37
60.3x3.6_31.75-2	918,41	455,37	192,38	134,76	249,38	144,80
60.3x3.6_31.75-3	1377,61	683,06	192,38	150,77	249,38	157,96
60.3x3.6_31.75-4	1836,81	910,74	192,38	156,10	249,38	162,34
60.3x3.6_31.75-5	2296,02	1138,43	192,38	158,77	249,38	164,53
60.3x3.6_31.75-6	2755,22	1366,11	192,38	160,37	249,38	165,85
60.3x3.6_25.4-2	668,85	364,30	192,38	141,18	249,38	165,05
60.3x3.6_25.4-3	1003,28	546,45	192,38	163,46	249,38	184,68
60.3x3.6_25.4-4	1337,71	728,59	192,38	170,89	249,38	191,23
60.3x3.6_25.4-5	1672,13	910,74	192,38	174,61	249,38	194,50
60.3x3.6_25.4-6	2006,56	1092,89	192,38	176,83	249,38	196,46
60.3x3.6_19-2	374,26	272,51	192,38	139,33	249,38	176,85
60.3x3.6_19-3	561,39	408,76	192,38	172,10	249,38	207,32
60.3x3.6_19-4	748,52	545,01	192,38	183,02	249,38	217,47
60.3x3.6_19-5	935,64	681,26	192,38	188,49	249,38	222,55
60.3x3.6_19-6	1122,77	817,52	192,38	191,76	249,38	225,59
60.3x3.6_15.9-2	262,09	224,46	192,38	131,93	249,38	175,89
60.3x3.6_15.9-3	393,14	336,69	192,38	173,03	249,38	214,94
60.3x3.6_15.9-4	524,19	448,92	192,38	186,73	249,38	227,96
60.3x3.6_15.9-5	655,24	561,15	192,38	193,58	249,38	234,47
60.3x3.6_15.9-6	786,28	673,38	192,38	197,69	249,38	238,37
60.3x3.6_12.7-2	167,21	164,22	192,38	116,35	249,38	166,67
60.3x3.6_12.7-3	250,82	246,33	192,38	170,02	249,38	218,70
60.3x3.6_12.7-4	334,43	328,44	192,38	187,91	249,38	236,04
60.3x3.6_12.7-5	418,03	410,55	192,38	196,86	249,38	244,71
60.3x3.6_12.7-6	501,64	492,66	192,38	202,23	249,38	249,91
60.3x3.6_25.4-4-L40	1337,71	187,89	192,38	156,04	249,38	178,14
60.3x3.6_25.4-4-L50	1337,71	331,31	192,38	161,98	249,38	183,37

Tabela B.1 - Continuação (continua na página seguinte)

Modelo	Resistência teórica (kN)					
	CP	EF	Esc - TE	RSL - TE	Esc - TI	RSL - TI
60.3x3.6_25.4-4-L60	1337,71	474,73	192,38	165,94	249,38	186,86
60.3x3.6_25.4-4-L70	1337,71	618,16	192,38	168,77	249,38	189,36
60.3x3.6_25.4-4-L90	1337,71	728,59	192,38	172,54	249,38	192,68
60.3x3.6_25.4-4-L100	1337,71	728,59	192,38	173,86	249,38	193,84
60.3x3.6_19-4-L25	748,52	64,54	192,38	152,44	249,38	189,04
60.3x3.6_19-4-L30	748,52	136,25	192,38	161,18	249,38	197,16
60.3x3.6_19-4-L40	748,52	279,68	192,38	172,10	249,38	207,32
60.3x3.6_19-4-L50	748,52	423,10	192,38	178,65	249,38	213,41
60.3x3.6_19-4-L70	748,52	545,01	192,38	186,14	249,38	220,37
60.3x3.6_15.9-5-L30	655,24	225,89	192,38	179,88	249,38	221,45
60.3x3.6_15.9-5-L40	655,24	405,17	192,38	188,44	249,38	229,58
60.3x3.6_15.9-5-L60	655,24	561,15	192,38	197,01	249,38	237,72
60.3x3.6_15.9-5-L70	655,24	561,15	192,38	199,45	249,38	240,04
60.3x3.6_15.9-5-L120	655,24	561,15	192,38	205,57	249,38	245,86
60.3x3.6_15.9-5-L200	655,24	561,15	192,38	208,99	249,38	249,11
60.3x3.6_19-3-L25	561,39	48,41	192,38	126,22	249,38	164,67
60.3x3.6_19-3-L30	561,39	102,19	192,38	139,33	249,38	176,85
60.3x3.6_19-3-L40	561,39	209,76	192,38	155,72	249,38	192,08
60.3x3.6_19-3-L50	561,39	317,33	192,38	165,55	249,38	201,22
60.3x3.6_19-3-L70	561,39	408,76	192,38	176,78	249,38	211,67
60.3x3.6_19-3-L80	561,39	408,76	192,38	180,29	249,38	214,93
60.3x3.6_19-3-L120	561,39	408,76	192,38	188,49	249,38	222,55
60.3x3.6_19-3-L180	561,39	408,76	192,38	193,95	249,38	227,63
60.3x3.6_25.4-3-L30	1003,28	33,35	192,38	126,33	249,38	151,96
60.3x3.6_25.4-3-L40	1003,28	140,91	192,38	141,18	249,38	165,05
73x4_12.7-3	250,82	303,58	260,12	221,87	427,13	370,27
73x4_15.9-3	393,14	374,10	260,12	231,88	427,13	374,76
73x4_19-3	561,39	454,18	260,12	235,28	427,13	370,57
73x4_25.4-3	1003,28	607,16	260,12	231,24	427,13	347,08
73x4_31.75-3	1377,61	758,95	260,12	220,47	427,13	314,61
73x4_12.7-4	334,43	404,77	260,12	252,14	427,13	409,23
73x4_15.9-4	524,19	498,80	260,12	255,28	427,13	404,43
73x4_19-4	748,52	605,57	260,12	254,11	427,13	394,09
73x4_25.4-4	1337,71	809,55	260,12	244,34	427,13	362,85
73x4_31.75-4	1836,81	1011,94	260,12	230,13	427,13	325,74
73x4_12.7-5	418,03	505,97	260,12	267,28	427,13	428,71
73x4_15.9-5	655,24	623,50	260,12	266,97	427,13	419,27
73x4_19-5	935,64	756,96	260,12	263,53	427,13	405,85
73x4_25.4-5	1672,13	1011,94	260,12	250,89	427,13	370,73
73x4_31.75-5	2296,02	1264,92	260,12	234,96	427,13	331,31
73x4_12.7-6	501,64	607,16	260,12	276,36	427,13	440,40
73x4_15.9-6	786,28	748,20	260,12	273,99	427,13	428,17
73x4_19-6	1122,77	908,35	260,12	269,18	427,13	412,91
73x4_25.4-6	2006,56	1214,32	260,12	254,81	427,13	375,46

Tabela B.1 - Continuação

Modelo	Resistência teórica (kN)					
	CP	EF	Esc - TE	RSL - TE	Esc - TI	RSL - TI
73x4_31.75-6	2755,22	1517,90	260,12	237,86	427,13	334,65
88.9x3.6_19-3	561,39	408,76	289,42	259,14	593,76	525,12
88.9x4.5_19-3	561,39	510,95	357,95	319,89	593,76	525,12
88.9x5.6_19-3	561,39	635,85	439,65	391,95	593,76	525,12
88.9x7.1_19-3	561,39	806,16	547,37	486,32	593,76	525,12
88.9x3.6_25.4-3	1003,28	546,45	289,42	263,39	593,76	511,24
88.9x4.5_25.4-3	1003,28	683,06	357,95	324,89	593,76	511,24
88.9x5.6_25.4-3	1003,28	850,03	439,65	397,70	593,76	511,24
88.9x7.1_25.4-3	1003,28	1077,71	547,37	492,79	593,76	511,24
88.9x3.6_31.75-3	1377,61	683,06	289,42	258,42	593,76	482,03
88.9x4.5_31.75-3	1377,61	853,82	357,95	318,49	593,76	482,03
88.9x5.6_31.75-3	1377,61	1062,53	439,65	389,45	593,76	482,03
88.9x7,1_31.75-3	1377,61	1347,14	547,37	481,84	593,76	482,03
88.9x3.6_19-4	748,52	545,01	289,42	285,79	593,76	567,15
88.9x4.5_19-4	748,52	681,26	357,95	352,79	593,76	567,15
88.9x5.6_19-4	748,52	847,80	439,65	432,26	593,76	567,15
88.9x7,1_19-4	748,52	1074,88	547,37	536,34	593,76	567,15
88.9x3.6_25.4-4	1337,71	728,59	289,42	282,25	593,76	540,19
88.9x4.5_25.4-4	1337,71	910,74	357,95	348,16	593,76	540,19
88.9x5.6_25.4-4	1337,71	1133,37	439,65	426,18	593,76	540,19
88.9x7.1_25.4-4	1337,71	1436,95	547,37	528,09	593,76	540,19
88.9x3.6_31.75-4	1836,81	910,74	289,42	272,62	593,76	503,15
88.9x4.5_31.75-4	1836,81	1138,43	357,95	335,99	593,76	503,15
88.9x5.6_31.75-4	1836,81	1416,71	439,65	410,84	593,76	503,15
88.9x7.1_31.75-4	1836,81	1796,19	547,37	508,32	593,76	503,15
88.9x3.6_19-5	935,64	681,26	289,42	299,12	593,76	588,17
88.9x4.5_19-5	935,64	851,58	357,95	369,24	593,76	588,17
88.9x5.6_19-5	935,64	1059,74	439,65	452,42	593,76	588,17
88.9x7.1_19-5	935,64	1343,60	547,37	561,36	593,76	588,17
88.9x3.6_25.4-5	1672,13	910,74	289,42	291,69	593,76	554,67
88.9x4.5_25.4-5	1672,13	1138,43	357,95	359,79	593,76	554,67
88.9x5.6_25.4-5	1672,13	1416,71	439,65	440,42	593,76	554,67
88.9x7.1_25.4-5	1672,13	1796,19	547,37	545,74	593,76	554,67

Legenda:

- CP: Cisalhamento do parafuso;
- EF: Esmagamento da parede do furo;
- Esc: Escoamento da seção bruta do tubo;
- RSL: Ruptura da seção líquida;
- TE: Tubo externo;
- TI: Tubo interno.