



UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS

FACULDADE DE ENGENHARIA CIVIL, ARQUITETURA E URBANISMO

ESTUDO DE LIGAÇÕES PINADAS COM CHAPA DE TOPO
PARA APLICAÇÕES EM ESTRUTURAS METÁLICAS
TRELIÇADAS TUBULARES PLANAS

Daniela Grintaci Vasconcellos Minchillo

Campinas

2011



UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS

FACULDADE DE ENGENHARIA CIVIL, ARQUITETURA E URBANISMO

**ESTUDO DE LIGAÇÕES PINADAS COM CHAPA DE TOPO
PARA APLICAÇÕES EM ESTRUTURAS METÁLICAS
TRELIÇADAS TUBULARES PLANAS**

Daniela Grintaci Vasconcellos Minchillo

Orientador: Prof. Dr. João Alberto Venegas Requena

Tese apresentada à Comissão de pós-graduação da Faculdade de Engenharia Civil, Arquitetura e Urbanismo da Universidade Estadual de Campinas como parte dos requisitos exigidos para obtenção do título de Doutora em Engenharia Civil, na área de concentração de Estruturas.

Campinas

2011

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA E ARQUITETURA - BAE - UNICAMP

M661e Minchillo, Daniela Grintaci Vasconcellos
Estudo de ligações pinadas com chapa de topo para aplicações em estruturas metálicas treliçadas tubulares planas / Daniela Grintaci Vasconcellos Minchillo. -- Campinas, SP: [s.n.], 2011.

Orientador: João Alberto Venegas Requena.
Tese de Doutorado - Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Civil, Arquitetura e Urbanismo.

1. Estruturas metálicas. 2. Aço tubular - Estruturas. 3. Ligações metálicas. 4. Método dos elementos finitos - Programas de computador. I. Requena, João Alberto Venegas. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Civil, Arquitetura e Urbanismo. III. Título.

Título em Inglês: Study of pinned gusset plate connections for application in uniplanar trusses with circular hollow sections

Palavras-chave em Inglês: Steel structures, Tubular steel - Structures, Metallic bonds, Finite element method - Computer programs

Área de concentração: Estruturas

Titulação: Doutor em Engenharia Civil

Banca examinadora: Arlene Maria Sarmanho Freitas, Francisco Romero Gesualdo, Francisco Antonio Menezes, Newton de Oliveira Pinto Júnior

Data da defesa: 27-10-2011

Programa de Pós Graduação: Engenharia Civil

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

**ESTUDO DE LIGAÇÕES PINADAS COM CHAPA DE TOPO
PARA APLICAÇÕES EM ESTRUTURAS METÁLICAS
TRELIÇADAS TUBULARES PLANAS**

Daniela Grintaci Vasconcellos Minchillo

Tese de Doutorado aprovada pela Banca Examinadora, constituída por:



Prof. Dr. João Alberto Venegas Requena
Presidente e Orientador / Unicamp



Profa. Dra. Arlene Maria Sarmanho Freitas
UFOP



Prof. Dr. Francisco Romero Gesualdo
UFU



Prof. Dr. Francisco Antonio Menezes
Unicamp



Prof. Dr. Newton de Oliveira Pinto Júnior
Unicamp

Campinas, 27 de outubro de 2011

Dedicatória

Para Laís

Agradecimentos

Ao meu orientador professor Requena, a quem muito devo, pelas oportunidades que me proporcionou, pela assistência e dedicação à realização desde trabalho.

À professora Arlene pelo carinho e orientação no desenvolvimento de todo o programa experimental deste trabalho.

Ao engenheiro Afonso Henrique Mascarenhas de Araújo, da empresa V&M do Brasil, pela oportunidade para a realização deste trabalho.

Aos engenheiros Ticao Siguemoto e José Afonso Pedrazzi, da empresa Bardella S.A. pelo apoio nestes últimos três anos.

Aos amigos Alaor, Andréia, Fábio, Gláucia, Márcia, Rosi, Alex e Sol pela sua generosidade e seu apoio em todos estes anos.

Aos meus familiares, por toda sua paciência, compreensão e suporte durante essa jornada.

Agradecimento especial ao meu marido Adalberto Minchillo Neto e à minha filha Laís, que sempre estão ao meu lado em todos os momentos.

Resumo

MINCHILLO, Daniela Grintaci Vasconcellos. **Estudo de ligações pinadas com chapa de topo para aplicações em estruturas metálicas treliçadas tubulares planas.** Tese (Doutorado) – Faculdade de Engenharia Civil, Arquitetura e Urbanismo, UNICAMP, 2011.

Este trabalho apresenta o desenvolvimento de uma concepção estrutural para ligações de treliças metálicas tubulares de seção circular com chapa de topo através de um estudo teórico-experimental. Nesta concepção as extremidades das diagonais são superpostas e unidas por um único parafuso fazendo com que a ligação seja pinada. A colocação da chapa faz com que apareça uma excentricidade na ligação originando esforços adicionais na estrutura que são aqui avaliados. Como vantagem desta ligação, destaca-se o baixo custo de fabricação, a rapidez de montagem das treliças, facilidade de transporte e versatilidade no detalhamento das ponteiros das diagonais. Pode ser utilizada em ligações de treliças planas ou multiplanares. Foi realizado um levantamento bibliográfico nas prescrições de cálculo e demais publicações, nacionais e internacionais, para ligações de estruturas tubulares, e um programa experimental foi desenvolvido com objetivo de certificar a ligação e obter um procedimento adequado para o cálculo da sua resistência. A análise experimental possibilitou a avaliação dos efeitos localizados na ligação, a interação entre a chapa e o perfil tubular e a identificação dos mecanismos de colapso. Os resultados experimentais são comparados com os resultados numéricos, que consideram como parâmetros, a influência do comprimento e da espessura da chapa de topo na resistência, no modo de colapso e na distribuição de tensões na ligação. Um modelo numérico, calibrado pelos resultados da análise experimental, foi utilizado para uma análise paramétrica. Com os resultados desta análise foi proposta uma formulação para obtenção da resistência da ligação.

Palavras chave: estruturas metálicas, ligações tubulares, chapa de topo, análise experimental.

Abstract

MINCHILLO, Daniela Grintaci Vasconcellos. **Study of pinned gusset plate connections for application in uniplanar trusses with circular hollow sections.** Tese (Doutorado) – Faculdade de Engenharia Civil, Arquitetura e Urbanismo, UNICAMP, 2011.

This work presents a theoretical and experimental study of a gusset plate connection for application in trusses with circular hollow sections. In this connection the diagonals edges are superimposed and joined together at the plate by a single bolt causing the connection to be pinned. The placement of the plate leads to an eccentricity, resulting in additional efforts in the connection that are evaluated. Some of the advantages of this connection are the low manufacturing costs, the quickly assembly of trusses, versatility in the detailing of the braces ends and can be used properly on uniplanar or multiplanar trusses. A literature review is performed on codes, prescriptions and other publications, national and international for tubular connections, and an experimental program is developed in order to certify and obtain an appropriate procedure to determine the connection resistance. The experimental analysis allowed the evaluation of the local effects, the interaction between the gusset plate and tubular section and the identification of the failure modes. The experimental results are compared with numerical results considering parameters such as the influence of the length and thickness of the gusset plate in the connection resistance, failure mode and stress distribution. A numerical model, validated by the results of experimental analysis, was used for parametric analysis. With the parametric results, an analytical expression is proposed to predict the connection resistance.

Keywords: steel structures, tubular connections, gusset plate, experimental analysis.

Lista de Figuras

Figura 1.1 – Ligação diagonal-banzo com chapa de topo de uma treliça espacial .	3
Figura 1.2 – Treliça de 30m de vão utilizando a concepção estrutural.....	4
Figura 1.3 – Ligação de elementos de treliça com chapas de <i>gusset</i>	6
Figura 1.4 – Ligação viga-pilar com chapa de topo.....	6
Figura 1.5 – Ligação de contraventamento em perfil tubular de seção circular – PACKER (2006)	7
Figura 1.6 – Protótipo de ligação com chapa de <i>gusset</i> de WHITMORE.....	8
Figura 1.7 – Largura efetiva de WHITMORE.....	9
Figura 1.8 – Método da coluna equivalente de THORNTON	10
Figura 1.9 – Resistência ao cisalhamento de bloco segundo HARDASH e BJORHOVDE (1985).....	12
Figura 1.10 – Posição da linha de flexão e dimensões da chapa.....	15
Adaptado de SHENG (2002)	15
Figura 1.11 – Ligações tubulares do tipo T com reforço analisadas por CHOO <i>et al</i> (1998).....	22
Figura 1.12 – Ligação utilizada para cruzamento de barras tubulares e detalhe. KOLTSAKIS e THOMOPOULOS (2000).....	24
Figura 1.13 – Detalhamento sugerido por KOLTSAKIS e THOMOPOULOS (2000) para cruzamento de barras em perfis tubulares de seção circular.....	25
Figura 1.14 – Modo de colapso das ligações tubo–chapa de topo. KIM (2001)	25
Figura 1.15 – Configuração do nó da torre de resfriamento – VIGH e DUNAI (2004)	27
Figura 1.16 – Resultados obtidos, respectivamente, nas análises experimentais e numéricas de VIGH e DUNAI (2004)	28

Figura 1.17 – Modelagem da extremidade dos banzos de SAMPAIO e GONÇALVES (2007).....	30
Figura 1.18 – Modelo numérico do sistema de reforço com chapa curva de CHOO <i>et al</i> (2004).....	31
Figura 1.19 – Mecanismos de falha obtidos por CHENG e KULAK (2000).....	33
Figura 1.20 – Ligação estudada por LIU (2006).....	33
Figura 1.21 – Mecanismo de colapso nas ligações de barras com chapa dos ensaios, LING (2006).....	34
Figura 1.22 – Dimensões para a ligação de chapa.	35
Figura 1.23 – Ligações entre diagonal e as pernas da torre, ambos os tubos circulares. NIELSEN e STOTTRUP-ANDERSEN (2006).....	37
Figura 1.24 – Colapso de uma ligação com chapa de topo.....	38
Figura 1.25 – Esquema de ensaio de uma ligação com chapa de topo atravessando o perfil tubular, WILLIBALD (2006).....	39
Figura 1.26 – Método de aproximação bilinear de ZHAO e HANCOCK (1991) <i>apud</i> KOSTESKI <i>et al</i> (2003).....	43
Figura 1.27 – Método de aproximação bilinear de PACKER <i>et al</i> (1980) <i>apud</i> KOSTESKI <i>et al</i> (2003).....	44
Figura 1.28 – Aproximação logarítmica para determinação de escoamento segundo KUROBANE <i>et al</i> (1984) <i>apud</i> KOSTESKI <i>et al</i> (2003).....	45
Figura 1.29 – Métodos para determinar a carga de escoamento proposto por KAMBA e TACLENDU (1998) <i>apud</i> KOSTESKI <i>et al</i> (2003).....	46
Figura 1.30 – Ligação estudada por KOSTESKI <i>et al</i> (2003).....	48
Figura 2.1 – Tipologia de treliças.....	49
Figura 2.2 – Tipos de ligações de perfis tubulares, WARDENIER (2000).....	50
Figura 2.3 – Esquema de formação da ligação com chapa de topo.....	52

Figura 2.4 – Parâmetros geométricos da ligação com chapa de topo.....	53
Figura 2.5 – Ligação de chapa de topo	54
Figura 2.6 – Forças atuantes na ligação	55
Figura 2.7 – Detalhe da mudança de inclinação das diagonais	56
Figura 2.8 – Solicitações nas barras de uma treliça, MEYER (2002).....	58
Figura 2.9 – Possíveis modos de falha em ligações parafusadas.....	63
Figura 2.10 – Tensões normais de tração em uma chapa com furo	64
Figura 2.11 – Variáveis do cálculo da pressão de contato	67
Figura 2.12 – Definições para solda de filete	68
Figura 3.1 – Protótipos da ligação pinada com chapa de topo.....	74
Figura 3.2 – Dimensões da chapa de topo dos protótipos de ensaio.....	76
Figura 3.3 – Posicionamento dos protótipos de ensaio no pórtico e sistema de aplicação de forças	81
Figura 3.4 – Detalhe do sistema de aplicação de forças.....	82
Figura 3.5 – Posição dos extensômetros –Série A.....	83
Figura 3.6 – Posição da instrumentação nos protótipos – Série B.....	85
Figura 3.7 – Modos de ruptura observados nos ensaios.....	89
Figura 3.8 – Carga máxima x esbeltez do tubo	92
Figura 3.9 – Carga máxima x parâmetro η	93
Figura 3.10 – Carga-deslocamento: perfil tubular de 60,3x3,2 mm, chapas de 100 mm de largura com espessura variável.....	94
Figura 3.11 – Carga-deslocamento: perfil tubular de 60,3x3,2 mm, chapas de 6,3 mm de espessura com largura variável.....	94
Figura 3.12 – Carga-deformação: extensômetro E_1 – chapas de 100 mm.....	95
Figura 3.13 – Carga-deformação: extensômetro E_1 – chapas de 150 mm.....	96

Figura 3.14 – Carga-deformação: extensômetro E_1 – chapas de 100x4,75 mm ...	97
Figura 3.15 – Carga-deformação: extensômetro E_1 – chapas de 100x6,3 mm	97
Figura 3.16 – Carga-deformação: extensômetro E_1 – chapas de 150x6,3 mm	98
Figura 3.17 – Gráfico carga-deformação: extensômetro do tubo – Série A	99
Figura 3.18 – Carga-deformação de von Mises: roseta – tubos de 60,3x3,2 mm	100
Figura 3.19 – Carga-deformação de von Mises: roseta – tubos de 73,0x3,6 mm	100
Figura 3.20 – Carga-deformação de von Mises: roseta – tubos de 96,5x4,0 mm	101
Figura 4.1 – Geometria do modelo de elementos finitos da ligação.....	105
Figura 4.2 – Solda em elemento de casca, adaptado de ASME (2010).....	106
Figura 4.3 – Detalhes da solda do modelo de elementos finitos da ligação.....	107
Figura 4.4 – Elemento SHELL181	107
Figura 4.5 – Curva Tensão x Deformação - Ansys Multilinear para o perfil tubular de 60,3x3,2.mm	109
Figura 4.6 – Curvas Tensão x Deformação do perfil tubular de 60,3x3,2 mm	110
Figura 4.7 – Curvas Tensão x Deformação do perfil tubular de 73,0x3,6 mm	110
Figura 4.8 – Curvas Tensão x Deformação do perfil tubular de 76,5x3,6 mm	111
Figura 4.9 – Curvas Tensão x Deformação do perfil tubular de 96,5x4,0 mm	111
Figura 4.10 – Curvas Tensão x Deformação do perfil tubular de 101,6x4,0 mm.	112
Figura 4.11 – Curvas Tensão x Deformação da chapa de 3,0 mm	112
Figura 4.12 – Curvas Tensão x Deformação da chapa de 4,75 mm	113
Figura 4.13 – Curvas Tensão x Deformação da chapa de 6,3 mm	113
Figura 4.14 – Malha da chapa de topo.....	114
Figura 4.15 – Malha do perfil tubular.....	115
Figura 4.16 – Malha e condições de contorno do modelo.....	116
Figura 4.17 – Deformada do modelo experimental	118

Figura 4.18 – Deformada dos modelos numéricos com carga triangular e carga 90°, respectivamente.....	118
Figura 4.19 – Detalhe da distribuição triangular do carregamento no furo adotada nos modelos.....	120
Figura 4.20 – Grandes deslocamentos x pequenos deslocamentos.....	121
Figura 4.21 – Deslocamentos do perfil tubular.....	125
Figura 4.22 – Deformação diametral.....	126
Figura 5.1 – Modelo 101,6x4,0-CH150x3,0 – colapso de chapa.....	128
Figura 5.2 – Modelo 60,3x3,2-CH100x6,3 – colapso de tubo.....	129
Figura 5.3 – Roseta – Modelo 60,3x3,2-CH100x4,75.....	130
Figura 5.4 – Roseta – Modelo 60,3x3,2-CH100x6,3.....	130
Figura 5.5 – Roseta – Modelo 73,0x3,6-CH100x6,3.....	131
Figura 5.6 – Roseta – Modelo 96,5x4,0-CH100x4,75.....	131
Figura 5.7 – Roseta – Modelo 96,5x4,0-CH150x6,3.....	132
Figura 5.8 – Deslocamentos – LVDT – Modelo 60,3x3,2-CH100x3,0.....	133
Figura 5.9 – Deslocamentos – LVDT – Modelo 60,3x3,2-CH150x6,3.....	133
Figura 5.10 – Deslocamentos – LVDT – Modelo 60,3x3,2-CH100x6,3.....	134
Figura 5.11 – Deslocamentos – LVDT – Modelo 73,0x3,6-CH100x4,75.....	135
Figura 5.12 – Deslocamentos – LVDT – Modelo 73,0x3,6-CH100x6,3.....	135
Figura 5.13 – Deslocamentos – LVDT – Modelo 96,5x4,0-CH100x4,75.....	136
Figura 5.14 – Deslocamentos – LVDT – Modelo 96,5x4,0-CH100x6,3.....	136
Figura 5.15 – Deslocamentos – LVDT – Modelo 96,5x4,0-CH150x6,3.....	137
Figura 6.1 – Modelos para análise do colapso de chapa isolada.....	140
Figura 6.2 – Resistência da chapa de topo – modelos A e B.....	144
Figura 6.3 – Resistência da chapa de topo – modelo C.....	144

Figura 6.4 – Esmagamento do furo – modelo A CH100x6,3 mm	145
Figura 6.5 – Esmagamento do furo – modelo B - CH100x6,3 mm	145
Figura 6.6 – Ruptura da seção líquida – Modelo C - CH100x6,3 mm	146
Figura 6.7 – Esmagamento do furo – Modelo A- CH44x6,3 mm	147
Figura 6.8 – Ruptura na região da solda – Modelo B - CH44x6,3 mm	147
Figura 6.9 – Ruptura da seção líquida – Modelo C - CH44x6,3 mm	147
Figura 6.10 – Carga máxima x dimensões da chapa – Perfil 60,3x3,2 mm	154
Figura 6.11 – Carga máxima x dimensões da chapa – Perfil 73,0x3,6 mm	154
Figura 6.12 – Carga máxima x dimensões da chapa – Perfil 96,5x4,0 mm	155
Figura 6.13 – Carga máxima x dimensões da chapa – Perfil 101,6x4,0 mm	155
Figura 6.14 – Colapso de tubo	156
Figura 6.15 – Modelo de EF da ligação de chapa de topo com carga axial N_0 ...	158
Figura 6.16 – Forças P_u e P_v atuantes na ligação	160
Figura 6.17 – Carga última x espessura da chapa, para cada h_1 – Perfil tubular 60,3x3,2 mm	165
Figura 6.18 – Carga última x espessura da chapa, para cada h_1 – Perfil tubular 73,6x3,6 mm	166
Figura 6.19 – Carga última x espessura da chapa, para cada h_1 – Perfil tubular 96,5x4,0 mm	166
Figura 6.20 – Carga última x espessura da chapa, para cada h_1 – Perfil tubular 101,6x4,0 mm	167
Figura 6.21 – Carga última x (d_0 / β_1) – Perfil tubular 60,3x3,2 mm	168
Figura 6.22 – Carga última x (d_0 / β_1) – Perfil tubular 73,6x3,6 mm	168
Figura 6.23 – Carga última x (d_0 / β_1) – Perfil tubular 96,5x4,0 mm	169
Figura 6.24 – Carga última x (d_0 / β_1) – Perfil tubular 101,6x4,0 mm	169

Figura 6.25 – Conjunto de gráficos - Comparação analítica x numérica - perfil 60,3x3,2	176
Figura 6.26 – Conjunto de gráficos - Comparação analítica x numérica - perfil 73,0,x3,6	177
Figura 6.27 – Conjunto de gráficos - Comparação analítica x numérica - perfil 96,5x4,0	178
Figura 6.28 – Conjunto de gráficos - Comparação analítica x numérica - perfil 101,6x4,0	179
Figura 6.29 – Dados da análise paramétrica – $f(P_u) \times (2\gamma / t_1)$	180
Figura 6.30 – Carga última analítica x numérica - perfil 60,3x3,2 – $h_1 = 100$ mm	182
Figura 6.31 – Carga última analítica x numérica - perfil 60,3x3,2 – $h_1 = 120$ mm.	182
Figura 6.32 – Carga última analítica x numérica - perfil 60,3x3,2 – $h_1 = 150$ mm.	183
Figura 6.33 – Carga última analítica x numérica - perfil 60,3x3,2 – $h_1 = 200$ mm.	183
Figura 6.34 – Carga última analítica x numérica - perfil 73,0x3,6 – $h_1 = 100$ mm.	184
Figura 6.35 – Carga última analítica x numérica - perfil 73,0x3,6 – $h_1 = 120$ mm.	184
Figura 6.36 – Carga última analítica x numérica - perfil 73,0x3,6 – $h_1 = 150$ mm.	185
Figura 6.37 – Carga última analítica x numérica - perfil 73,0x3,6 – $h_1 = 200$ mm.	185
Figura 6.38 – Carga última analítica x numérica - perfil 96,5x4,0 – $h_1 = 100$ mm.	186
Figura 6.39 – Carga última analítica x numérica - perfil 96,5x4,0 – $h_1 = 120$ mm.	186
Figura 6.40 – Carga última analítica x numérica - perfil 96,5x4,0 – $h_1 = 150$ mm.	187
Figura 6.41 – Carga última analítica x numérica - perfil 96,5x4,0 – $h_1 = 200$ mm.	187
Figura 6.42 – Carga última analítica x numérica - perfil 101,6x4,0– $h_1 = 100$ mm.	188
Figura 6.43 – Carga última analítica x numérica - perfil 101,6x4,0– $h_1 = 120$ mm.	188

Figura 6.44 – Carga última analítica x numérica - perfil 101,6x4,0– $h_1= 150$ mm.	189
Figura 6.45 – Carga última analítica x numérica - perfil 101,6x4,0– $h_1= 200$ mm.	189
Figura A1 – a) Fator k_g para chapa com $a_0/b_0=1,0$ mm, $t= 13,3$ mm, $E_t=E/50$	215
Figura A2 – a) Fator k_g para chapa com $a_0/b_0=1,25$ mm, $t= 13,3$ mm, $E_t=E/50$...	216
Figura A3 – a) Fator k_g para chapa com $a_0/b_0=1,5$ mm, $t= 13,3$ mm, $E_t=E/50$	216
Figura A4 – a) Fator k_g para chapa com $a_0/b_0=2,0$ mm, $t= 13,3$ mm, $E_t=E/50$	217
Figura A5 – FEM curvas carga-deformação para as ligações de perfis tubulares HSS com chapa de ligação transversal - adaptado de LU e WARDENIER (1995) <i>apud</i> KOSTESKI et al (2003)	218
Figura A6 – Determinação da carga de escoamento através de estudo paramétrico de elementos finitos - KOSTESKI <i>et al</i> (2003)	219

Lista de Tabelas

Tabela 2.1 – Resistência de ligações planas com chapa para perfis circulares, segundo KUROBANE <i>et al.</i> (2004)	51
Tabela 2. 2 com as resistências mínimas à tração do metal da solda, ABNT NBR 8800:2008	70
Tabela 2.3 – Tamanho mínimo da perna de uma solda de filete.....	70
Tabela 3.1 – Dimensões nominais dos perfis tubulares utilizados nos corpos de prova	75
Tabela 3.2 – Resultado da caracterização do aço dos tubos V&M	77
Tabela 3.3 – Resultado da caracterização do aço das chapas	78
Tabela 3.4 – Descrição dos protótipos da série A	79
Tabela 3.5 – Descrição dos protótipos da série B	80
Tabela 3.6 – Instrumentação os protótipos da série A	84
Tabela 3.7 – Instrumentação os protótipos da série B	86
Tabela 3.8 – Valores das cargas máximas e modos de ruptura - Série A.....	90
Tabela 3.9 – Valores das cargas máximas e modos de ruptura - Série B.....	91
Tabela 4.1 – Estudo da aplicação do carregamento no furo	117
Tabela 6.1 – Colapso de chapa – Modelo A.....	142
Tabela 6.2 – Colapso de chapa – Modelo B.....	142
Tabela 6.3 – Colapso de chapa – Modelo C	143
Tabela 6.4 – Borda e comprimento máximo da chapa, em função da espessura	143
Tabela 6.5 – Pressão de contato segundo a ABNT NBR 8800:2008	148

Tabela 6.6 – Valor médio de elementos finitos considerando os modelos apoiados nas extremidades da chapa	149
Tabela 6.7– Razão entre os valores da ABNT NBR 8800:2008 (Tabela 6.5) e os valores médios da análise numérica (Tabela 6.6).....	149
Tabela 6.8– Resistência da chapa segundo a ABNT NBR 8800:2008, sem coeficientes	150
Tabela 6.9 – Razão entre os valores da ABNT NBR 8800:2008 sem os coeficientes (Tabela 6.8) e os valores médios da análise numérica (Tabela 6.6).....	150
Tabela 6.10 – Resistência do perfil tubular, P_u [kN] em função das dimensões da chapa	153
Tabela 6.11 – Resultados da ligação com carregamento axial	159
Tabela 6.12 – Dados da análise paramétrica - Perfil tubular 60,3x3,2 mm	161
Tabela 6.13 – Dados da análise paramétrica - Perfil tubular 73,0x3,6 mm	162
Tabela 6.14 – Dados da análise paramétrica - Perfil tubular 96,5x4,0 mm	163
Tabela 6.15 – Dados da análise paramétrica - Perfil tubular 101,6x4,0 mm	164
Tabela 6.16 – Comparação analítica x experimental - perfil 60,3x3,2.....	171
Tabela 6.17 – Comparação analítica x experimental - perfil 73,0x3,6.....	172
Tabela 6.18 – Comparação analítica x experimental - perfil 96,5x4,0.....	173
Tabela 6.19 – Comparação analítica x experimental - perfil 101,6x4,0.....	174
Tabela B1 – Resumo das características do aço dos tubos V&M.....	220

Lista de Símbolos

a) Letras romanas maiúsculas

- A_0 - área da seção transversal do perfil do banzo
- A_1 - área da seção transversal da chapa
- A_e - área líquida efetiva da seção transversal da chapa
- A_g - área bruta da seção da chapa
- A_{MB} - área da solda de filete
- A_n - área líquida da barra
- A_b - área do parafuso
- A_w - área da solda
- BS - banzo superior e inferior da treliça
- BI - banzo inferior da treliça
- C_s - comprimento efetivo do filete de solda
- C_t - coeficiente de redução da área líquida
- D_i - diagonais da treliça; $i=1, \dots, 3$
- F^* - resultante horizontal das forças atuantes nas diagonais F_1 e F_2
- $F^*_{m\acute{a}x}$ - máxima força resistente na ligação
- F_b - máxima força unitária radial
- $F_{c,Rd}$ - pressão de contato no furo
- $F_{w,Rd}$ - resistência da solda
- F_{H3} - resultante horizontal
- F_i - forças atuantes na ligação, $i=1, \dots, 4$
- F_r - força resultante

- F_{V3} - resultante vertical
- L - projeções das diagonais da treliça
- M_0 - momento fletor atuante no banzo
- M_{1rd} - resistência ao momento normal
- M_2^* - momento fletor atuante no banzo devido à excentricidade e_2
- M_h - momento fletor
- $M_{máx}$ - momento fletor máximo
- N_0 - esforço normal atuante no banzo
- N_1^* - resultante vertical das forças atuantes nas diagonais F_1 e F_2
- N_{1rd} - resistência ao esforço normal
- R_{MF} - resistência da solda de filete ao momento fletor
- R_{nv} - resistência ao cisalhamento dos parafusos
- $N_{t,Rd}$ - resistência nominal
- R_{ns} - resistência da solda de filete
- W - módulo resistente elástico
- W_0 - módulo resistente elástico do perfil do banzo
- W_1 - módulo resistente elástico da chapa

b) Letras romanas minúsculas

- d_0 - diâmetro do tubo do banzo
- d_b - diâmetro do parafuso
- d_f - diâmetro do furo
- e - distância entre o parafuso e a borda
- e_{2BI} - excentricidade do banzo inferior da treliça

- e_{2BS} - excentricidade do banzo superior da treliça
- e_i - excentricidades na ligação, $i=1,2$
- f_u - tensão de ruptura do aço da chapa
- f_w - resistência mínima à tração do metal da solda
- f_y - tensão de escoamento da chapa ou do tubo
- f_{y0} - tensão escoamento do aço do perfil do banzo
- h_1 - largura da chapa
- h_2 - altura da chapa
- h_s - perna da solda
- h_t - altura da treliça
- k_p - coeficiente
- n_1 - parâmetro definido pela ABNT NBR 8800: 2008
- n_2 - parâmetro definido pela ABNT NBR 8800: 2008
- n_p - coeficiente
- r - raio do tubo
- s - distância entre parafusos, no caso é nulo, pois temos um único parafuso
- t_0 - espessura do tubo do banzo
- t_1 - espessura da chapa

c) Letras gregas

- α - parâmetro para cálculo da pressão de contato em um furo
- β_1 - esbeltez da chapa
- γ_{a1} - coeficiente de segurança, segundo ABNT NBR 8800: 2008
- γ_{a2} - coeficiente de segurança, segundo ABNT NBR 8800: 2008

- γ_{M0} - coeficiente de segurança, segundo EUROCODE3
- γ_{Mj} - coeficiente de segurança, segundo EUROCODE3
- η - parâmetro geométrico
- θ_i - ângulos originais entre as diagonais e os banzos da treliça, $i=1,2$
- θ_{iF} - ângulos modificados pela excentricidade e_2 , $i=1,2$
- ϕ_v - coeficiente de segurança
- σ - tensão

Sumário

1	Introdução	1
1.1	Generalidades	1
1.2	Proposta de Trabalho	2
1.3	Revisão Bibliográfica	5
1.3.1	Ligações Utilizando Chapas	5
1.3.2	Aplicação das Chapas de <i>Gusset</i>	5
1.3.3	Ligações viga-pilar com chapa	17
1.3.4	Ligações de treliça com chapa	19
1.3.5	Limites de deformação para ligações tubulares	40
2	Ligação com Chapa de Topo	49
2.1	Introdução	49
2.2	Procedimento de dimensionamento	54
2.2.1	Excentricidades na ligação	55
2.2.2	Parâmetros de dimensionamento	59
2.2.3	Obtenção da resistência da ligação	60
2.2.4	Limitações	61
2.3	Dimensionamento da chapa e parafuso	62
2.3.1	Escoamento para seção bruta	63
2.3.2	Ruptura para seção líquida	64
2.3.3	Resistência ao cisalhamento dos parafusos	66
2.3.4	Pressão de contato em furos	66
2.4	Dimensionamento das soldas de filete	68

2.5 Nova abordagem no cálculo de ligações tubulares	71
3 Programa Experimental.....	73
3.1 Introdução.....	73
3.2 Descrição dos ensaios.....	74
3.2.1 Identificação dos corpos de prova.....	75
3.2.2 Características das chapas e dos perfis tubulares.....	76
3.2.3 Esquema geral dos ensaios	81
3.2.4 Instrumentação	82
3.2.5 Aquisição de dados.....	86
3.3 Apresentação e análise dos resultados	87
3.3.1 Modos de ruptura observados.....	87
3.3.2 Carga máxima e modo de ruptura dos CPs	90
3.3.3 Carga-deslocamento.....	93
3.3.4 Deformações na placa	95
3.3.5 Deformações no perfil tubular	98
4 Análise Numérica	103
4.1 Considerações gerais	103
4.2 O modelo de elementos finitos	104
4.2.1 O elemento.....	107
4.2.2 Tipo de análise.....	108
4.2.3 Malha	114
4.2.4 Condições de contorno e carregamento	115
4.3 Comparação entre grandes deslocamentos e pequenos deslocamentos .	120
4.4 Modos de colapso.....	122

4.4.1 Pico de carga.....	122
4.4.2 Critério de Falha por Escoamento.....	122
4.4.3 Limite de deformação.....	124
5 Análise Numérica x Experimental.....	127
5.1 Validação do modelo numérico através da análise experimental	127
5.2 Modos de ruptura e modos de deformação	128
5.3 Tensões no perfil tubular	129
5.4 Deslocamentos da chapa	132
6 Análise Paramétrica	139
6.1 Estudo da ruptura da chapa isolada	140
6.1.1 Condições de contorno e aplicação de carregamento	140
6.1.2 Variáveis da análise	141
6.1.3 Critério de leitura da carga máxima.....	141
6.1.4 Características dos materiais	142
6.1.5 Avaliação dos resultados	142
6.2 Cálculo da pressão de contato em furos conforme a ABNT NBR 8800:2008	148
6.3 Estudo da influência da espessura da chapa na plastificação do banzo ...	151
6.3.1 Variáveis da análise	151
6.3.2 Critério de leitura da carga máxima.....	151
6.3.3 Características do material do tubo.....	152
6.3.4 Avaliação dos resultados	152
6.4 Avaliação da ligação para força axial	156
6.4.1 Dados da análise.....	157
6.4.2 Carregamento aplicado	157

6.4.3 Condições de contorno	158
6.4.4 Avaliação dos resultados	158
6.5 Estudo paramétrico da ligação de chapa de topo.....	159
6.6 Avaliação e comparação dos resultados com as prescrições existentes...	170
6.7 Proposição de equação analítica.....	180
7 Considerações Finais.....	191
7.1 Conclusões	192
7.2 Sugestões para trabalhos futuros	194
Referências	197
Anexos	213
Anexo A	215
Anexo B – Ensaio de Caracterização dos Tubos V&M	220
B.1 – Tubo – VMB 60,3x3,2	221
B.2 – Tubo – VMB 73,0x3,6	222
B.3 – Tubo – VMB 76,5x3,6	223
B.4 – Tubo – VMB 96,5x4,0	224
B.5 – Tubo – VMB 101,6x4,0	225
Anexo C.....	226

1 Introdução

1.1 Generalidades

Em uma treliça as ligações com chapas são utilizadas para reforço ou para união de elementos estruturais. São de grande utilidade, principalmente em estruturas tubulares, onde as ligações, de uma maneira geral, são mais complexas devido aos cortes e soldas, cujas geometrias fogem do convencional. Os cortes em boca de lobo são esteticamente harmônicos e de grande eficiência para as ligações tubulares, no entanto, seu custo é muito elevado, ficando geralmente priorizados nos casos em que houver exigência arquitetônica. A utilização das chapas de ligação facilita tanto o processo de corte, quanto o processo de soldagem, devido à geometria simples das chapas, o corte reto nos tubos e as soldas de fácil execução. Este recurso vem sendo utilizado em larga escala e é muito adequado para estruturas padronizadas como galpões industriais, quadras, supermercados e demais estruturas de grande porte.

Para que o dimensionamento de uma ligação seja seguro, é necessário que haja uma clara identificação de todos os possíveis mecanismos de falha envolvidos na ligação e em seu entorno. Uma avaliação quantitativa da resistência de cada mecanismo é necessária para que se possa obter a correta classificação da resistência da ligação aos vários modos de ruptura, buscando estabelecer uma boa correlação entre a estrutura real e as hipóteses de dimensionamento.

O desafio de encontrar uma solução para ligações tubulares de treliça que seja segura, de simples execução, baixo custo de fabricação e montagem, levou ao desenvolvimento da ligação deste estudo.

1.2 Proposta de Trabalho

O comportamento de uma estrutura metálica é fortemente influenciado pelo tipo de ligação entre seus elementos, já que as ligações podem ser responsáveis pela introdução de descontinuidades geométricas e não-linearidades físicas, não computadas nos métodos tradicionais de dimensionamento, que consideram as estruturas como um conjunto de elementos unidimensionais. A análise dos deslocamentos e da distribuição dos esforços internos da ligação é necessária para investigar a rigidez real da ligação.

O objetivo principal deste trabalho é o desenvolvimento de uma ligação para estruturas tubulares, de perfil circular, com chapa de topo, segundo uma concepção estrutural, na qual as diagonais que chegam à chapa são unidas por meio de um único parafuso, fazendo com que a ligação seja pinada.

Esta concepção proporciona grande facilidade na união das barras de treliças tubulares, tanto planas, quanto multiplanares. No entanto, a colocação da chapa gera uma excentricidade na ligação, com consequentes esforços adicionais no perfil tubular que necessitam ser investigados, visando à certificação da ligação e de um procedimento adequado para o cálculo de sua resistência.

A maioria das pesquisas recentes sobre o comportamento e o dimensionamento de ligações com chapa concentram-se em chapas solicitadas à tração e apenas uma quantidade limitada de trabalhos está disponível para ligações solicitadas à compressão ou flexão. Como os trabalhos experimentais e analíticos são ainda insuficientes para fornecer um conjunto de diretrizes de dimensionamento e/ou recomendações de projeto, para a concepção das ligações

de chapa deste trabalho, um programa de investigação experimental foi idealizado para este fim.

Dentre as vantagens desta ligação é possível destacar:

- Baixo custo de fabricação – os tubos possuem cortes retos e soldas de fácil execução.
- Todo o trabalho de solda feito pode ser em fábrica, garantindo maior controle de qualidade.
- A montagem das estruturas torna-se rápida, pois requer basicamente parafusos.
- É possível reduzir custos com transporte, uma vez que as estruturas com este tipo de ligação podem ser transportadas totalmente desmontadas, com um volume muito reduzido: as diagonais com as pontas preparadas e os banzos com as chapas de topo previamente soldadas nos seus devidos lugares.
- É bastante adequada para estruturas padronizadas.
- Versatilidade no detalhamento das ponteiros das diagonais.



Figura 1.1 – Ligação diagonal-banzo com chapa de topo de uma treliça espacial

A Figura 1.1 apresenta um exemplo de treliça multiplanar onde as diagonais possuem ponteira com chapa de *gusset*. Na Figura 1.2 é apresentado o modelo experimental de REQUENA *et al* (2008), que realizaram um ensaio em escala real de uma treliça de 30 m utilizando a ligação de chapa de topo deste estudo. No detalhamento das ponteiras das diagonais foi utilizada ponta amassada.



Figura 1.2 – Treliça de 30m de vão utilizando a concepção estrutural

Para certificação desta ligação, avaliação dos fenômenos envolvidos e desenvolvimento de um procedimento de cálculo capaz de prever eficientemente sua resistência, foi realizado um levantamento bibliográfico sobre o tema, criado um programa de análise experimental e desenvolvido um modelo numérico de elementos finitos. Este modelo numérico foi validado pela análise experimental e utilizado para uma análise paramétrica. Com os dados desta análise foi realizado um ajuste de curva, através de um software específico, e uma formulação é proposta. A validade desta formulação é confrontada com os resultados experimentais e numéricos.

Este estudo conta com o apoio da empresa V&M do Brasil.

1.3 Revisão Bibliográfica

1.3.1 Ligações Utilizando Chapas

As chapas de ligação frequentemente são chamadas de *chapas de gusset*, tanto na literatura nacional quanto na internacional. O termo *gusset*, diminutivo de *gousset*, do francês, é usado para designar um dispositivo para reforçar a ligação entre dois componentes.

A referência mais antiga ao termo remonta à idade média, onde *gusset* aparece como um componente das armaduras medievais para servir de união entre as placas de aço, cobrindo partes do corpo não protegidas pela armadura. Sua utilização era geralmente limitada às articulações, como o quadril, pescoço, axilas e cotovelos.

Na engenharia civil, chapas de *gusset* são chapas de aço utilizadas para unir uma ou mais barras de treliça, vigas e pilares, para reforço estrutural e, ainda, para aumentar a rigidez de um pórtico. Os elementos podem ser parafusados, rebitados ou soldados à chapa. Sua função é crucial para a integridade da estrutura.

A utilização de chapas no detalhamento de ligações é muito comum em estruturas dos mais diversos tipos e também com perfis diversos. É uma maneira simples de efetuar a ligação entre as partes de uma estrutura e garantir a transmissão adequada dos esforços solicitantes.

1.3.2 Aplicação das Chapas de *Gusset*

Ligações com chapa de *gusset* são frequentemente utilizadas em treliças para união entre duas ou mais barras de um nó e em contraventamento de estruturas metálicas. Algumas aplicações para ligações com chapas são apresentadas a seguir.



Figura 1.3 – Ligação de elementos de treliça com chapas de *gusset*
Fonte: Revista Técnica

Na estrutura da Figura 1.3 são utilizadas chapas na ligação entre barras de montante, banzos e diagonais. Na ligação entre viga-pilar da Figura 1.4 é utilizada chapa de topo soldada no pilar de perfil tubular com as vigas de perfil “I” parafusadas.



Figura 1.4 – Ligação viga-pilar com chapa de topo

Os contraventamentos das estruturas metálicas normalmente são realizados com barras diagonais, como mostra a Figura 1.5. As extremidades dos

contraventamentos de perfis tubulares de seção circular (*Circular Hollow Section - CHS*¹) são, geralmente, ligadas à estrutura de aço através de chapas de *gusset*.



Figura 1.5 – Ligação de contraventamento em perfil tubular de seção circular – PACKER (2006)

A ligação estudada neste trabalho é feita com chapa de *gusset* soldada de topo no perfil tubular, com dimensões adequadas para receber as barras diagonais ou montantes, numa ligação de treliça. Para uma maior simplicidade, este tipo de ligação será indicado apenas como ligação de chapa de topo.

Entre os primeiros estudos com objetivo de determinar a distribuição elástica de tensões em chapas de *gusset*, o mais significativo foi o realizado por WHITMORE (1952). O autor testou um protótipo em escala 1:4 de uma treliça Warren com ligação de chapa de *gusset* no banzo inferior. A Figura 1.6 mostra o desenho esquemático do protótipo e o detalhe da ligação.

¹ É muito comum, na literatura internacional, encontrar as siglas CHS e RHS para fazer referência aos perfis tubulares de seção circular e quadrada, respectivamente. Alguns autores utilizam ainda *Hollow Structural Sections - HSS* (principalmente nos EUA e Canadá) ou *Structural Hollow Sections - SHS* para designar as seções tubulares estruturais de forma geral.

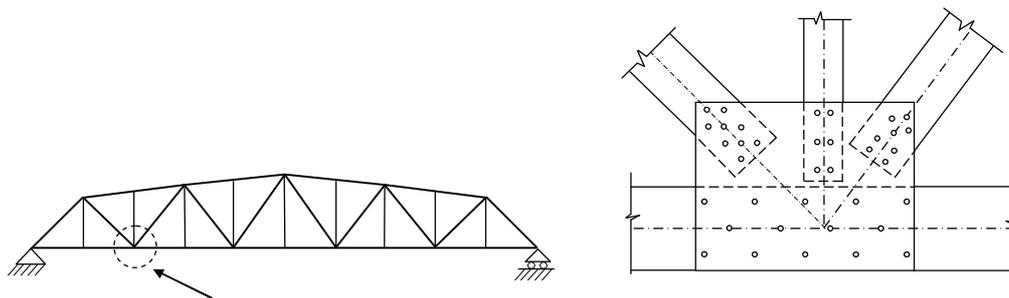


Figura 1.6 – Protótipo de ligação com chapa de *gusset* de WHITMORE

Os ensaios experimentais foram realizados com modelos de chapas de alumínio. WHITMORE concluiu que a utilização da teoria de viga para determinar a flexão e o cisalhamento em um plano com as extremidades das diagonais, não reflete com precisão o estado de tensões nas chapas. As tensões máximas de tração e compressão poderiam ser estimadas com boa precisão, assumindo-se que a força, em cada diagonal, deve ser aplicada na chapa como uma pressão uniformemente distribuída pela área que se obtém multiplicando a espessura da chapa, por uma dimensão definida ao longo do eixo da diagonal. Esta dimensão é conhecida como “*largura efetiva de Whitmore*”.

A largura efetiva é obtida traçando-se linhas que formam um ângulo de 30° a partir da primeira linha de parafusos e prolongadas até cruzar com uma linha perpendicular à barra, por meio da linha inferior de parafusos (Figura 1.7). Este conceito apresenta boa correlação com os resultados dos ensaios e, desde então, tem sido utilizado como uma das principais ferramentas de dimensionamento de chapas de ligação. Uma estimativa da força de escoamento da chapa pode ser obtida multiplicando-se a tensão de escoamento pela área da placa na seção de largura efetiva. O método de determinação da largura efetiva é ilustrado na Figura 1.7.

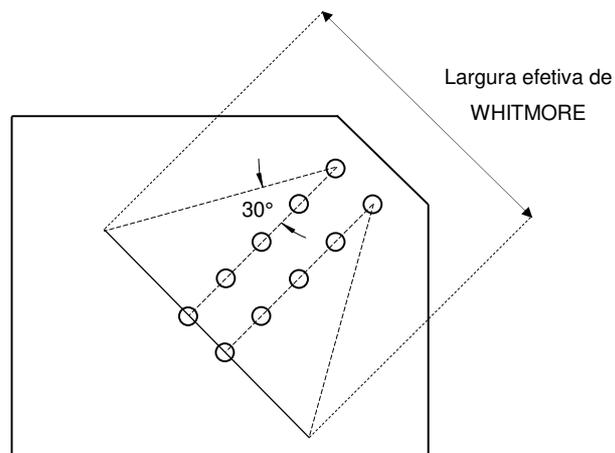


Figura 1.7 – Largura efetiva de WHITMORE

Investigações posteriores focaram na tentativa de confirmar os resultados de WHITMORE. IRVAN (1957) investigou a distribuição de tensões nas chapas de *gusset* duplas de uma treliça Pratt. As localizações das tensões máximas foram semelhantes às obtidas por WHITMORE, no entanto, seu método de cálculo da tensão máxima foi ligeiramente diferente. Outro estudo, feito por HARDIN (1958), sobre uma ligação de chapa de *gusset* de uma treliça Pratt, confirmou os resultados de IRVAN.

Os primeiros estudos por elementos finitos para determinar a distribuição de tensões elásticas em chapa de *gusset* foram realizados por DAVIS (1967) e VASARHELYI (1971). Os resultados obtidos por WHITMORE foram confirmados pelos estudos realizados por DAVIS, com o modelo de chapa utilizado por WHITMORE. VASARHELYI realizou testes e análises elásticas por elementos finitos de um modelo de uma treliça Warren. Ele descobriu que as tensões máximas determinadas por vários métodos analíticos simplificados diferem ligeiramente, quanto à localização dos pontos de máximo.

THORNTON (1984) apresentou uma abordagem para o dimensionamento de ligações de contraventamentos baseada na satisfação da dupla exigência de equilíbrio e resistência, com a devida atenção dada à rigidez, capaz de impedir

flambagem e ruptura. THORNTON considerou todos os componentes de uma ligação típica de contraventamento. Para determinar a resistência última de uma placa solicitada à tração, ele considerou a ruptura por corte ou rasgamento (*tear-out*) da placa. A resistência está relacionada com os requisitos para cisalhamento de bloco da AISC (1978) e baseia-se na seção líquida que considera o tamanho do furo como o diâmetro do parafuso, acrescido de 1/16 de polegada. O cisalhamento de bloco, no caso de perfis e chapas tracionadas e ligadas por parafusos, é um tipo de colapso caracterizado por rasgamento das chapas de ligação ao longo de uma ou mais linhas de parafusos.

Na compressão, THORNTON abordou a flambagem da placa *gusset*, estabelecendo uma analogia com a resistência de uma coluna de seção equivalente. Este método considera uma faixa de coluna fictícia com as extremidades engastadas (comprimento efetivo com coeficiente $k = 0,65$) de largura unitária, em uma região abaixo da seção de WHITMORE. O comprimento da faixa de coluna deve ser considerado como o maior entre L_1 , L_2 e L_3 , tal como definido na Figura 1.8.

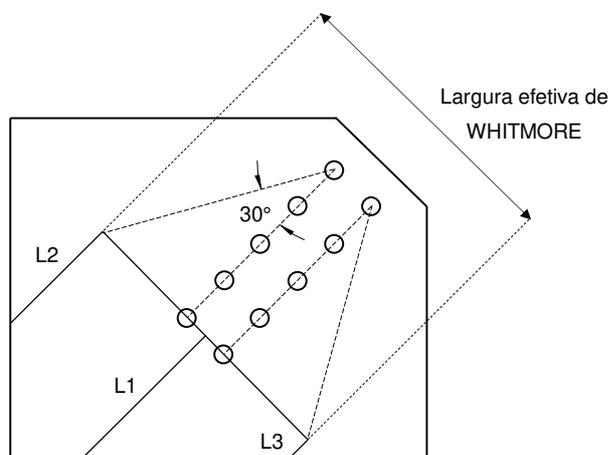


Figura 1.8 – Método da coluna equivalente de THORNTON

Esta faixa é usada para determinar um índice de esbeltez equivalente (kL/r). THORNTON sugere, como alternativa, que um comprimento mais curto, a média

de L_1 , L_2 e L_3 , pode resultar em uma aproximação mais razoável para a resistência à flambagem.

THORNTON, originalmente, apresentou a sua abordagem como um Método de Tensão Admissível. De uma perspectiva de estados limites últimos, a resistência de flambagem à compressão da placa pode ser avaliada de acordo com as curvas para pilar da norma canadense CAN/CSA-S16.1-M89 (1989), usando a largura efetiva de WHITMORE (WHITMORE, 1952) como a área da coluna e a esbeltez equivalente da faixa de coluna engastada-engastada. THORNTON afirma que essa abordagem é conservadora porque ignora a contribuição e a resistência pós-flambagem da placa.

O comportamento das chapas submetidas à tração foi investigado por BJORHOVDE e CHAKRABARTI (1985). Foram testados protótipos em escala real de uma ligação de contraventamento com uma única chapa de uma ligação viga-pilar. Foram realizados seis ensaios com duas espessuras de chapas e três ângulos de inclinação do contraventamento. Para o tipo de ligação analisada, o principal modo de colapso foi o rasgamento da seção líquida dos furos, na região inferior da emenda da ligação. Também foi determinado que o tipo e a localização da borda da chapa, combinado com o mecanismo de transferência de força na chapa, têm efeitos secundários importantes na flambagem de chapa e na flexão fora do plano.

HARDASH e BJORHOVDE (1985) deram continuidade ao estudo da resistência das chapas de *gusset* solicitadas à tração. A fim de desenvolver uma abordagem de Estados Limites para o dimensionamento das chapas, os resultados de testes da Universidade do Arizona, da Universidade de Illinois e da Universidade de Alberta foram incorporadas à avaliação. Para todos os 42 protótipos testados, foi observada a ruptura total por tração na última linha de parafusos, independentemente dos parâmetros de resistência, do tamanho do furo, ou do material da placa. Concluiu-se que o modelo de cisalhamento de bloco governante incorpora a tensão de ruptura, f_u , sobre a área líquida, entre a última linha de parafusos e uma tensão de cisalhamento efetiva uniforme, F_{eff} , atuando

sobre a área bruta ao longo dos furos externos (Figura 1.9). O conjunto de equações desenvolvidas para o cálculo da resistência nominal final, R_N , de uma placa solicitada à tração são as seguintes:

$$R_N = f_u \cdot A_n + 1,15 \cdot F_{eff} \cdot L_t \quad (1.1)$$

$$F_{eff} = (1 - C_1) \cdot f_y + C_1 \cdot f_u \quad (1.2)$$

$$C_1 = 0,95 - 0,047 L \quad (L \text{ em polegadas}) \quad (1.3)$$

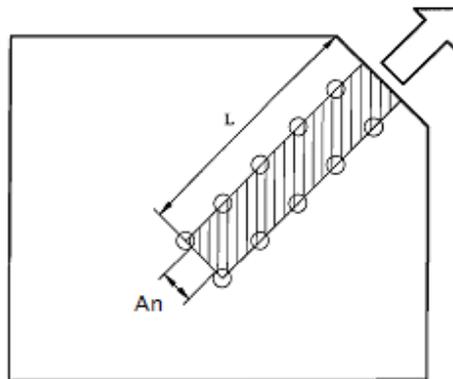


Figura 1.9 – Resistência ao cisalhamento de bloco segundo HARDASH e BJORHOVDE (1985)

Descobriu-se que a distribuição da tensão de cisalhamento não é uniforme, mas depende da geometria da ligação e das características dos materiais utilizados. A variação na distribuição da tensão de cisalhamento é representada por um fator de comprimento da ligação, C_1 . Se C_1 é igual a zero, então a tensão de cisalhamento efetiva é igual à tensão de escoamento. Se C_1 é igual a 1, a tensão de cisalhamento efetiva passa a ser igual à tensão de ruptura.

WILLIAMS e RICHARD (1986) realizaram estudos analíticos e experimentais para o desenvolvimento de um método de dimensionamento para chapas de *gusset* em contraventamento de pórticos. O estudo considerou o comportamento das chapas, tanto na tração, quanto na compressão. A análise

incluiu o comportamento não-linear dos parafusos e do pórtico em que a placa está ligada.

Os resultados das análises por elementos finitos demonstraram que a rigidez adicional fornecida pela chapa fez com que a viga desenvolvesse momento fletor na extremidade, equivalente a uma viga engastada.

Um programa experimental foi idealizado por GROSS (1990) com objetivo de determinar, entre outras coisas, a influência das barras do pórtico no comportamento e na resistência de uma ligação com chapa de *gusset*. Este programa também determinou o efeito da excentricidade da ligação na resistência da placa, bem como, a distribuição dos esforços nas barras do pórtico. O comportamento de três subconjuntos, em escala próxima à real, foi estudado experimentalmente. Determinou-se que o dimensionamento da placa à flambagem, utilizando o método de coluna equivalente com um valor de $k = 0,5$, é conservador, levando a uma resistência de cálculo correspondente a 65% do valor encontrado na análise experimental. A resistência da chapa ao cisalhamento, prevista através da abordagem de cisalhamento de bloco, é muito próxima da obtida experimentalmente. Verificou-se que a ligação excêntrica, que tinha uma placa menor, apresentou uma resistência à flexão maior do que a placa de grandes dimensões, da ligação concêntrica.

RABINOVITCH e CHENG (1993) investigaram o comportamento cíclico das chapas de *gusset* por meio de uma análise experimental, em larga escala, de ligações de contraventamento com chapa em uma ligação viga-pilar. O modelo examinado considera a diagonal concêntrica dimensionada de forma que não ocorra flambagem. A energia do sistema é projetada para ser absorvida pela ligação de chapa. O programa experimental considerou o efeito da espessura, da geometria e da colocação de enrijecedores na borda da placa e, ainda, a falha do parafuso, sobre as características de absorção de energia do sistema.

Um total de cinco corpos de prova foi testado em condições de carregamento reverso. O programa de elementos finitos ANSYS foi utilizado para comparar os resultados da análise experimental.

Os resultados experimentais revelaram que o comportamento à tração, dos corpos de prova com chapa de *gusset*, não foi significativamente afetado pelo carregamento cíclico. Por outro lado, observou-se que o carregamento cíclico reduz significativamente a resistência à compressão de chapas. A resistência à tração de placas sob cargas cíclicas pode ser determinada com precisão usando o modelo de cisalhamento de bloco *tear-out*. O método da coluna equivalente fornece uma estimativa conservadora da resistência última à compressão de placas sob carregamento cíclico. Corpos de prova com chapa sem enrijecedores apresentaram uma queda brusca na capacidade à compressão, quando ocorreu a flambagem. No entanto, as chapas com enrijecedores revelam uma resposta pós-flambagem estável. Determinou-se que não há justificativas para se prever a formação de rótula plástica em uma chapa com dois lados ligados às barras da ligação viga-pilar. A chapa necessária para desenvolver a formação de uma rótula plástica teria uma consequente redução na sua rigidez e na força de flambagem. Os autores concluíram que ligações com chapa corretamente projetadas e detalhadas são capazes de absorver quantidades significativas de energia, o que valida o modelo de contraventamento concêntrico, proposto por eles, que consiste em "diagonal forte e chapa fraca".

YAM e CHENG (2002) realizaram treze ensaios em escala real para investigar o comportamento e a resistência de ligações com chapa à compressão. Os parâmetros de teste incluíram espessura e dimensões da chapa e ângulo da diagonal. Em geral, as chapas de ligação falharam por flambagem, já que não foi prevista contenção fora do plano para a diagonal. A força de colapso dos protótipos aumentou de forma quase linear, proporcionalmente à espessura da chapa e diminuiu com o aumento da largura da chapa. Uma ligeira diminuição da força de colapso dos protótipos foi observada para diagonais com um ângulo de 30° em vez de 45°. O momento fletor entre a viga e o pilar apresentou pouco efeito sobre a força de colapso dos protótipos, no entanto, o escoamento dos protótipos com momento fletor foi detectado em um nível de solicitação significativamente menor do que aqueles sem momento fletor.

SHENG *et al* (2002) realizaram um estudo paramétrico do comportamento inelástico de compressão e da resistência das ligações com chapa. O estudo foi realizado através do programa de elementos finitos ABAQUS. Com base no estudo paramétrico, foram propostas orientações gerais de dimensionamento.

Para aumentar eficientemente a resistência à flambagem de ligações com chapa e melhorar a absorção de energia das ligações sob ação cíclica, os autores recomendam a colocação de enrijecedores na linha central ao longo da emenda, o mais próximo possível da extremidade da viga e do pilar e/ou adicionar reforços na borda livre. É necessário utilizar emendas com maior rigidez à flexão, como seções T e cantoneiras.

Os estudos mostram que quando a borda livre da chapa está próxima ou excede $945\sqrt{f_y}$ (em MPa) vezes sua espessura, ocorre flambagem local na borda livre e a carga última é significativamente reduzida. Por outro lado, a carga última aumenta de 10 a 20% quando se utiliza ligação soldada em vez de parafusada entre a emenda e a chapa.

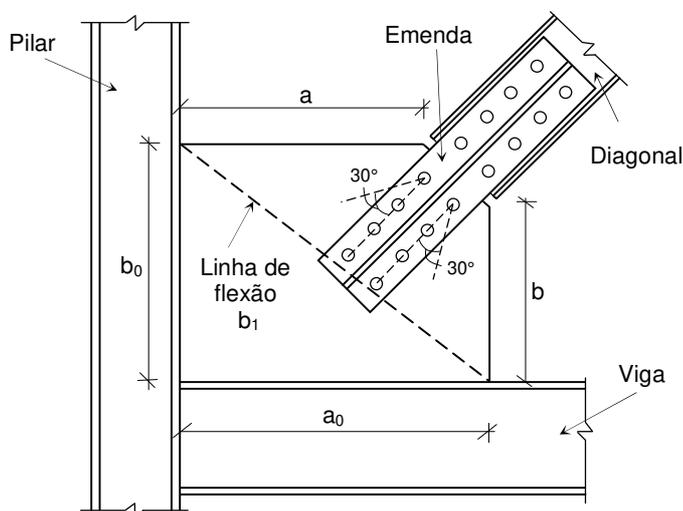


Figura 1.10 – Posição da linha de flexão e dimensões da chapa.
Adaptado de SHENG (2002)

O dimensionamento da chapa com um ângulo de dispersão de carga de 30°, através da largura efetiva de WHITMORE, é recomendado para reduzir o

tamanho da ligação entre a chapa e as extremidades da viga e do pilar, desde que a barra da emenda seja suficientemente prolongada para além da linha de flexão, que pode ser observada tracejada na Figura 1.10.

Com base na Equação (1.4) para flambagem inelástica de placa, os autores propõem um método de dimensionamento para chapas, de formato retangular, sujeitas à compressão:

$$\sigma_u = \frac{k_g \cdot \pi^2 \cdot \gamma \cdot E}{12(1 - \nu^2)(b_0/t)^2} \quad (1.4)$$

Onde:

σ_u = Tensão crítica de flambagem da chapa;

k_g = constante que depende das condições de contorno e da relação entre o comprimento e a largura da chapa (a_0/b_0);

E = módulo de elasticidade;

ν = coeficiente de Poisson;

b_0/t = relação entre largura e espessura da chapa;

γ = fator de redução de plasticidade para levar em consideração o comportamento inelástico da chapa:

$$\gamma = \sqrt{\frac{E_t}{E}} \quad (1.5)$$

E_T = módulo tangente;

b_0 = é a menor dimensão da chapa de acordo com a Figura 1.10;

Para a determinação de k_g os autores utilizaram os valores de tensão crítica σ_u da chapa, obtidos através de análises por elementos finitos realizadas com o programa ABAQUS:

$$\sigma_u = \frac{P_{ABAQUS}}{b_1 / t} \quad (1.6)$$

Onde b_1 é o comprimento da linha de flexão mostrada na Figura 1.10. Os autores justificam a utilização de b_1 baseando-se na observação dos resultados das análises: para chapas relativamente espessas, o escoamento do material da chapa se propaga na direção da viga e do pilar antes de ocorrer a instabilidade. Notou-se também que o comprimento da linha de flexão b_1 representou bem a extensão da região de escoamento da chapa.

Variando os parâmetros geométricos os autores produziram ábacos para a definição dos valores de k_g . Substituindo-se o valor de k_g na Equação (1.4), calcula-se o valor da tensão crítica σ_u . Assim, a carga crítica da chapa P_u pode ser obtida por:

$$P_u = \sigma_u \cdot b_1 \cdot t_1 \quad (1.7)$$

Os ábacos para o cálculo de k_g estão reproduzidos nas Figuras A1 a A4 do Anexo A.

1.3.3 Ligações viga-pilar com chapa

A utilização de chapa nas ligações viga-pilar é muito comum e vários autores dedicaram seus estudos a este tema. Apesar de a maioria utilizar perfis “I” em suas pesquisas, os conceitos podem ser aplicados para perfis tubulares.

Dentre estes trabalhos pode-se destacar: PRELOURENTZOU (1991), QUEIROZ (1992), RIBEIRO (1998), ROMANO (2001) e LIMA (2003).

FAROOQI (2003) *apud* SILVA (2007) realizou uma análise numérica tridimensional utilizando uma configuração típica de ligação viga-pilar com chapa de topo curta na direção do eixo de maior inércia do pilar, dotada de apenas uma linha de parafusos na região tracionada. Para as relações constitutivas dos materiais da chapa e do parafuso foram utilizadas relações tensão-deformação bilineares. Os resultados obtidos pela análise numérica foram validados pelos resultados experimentais.

MAGGI (2004) apresenta uma análise numérica e experimental sobre o comportamento estrutural de ligações parafusadas viga-pilar com chapa de topo estendida, com enfoque no comportamento da chapa de topo e dos parafusos na determinação da capacidade resistente dessas ligações. Os mecanismos de transferência dos esforços entre viga e pilar e os mecanismos de plastificação da chapa de topo e dos parafusos são observados avaliando-se as linhas de plastificação na chapa de topo, em confronto com a metodologia proposta pelo EUROCODE 3 (1992). O autor observa que os modos de falha indicados por esta norma não representam satisfatoriamente o comportamento das ligações analisadas.

BESSA (2004), em seu trabalho, apresenta os resultados de uma análise numérica tridimensional em elementos finitos para ligações viga-pilar com chapa de topo estendida no eixo de menor inércia do pilar, onde se verificou a influência, no comportamento da curva momento-rotação, de alguns parâmetros, tais como a espessura da chapa de topo, o diâmetro do parafuso e a espessura e altura da alma do pilar. Isto teve como objetivo avaliar o desempenho dos modelos analíticos existentes.

HOTES (2006) realizou uma análise numérica tridimensional, via Método dos Elementos Finitos, do comportamento de ligações viga-pilar com chapa de topo, segundo o eixo de menor inércia dos pilares, enfatizando a capacidade resistente da alma sob efeito do momento fletor.

SILVA (2007) apresenta o desenvolvimento de uma análise numérica tridimensional, via Método dos Elementos Finitos, do comportamento de ligações viga-pilar com chapa de topo curta na direção do eixo de menor inércia do pilar. Os resultados obtidos foram comparados aos fornecidos pelo “Component Method” adotado pelo EUROCODE 3, em termos de capacidade resistente dos componentes (viga, chapa de topo e parafusos) e com os obtidos através dos modelos de GOMES (1990) e de NEVES (2004).

1.3.4 Ligações de treliça com chapa

DAWE e GURANOVICH (1992) estudaram as regiões de tração e compressão de ligações de perfis tubulares de seção retangular (RHS) com chapa de topo transversal, solicitadas ao momento fletor, através de ensaios da placa de ligação submetida a cada tipo de carregamento separadamente. As almas dos perfis foram reforçadas por chapas, com soldas de filete em todo o contorno. Os resultados dos 13 ensaios de tração indicaram que a relação entre a largura chapa de topo transversal e da chapa de reforço (b_1/b_p) é um parâmetro muito importante no comportamento da ligação. Foi possível observar uma relação parabólica entre b_1/b_p e a resistência ao cisalhamento por punção. Esta relação é válida para valores de b_1/b_p entre 0,45 e 0,91. Acima de 0,91 assume-se que a resistência da ligação seja constante, desde que a solda de filete, entre a chapa de reforço e o perfil tubular retangular, seja adequadamente dimensionada para o lado tracionado da chapa. O modo de falha dominante foi cisalhamento por punção da chapa de reforço.

Os 13 ensaios, testados à compressão, mostraram a importância da chapa de reforço e da espessura da parede do perfil retangular. Uma relação linear é apropriada para representar a relação entre as espessuras t_1/t_p e t_1/t_0 e a resistência à flambagem da face do perfil retangular, dentro do intervalo de valores testados. Uma distância de borda de 100 mm (entre as dimensões da chapa e a

face do perfil tubular), para chapas de reforço de 8 mm e 12 mm de espessura, garante que a resistência da ligação não seja afetada por este parâmetro.

Com o objetivo de investigar o comportamento de ligações soldadas entre chapas longitudinais e pilares de perfis tubulares de seção retangular, CAO *et al* (1998a) testaram 10 corpos de prova com diferentes ângulos entre a chapa e o perfil tubular (90°, 60°, 45° e 30°). A espessura da chapa, a seção transversal da coluna e a área de ligação entre a chapa e a coluna foram mantidas constantes em todos os corpos de prova. Inicialmente, foram aplicadas cargas de compressão nos pilares (pré-carga) e, então, foi aplicada tração à chapa dos corpos de prova. Todos os corpos de prova foram testados até a ruptura e o comportamento carga x deslocamento da face de ligação da coluna, e a distribuição de tensões na chapa de ligação foram obtidos. Como as informações obtidas nos ensaios não foram suficientes para desenvolver um método de cálculo para ligação entre chapas longitudinais e perfis tubulares de seção retangular, os resultados foram utilizados para calibrar os modelos de elementos finitos, usados nas análises paramétricas de CAO *et al* (1998b).

CAO *et al* (1998b) realizaram um estudo paramétrico de ligações soldadas entre chapas longitudinais e pilares de perfis tubulares de seção retangular, através de modelagem numérica de elementos finitos, cobrindo 120 diferentes casos. Baseando-se nos ensaios experimentais de CAO *et al*, (1998a) os autores variaram a espessura e a largura da chapa de ligação e a espessura do perfil tubular. Foram aplicados carregamentos de tração e compressão (pré-carga) na coluna tubular e carregamentos de tração e compressão na chapa de ligação. Os ângulos, entre a chapa e o perfil tubular, adotados (90°, 60°, 45° e 30°), foram os mesmos da análise experimental. Os resultados da análise paramétrica indicaram que o estado limite para este tipo de ligação usualmente é devido à deformação excessiva na parede do perfil tubular, onde está soldada a chapa.

Através destes resultados, foi desenvolvida uma fórmula para o cálculo da resistência N_1^* , para ligações do tipo K ou T, solicitadas à compressão, baseada na análise da linha de escoamento:

$$N_1^* = \frac{f_{y0} \cdot t_0^2}{(1 - \beta') \text{sen} \theta} \left(2 \frac{h_1'}{b_0'} + 4 \sqrt{1 - \beta'} \right) \cdot f(n) \quad (1.8)$$

Onde:

$$b_0' = b_0 - t_0 \qquad h_1' = h_1 / \text{sen} \theta + 2w \quad (1.9)$$

$$b_1' = t_1 + 2w \qquad \beta' = \frac{b_0'}{t_1'}$$

$$f(n) = \frac{\frac{h_1'}{b_0'} + 2\sqrt{1 - \beta'} \sqrt{1 - n^2}}{\frac{h_1'}{b_0'} + 2\sqrt{1 - \beta'}} \quad \text{para } n < 0 \quad (1.10)$$

$$f(n) = 1 \quad \text{para } n \geq 0$$

$$n = \frac{N_0}{A_0 \cdot f_{y0}} \quad (1.11)$$

A_0 – área da seção transversal do perfil tubular;

f_{y0} – tensão de escoamento do perfil tubular;

b_0 – largura da face do perfil tubular onde é soldada a chapa;

t_0 – espessura do perfil tubular;

t_1 – espessura da chapa;

θ - ângulo de inclinação da chapa;

w – altura da solda.

N_0 – força aplicada no perfil tubular

Existem vários componentes das plataformas de petróleo, como atracadouros, *risers* e ânodos de sacrifício em que as ligações com a estrutura (do tipo T) são reforçadas através da colocação de chapa dupla. Nesta ligação o montante é soldado diretamente a uma chapa retangular com a mesma curvatura do banzo através de solda de penetração, e a chapa por sua vez é soldada de filete ao perfil tubular do banzo. (Figura 1.11a)

CHOO *et al* (1998) analisaram uma alternativa a esta ligação, tratando-se de um esquema de reforço chamado de colar de chapa, onde o montante é soldado diretamente no banzo e as partes de um colar de chapas são posicionadas em torno do montante e, então, soldadas ao montante e ao banzo. Não existe chapa abaixo do montante neste caso. Os dois tipos de reforços analisados encontram-se na Figura 1.9:

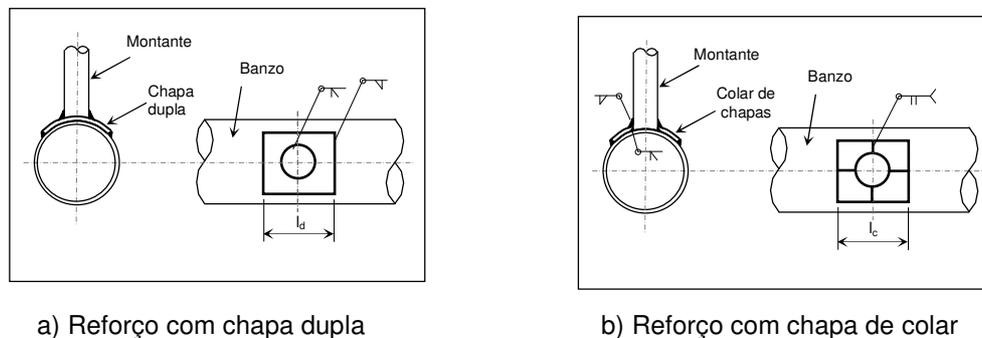


Figura 1.11 – Ligações tubulares do tipo T com reforço analisadas por CHOO *et al* (1998)

Os autores apresentaram os resultados de um estudo experimental sobre o comportamento de ligações tubulares do tipo T reforçadas com chapa nas duas configurações acima, e os resultados foram comparados com a resistência de ligações T sem reforço, obtidas através das equações propostas por KUROBANE *et al* (1980), MAKINO *et al* (1981) e DIER e LALANI (1998).

Os resultados obtidos mostram que há um aumento na resistência da ligação com a utilização da chapa de reforço, e este aumento é da ordem de 40% para montantes submetidos à compressão e 15% para montantes submetidos à tração. O carregamento em que ocorre a ovalização do banzo é similar para os dois tipos de reforços.

KARAMANOS *et al* (1999) realizaram um estudo sobre de fatores de concentração de tensão (*Stress Concentration Factors* - SCFs) em ligações tubulares do tipo XX soldadas em estruturas metálicas multiplanares. SCFs são utilizados no dimensionamento à fadiga de ligações tubulares para o cálculo de tensão na região crítica da ligação.

Foi realizada extensa investigação computacional, através de análise numérica de elementos finitos, embasada por resultados experimentais, o que resultou em uma grande base de dados de SCF para ligações multiplanares. Utilizando esta base de dados, uma metodologia simples e eficiente foi desenvolvida para prever as concentrações de tensões, nas ligações do tipo XX, sob várias condições de solitação. Os resultados de SCF são apresentados sob a forma de equações paramétricas e diagramas para serem usados por engenheiros projetistas na prática diária. Esta abordagem visa um simples e eficiente método de dimensionamento de ligações de estruturas tubulares submetidas a carregamento cíclico.

CHENG (2000) apresentou uma revisão no dimensionamento e no comportamento de ligações com chapa. O autor primeiramente analisou os métodos de dimensionamento existentes para chapas de *gusset* sob carregamento monotônico, bem como sob carregamento sísmico. Em seguida, apresentou um resumo de uma pesquisa da Universidade de Alberta sobre o assunto. Foram realizados ensaios de corpos de prova em escala real sob compressão monotônica e carregamento cíclico, além de investigações numéricas, utilizando o Método dos Elementos Finitos, incorporando o efeito de não-linearidade material e geométrica e imperfeições iniciais.

Um método de dimensionamento modificado foi proposto para as chapas que recebem forças de compressão dos contraventamentos. O comportamento cíclico das ligações com chapa foi descrito utilizando os resultados experimentais e estudos analíticos. A interação entre a chapa e o contraventamento foi considerada no estudo.

KOLTSAKIS e THOMOPOULOS (2000) investigaram, por meio de modelagem de elementos finitos, o comportamento de uma ligação amplamente utilizada na interseção de perfis tubulares de seção circular (CHS) co-planares, muito comum em contraventamentos (Figura 1.12a). A ligação é composta de duas placas de *gusset* separadas, soldadas externamente ao longo das geratrizes da superfície cilíndrica de um CHS (Figura 1.10b), de modo a acomodar as placas das pontes do perfil tubular interrompido: desta forma as duas barras se cruzam e permanecem no mesmo plano.

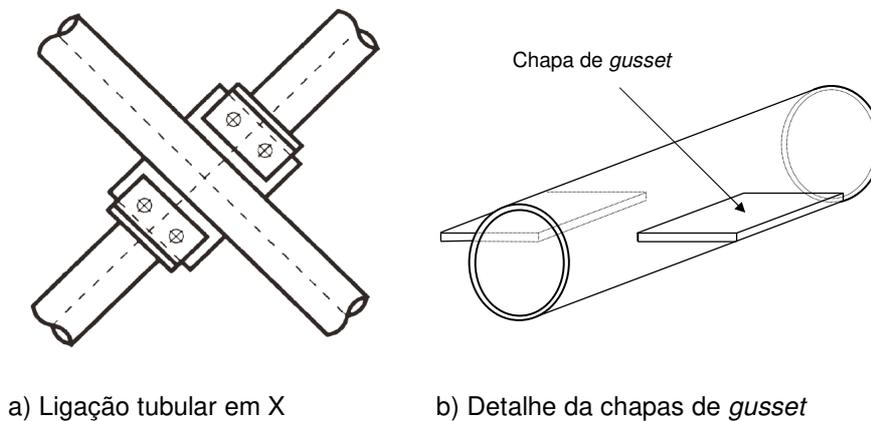


Figura 1.12 – Ligação utilizada para cruzamento de barras tubulares e detalhe. KOLTSAKIS e THOMOPOULOS (2000)

Os perfis tubulares e as placas de *gusset* de cada lado da ligação foram modelados com elementos de casca. Os autores chamam a atenção para o fato de que a rigidez da região de onde a barra é interrompida para a colocação da chapa é significativamente reduzida com relação à rigidez da barra contínua. Este fato interfere na transmissão adequada das tensões e/ou deformações, que ficam acumuladas na zona de ligação. Então os autores sugerem a substituição das

duas chapas por uma única chapa atravessando o tubo contínuo, como mostra a Figura 1.13, de modo a preservar a rigidez axial entre os dois segmentos da barra tubular interrompida pela ligação.

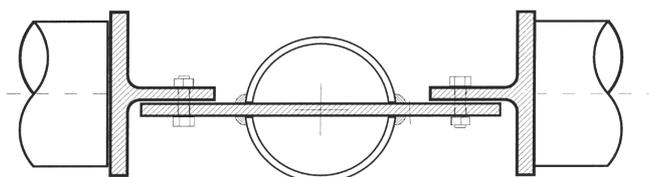


Figura 1.13 – Detalhamento sugerido por KOLTSAKIS e THOMOPOULOS (2000) para cruzamento de barras em perfis tubulares de seção circular

KIM (2001) realizou um estudo numérico-experimental para investigar o comportamento e a resistência das ligações tubulares com chapa de topo submetidas à força axial e força axial das diagonais, com particular interesse na excentricidade que pode garantir a máxima resistência da ligação. Esta é uma ligação típica de torres de transmissão construídas na Coréia do Sul.



Figura 1.14 – Modo de colapso das ligações tubo-chapa de topo. KIM (2001)

Para evitar o colapso da chapa, a espessura foi fixada em 8 mm. Os experimentos foram realizados através da aplicação de três solicitações: uma força de compressão axial e as duas forças nas diagonais. A partir dos testes, foram observados flambagem local e deformação plástica local de flexão da ligação. A Figura 1.14 mostra o modo de colapso típico dos protótipos ensaiados por KIM (2001).

Ao sugerir uma fórmula para a resistência das ligações tubo-chapa as forças axiais das diagonais são substituídas por momento equivalente somado a uma componente vertical excêntrica da força axial da diagonal. Através de uma análise de regressão foram propostas fórmulas de resistência última para cada uma das forças atuantes na ligação. As relações de interação adimensionais, entre o momento da parede do tubo M_w , a força axial vertical P_v e a componente vertical excêntrica da força axial da diagonal P_e , foram formuladas através de um estudo paramétrico.

$$P_{v,u} = P_y = f_{y0} \cdot A_0 \quad (1.12)$$

$$M_{w,u} = [0,34 \cdot (d_0 / t_0)^{0,6} + 0,8 \cdot (h_1 / d_0) + 2,9] \cdot h_1 \cdot t_0^2 \cdot f_{y0} \quad (1.13)$$

$$P_{e,u} = 1,05 \cdot \left[(h_1 / d_0) \cdot 0,5 - \frac{0,22}{(h_1 / d_0)^{-1}} - 0,0025 \cdot (d_0 / t_0) + 1 \right] \cdot d_0 \cdot t_0 \cdot f_{y0} \quad (1.14)$$

Onde:

$M_{w,u}$ – resistência última ao momento fletor na parede do tubo;

$P_{e,u}$ – resistência última com relação à componente vertical excêntrica da força axial da diagonal;

A_0 – área da seção transversal do perfil tubular;

f_{y0} – tensão de escoamento do perfil tubular;

d_0 – diâmetro do perfil tubular;

t_0 – espessura do perfil tubular;

h_1 – comprimento da chapa.

VIGH e DUNAI (2004) apresentam os resultados da pesquisa sobre um nó especial para um novo tipo de torre de resfriamento da Hungria. Os elementos estruturais são barras tubulares com alta relação raio-espessura. O nó tridimensional e as ligações parafusadas resultaram em ligações extremamente complexas, que foram estudadas por meio de ensaios experimentais e análises numéricas avançadas. A Figura 1.15 mostra a estrutura do nó estudado com a relação r/t de cada uma das barras tubulares.

Foram apresentados detalhes da modelagem numérica de dois protótipos do nó. Os modelos foram verificados pelos resultados das análises experimentais. Através de uma interface de entrada de dados, programada em MATLAB, foram gerados os modelos dos dois tipos de nós.

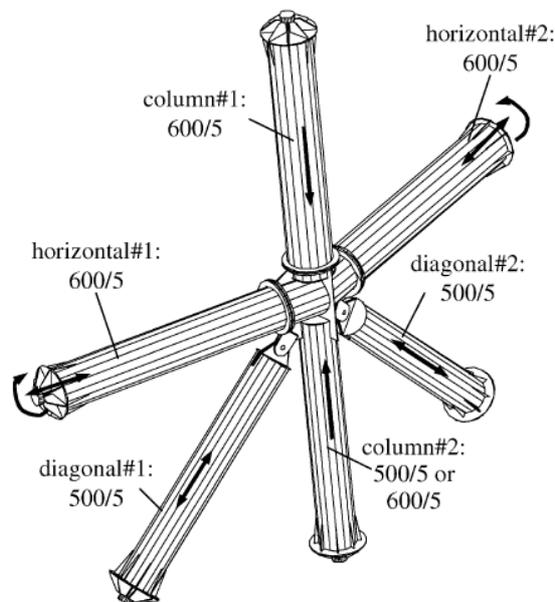


Figura 1.15 – Configuração do nó da torre de resfriamento – VIGH e DUNAI (2004)

Foram realizadas análise de estabilidade e simulações computacionais (incluindo análises elásticas e últimas) no primeiro protótipo do nó. Desta forma, os modos de falha possíveis foram investigados e separados. As análises dos diversos casos de carregamentos fornecem uma idéia geral sobre o comportamento estrutural, mostrando como ocorre a transferência das forças no nó nos diferentes casos. Verifica-se que fenômenos elásticos de instabilidade local não aparecem nos casos práticos, especialmente quando se concentram sobre a geometria original. O colapso ocorre sempre na fase plástica, devido ao escoamento e/ou à instabilidade plástica.

A capacidade resistente do nó em relação às barras conectadas foi avaliada e os pontos críticos da estrutura foram investigados. Foi possível verificar que as paredes internas das barras tubulares devem ser engrossadas para atingir uma estrutura mais econômica, mas que para se determinar a espessura necessária das placas, seriam necessários mais estudos paramétricos. A configuração da placa de extremidade parafusada, com base nos estudos preliminares, foi considerada aceitável e sua capacidade de carga aproxima-se da teoria de uma ligação rígida. As análises experimentais mostraram que a região de ligação das barras diagonais deve ser estudada pelo modelo numérico.



Figura 1.16 – Resultados obtidos, respectivamente, nas análises experimentais e numéricas de VIGH e DUNAI (2004)

No caso do segundo protótipo, um caso de carregamento elástico geral foi investigado e atenção especial foi dada para o comportamento último, devido ao carregamento vertical. A análise elástica e a análise experimental provaram que o segundo modelo do nó, já melhorado, pode transferir as forças com segurança, sem fenômenos indesejáveis. Por meio de uma ampla gama de estudos paramétricos do pilar comprimido, foi investigado o efeito de diferentes tipos de imperfeições sobre o comportamento último, e o tipo de falha ocorrido foi encontrado. Com base nos resultados, os autores concluíram que o colapso precoce observado na análise experimental não poderia ocorrer na prática. Também foi indicado que o aumento da espessura das barras tubulares, no interior do nó, poderia eficientemente melhorar a resistência do próprio nó. A Figura 1.16 comprova que o modo de falha da análise experimental foi encontrado pela análise numérica.

As análises apresentadas incentivaram e orientaram a preparação dos ensaios experimentais, definindo os detalhes importantes de serem examinados. O modelo numérico desenvolvido, depois de calibrações posteriores pelos ensaios experimentais, será aplicável a novas simulações computacionais. A comparação realizada entre os resultados numéricos e os experimentais atestou que as simulações computacionais, depois da validação do modelo numérico, puderam substituir os dispendiosos ensaios, no desenvolvimento de um método de dimensionamento avançado deste complexo nó.

SAMPAIO e GONÇALVES (2007) apresentam uma análise teórica, via Método dos Elementos Finitos, de modelos de treliça espacial de seção tubular circular. O estudo tem como objetivo verificar o comportamento de cada sistema de ligação, modelado tridimensionalmente com elementos de casca, associado à treliça espacial, modelada em elementos lineares. As tipologias usuais de ligação deste tipo de estrutura foram estudadas, abordando os problemas causados pelas peculiaridades de cada sistema. Destacam-se os modelos numéricos representativos das barras com pontas amassadas e das barras com ponteiras de chapa da Figura 1.17.

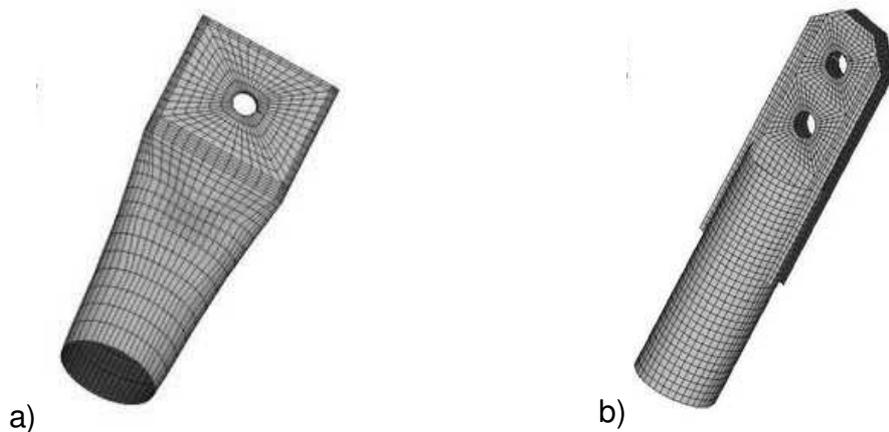


Figura 1.17 – Modelagem da extremidade dos banzos de SAMPAIO e GONÇALVES (2007)

Os autores observaram que as barras com pontas amassadas (Figura 1.17a) apresentam deformações significativas na região estampada, causando a degeneração do nó. A região final da estampagem das diagonais tende a se elevar, causando a rotação da ligação. Também ocorre concentração de tensões devido ao parafuso, o que causa um efeito localizado. Devido a este comportamento, as estampagens das barras, em volta do furo, são as regiões mais solicitadas, apresentando tensões superiores à tensão de escoamento para o carregamento último teórico. Através da análise das tensões nas barras, nota-se que existem seções nas extremidades já totalmente plastificadas, formando rótulas plásticas e transformando a barra em mecanismo, conduzindo a estrutura ao colapso. Este efeito é mais pronunciado nas diagonais de apoio da estrutura.

Os modelos com chapa de ponteira (Figura 1.17b) apresentaram elevados valores de tensão das extremidades das barras na região de acoplamento à estrutura. Nestas treliças, o colapso dá-se devido à flambagem dos banzos superiores na região central. Como a treliça ideal não simula a flambagem dos elementos, os altos valores de tensão na região do acoplamento indicam que as barras colapsam antes do nó.

Mesmo com as simplificações, como a desconsideração das folgas, escorregamento relativo e separação entre barras na região nodal, o modelo

numérico reproduziu qualitativamente o comportamento do nó de forma satisfatória. O comportamento momento-rotação do nó tem influência fundamental da distribuição dos esforços nos elementos e os modelos teóricos convencionais não são capazes de reproduzir o modo de colapso observado.

CHOO *et al* (2004) apresentam um sistema eficaz de reforço externo para ligações tubulares de seção circular. Este sistema consiste de uma chapa curva que pode ser aplicada a ligações recém-fabricadas ou ligações existentes, que necessitam de aumento de resistência. A Figura 1.18 mostra o modelo numérico de CHOO *et al* (2004).

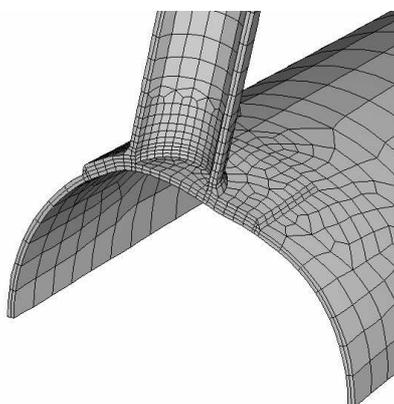


Figura 1.18 – Modelo numérico do sistema de reforço com chapa curva de CHOO *et al* (2004)

Os resultados de estudos numéricos sobre a resistência estática das ligações de perfis tubulares de seção circular (CHS), reforçadas com chapa curva, mostram que uma melhora significativa da resistência das ligações pode ser alcançada por meio do dimensionamento adequado da chapa de reforço.

CHENG e KULAK (2000) desenvolveram um programa de análise experimental e numérica para estudar o efeito do cisalhamento do tipo *shear lag* em barras tracionadas de perfis tubulares de seção circular (CHS), com chapas de *gusset* soldadas na extremidade. A ligação é feita por meio de um recorte no tubo, no sentido longitudinal, onde são inseridas a chapas. Posteriormente são executadas soldas de filete longitudinais na interface entre o tubo e a chapa. Soldas transversais na junção do recorte e da placa podem ou não estar

presentes. Foram testados nove corpos de prova com três diferentes diâmetros de tubo e de vários comprimentos de solda. A maioria dos corpos de prova apresentou falha por ruptura do tubo em algum ponto entre as duas chapas, e houve considerável ductilidade antes da ruptura. Foram realizadas análises numéricas das ligações, utilizando um modelo elasto-plástico com as propriedades reais dos materiais.

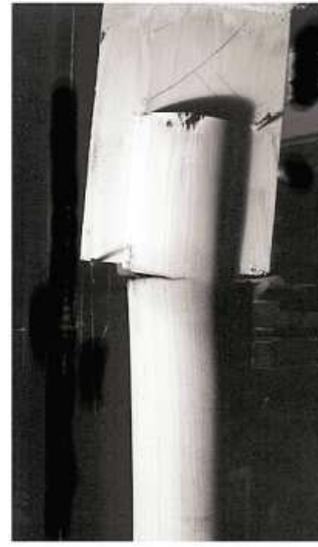
Com base nas análises experimentais e numéricas, conclui-se que o efeito *shear lag* não afeta significativamente a resistência à tração da ligação de tubos com recorte, mesmo com pequenos comprimentos de solda, igual a 80% da distância entre soldas. Os estudos mostraram que a restrição, fornecida pela chapa no recorte, aumenta a capacidade resistente do tubo, em relação à parcela da barra sem restrição. Na análise numérica, assume-se que ocorreu ruptura quando a deformação plástica equivalente alcança um valor crítico. Os resultados dos testes foram discutidos tendo como base os requisitos do AISC (1997).

Os autores constataram que a equação para cisalhamento do tipo *shear lag*, dada na Seção 2.1 (b) do AISC (1997), não representa fielmente o comportamento de uma ligação de tubo com recorte para colocação de chapa de *gusset*. Recomenda-se que estas ligações sejam dimensionadas sem redução devido ao efeito *shear lag*, e que o comprimento de solda deve ser pelo menos 1,3 vezes o diâmetro do tubo. Esta limitação é baseada nos comprimentos de solda analisados e no fato de que quando o comprimento de solda é inferior a este limite, ocorre colapso por cisalhamento de bloco. Recomenda-se também, se possível, que seja feita uma solda transversal ao longo da espessura da chapa no local de contato do recorte do tubo e da chapa, pois a colocação desta solda aumenta significativamente a ductilidade da barra com o recorte, sem aumento expressivo do custo.

Sete, dos nove corpos de prova, falharam no comprimento médio do perfil tubular. A Figura 1.19a mostra um exemplo deste modo de falha típico. Nos outros dois corpos de prova, a falha ocorreu no ponto de início de contato com a chapa, ou seja, no final do recorte no tubo. Figura 1.19b mostra este modo de falha.



a) Modo de falha típico - no comprimento médio do perfil



b) Fratura na região final do recorte no tubo

Figura 1.19 – Mecanismos de falha obtidos por CHENG e KULAK (2000)

LIU *et al* (2006) investigaram a vida útil à fadiga de diagonais tubulares com ligações utilizando chapa de *gusset*, em que a placa, referida pelos autores como placa de faca (*knife plate*), está ligada à estrutura e colocada dentro de um pré-corte no perfil tubular da diagonal, conforme ilustra a Figura 1.20. Estas ligações são comumente usadas para a união de contraventamentos de perfis tubulares em pórticos. Devido à construção e às tolerâncias de fabricação, eventualmente pode ser necessário deixar uma lacuna não preenchida entre a extremidade da frente da chapa inserida e o final do corte, em uma ou em ambas as faces do perfil tubular.

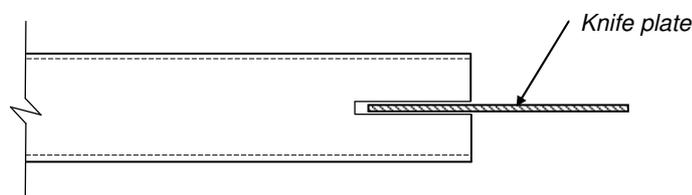
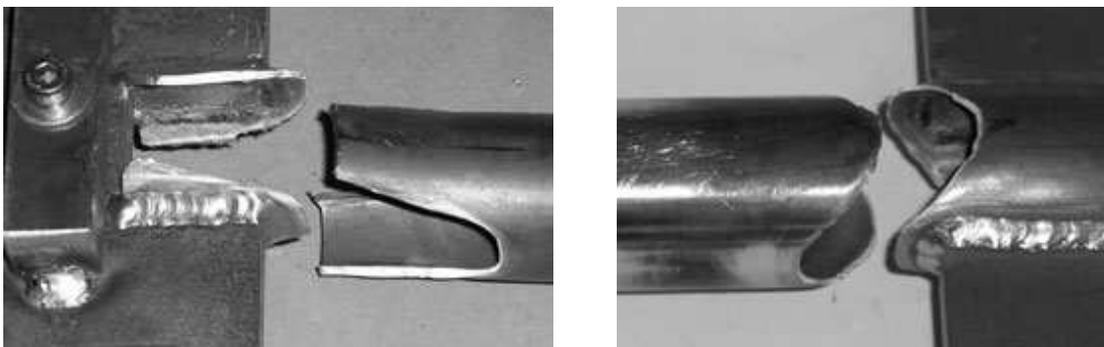


Figura 1.20 – Ligação estudada por LIU (2006)

Um programa experimental foi desenvolvido para investigar o efeito da abertura (*gap*), bem como a influência de diversos parâmetros sobre o comportamento à fadiga de ligações de placa de faca. Um modo de colapso comum foi observado em todos os espécimes: trincas, devido à concentração de tensão de fadiga. As trincas, que se desenvolveram nas paredes da seção tubular na borda da frente da chapa inserida, resultaram em fratura final dos corpos de prova e proporcionaram uma vida útil à fadiga relativamente baixa.

LING *et al* (2006) realizaram um estudo das ligações de chapa soldadas, utilizando perfis tubulares *Very High Streight* (VHS) e *Structural Steel Hollow Sections* (SSHS), solicitadas à tração. Foram realizados ensaios de tração nas ligações onde se verificou que os comprimentos de solda mais curtos, resultaram em colapso de cisalhamento de bloco *tear-out* (TO) e *shear lag* (SL). No colapso do tipo *tear-out*, a ligação se rompe em torno da região enfraquecida da solda (Figura 1.21a), e no colapso do tipo *shear lag*, a solda permanece intacta e a ruptura ocorre no perfil tubular (Figura 1.19b).



a) Colapso por corte (TO)

b) Colapso por cisalhamento (SL)

Figura 1.21 – Mecanismo de colapso nas ligações de barras com chapa dos ensaios, LING (2006)

Os critérios atuais de dimensionamento para TO e SL foram examinados em várias normas, tanto para tubos soldados VHS quanto para SSHS. Verificou-se que os modos de falha dependem das relações entre L_w/w e L_w/D (PACKER e HENDERSON, 1997), onde L_w é o comprimento da solda, w é a distância curva

entre as soldas e D é o diâmetro externo do perfil tubular circular, tal como definido na Figura 1.22.

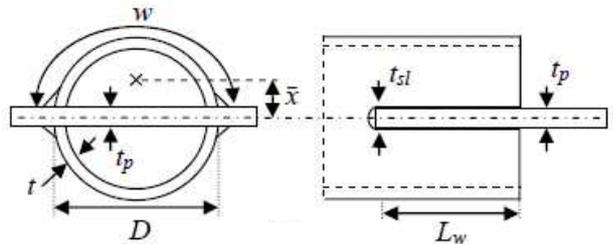


Figura 1.22 – Dimensões para a ligação de chapa. PACKER e HENDERSON (1997)

O colapso por TO é predominante quando L_w é inferior a $0,9 D$, que está perto do limite de $L_w = 1,0 D$, tal como consta da AISC (2005). O mecanismo SL é predominante quando L_w é maior que $1,1D$. O limite atual de $L_w = 1,3 D$ (AISC 2005), acima do qual SL não é crítico, parece não ser válido uma vez que o colapso por SL ainda ocorreu para $L_w = 1,75 D$.

Os autores propõem eventuais modificações dos critérios de dimensionamento existentes e novos critérios com base em uma análise de confiabilidade *First Order Second Moment* (FOSM) foram propostos, tanto para TO quanto para SL, assim como são propostos comprimentos críticos de solda para evitar estes modos de colapso.

Para $L_w \leq 0.6 w$, é predominante o colapso por TO, consistente com o limite crítico atual para TO, de $L_w = 0.6 w$ em KOROL (1996) e PACKER e HENDERSON (1997). Para $L_w \geq 0.8 w$, predomina SL. Entre $0.6 w$ e $0.8 w$, ocorre tanto SL quanto TO. Recomenda-se que os dois critérios de dimensionamento sejam verificados neste intervalo.

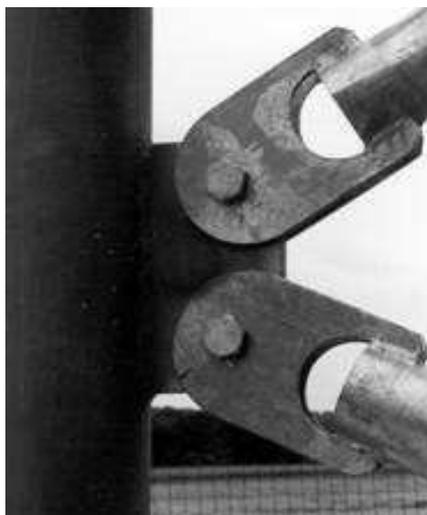
CHOO, QIAN e WARDENIER (2006) apresentam os resultados de uma sistemática investigação sobre ligações tipo K em perfis tubulares circulares de parede espessa, submetidas a carregamentos estáticos, com várias condições de contorno e tensões axiais no banzo. Para a investigação foi desenvolvida uma

modelagem utilizando o Método dos Elementos Finitos, para simulação de diferentes condições de contorno e diferentes parâmetros geométricos das ligações. Os efeitos das condições de contorno parecem ser críticos quando estes alteram o nível de tensão nos banzos. Uma ligação K, com a extremidade da diagonal sem restrições, apresenta uma queda brusca na resistência pós-pico da ligação. Para um nó com barras (diagonal e banzo), de comprimento suficiente, a fixação da extremidade da barra impõe efeitos de menor importância na resistência da ligação. Verifica-se, que o carregamento com controle de deslocamento em uma ligação K isolada fornece uma representação realista da distribuição da carga de uma ligação K em uma estrutura tubular. Uma definição em termos da máxima relação de tensão no banzo, para uma nova função de tensões, foi encontrada para minimizar a dispersão com relação a variações na geometria das ligações.

NIELSEN e STOTTRUP-ANDERSEN (2006) apresentam uma visão geral das vantagens e das desvantagens do uso de perfis tubulares, em comparação aos perfis cantoneira, em torres treliçadas da indústria de telecomunicações.

Os custos de produção de torres com perfis cantoneiras são bastante reduzidos, pois normalmente as ligações são compostas por parafusos e placas, sem necessidade de solda. As ligações de torres treliçadas de perfil circular são tradicionalmente mais complicadas e de execução mais demorada. Para que sejam mais competitivas que as de cantoneiras, é necessário um dimensionamento inteligente, com soluções inovadoras no projeto da torre.

A ligação entre montantes e diagonais, de torres de transmissão austríacas, tem sido detalhada com chapas de *gusset* soldadas, como demonstrado na Figura 1.23a. Mesmo com este detalhamento complexo, as torres de perfil tubular se mostraram muito competitivas, e mais de 800 unidades foram entregues dentro de um curto período. Uma nova ligação foi desenvolvida com o intuito de substituir o atual detalhamento e reduzir os seus custos de fabricação. Uma chapa especial foi projetada para a ligação entre diagonais e montantes, como apresentado na Figura 1.23b.



a) Ligação tradicional.



b) Nova Ligação.

Figura 1.23 – Ligações entre diagonal e as pernas da torre, ambos os tubos circulares. NIELSEN e STOTTRUP-ANDERSEN (2006)

Treliças fabricadas utilizando-se de perfis tubulares circulares são reconhecidas como sendo a solução mais eficiente para estruturas de grandes vãos. Muitas vezes, essa eficiência não se traduz em economia porque as ligações de campo são muito caras ou de execução demoradas demais. KEAYS (2006), com experiência de mais de 30 anos no projeto, fabricação e montagem de estruturas de grandes vãos, apresenta em seu trabalho exemplos de diferentes tipos de ligações soldadas e parafusadas, com observações sobre os aspectos críticos de cada tipo de ligação.

De acordo com KEAYS, as ligações de barras de diagonais tubulares com ponteiros em chapa devem ser solicitadas somente ao carregamento axial puro, por não terem quase nenhuma resistência à flexão ou à torção. A espessura da chapa deve ser uma função da área da seção transversal do tubo, sendo π vezes a espessura da parede do tubo, se os materiais tiverem a mesma tensão de escoamento, ou 4,4 vezes se a tensão de escoamento do tubo for de 350 MPa e a da placa, 250 MPa. O comprimento do corte para a inserção da placa deve ser ditado pela tensão de cisalhamento na parede do tubo, sendo no mínimo igual a 1,3 vezes o diâmetro, ou mais, se o efeito *shear lag* for levado em consideração.

De acordo com o autor, *shear lag* deve ser considerado quando a razão entre a tensão de escoamento e a tensão de ruptura for superior a 85%.

A dimensão da solda deve coincidir com a resistência ao cisalhamento do tubo. Onde houver exigência arquitetônica, a largura da placa pode ser igual ao diâmetro do tubo, sendo o filete de solda substituído por uma solda de penetração parcial, com um mínimo de 85% de penetração. O detalhamento da chapa é fundamental para a resistência última e para a resistência à fadiga da ligação.

A Figura 1.24 mostra o colapso de uma ligação deste tipo. Para evitar esta ocorrência, KEAYS sugere que o detalhamento da ponteira da diagonal seja substituído por um perfil “T”, e em vez de uma única chapa de topo, sejam utilizadas duas, uma de cada lado do “T”, eliminando-se, assim, a excentricidade na ligação.



Figura 1.24 – Colapso de uma ligação com chapa de topo

WILLIBALD *et al* (2006) realizaram ensaios experimentais de 12 corpos de prova de ligações de chapa de topo com perfis tubulares elípticos e circulares. O carregamento aplicado foi uma compressão na chapa, como mostra a Figura 1.25. Os autores testaram dois tipos diferentes de chapa, uma soldada no topo e a outra atravessando o perfil tubular e concluíram que o segundo tipo apresenta resistência, no mínimo duas vezes maior que a primeira.

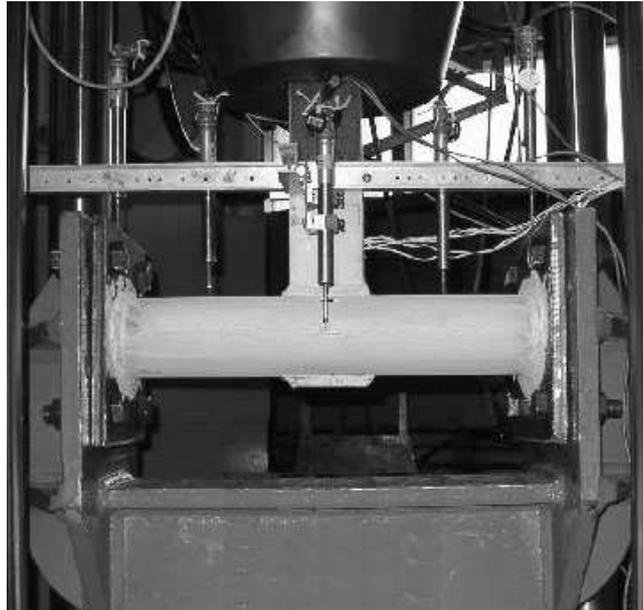


Figura 1.25 – Esquema de ensaio de uma ligação com chapa de topo atravessando o perfil tubular, WILLIBALD (2006)

Barras de contraventamento resistentes a flambagem (*Buckling-restrained braced frames* - BRBF) são usadas como sistema de resistência ao esforço lateral em estruturas sujeitas a abalos sísmicos. Os contraventamentos são ligados às vigas e pilares através de chapas e podem escoar em ambos, tração e compressão, em vez de flambar. Embora os testes demonstrem sua capacidade de resistir a deformações axiais inelásticas significantes, testes em larga escala mostram que ocorre flambagem da chapa central, antes de o contraventamento atingir resistência última à compressão. Para um melhor entendimento da análise experimental, CHOU e CHEN (2008) realizaram um estudo analítico do comportamento da chapa central dessas barras à compressão. Os autores utilizaram o Método de Elementos Finitos com o programa ABAQUS. A deformação fora do plano da chapa central assemelha-se à forma flambada de uma chapa com pequena rigidez à flexão, causada pela extremidade do contraventamento.

1.3.5 Limites de deformação para ligações tubulares

Em ligações soldadas, de perfis tubulares que apresentam modo de colapso envolvendo falha na face de ligação do perfil, muitas vezes a resposta de carga-deformação da ligação não exibe um pico de carga claramente definido, ou mesmo a carga de escoamento. Nesses casos, as ligações são inerentemente flexíveis, e grandes deformações proporcionam um aumento na capacidade de carga devido à tensão de membrana nas barras principais e encruamento do material. Estas grandes deformações são, normalmente, inadmissíveis em estruturas reais. Além disso, o início de fissuração localizada, decorrente de cisalhamento por punção, pode ocorrer em níveis mais elevados de deformação, associado à tensão de membrana e ao encruamento. Portanto, um critério de deformação pode ser usado para a definição da resistência de tais ligações.

Para ligações tubulares, limites específicos de deformação última teórica foram propostos, por vários pesquisadores. MOUTY (1976, 1977) observou que a carga de escoamento prevista pela análise da linha de escoamento é bem parecida com a carga obtida experimentalmente, correspondente a uma deformação, na face da ligação, equivalente a 1% da largura da barra tubular principal (b_0). Esta observação foi feita com base nas análises experimentais de 12 ligações tipo K, com afastamento, simétricas e de perfis tubulares de seção retangular HSS. Assim, MOUTY sugeriu que a carga última de dimensionamento, de uma ligação K retangular, poderia ser baseada em uma deformação da face de ligação limitada a 1% da largura do perfil da barra principal HSS (b_0).

YURA *et al* (1980) sugeriram que o limite máximo de deformação, na face de uma ligação de HSS circular, deve ser limitada ao dobro da deformação de escoamento da barra secundária (diagonal ou montante) igual a $(2f_y L / E)$, onde o comprimento da barra secundária (L) é igual a 30 vezes o seu diâmetro (d_1). Para o caso de um material com tensão de escoamento (f_y) de 350 MPa e um módulo de elasticidade (E) de 200 GPa, isto se traduz em uma deformação na ligação de 10,5% do diâmetro barra secundária (d_1), ou cerca de 3% do diâmetro da barra

principal (d_0), com uma baixa relação entre diâmetros (d_1/d_0), da ordem de 0,3 (ligações flexíveis).

KOROL e MIRZA (1982) recomendaram que o limite máximo de deformação, na face de uma ligação T retangular, deve ser limitado a 25 vezes a deformação no limite elástico da ligação. KOROL e MIRZA mostraram que este último limite de deformação na face da ligação era, geralmente, cerca de 1,2 vezes a espessura da parede da barra HSS principal na face conectada (t_0).

Um limite máximo de deformação geral único, para cobrir todos os tipos de ligações tubulares soldadas HSS, foi proposto por LU *et al* (1994). Eles propuseram que a carga correspondente a uma deformação de 3% da largura da barra principal (b_0) ou diâmetro (d_0) poderia ser considerada a "carga final" da ligação. A adequação do limite último de deformação para uma variedade de ligações retangulares HSS foi investigada por LU *et al* (1994) e ZHAO (2000). Este limite máximo de deformação de 3% de b_0 (ou 3% de d_0) foi adotado pelo Instituto Internacional de Soldagem (IIW) Subcomissão XV-E. (KOSTESKI *et al*, 2003)

Do mesmo modo, a deformação de 1% de b_0 tem sido historicamente utilizada como um limite de deformação de utilização e também foi adotada pelo IIW. Normalmente, 1% de b_0 corresponde à típica tolerância de planicidade (convexidade ou concavidade) para as faces de perfis retangulares HSS, impostas aos fabricantes.

LU *et al* (1994) escolheram 3% de b_0 (ou 3% de d_0) como limite máximo de deformação, com base em duas premissas.

Primeiro, verificou-se que para ligações tubulares soldadas que apresentaram um pico de carga, foi obtido um recuo local da face do banzo correspondente a algo entre 2,5% ~ 4% de b_0 (ou 2,5% ~ 4% de d_0 para barras principais HSS circular). Esta observação foi feita com base principalmente nas curvas de carga-deformação das análises experimentais e numéricas, realizadas na Universidade Tecnológica de Delft, conforme demonstrado por van der VEGTE *et al* (1991), de WINKEL *et al* (1993) e YU e WARDENIER (1994).

A segunda premissa é derivada de um estudo por meio de elementos finitos, especificamente para ligações de barras retangulares HSS com chapa de topo transversal. Os autores observaram que, para estas ligações, o limite de deformação de 3% de b_0 está muito próximo da região onde as curvas carga-deformação se cruzam e mostraram três curvas carga-deformação para ilustrar esta tendência. LU e WARDENIER (1995) apresentam cinco curvas de carga-deformação que contêm as mesmas três curvas citados por LU *et al* (1994). Essas curvas são reproduzidas na Figura A5 do Anexo A.

Em resumo, o limite 3% de b_0 proposto por LU *et al* (1994) é útil como uma ferramenta de análise, mas não decisivo. Como uma nota de advertência, WARDENIER (2000) cita a curva de carga-deformação para uma relação entre a largura da chapa transversal e a largura do banzo HSS, (β) de 0,50, (Figura – A5c do Anexo A) como um exemplo de como a utilização de um limite de deformação teórico pode levar a conclusões radicalmente equivocadas. O parâmetro de esbeltez do perfil tubular ($2\gamma_0$) tem uma influência negativa, não tem nenhuma influência ou tem uma influência positiva sobre a resistência da ligação com base na escolha de 1, 3, ou 5% de b_0 , como limite de deformação teórica, respectivamente. Em essência, um limite de deformação específica teórico não deve ser usado para formular uma tendência geral ou uma conclusão.

Outros métodos foram propostos para a determinação da carga de escoamento, em curvas de carga-deformação, que não apresentam carga de escoamento evidente. A carga de escoamento, assim obtida, pode ser utilizada para definir o estado-limite de resistência da ligação. A Figura 1.26 apresenta um exemplo de curva de carga-deformação experimental para uma ligação de HSS soldada do tipo T, exibindo um mecanismo de colapso dúctil na face do banzo. Neste caso, a curva carga-deformação pode ser aproximada por duas linhas retas. A carga de escoamento (P_{yield}) é definida como a carga na interseção das duas linhas, que representam o ponto da curva em que ocorre uma mudança abrupta na rigidez. Esta aproximação bilinear da carga de escoamento tem sido utilizada desde a década de 1970.

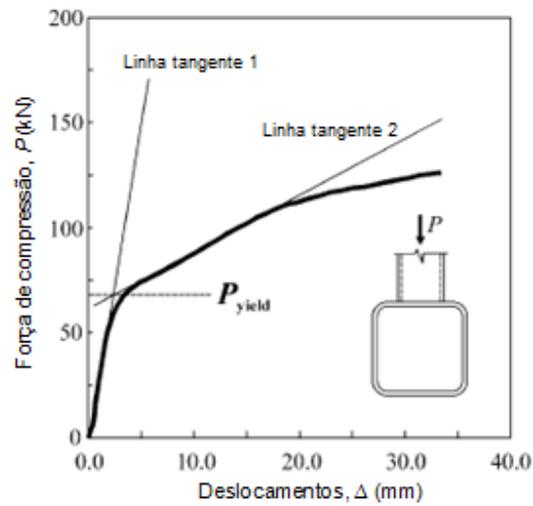


Figura 1.26 – Método de aproximação bilinear de ZHAO e HANCOCK (1991) *apud* KOSTESKI *et al* (2003)

PACKER *et al* (1980) desenvolveram uma fórmula para calcular a resistência ao escoamento das ligações afastadas de treliças em HSS retangular com base na análise da linha de escoamento. No entanto, observaram que não se chegou a um entendimento sobre como definir a carga de escoamento de uma ligação de viga treliçada HSS, através das curvas de carga-deformação experimentais. PACKER *et al* (1980) recorreram à aproximação bilinear da carga de escoamento, como ilustrado na Figura 1.27.

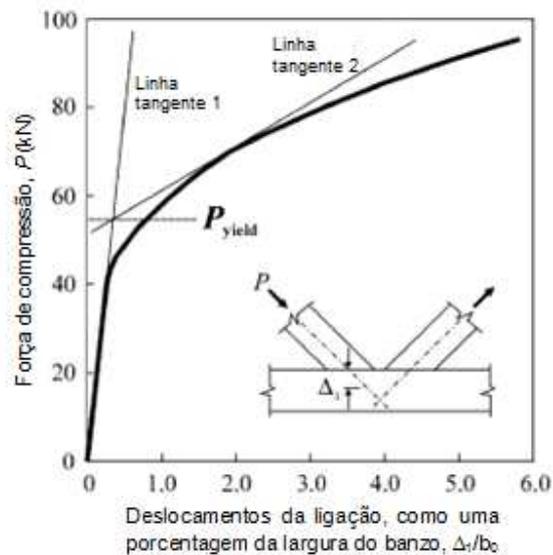


Figura 1.27 – Método de aproximação bilinear de PACKER *et al* (1980) *apud* KOSTESKI *et al* (2003)

A Figura 1.28 apresenta duas diferentes curvas de carga-deformação, "A" e "B", plotadas em escala logarítmica. Neste caso, a carga de escoamento a partir da curva de carga-deformação, foi determinada por meio de um procedimento proposto por KUROBANE *et al* (1984). O procedimento, uma vez mais, exige que a carga-deformação seja aproximada por duas linhas retas. Para o caso da curva "A", a resistência ao escoamento é definida como a carga na interseção das duas linhas, que representam o ponto de variação máxima da curvatura da curva de carga-deformação. No entanto, nos casos em que a carga-deformação não pode ser aproximada por duas linhas retas, conforme ilustrado na curva B da Figura 1.28, o método de KUROBANE *et al* (1984) usam uma faixa de dispersão deslocamento de 0,25, em comparação com a inclinação inicial da curva de carga-deformação. A carga na interseção desta linha e a carga-deformação são definidas como o *log* da carga de escoamento.

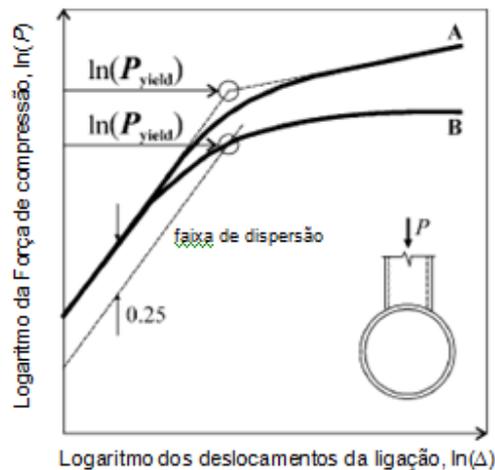


Figura 1.28 – Aproximação logarítmica para determinação de escoamento segundo KUROBANE *et al* (1984) *apud* KOSTESKI *et al* (2003)

KAMBA e TACLENDU (1998) estudaram protótipos experimentais e modelos de elementos finitos de ligações de barras circulares HSS com chapa de topo transversal e definiram a carga de escoamento como o ponto que se refere à rigidez inicial da curva de carga-deformação. Os autores idealizaram a curva global de carga- deformação como um modelo de três trechos lineares, conectando a origem e os pontos A, B e C, como demonstrado na Figura 1.29. Primeiro, a carga de escoamento (P_{yield}) é considerada como sendo a localização (ponto "B") sobre a carga-deformação, onde a rigidez tangente se reduz a um terço da rigidez inicial. Usando este método, KAMBA e TACLENDU (1998) observaram que a carga máxima (P_U) de quatro resultados dos testes experimentais variou entre $1,28 P_{yield}$ e $1,35 P_{yield}$, com um valor médio de $1,31 P_{yield}$. Assim, a carga última generalizada (P_U), ponto "C", foi definida como o local na curva carga-deformação, onde a carga (P) é igual a 1,31 vezes a carga de escoamento definida (P_{yield}). Finalmente, o "ponto A" foi definido como a localização ao longo da rigidez tangente inicial (K_0), linha onde a carga (P) é igual a dois terços da carga de escoamento acima definida (P_{yield}).

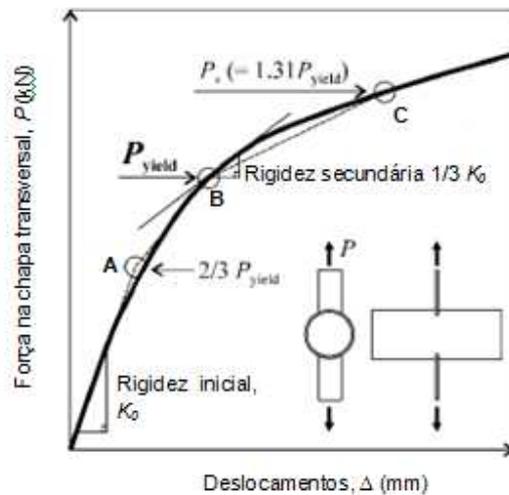


Figura 1.29 – Métodos para determinar a carga de escoamento proposto por KAMBA e TAGLENDI (1998) *apud* KOSTESKI *et al* (2003)

O método de análise da linha de escoamento tem sido utilizado com sucesso para estimar a resistência das diferentes ligações retangulares HSS, devido ao desenvolvimento de mecanismos de escoamento (ou plastificação) da face de ligação da barra principal.

A resistência ao escoamento de uma ligação a 90°, s em nenhuma carga axial aplicada no banzo, foi determinada por JUBB e REDWOOD (1966) como:

$$P_y = \frac{f_{y0} \cdot t_0^2}{(1-\beta)} \left(2 \frac{h_1}{b_0} + 4\sqrt{1-\beta} \right) \quad (1.15)$$

Esta equação foi incorporada às fórmulas de dimensionamento do Instituto Internacional de Soldagem (IIW) e do guia de dimensionamento de PACKER e HENDERSON (1997) para ligações do tipo T, Y e X entre barras retangulares HSS e ligações de barras retangulares HSS com chapas.

CAO *et al* (1998a e 1998b) levaram em consideração a influência de uma carga axial aplicada no banzo, resultando na Equação (1.8) rerepresentada a seguir:

$$P_y \cdot \text{sen}\theta = \frac{f_{y0} \cdot t_0^2}{(1 - \beta')} \left(2 \frac{h_1'}{b_0'} + 4\sqrt{1 - \beta'}\sqrt{1 - n^2} \right) \quad (1.16)$$

A plastificação da face da ligação HSS é causada principalmente pela componente normal da carga aplicada na chapa de topo, para ligações com ângulos diferentes de 90°. O termo $P_y \cdot \text{sen}\theta$, na Equação (1.16), representa a componente normal da carga aplicada na chapa de topo. O termo $\sqrt{1 - n^2}$ leva em conta a redução na resistência da ligação, devido à influência de uma tensão normal na face de ligação da barra principal. Na Equação (1.16), a espessura da parede t_0 e o tamanho da solda w , são considerados tal como proposto por DAVIES e PACKER (1982). Presume-se a formação de rótulas plásticas em torno da solda e nos cantos da barra principal, ao longo da parede lateral. Devido a isso, os parâmetros h_1 , b_0 e β na Equação (1.15) foram substituídos por “valores efetivos” h_1' , b_0' e β' na Equação (1.16).

Fórmulas analíticas, baseadas na teoria da linha de escoamento, precisam ser validadas por um método racional de determinação da carga de escoamento a partir de resultados experimentais. Essa comparação é complicada pela incapacidade de se determinar, de maneira conclusiva, a carga de escoamento das curvas de carga-deformação. Os métodos existentes para esse fim são arbitrários por natureza (KOSTESKI *et al*, 2001).

De acordo com KOSTESKI *et al* (2003), a determinação da carga de escoamento, baseada em um modelo rígido perfeitamente-plástico, tal como apresentado em seu trabalho, representa uma maneira racional de se determinar a carga de escoamento ou o estado limite último de ligações que não apresentam o escoamento ou o pico de carga bem definidos. A eficácia deste novo postulado foi demonstrada por um abrangente estudo paramétrico de análise numérica de

elementos finitos em chapas de topo enrijecidas, de ligações de perfis tubulares de seção retangular (Figura 1.30).

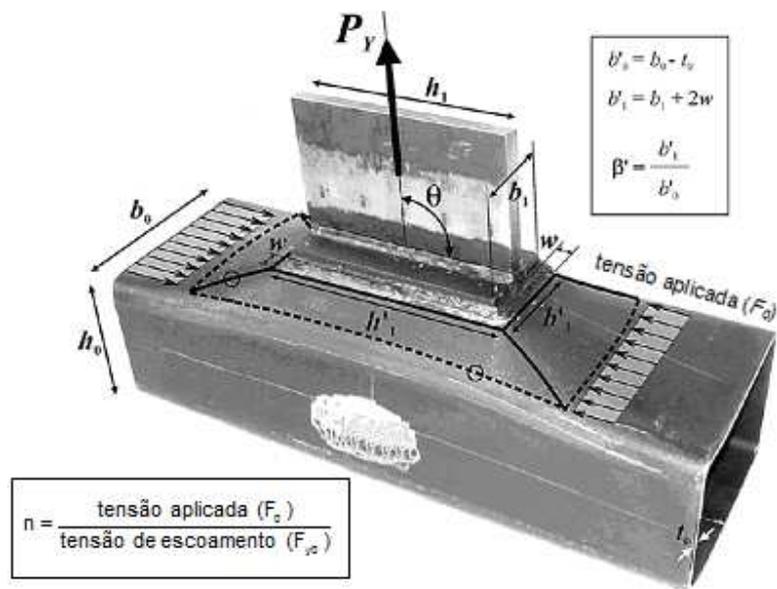


Figura 1.30 – Ligação estudada por KOSTESKI *et al* (2003)
Adaptado de KOSTESKI *et al* (2003)

Na Figura A6 do Anexo A, encontram-se reproduzidos os gráficos que usados para demonstrar o método utilizado pelos autores, na determinação da carga de escoamento da ligação.

Além das ligações do tipo T de seções tubulares estudadas, de acordo com os autores, a técnica rígido-plástica de elementos finitos apresentada deverá ser aplicável a uma gama muito maior de ligações. A validade ou eficácia de outros modelos analíticos, baseados na linha de escoamento, poderá ser efetuada de forma mais racional através do método proposto.

2 Ligação com Chapa de Topo

2.1 Introdução

Treliças feitas de seções tubulares devem ser projetadas de tal forma que o número de ligações seja o menor possível, minimizando o custo de fabricação. A escolha do tipo de ligação é um fator determinante para o bom desempenho estrutural. Dependendo da tipologia da treliça, Warren, Pratt, Vierendeel, vários tipos de ligações podem ser utilizadas. A Figura 2.1 ilustra alguns modelos de treliça.

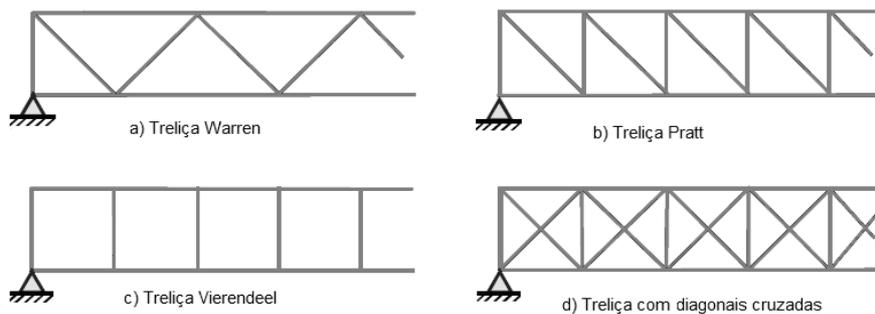


Figura 2.1 – Tipologia de treliças

Os tipos mais comuns de ligações soldadas de treliças de perfis tubulares são designados pelas letras do alfabeto, X, T, Y, N, K e KT (Figura 2.2), dependendo da forma com que o montante e as diagonais são soldados ao banzo.

Podem apresentar diferentes tipos de ruptura, em função do tipo de ligação, das condições de carregamento e dos parâmetros geométricos, segundo RAUTARUUKKI (1998) e outros.

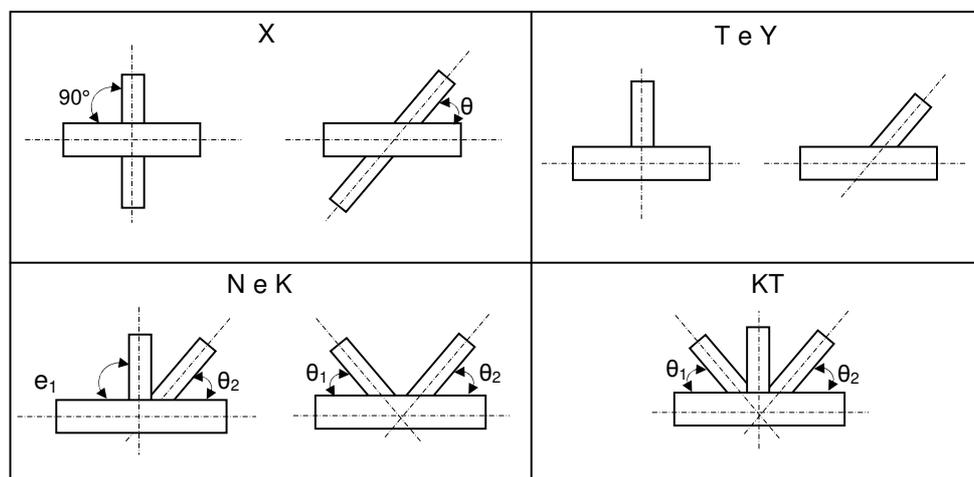
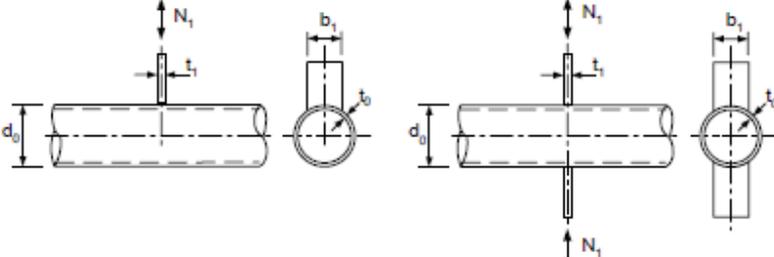
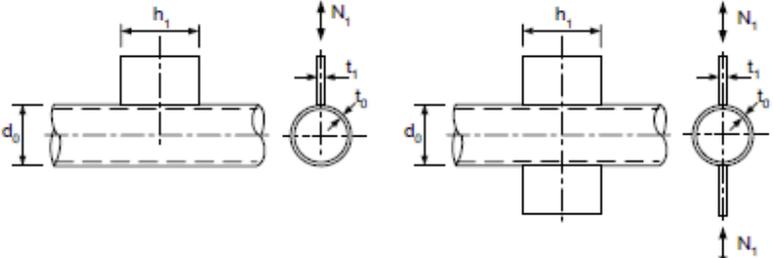
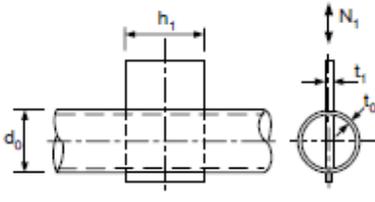


Figura 2.2 – Tipos de ligações de perfis tubulares, WARDENIER (2000)

A ligação deste estudo é classificada como ligação T com chapa, também chamada de TP. Mas observando a Tabela 2.1 de KUROBANE *et al.* (2004), com as verificações paramétricas e o cálculo da resistência de ligações do tipo T e X, com chapas em diferentes configurações, observa-se que os critérios de dimensionamento propostos são apenas para esforços verticais, típicos de esforços provenientes de montantes. A excentricidade que aparece na ligação em estudo, devido à colocação da chapa de topo e à sobreposição das diagonais, não é prevista nos critérios de dimensionamento existentes.

Tabela 2.1 – Resistência de ligações planas com chapa para perfis circulares, segundo KUROBANE *et al.* (2004)

Tipo de Ligação	Estado Limite
<p>Ligação T e X com chapa transversal</p> 	<p>Plastificação do Banzo</p> $N_1 = \frac{5 \cdot f_{y0} \cdot t_0^2}{1 - 0,81\beta} \cdot f(n')$ <p>Cisalhamento Quando $b_1 \leq d_0 - 2t_0$</p> $N_1 = 2 \cdot t_0 \cdot b_1 \cdot \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}}$
<p>Ligação T e X com chapa longitudinal</p> 	<p>Plastificação do Banzo</p> $N_1 = 5 \cdot f_{y0} \cdot t_0^2 \cdot (1 + 0,25\eta) \cdot f(n')$ <p>Cisalhamento</p> $N_1 = 2 \cdot (h_1 + t_1) \cdot \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}}$
<p>Ligação chapa longitudinal atravessando o tubo</p>  <p>Nota: Postulado conservador somente para plastificação da parede do banzo</p>	<p>Plastificação do Banzo</p> $N_1 = 5 \cdot f_{y0} \cdot t_0^2 \cdot (1 + 0,25\eta) \cdot f(n')$ <p>Cisalhamento</p> $N_1 = 4 \cdot (h_1 + t_1) \cdot \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}}$
Parâmetros	
<p>Para $n' < 0$ (compressão): $f(n') = 1 + 0,3n'(1 - n') \leq 1,0$ Para $n' \geq 0$ (tração): $f(n') = 1,0$ Quando $n' = \sigma_0 / f_y$ e σ_0 é a tensão normal no perfil do banzo na chapa de ligação devido à carga axial e ao momento fletor (se aplicável).</p>	<p>$\beta = b_1 / d_0$</p> <p>$\eta = h_1 / d_0$</p>
Limites de validade	
<p>$10 \leq d_0 / t_0 \leq 40$ $\eta \leq 4$</p>	

O esquema da Figura 2.3 representa a formação da ligação pinada com chapa de topo.

A Figura 2.3a apresenta uma ligação K tubo-tubo soldada, as forças atuantes e os ângulos de inclinação das diagonais. As linhas de centro das barras

da ligação se interceptam em um mesmo ponto, não havendo, portanto, nenhum tipo de excentricidade na ligação.

Na sequência, a Figura 2.3b apresenta a colocação de uma chapa de ligação no topo da barra do banzo. A chapa possui geometria e dimensões adequadas para que as linhas de centro sejam mantidas e não apareça excentricidade. A inclinação das diagonais, que podem ser parafusadas ou soldadas à chapa, também é mantida.

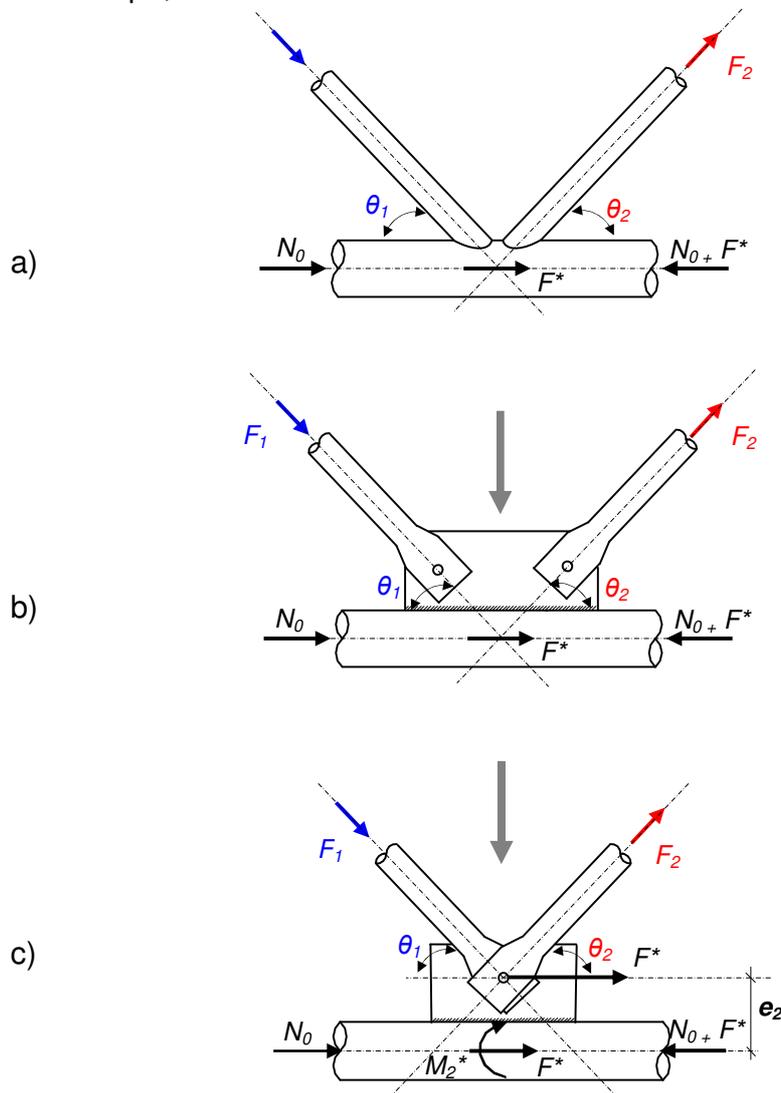


Figura 2.3 – Esquema de formação da ligação com chapa de topo

Por último, na Figura 2.3c as diagonais são sobrepostas e ligadas à chapa de topo por um único parafuso, tornando-se uma ligação pinada. Aparece, então, uma excentricidade entre o eixo da barra do banzo e o centro do furo da chapa, promovendo um momento fletor na chapa, que por sua vez irá solicitar a parede do perfil do banzo. Esta configuração possibilita a utilização de chapas de ligação menores, cordões de solda menores e ainda um único parafuso, reduzindo custos e facilitando a montagem da estrutura.

Neste tipo de ligação, a falha pode ocorrer na solda entre a chapa e o banzo, no parafuso que une as diagonais e a chapa, além de falhas nos próprios elementos que constituem a ligação, como:

- Flambagem da chapa;
- Esmagamento e/ou abaulamento do furo;
- Plastificação da parede do banzo.

Na Figura 2.4 é apresentada a simbologia utilizada para os parâmetros geométricos das formulações.

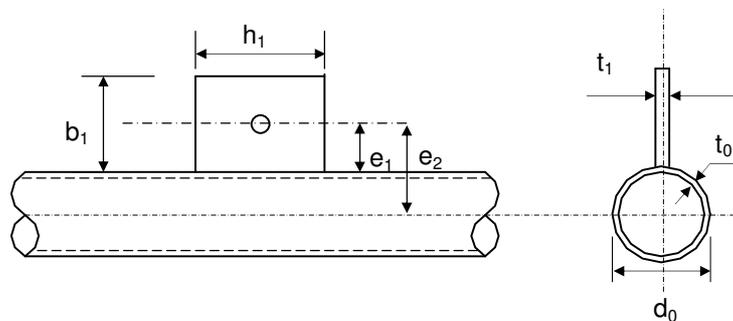


Figura 2.4 – Parâmetros geométricos da ligação com chapa de topo

Onde:

d_0 – diâmetro do tubo do banzo;

t_0 – espessura do tubo do banzo;

h_1 – comprimento da chapa;

b_1 – altura da chapa;

e_1 – excentricidade entre o topo do perfil banzo e o centro do furo da chapa;

e_2 – excentricidade entre o eixo do perfil banzo e o centro do furo da chapa.

2.2 Procedimento de dimensionamento

Será descrito aqui o procedimento do CIDECT² (1991) para o dimensionamento de ligações de perfis tubulares de seção circular com chapa. As demais publicações sobre o tema, como EUROCODE 3 (2005), PACKER (1997), e RAUTARUUKKI (1998), apresentam métodos de dimensionamento similares para este tipo de ligação.

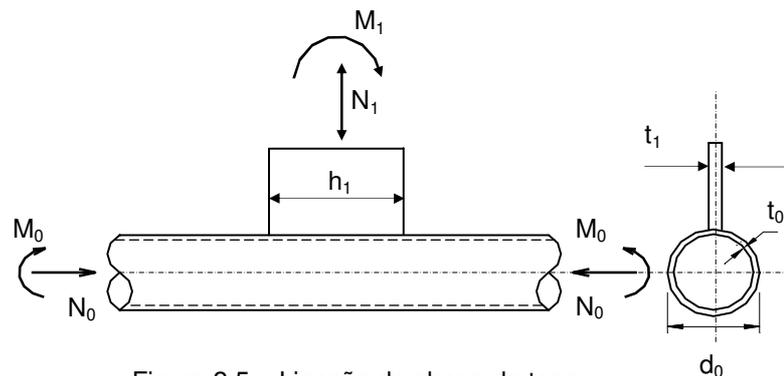


Figura 2.5 – Ligação de chapa de topo

A determinação da resistência desta ligação é baseada, em sua maioria, em análises experimentais realizadas no Japão por KUROBANE (1981), WARDENIER (1982), MAKINO *et al* (1991). ARIYOSHI *et al* (1998) apresentam dados dessas análises experimentais em seu trabalho.

² *Comité International pour le Developpemet et l'Etude de la Construction Tubulaire* – Fundado em 1962, pelos maiores fabricantes de perfis tubulares na Europa. É responsável pela publicação de guias de dimensionamento em estruturas tubulares.

CIDECT (1991) estabelece as verificações paramétricas e o cálculo da resistência da ligação, quando solicitada à força N_1 da Figura 2.5. Além dessas, é necessário respeitar as verificações de ligação de barras tracionadas, de solda e de parafusos da ABNT NBR 8800:2008.

2.2.1 Excentricidades na ligação

Na Figura 2.6 estão representados os esforços atuantes na ligação de chapa de topo. Esta ligação possui uma excentricidade e_2 devido ao deslocamento das linhas de encontro das diagonais. Esse deslocamento é igual à metade do diâmetro do perfil tubular do banzo $d_0/2$, acrescido de e_1 , como mostrado na Figura 2.6.

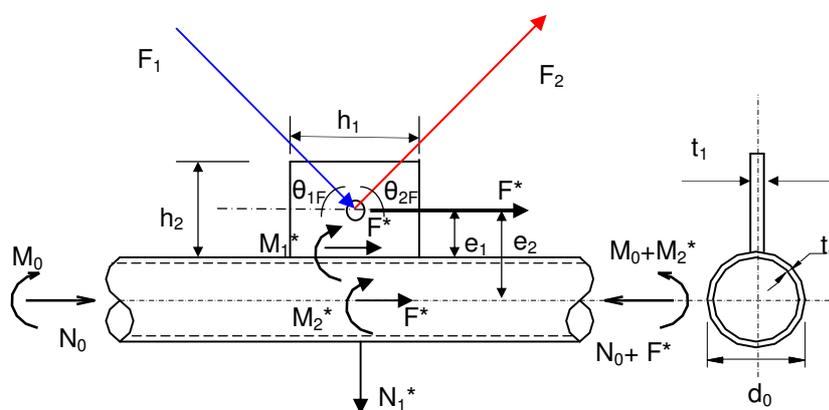


Figura 2.6 – Forças atuantes na ligação

A excentricidade e_1 produz efeito sobre a solda que liga a chapa e o banzo, Sua medida é a distância entre o topo do tubo e o centro do furo da chapa, como indicado na Figura 2.6.

A força F^* é a resultante horizontal das forças F_1 e F_2 atuantes nas diagonais e N_1^* é a resultante vertical dessas mesmas forças. O momento fletor

M_1^* atuante no topo do tubo corresponde a M_0 , acrescido do momento devido à força F^* na excentricidade e_1 . O esforço normal por sua vez passa a ser N_0 acrescido de F^* . Então, o momento M_1^* é dado pela Equação (2.1).

$$M_1^* = F^* \cdot e_1 \quad (2.1)$$

Para que seja mantida a distância entre banzos da estrutura, é necessário fazer um ajuste no ângulo entre os perfis das diagonais e dos banzos. Esta mudança de inclinação ocorre devido à excentricidade e_2 , decorrente da colocação da chapa de topo. A Figura 2.7 mostra o esquema da mudança de inclinação das diagonais.

A excentricidade e_2 é:

$$e_2 = \frac{d_0}{2} + e_1 \quad (2.2)$$

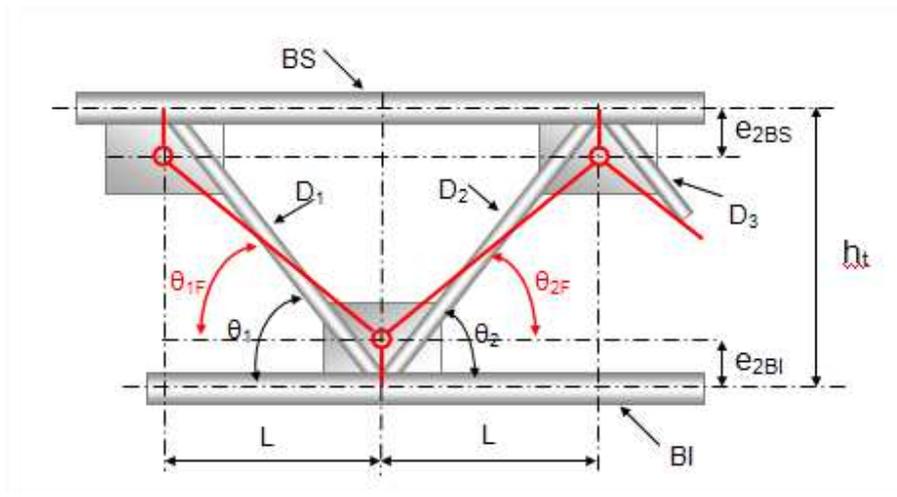


Figura 2.7 – Detalhe da mudança de inclinação das diagonais

Onde:

BS e BI – banzo superior e inferior da treliça, respectivamente;

D_1 , D_2 e D_3 – diagonais;

θ_1 e θ_2 – ângulos originais entre as diagonais e os banzos;

θ_{1F} e θ_{2F} – os ângulos modificados pela excentricidade e_2 ;

e_{2BS} e e_{2BI} – excentricidades dos banzos superior e inferior, respectivamente;

h_t – distância entre banzos;

L – projeções das diagonais.

O cálculo dos ângulos θ_{1F} e θ_{2F} depende da distância entre banzos e das distâncias entre topo do perfil do banzo superior e inferior e o centro do furo da chapa, e_{1BS} e e_{1BI} , respectivamente:

$$\theta_{1F} = \theta_{2F} = \arctan\left(\frac{h_t - e_{1BS} - e_{1BI}}{L}\right) \quad (2.3)$$

Estes ângulos modificados devem ser utilizados para o cálculo da resultante horizontal F^* e da resultante vertical N_1^* .

$$F^* = F_1 \cdot \cos(\theta_{1F}) + F_2 \cdot \cos(\theta_{2F}) \quad (2.4)$$

$$N_1^* = F_1 \cdot \sin(\theta_{1F}) - F_2 \cdot \sin(\theta_{2F}) \quad (2.5)$$

Onde:

F^* – resultante horizontal das forças atuantes nas diagonais F_1 e F_2 ;

N_1^* – resultante vertical das forças atuantes nas diagonais F_1 e F_2 .

Estudo será focado apenas a influência da força F^* na ligação, a componente N_1^* não será abordada. Como justificativa, apresenta-se a treliça da Figura 2.8, formada por perfis tubulares de seção circular de MEYER (2002), com os esforços em cada barra em kN.

Observa-se que para os nós do banco inferior, os esforços das diagonais comprimidas são iguais aos esforços das diagonais tracionadas. Neste caso a componente vertical resultante é nula.

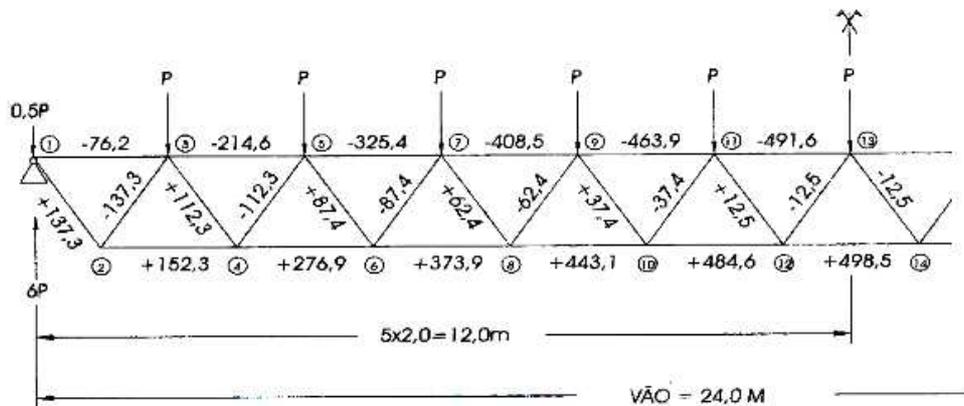


Figura 2.8 – Solicitações nas barras de uma treliça, MEYER (2002)

No caso do banco superior, levando-se em conta que nesta treliça o ângulo entre as diagonais e o banco é de $56,3^\circ$, consideram do-se apenas os esforços das diagonais, as forças resultantes no nó 3 são:

$$F^* = 137,3 \cdot \cos 56,3 + 112,3 \cdot \cos 56,3 = 138,5 \text{ kN}$$

e

$$N_1^* = 137,3 \cdot \sin 56,3 - 112,3 \cdot \sin 56,3 = 20,8 \text{ kN}$$

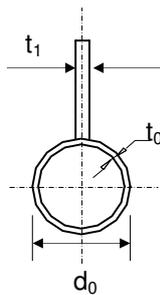
A componente vertical representa 15% da horizontal. Esta relação se modifica um pouco dependendo do ângulo entre as diagonais, mas este exemplo

serve para mostrar a preponderância da força horizontal e a ordem de grandeza da diferença entre estas duas forças.

2.2.2 Parâmetros de dimensionamento

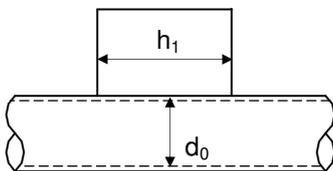
Para utilização dos critérios segundo CIDECT(1991), a verificação dos parâmetros a seguir é necessária, pois são relativos aos ensaios experimentais previamente realizados. A validade da formulação é garantida, desde que as verificações a seguir sejam satisfeitas.

- A relação entre a espessura da chapa t_1 e o diâmetro do tubo do banzo d_0 deve ser menor ou igual a 0,2.



$$\frac{t_1}{d_0} \leq 0,2 \quad (2.6)$$

- A relação η , entre o comprimento da chapa h_1 e o diâmetro do tubo do banzo d_0 , deve ser menor ou igual a 4,0.



$$\eta = \frac{h_1}{d_0} \leq 4 \quad (2.7)$$

- A relação 2γ , entre o diâmetro do tubo do banzo d_0 e sua espessura t_0 deve estar compreendida entre 10 e 40.

$$10 \leq \frac{d_0}{t_0} \leq 40 \quad (2.8)$$

2.2.3 Obtenção da resistência da ligação

A resistência última da ligação, que está submetida a diferentes esforços e modos de falha, dá-se pelo menor dos resultados obtidos pelas equações que se seguem:

a) A resistência da ligação com relação à plastificação da parede do banzo é dada por:

$$N_{1,Rd} = 5 \cdot f_{y0} \cdot t_0^2 \cdot (1 + 0,25\eta) \cdot f(n') \quad (2.9)$$

$$\text{Para banzo tracionado: } f(n') = 1 \quad (2.10)$$

$$\text{Para banzo comprimido: } f(n') = 1 + 0,3n'(1 - n') \leq 1 \quad (2.11)$$

Sendo:

$$n' = \left(\frac{N_{0,Sd} + F^*}{A_0 \cdot f_{y0}} + \frac{M_{0,Sd} + M_1^*}{W_0 \cdot f_{y0}} \right) \quad (2.12)$$

Onde:

η – Parâmetro definido em na Equação (2.17),

F^* – resultante horizontal das forças nas diagonais F_1 e F_2 , Equação (2.4);

M_1^* – momento fletor devido à excentricidade e_1 ;

$N_{0,Sd}$ – esforço normal atuante no banzo;

$M_{0,Sd}$ – momento fletor atuante no banzo;

A_0 – área da seção transversal do perfil do banzo;

W_0 – módulo elástico do perfil do banzo;

f_{y0} – tensão escoamento do aço do perfil do banzo.

RAUTARUUKI (1998) utiliza, para a Equação (2.9), um fator de segurança dado pela equação $1,1/(\gamma_{M0} \gamma_{Mj})$, sendo γ_{M0} o fator de segurança relacionado à seção transversal dos elementos e γ_{Mj} o fator de segurança relacionado à ligação. Em ambos os casos, os fatores de segurança são iguais a 1,1.

b) A resistência da ligação com relação à ruptura por punção na face do banzo:

$$N_{1,Rd} = 2 \cdot (h_1 + t_1) \cdot \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}} \quad (2.13)$$

c) A ligação resiste aos esforços solicitantes se: $N_{Sd} \leq N_{Rd}$. Para se verificar a resistência ao momento fletor a Equação (2.14) deve estar satisfeita:

$$M_{1,Sd} \leq F^* \cdot e_1 \quad (2.14)$$

Onde:

$$M_{1,Sd} = N_{1,Sd} \cdot h_1 \quad (2.15)$$

2.2.4 Limitações

As expressões para o cálculo da resistência, segundo cada modo de falha, possuem limitações e são válidas para algumas características físicas e geométricas das ligações, além dos parâmetros definidos em 2.2.1:

- Limite de escoamento do aço $f_y \leq 355 \text{N/mm}^2$;

- Espessura do perfil do banzo $t_0 \geq 2,5\text{mm}$.

2.3 Dimensionamento da chapa e parafuso

O método convencional de dimensionamento de uma chapa consiste em assumir que a distribuição do carregamento entre os parafusos é igual, de forma que o número necessário de parafusos possa ser determinado. A configuração da chapa é, então, escolhida para acomodar todas as barras da ligação e os parafusos. Em seguida, as tensões são verificadas para as seções críticas ou enfraquecidas por teoria de viga. A tensão normal (de compressão) na chapa também pode ser verificada pelo conceito de largura efetiva de WHITMORE (1952). Este método consiste, basicamente, na aproximação da máxima tensão normal atuante (tração ou compressão) que deve ser distribuída uniformemente sobre uma largura efetiva, nas extremidades das barras da ligação.

A resistência de uma chapa submetida à tração pode ser determinada pela ruptura da seção líquida, que provoca o colapso, ou pelo escoamento generalizado da seção bruta ao longo da peça, que provoca deformações exageradas. O escoamento da seção líquida conduz a um pequeno alongamento da peça que, segundo PFEIL (2000), não constitui um estado limite.

O AISC (2005) destaca que a falha de uma ligação parafusada pode ocorrer no parafuso ou na chapa de ligação e está relacionado com o diâmetro e comprimento do parafuso, largura e espessura da chapa de ligação, além da distância entre os parafusos e destes às bordas da chapa. A verificação da resistência da ligação deve ser feita considerando os possíveis modos de falha citados na Figura 2.9.

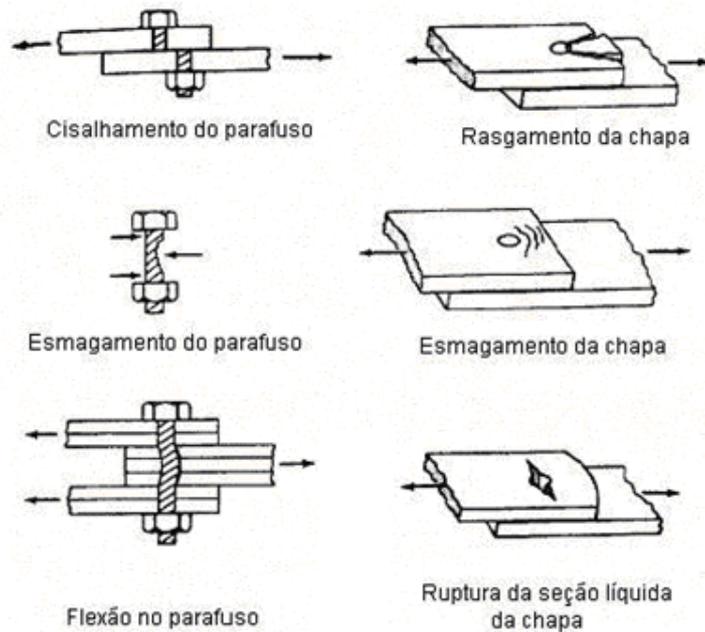


Figura 2.9 – Possíveis modos de falha em ligações parafusadas.
Adaptado de SAMARRA (2007)

2.3.1 escoamento para seção bruta

Quando o estado limite de um elemento tracionado for escoamento da seção bruta, a resistência nominal $N_{t,Rd}$, é dada pela Equação (2.16):

$$N_{t,Rd} = \frac{A_g \cdot f_y}{\gamma_{a1}} \quad (2.16)$$

$$A_g = b_1 \cdot t_1 \quad (2.17)$$

Onde:

A_g – área bruta da seção da chapa;

f_y – tensão de escoamento do aço da chapa;

γ_{a1} – coeficiente de valor igual a 1,1 - ABNT NBR 8800:2008.

2.3.2 Ruptura para seção líquida

As tensões normais na seção de uma chapa tracionada com furos, em regime elástico, não são uniformes, apresentando tensões mais elevadas nas proximidades dos furos, como mostra a Figura 2.10. A estas tensões somam-se as tensões residuais originadas durante o processo de fabricação da chapa, PFEIL (2000). Com o acréscimo da força de tração ocorre a plastificação progressiva da seção. No estado limite, as tensões se distribuem de maneira uniforme em toda a seção da chapa, devido à ductilidade do aço, e, desta forma, a carga para a qual a peça atinge o estado limite não depende das tensões residuais.

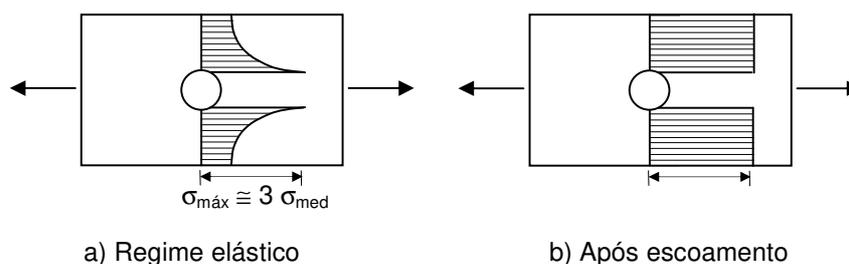


Figura 2.10 – Tensões normais de tração em uma chapa com furo

SALMON e JOHNSON (1996) ressaltam que furos em uma chapa causam concentrações de tensão e que, pela teoria da elasticidade, as tensões adjacentes a estes chegam a três vezes a tensão média na seção líquida (Figura 2.10).

Para elementos tracionados ligados através de parafusos, existem vários métodos para se fazer os furos e o mais comum deles é a punção. Como resultado do processo de furação, a área da seção transversal do elemento é reduzida, e a sua resistência pode ser reduzida também, dependendo do tamanho e da localização dos furos. Os furos possuem diâmetro 1,5 mm maior que o diâmetro do parafuso, e, em geral, a espessura da chapa é menor que o diâmetro do furo. Durante o processo de punção, o metal das bordas do furo é danificado.

No dimensionamento, deve-se considerar esta redução da área da seção, excluindo-se a área danificada. A ABNT NBR 8800:2008 considera que esta redução seja da ordem de 2 mm (Equação 2.21).

Quando o estado limite for ruptura da seção líquida, em elementos com furos, a resistência nominal $N_{t,Rd}$, é dada pela Equação (2.18):

$$N_{t,Rd} = \frac{A_e \cdot f_u}{\gamma_{a2}} \quad (2.18)$$

Onde:

$$A_e = C_t \cdot A_n \quad (2.19)$$

$$A_n = (b_1 - d_f) \cdot t_1 \quad (2.20)$$

$$d_f = d_b + 2 \text{ mm} \quad (2.21)$$

A_e – área líquida efetiva da seção transversal da chapa;

A_n – área líquida da barra;

d_b – diâmetro do parafuso em mm;

d_f – diâmetro do furo em mm;

f_u – tensão de ruptura do aço da chapa;

γ_{a2} – coeficiente de valor igual a 1,35 - ABNT NBR 8800:2008

C_t – coeficiente de redução da área líquida → quando a força de tração for transmitida diretamente para cada um dos elementos da seção transversal da barra, por soldas ou parafusos: $C_t = 1,00$

2.3.3 Resistência ao cisalhamento dos parafusos

A resistência de cálculo para parafusos é determinada conforme a ABNT NBR 8800:2008, que recomenda que as conexões devam ser dimensionadas para forças de cálculo nunca inferiores a 50% das resistências de cálculo das barras que a compõem, aos tipos de força normal (tração ou compressão), sendo dimensionadas para um esforço mínimo de 40 kN.

Devem ser verificadas as resistências à tração, força cortante, pressão de contato, tração e força cortante combinadas, além de espaçamentos máximos e mínimos.

A resistência ao cisalhamento dos parafusos com rosca no plano de corte é dada pela Equação (2.22):

$$F_{v,Rd} = \frac{0,4 \times A_b \times f_{ub}}{\gamma_{a2}} \quad (2.22)$$

Onde:

A_b – área do parafuso;

f_{ub} – tensão de ruptura do material do parafuso.

γ_{a2} – coeficiente de valor igual a 1,35; ABNT NBR 8800:2008.

2.3.4 Pressão de contato em furos

De acordo com REZENDE (2005), na ruptura da ligação por esmagamento ocorre o enrugamento da chapa de aço em frente ao parafuso, ocasionando a deformação excessiva da chapa na região do furo. Nas ligações em que a ruptura acontece pelo rasgamento entre furos, ou entre furo e borda, ocorre inicialmente o enrugamento da chapa de aço em frente ao parafuso, seguido pelo rasgamento da chapa. O rasgamento acontece por duas linhas de fratura que se iniciam nas bordas dos furos e caminham aproximadamente à 45° com o eixo longitudinal da

ligação, estendendo-se da região do enrugamento do material até a extremidade da chapa (ruptura entre furo e borda), ou até o furo adjacente (esmagamento da parede do furo).

A resistência de cálculo da ligação para este tipo de falha é determinada, basicamente, em função de três variáveis: o diâmetro do parafuso d_p , a espessura da chapa t_1 e a resistência última do material da chapa f_u . Além destas três variáveis, que são comuns em todas as equações apresentadas pelas normas vigentes, nacionais e estrangeiras, existem outras que são particulares de cada norma, as quais levam em consideração o tipo de ligação, ou seja, cisalhamento simples ou duplo, a utilização, ou não, de arruelas junto à cabeça e à porca do parafuso e também a relação d_p/t_1 .

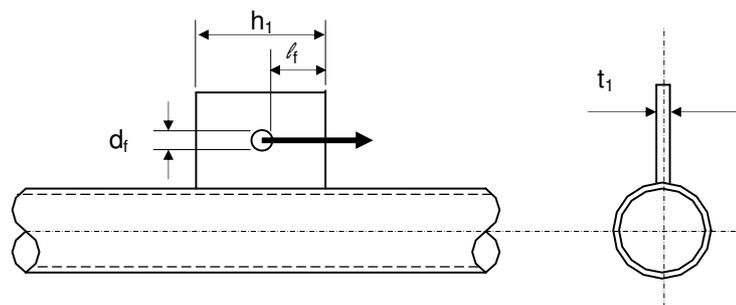


Figura 2.11 – Variáveis do cálculo da pressão de contato

A ABNT NBR 8800:2008, Seção 6.3.3.3, trata da resistência à pressão de contato na parede de furos. De acordo com essa norma, nos casos em que a deformação no furo for uma limitação de projeto, em furos-padrão, a resistência à pressão de contato é obtida pela Equação (2.23):

$$F_{c,Rd} = \frac{1,2 \times l_f \times t_1 \times f_u}{\gamma_{a2}} \leq \frac{2,4 \times d_b \times t_1 \times f_u}{\gamma_{a2}} \quad (2.23)$$

$$l_f = \frac{h_1 - d_f}{2} \quad (2.24)$$

Onde:

l_f – distância, na direção da força, entre a borda do furo e a borda livre, (Figura 2.11).

2.4 Dimensionamento das soldas de filete

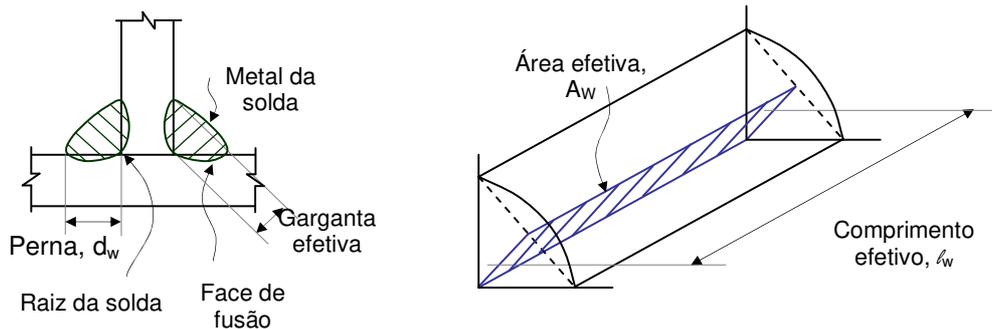


Figura 2.12 – Definições para solda de filete

A Figura 2.12 indica as definições utilizadas para as soldas de filete, e, a seguir, apresenta-se a descrição de cada uma delas:

- face de fusão: região da superfície original do metal base onde ocorreu a fusão deste com o metal da solda;
- raiz da solda: linha comum às duas faces de fusão;
- perna do filete ou altura da solda, d_w : menor dos lados, medidos nas faces de fusão, do maior triângulo inscrito dentro da seção transversal da solda. O filete de solda é especificado através da dimensão de sua perna;
- garganta efetiva: é a mais curta distância entre a raiz da solda e a hipotenusa desse triângulo inscrito. Para o caso de filete de pernas iguais a dimensão da garganta efetiva é 0,707 vezes a perna do filete;
- comprimento efetivo da solda, l_w : comprimento total da solda de dimensão uniforme, incluindo os retornos nas extremidades;

- área efetiva da solda, A_w : área considerada como de resistência da solda, que é igual à garganta efetiva \times o comprimento efetivo;

- área teórica da face de fusão, A_{MB} : área considerada como de resistência do metal base junto à solda, que é igual à perna do filete \times o comprimento efetivo.

A força a ser considerada para o dimensionamento da solda deve ser a resultante de todas as forças envolvidas na ligação. A resistência da solda utilizada na ligação é dada, a seguir, conforme recomendação da ABNT NBR 8800:2008.

$$F_{Rd,w} / \gamma = \frac{N_{Sd}}{l_w \cdot \cos \alpha_s \cdot d_w} \quad (2.25)$$

$F_{Rd,w} / \gamma$ – Resistência de cálculo no estado limite de ruptura da solda;

α_s – Ângulo da seção de cisalhamento, sendo igual a 0° para o metal base e igual a 45° para o metal da solda;

d_w – Altura da solda;

Pela ABNT NBR 8800:2008, tem-se $F_{Rd,w} / \gamma$ definido como o menor valor entre:

$$F_{Rd,w} / \gamma = \begin{cases} 0,6 \cdot f_y / 1,1 & \text{para o metal base} \\ 0,6 \cdot f_w / 1,35 & \text{para o metal da solda} \end{cases} \quad (2.26)$$

f_y – Tensão de escoamento da chapa ou do tubo (MPa), adotar o menor deles;

f_w – resistência do metal da solda, ver Tabela 2.2.

A ABNT NBR 8800:2008 especifica a resistência mínima f_w à tração do eletrodo (metal da solda) normalmente utilizado, conforme ilustrado na Tabela 2.2. A especificação da resistência do eletrodo deve ser feita na etapa de projeto.

Tabela 2. 2 com as resistências mínimas à tração do metal da solda, ABNT NBR 8800:2008

Metal da Solda	f_w [MPa]
E60XX	415
E70XX	485

Além das verificações anteriores, a ABNT NBR 8800:2008 recomenda as dimensões nominais mínimas e máximas do filete, comprimento do filete e demais dimensões, para que se possa garantir a resistência da ligação.

A dimensão mínima de uma solda de filete é dada na Tabela 2.3 conforme as recomendações da ABNT NBR 8800:2008, em função da parte menos espessa soldada.

Tabela 2.3 – Tamanho mínimo da perna de uma solda de filete

Menor espessura do metal base na junta [mm]	Tamanho mínimo da perna da solda de filete, d_w [mm]
Abaixo de 6,35 e até 6,35	3
Acima de 6,35 até 12,5	5
Acima de 12,5 até 19	6
Acima de 19	8
Executadas somente com um passe.	

Fonte – ABNT NBR 8800:2008 Seção 6.2.6.2.1.

A Seção 6.2.6.2.2 da ABNT NBR 8800:2008 indica o tamanho máximo da perna de uma solda de filete que pode ser usado ao longo de bordas de partes soldadas:

a) ao longo de bordas de material, com espessura inferior a 6,35 mm, não mais do que a espessura do material;

b) ao longo de bordas de material, com espessura igual ou superior a 6,35 mm, não mais do que a espessura do material subtraída de 1,5 mm, a não ser que nos desenhos, essa solda seja indicada como reforçada durante a execução, de modo a se obter a espessura total desejada da garganta.

2.5 Nova abordagem no cálculo de ligações tubulares

Uma nova abordagem no cálculo da resistência de ligações tubulares, de acordo com a norma I IIW-XV-E, é apresentada no CIDECT (2010). Os autores evidenciam as diferenças entre a abordagem anterior e a nova. No caso da ligações com chapa, as alterações se restringem basicamente à função η , que foi alterada de $(1+0,25\eta)$ para $(1+0,4\eta)$ na equação da resistência, e ao fator de 0,8 incluído na função Q_u , para flexão no plano de ligações com placa longitudinal.

A forma geral da equação que descreve a capacidade resistente das ligações tubulares é a seguinte:

$$N_1^* = \frac{f_{y0} t_0^2}{\text{sen}\theta_1} Q_u Q_f \quad (2.27)$$

O fator Q_u expressa a resistência de ligações T planas com momentos fletores aplicados na extremidade do banzo. VEGTE e MAKINO (2006) adotaram para o fator de resistência Q_u a Equação (2.28):

$$Q_u = 5(1 + 0,4\eta) \quad (2.28)$$

Com o intuito de derivar funções que são aplicáveis para ligações tubulares de diversas configurações, a Equação (2.29) foi escolhida como base para a função de tensão no banzo Q_f :

$$Q_f = (1,0 - |n|)^{C1} \quad (2.29)$$

Onde n é dado por:

$$n = \frac{N_{0,p}}{N_{pl,0}} + \frac{M_{0,ip}}{M_{pl,0}} \quad (2.30)$$

E o coeficiente $C1$ assume os seguintes valores:

- Para banzo comprimido : $C1 = 0,25$
- Para banzo tracionado : $C1 = 0,20$

Para o cisalhamento do banzo, verificar:

$$n = \frac{N_1}{A_1} + \frac{M_{ip}}{W_{el,ip,1}} + \frac{M_{op}}{W_{el,op,1}} \leq 1,16 f_{y0} \frac{t_0}{t_1} \quad (2.31)$$

A resistência ao momento fletor:

$$M_1^* = Q_{ub} Q_f f_{y0} t_0^2 h_1 \quad (2.32)$$

$$Q_{ub} = 0,8 Q_u \quad (2.33)$$

3 Programa Experimental

3.1 Introdução

Neste Capítulo será apresentada a descrição do programa experimental utilizado para estudo da ligação de chapa de topo. Todos os ensaios foram realizados no Laboratório de Estruturas da Escola de Minas da Universidade Federal de Ouro Preto – UFOP, no âmbito do convênio de Pesquisa e Desenvolvimento Unicamp / UFOP / V&M do Brasil. FREITAS (2008).

Os ensaios da ligação de chapa de topo foram realizados com protótipos em escala real, onde se procurou simular através da aplicação de uma força excêntrica ao perfil tubular, no furo da chapa de topo, os efeitos dos esforços transmitidos pelas diagonais pinadas para a barra do banzo, em uma estrutura. Desta forma não houve necessidade de se incluir as diagonais nos protótipos de ensaio, apenas simulou-se o efeito das mesmas sobre a chapa de topo e sobre o perfil tubular. A geometria do protótipo é apresentada na Figura 3.1.

Os protótipos foram fixados no pórtico de ensaio na posição vertical, com o auxílio de dispositivos adaptados para fixação e aplicação do carregamento. Foi avaliada a resistência última da ligação e durante os ensaios foram observados os mecanismos de colapso, os deslocamentos e deformações dos protótipos.

Dentre os objetivos destes ensaios, destacamos a avaliação da eficiência da ligação através da:

- Verificação do modo de ruptura;
- Levantamento da força de ruptura;
- Verificação da ocorrência de flexão na parede do perfil tubular;
- Avaliação das dimensões da chapa.

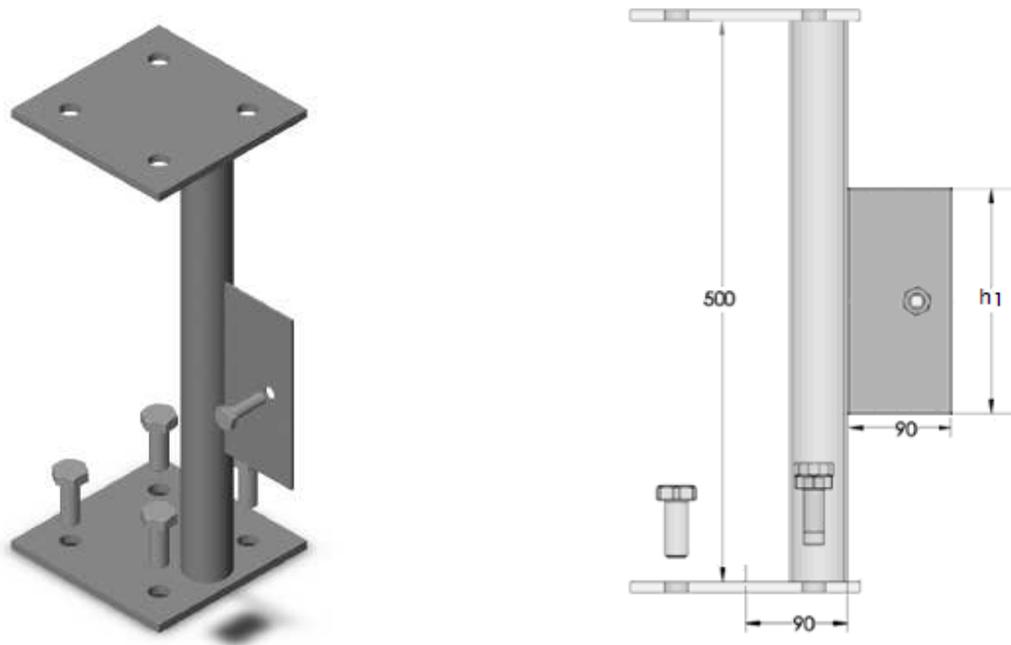


Figura 3.1 – Protótipos da ligação pinada com chapa de topo

3.2 Descrição dos ensaios

Para a avaliação dos diversos parâmetros que afetam o desempenho da ligação de chapa de topo pinada, foram confeccionados e ensaiados 45 corpos de prova (CPs) com diferentes diâmetros de perfis tubulares, e chapas com diferentes dimensões e espessuras. Nas Seções seguintes serão abordados a descrição das

características físicas e geométricas dos CPs, os procedimentos de ensaio e aquisição de dados.

3.2.1 Identificação dos corpos de prova

Para facilitar a identificação dos CPs ensaiados, foi definida a nomenclatura, apresentada a seguir, com as informações mais importantes para a identificação do corpo de prova:

Série	Diâmetro x Espessura do perfil	CH Comprimento x Espessura da chapa	Número do CP
-------	--------------------------------	-------------------------------------	--------------

Série – $d_0 \times t_0$ – CH $h_1 \times t_1$ – CP n°

Série: foram realizadas duas etapas de ensaio. As séries A e B dizem respeito à primeira e segunda etapa de ensaios, respectivamente.

Diâmetro x Espessura do perfil: foram utilizados 5 diferentes tipos de perfis tubulares, de dimensões nominais conforme a Tabela 3.1. Não houve variação na espessura do tubo, sendo esta fixa para cada diâmetro.

Tabela 3.1 – Dimensões nominais dos perfis tubulares utilizados nos corpos de prova

Diâmetro do tubo [mm]	Espessura do tubo [mm]
60,3	3,2
73	3,6
76,5	3,6
96,5	4,0
101,6	4,0

Comprimento da chapa: foram empregadas chapas de 3 comprimentos diferentes, 100 mm, 150 mm e 200 mm.

Espessura da chapa: foram utilizadas 3 espessuras de chapa: 3,0 mm; 4,75 mm e 6,3 mm.

Número do CP: o número no final aparece para identificar mais de um corpo de prova com a mesma geometria.

Exemplo: A-60,3x3,2-CH100x3,0-CP1: Corpo de prova da primeira série ensaiada, perfil tubular de 60,3 mm de diâmetro e 3,2 mm de espessura, chapa de 100 mm de comprimento e 3,0 mm de espessura, corpo de prova número 1.

3.2.2 Características das chapas e dos perfis tubulares

As variáveis envolvidas na definição da chapa de ligação estão na Figura 3.2. A altura da chapa b_1 foi fixada em 90 mm e o diâmetro do furo também foi mantido em todos os CPs. Para utilização de um parafuso de $\frac{1}{2}$ " foi feito um furo de 14 mm na chapa, segundo recomendação da ABNT NBR 8800:2008.

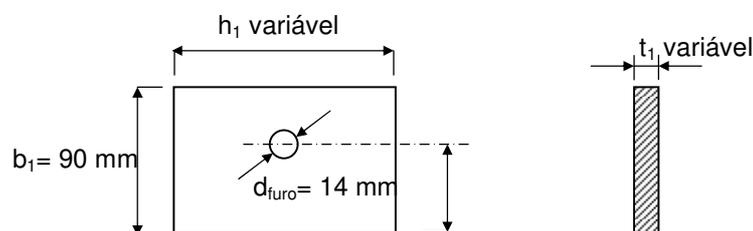


Figura 3.2 – Dimensões da chapa de topo dos protótipos de ensaio

A posição do furo, definida pela variável e_1 , apresentou valores diferentes dependendo da espessura da chapa de ligação.

- Para as chapas de 3,0 mm: $e_1 = 60$ mm
- Para as chapas de 4,75 mm e de 6,3 mm: $e_1 = 45$ mm

Os protótipos foram confeccionados com perfis tubulares de 500 mm de comprimento. Os perfis tubulares utilizados na sua confecção são da empresa Vallourec & Mannesman – V&M Tubes do Brasil. Os diâmetros escolhidos para os protótipos são os mais usuais para as estruturas tubulares do sistema de cobertura em desenvolvimento pela V&M.

A caracterização dos materiais dos tubos foi fornecida pela empresa, atendendo as especificações da norma ASTM-EM8 (1995). Foram obtidos a curva tensão-deformação típica, os valores da tensão de escoamento f_y , da tensão de ruptura f_u , e da deformação total ϵ_u , para cada um dos perfis tubulares utilizados. A Tabela 3.2 apresenta os resultados da caracterização do aço dos 5 perfis tubulares utilizados.

Tabela 3.2 – Resultado da caracterização do aço dos tubos V&M

Perfil tubular	f_y [MPa]	f_u [MPa]	f_y/f_u	ϵ_u total [%]
60,3×3,2	412	569	0,72	17,5
73,0×3,6	385	465	0,83	17,8
76,5×3,6	367	456	0,80	18,4
96,5×4,0	354	447	0,79	19,2
101,6×4,0	377	486	0,78	16,0

O material das chapas também foi caracterizado. A Tabela 3.3 apresenta os dados obtidos para as três espessuras de chapas utilizadas na confecção dos CPs.

Tabela 3.3 – Resultado da caracterização do aço das chapas

Espessura da chapa [mm]	f_y [MPa]	f_u [MPa]	f_y/f_u	ϵ_u total [%]
3,0	333	467	0,71	16,5
4,75	385	492	0,78	17,8
6,0	339	427	0,79	18,4

As informações sobre os dados obtidos pela caracterização de todos os materiais estão no Anexo B.

Nas Tabelas 3.4 e 3.5 são apresentadas as principais propriedades geométricas dos protótipos de cada série. Também são apresentados os valores dos parâmetros geométricos 2γ e η , muito utilizados na literatura sobre este tema. O parâmetro 2γ representa a esbeltez do tubo e o parâmetro η representa a relação entre o comprimento da chapa e o diâmetro do tubo conforme descrito na Equação (2.7).

Tabela 3.4 – Descrição dos protótipos da série A

Ensaio	Identificação	d_0 [mm]	t_0 [mm]	h_1 [mm]	t_1 [mm]	e_1 [mm]	2γ (d_0/t_0)	η (h_1/d_0)
1	A-60,3x3,2-CH100x3,0- CP1	60,3	3,2	100	3,0	60	18,84	1,66
2	A-60,3x3,2-CH100x3,0- CP2	60,3	3,2	100	3,0	60	18,84	1,66
3	A-60,3x3,2-CH150x3,0- CP1	60,3	3,2	150	3,0	60	18,84	2,49
4	A-60,3x3,2-CH200x3,0- CP1	60,3	3,2	200	3,0	60	18,84	3,32
5	A-73,0x3,6-CH100x3,0- CP1	73,0	3,6	100	3,0	60	20,28	1,37
6	A-73,0x3,6-CH100x3,0- CP2	73,0	3,6	100	3,0	60	20,28	1,37
7	A-73,0x3,6-CH100x3,0- CP3	73,0	3,6	100	3,0	60	20,28	1,37
8	A-73,0x3,6-CH100x3,0- CP4	73,0	3,6	100	3,0	60	20,28	1,37
9	A-73,0x3,6-CH150x3,0- CP1	73,0	3,6	150	3,0	60	20,28	2,05
10	A-73,0x3,6-CH200x3,0- CP1	73,0	3,6	200	3,0	60	20,28	2,74
11	A-76,5x3,6-CH100x3,0- CP1	76,5	3,6	100	3,0	60	21,25	1,31
12	A-76,5x3,6-CH100x3,0- CP2	76,5	3,6	100	3,0	60	21,25	1,31
13	A-76,5x3,6-CH150x3,0- CP1	76,5	3,6	150	3,0	60	21,25	1,96
14	A-76,5x3,6-CH200x3,0- CP1	76,5	3,6	200	3,0	60	21,25	2,61
15	A-96,5x4,0-CH100x3,0- CP1	96,5	4,0	100	3,0	60	24,13	1,04
16	A-96,5x4,0-CH100x3,0- CP2	96,5	4,0	100	3,0	60	24,13	1,04
17	A-96,5x4,0-CH100x3,0- CP3	96,5	4,0	100	3,0	60	24,13	1,04
18	A-96,5x4,0-CH150x3,0- CP1	96,5	4,0	150	3,0	60	24,13	1,55
19	A-96,5x4,0-CH200x3,0- CP1	96,5	4,0	200	3,0	60	24,13	2,07
20	A-101,6x4,0-CH100x3,0- CP1	101,6	4,0	100	3,0	60	25,40	0,98
21	A-101,6x4,0-CH100x3,0- CP2	101,6	4,0	100	3,0	60	25,40	0,98
22	A-101,6x4,0-CH150x3,0- CP1	101,6	4,0	150	3,0	60	25,40	1,48
23	A-101,6x4,0-CH150x3,0- CP2	101,6	4,0	150	3,0	60	25,40	1,48
24	A-101,6x4,0-CH200x3,0- CP1	101,6	4,0	200	3,0	60	25,40	1,97

Tabela 3.5 – Descrição dos protótipos da série B

Ensaio	Identificação	d₀ [mm]	t₀ [mm]	h₁ [mm]	t₁ [mm]	e₁ [mm]	2γ (d ₀ /t ₀)	η (h ₁ /d ₀)
1	B-60,3x3,2-CH100x3,0-CP1	60,3	3,2	100	3,0	60	18,84	1,66
2	B-60,3x3,2-CH100x4,75-CP1	60,3	3,2	100	4,75	45	18,84	1,66
3	B-60,3x3,2-CH100x4,75-CP2	60,3	3,2	100	4,75	45	18,84	1,66
4	B-60,3x3,2-CH100x6,3-CP1	60,3	3,2	100	6,3	45	18,84	1,66
5	B-60,3x3,2-CH100x6,3-CP2	60,3	3,2	100	6,3	45	18,84	1,66
6	B-60,3x3,2-CH100x6,3-CP3	60,3	3,2	100	6,3	45	18,84	1,66
7	B-60,3x3,2-CH150x6,3-CP1	60,3	3,2	150	6,3	45	18,84	2,49
8	B-73,0x3,6-CH100x4,75-CP1	73,0	3,6	100	4,75	45	20,28	1,37
9	B-73,0x3,6-CH100x4,75-CP2	73,0	3,6	100	4,75	45	20,28	1,37
10	B-73,0x3,6-CH100x6,3-CP1	73,0	3,6	100	6,3	45	20,28	1,37
11	B-73,0x3,6-CH100x6,3-CP2	73,0	3,6	100	6,3	45	20,28	1,37
12	B-73,0x3,6-CH150x6,3-CP1	73,0	3,6	150	6,3	45	20,28	2,05
13	B-76,5x3,6-CH150x3,0-CP1	76,5	3,6	150	3,0	60	21,25	1,96
14	B-96,5x4,0-CH100x3,0-CP1	96,5	4,0	100	3,0	60	24,13	1,04
15	B-96,5x4,0-CH100x4,75-CP1	96,5	4,0	100	4,75	45	24,13	1,04
16	B-96,5x4,0-CH100x4,75-CP2	96,5	4,0	100	4,75	45	24,13	1,04
17	B-96,5x4,0-CH100x6,3-CP1	96,5	4,0	100	6,3	45	24,13	1,04
18	B-96,5x4,0-CH100x6,3-CP2	96,5	4,0	100	6,3	45	24,13	1,04
19	B-96,5x4,0-CH100x6,3-CP3	96,5	4,0	100	6,3	45	24,13	1,04
20	B-96,5x4,0-CH150x3,0-CP1	96,5	4,0	150	3,0	60	24,13	1,55
21	B-96,5x4,0-CH150x6,3-CP1	96,5	4,0	150	6,3	45	24,13	1,55

3.2.3 Esquema geral dos ensaios

Os protótipos foram fixados no pórtico de ensaio, na posição vertical, através de duas peças confeccionadas para unir as placas de extremidade do perfil tubular ao pilar do pórtico. A aplicação da força foi efetuada através de uma célula de carga, cuja capacidade máxima nominal é de 100 kN, posicionada na laje de reação sob a chapa de topo, conforme a Figura 3.3.



Figura 3.3 – Posicionamento dos protótipos de ensaio no pórtico e sistema de aplicação de forças

A transmissão do carregamento para a chapa de topo se processou da seguinte maneira: duas cantoneiras com o mesmo tipo de furação da chapa de topo, foram posicionadas, uma de cada lado, e as 3 chapas foram unidas por um parafuso. Assim a força aplicada nas cantoneiras (parafusadas na célula de carga), foi transmitida para a chapa de topo, através do parafuso, como mostra a Figura 3.4, da mesma maneira como se processaria em uma treliça real.



Figura 3.4 – Detalhe do sistema de aplicação de forças

3.2.4 Instrumentação

A instrumentação usada nos ensaios visou o monitoramento de deformações e deslocamentos, assim como o controle dos carregamentos aplicados. A leitura de deslocamentos ocorridos durante o ensaio foi feita a partir de um transdutor de deslocamentos (LVDT). Para medição de deformações específicas, foram usados extensômetros elétricos de resistência.

Na série A, foram usados dois extensômetros unidirecionais. Baseados em uma análise numérica preliminar, observou-se que a região de maior concentração de tensões no perfil tubular acontece no lado comprimido, próximo à chapa, por esta razão, posicionou-se um extensômetro neste ponto (E1). Na chapa, a região mais solicitada é na região de contato entre o parafuso e o furo, assim foi definida a posição do extensômetro da chapa (E2), logo acima da borda do furo. A Figura 3.5 apresenta a região instrumentada.

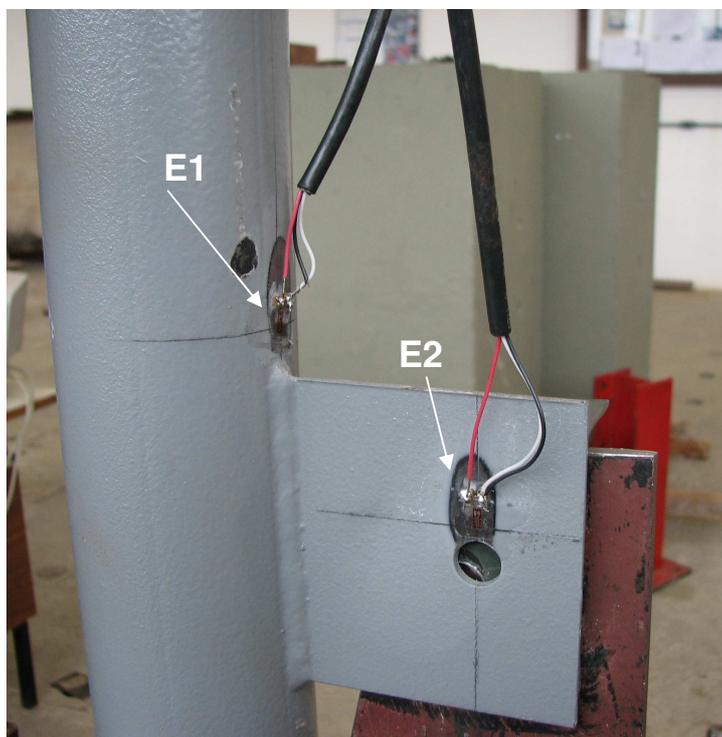


Figura 3.5 – Posição dos extensômetros –Série A

Para monitorar os deslocamentos no conjunto da ligação, utilizou-se um LVDT posicionado de acordo com a Figura 3.3. Como estes ensaios são referentes a uma ligação pinada, com carregamento excêntrico, onde a chapa fica submetida a esforço de flexão, é importante conhecer os níveis de deslocamentos apresentados pela chapa de ligação durante os ensaios.

A Tabela 3.6 apresenta a instrumentação utilizada em cada um dos protótipos da série A.

Tabela 3.6 – Instrumentação os protótipos da série A

Ensaio	Identificação	Instrumentação
1	A-60,3x3,2-CH100x3,0- CP1	E1
2	A-60,3x3,2-CH100x3,0- CP2	LVDT, E1, E2
3	A-60,3x3,2-CH150x3,0- CP1	E1
4	A-60,3x3,2-CH200x3,0- CP1	LVDT
5	A-73,0x3,6-CH100x3,0- CP1	-
6	A-73,0x3,6-CH100x3,0- CP2	-
7	A-73,0x3,6-CH100x3,0- CP3	LVDT
8	A-73,0x3,6-CH100x3,0- CP4	LVDT, E1, E2
9	A-73,0x3,6-CH150x3,0- CP1	LVDT, E1, E2
10	A-73,0x3,6-CH200x3,0- CP1	LVDT
11	A-76,5x3,6-CH100x3,0- CP1	LVDT
12	A-76,5x3,6-CH100x3,0- CP2	LVDT, E1, E2
13	A-76,5x3,6-CH150x3,0- CP1	LVDT
14	A-76,5x3,6-CH200x3,0- CP1	LVDT
15	A-96,5x4,0-CH100x3,0- CP1	-
16	A-96,5x4,0-CH100x3,0- CP2	LVDT
17	A-96,5x4,0-CH100x3,0- CP3	LVDT, E1, E2
18	A-96,5x4,0-CH150x3,0- CP1	E1
19	A-96,5x4,0-CH200x3,0- CP1	LVDT
20	A-101,6x4,0-CH100x3,0- CP1	-
21	A-101,6x4,0-CH100x3,0- CP2	LVDT
22	A-101,6x4,0-CH150x3,0- CP1	LVDT
23	A-101,6x4,0-CH150x3,0- CP2	LVDT
24	A-101,6x4,0-CH200x3,0- CP1	LVDT

A definição da instrumentação da série B, foi feita com base nos resultados obtidos na série A.

O extensômetro da chapa E1 foi mudado de posição na série B. Observou-se que a região em que este se encontrava, na série A, apresentou deformações excessivas, a um nível de carga relativamente baixo, comparado ao nível de carga

suportado pelo perfil tubular. A nova posição escolhida pode ser observada na Figura 3.6.

No perfil tubular, em vez do extensômetro unidirecional, foi utilizada uma roseta, composta pelos extensômetros E2, E3 e E4, sendo E2 o extensômetro horizontal, E3 o inclinado e E4 o vertical. Manteve-se o LVDT, posicionado de acordo com a Figura 3.6.



Figura 3.6 – Posição da instrumentação nos protótipos – Série B

A Tabela 3.7 apresenta a instrumentação utilizada em cada um dos protótipos da série B.

Tabela 3.7 – Instrumentação os protótipos da série B

Ensaio	Identificação	Instrumentação
1	B-60,3x3,2-CH100x3,0-CP1	LVDT, E1, E2, E3, E4
2	B-60,3x3,2-CH100x4,75-CP1	LVDT, E1, E2, E3, E4
3	B-60,3x3,2-CH100x4,75-CP2	LVDT
4	B-60,3x3,2-CH100x6,3-CP1	LVDT, E1, E2, E3, E4
5	B-60,3x3,2-CH100x6,3-CP2	LVDT, E1, E2, E3, E4
6	B-60,3x3,2-CH100x6,3-CP3	LVDT
7	B-60,3x3,2-CH150x6,3-CP1	LVDT, E1, E2, E3, E4
8	B-73,0x3,6-CH100x4,75-CP1	LVDT, E1, E2, E3, E4
9	B-73,0x3,6-CH100x4,75-CP2	LVDT, E1, E2, E3, E4
10	B-73,0x3,6-CH100x6,3-CP1	LVDT, E1, E2, E3, E4
11	B-73,0x3,6-CH100x6,3-CP2	LVDT
12	B-73,0x3,6-CH150x6,3-CP1	LVDT, E1, E2, E3, E4
13	B-76,5x3,6-CH150x3,0-CP1	LVDT, E1, E2, E3, E4
14	B-96,5x4,0-CH100x3,0-CP1	LVDT, E1, E2, E3, E4
15	B-96,5x4,0-CH100x4,75-CP1	LVDT, E1, E2, E3, E4
16	B-96,5x4,0-CH100x4,75-CP2	LVDT, E1, E2, E3, E4
17	B-96,5x4,0-CH100x6,3-CP1	LVDT, E1, E2, E3, E4
18	B-96,5x4,0-CH100x6,3-CP2	LVDT, E1, E2, E3, E4
19	B-96,5x4,0-CH100x6,3-CP3	LVDT
20	B-96,5x4,0-CH150x3,0-CP1	LVDT, E1, E2, E3, E4
21	B-96,5x4,0-CH150x6,3-CP1	LVDT, E1, E2, E3, E4

3.2.5 Aquisição de dados

Para a aquisição de dados, foi utilizado um microcomputador conectado a um sistema eletrônico de medição Spider8, destinado à medição elétrica de variáveis mecânicas como tensão, força, pressão, aceleração e outras.

O programa utilizado na aquisição, Catman 4.5, fornece saídas gráficas e numéricas tanto para o acompanhamento durante os ensaios, como para análise dos resultados posteriormente.

3.3 Apresentação e análise dos resultados

Serão apresentados e discutidos os resultados obtidos nas duas séries de ensaios, juntamente com os gráficos de carga-deslocamento e de carga-deformação, para os casos pertinentes.

3.3.1 Modos de ruptura observados

Na série A, em todos os ensaios experimentais verificou-se que o escoamento ocorreu primeiro no extensômetro da chapa. Os protótipos apresentaram, em um primeiro momento, esmagamento do furo, por se tratar de uma chapa fina (3 mm), e na continuidade do ensaio, um segundo modo pôde ser observado. Não houve falha do parafuso em nenhum dos ensaios realizados, uma vez que os mesmos foram dimensionados para evitar este tipo de ruptura. Também não foi obtida ruptura isolada no perfil tubular.

Na série B, mesmo nos protótipos de chapa mais espessa, verificou-se o esmagamento na região de contato entre o parafuso e a chapa. Isto se explica devido ao fato de que o contato entre a chapa e o parafuso, acontece efetivamente, quando ocorre uma ligeira plastificação na borda do furo da chapa, na região de contato, possibilitando uma maior transmissão de esforços entre os dois elementos. Devido a este fenômeno, as normas de um modo geral e a ABNT NBR 8800:2008 inclusive, utilizam o limite de ruptura do aço, f_u , no cálculo da pressão de contato entre a chapa e o parafuso e no cálculo da ruptura da seção líquida.

Os modos de falha mais frequentemente identificados, nos diversos ensaios, em ordem de relevância, foram os seguintes:

- Modo de Ruptura I: Esmagamento do furo
- Modo de Ruptura II: Plastificação na parede do tubo
- Modo de Ruptura III: Esmagamento com início de ruptura da região termicamente afetada pela solda
- Modo de Ruptura IV: Amassamento da chapa

Os dois primeiros modos podem ser considerados principais, e os restantes secundários, por estarem sempre associados ao modo I, sem ocorrência isolada.

As figuras apresentadas em 3.7a) apresentam a típica ruptura por esmagamento na borda do furo. Trata-se de um CP com chapa de 200 mm de comprimento e outro com chapa de 100 mm , ambos com chapa de 3 mm de espessura.

O CP da Figura 3.7b) apresentou um afundamento na parede do tubo, na região comprimida pela chapa. Este modo de ruptura é frequente em protótipos com chapas curtas, como a da Figura 3.7b), que possui 100 mm de comprimento e em perfis esbeltos.

A Figura 3.7c), apresenta um protótipo que além do esmagamento do furo apresentou rasgamento nas proximidades da solda.

Na Figura 3.7d) temos um CP que apresentou esmagamento do furo e amassamento na chapa, podendo ser observado o giro da mesma fora do plano de aplicação da carga. Este modo é comum em ligações de chapas finas submetidas à compressão, e só foi observado nas chapas de 3 mm.



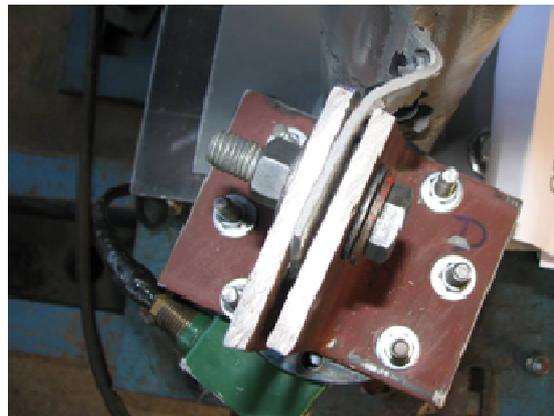
a) Esmagamento do furo



b) Plastificação da parede do tubo



c) Rasgamento na solda



d) Amassamento da chapa

Figura 3.7 – Modos de ruptura observados nos ensaios

3.3.2 Carga máxima e modo de ruptura dos CPs

A Tabela 3.8 apresenta a carga máxima e o modo de ruptura de cada protótipo ensaiado da série A, e a Tabela 3.9, da série B. Como foram observados, mais frequentemente, os modos I e II - esmagamento do furo e plastificação da parede do perfil tubular - a título de simplificação, estes modos serão denominados apenas, ruptura de chapa e/ou ruptura de tubo, respectivamente.

Tabela 3.8 – Valores das cargas máximas e modos de ruptura - Série A

Ensaio	Identificação	e_1 [mm]	2γ (d_0/t_0)	Carga máx [kN]	Modo de Ruptura
1	A-60,3x3,2-CH100x3,0 CP1	60	18,84	52,99	Modo I e II
2	A-60,3x3,2-CH100x3,0 CP2	60	18,84	53,14	Modo I e II
3	A-60,3x3,2-CH150x3,0 CP1	60	18,84	54,36	Modo I
4	A-60,3x3,2-CH200x3,0 CP1	60	18,86	67,04	Modo I
5	A-73,0x3,6-CH100x3,0 CP1	60	20,28	56,90	Modo I
6	A-73,0x3,6-CH100x3,0 CP2	60	20,28	52,30	Modo I e II
7	A-73,0x3,6-CH100x3,0 CP3	60	20,28	52,25	Modo I
8	A-73,0x3,6-CH100x3,0 CP4	60	20,28	48,95	Modo I
9	A-73,0x3,6-CH150x3,0 CP1	60	20,28	60,81	Modo I
10	A-73,0x3,6-CH200x3,0 CP1	60	20,28	64,65	Modo I
11	A-76,5x3,6-CH100x3,0 CP1	60	21,25	59,36	Modo I e II
12	A-76,5x3,6-CH100x3,0 CP2	60	21,25	47,93	Modo I
13	A-76,5x3,6-CH150x3,0 CP1	60	21,25	75,00	Modo I
14	A-76,5x3,6-CH200x3,0 CP1	60	21,25	64,24	Modo I
15	A-96,5x4,0-CH100x3,0 CP1	60	24,13	51,89	Modo I e II
16	A-96,5x4,0-CH100x3,0 CP2	60	24,13	52,71	Modo I e II
17	A-96,5x4,0-CH100x3,0 CP3	60	24,13	48,55	Modo I e II
18	A-96,5x4,0-CH150x3,0 CP1	60	24,13	55,51	Modo I
19	A-96,5x4,0-CH200x3,0 CP1	60	24,13	80,06	Modo I
20	A-101,6x4,0-CH100x3,0 CP1	60	25,40	59,05	Modo I e II
21	A-101,6x4,0-CH100x3,0 CP2	60	25,40	58,37	Modo I
22	A-101,6x4,0-CH150x3,0 CP1	60	25,40	72,60	Modo I
23	A-101,6x4,0-CH150x3,0 CP2	60	25,40	70,41	Modo I
24	A-101,6x4,0-CH200x3,0 CP1	60	25,40	69,04	Modo I

Tabela 3.9 – Valores das cargas máximas e modos de ruptura - Série B

Ensaio	Identificação	e_1 [mm]	2γ (d_0/t_0)	Carga máx [kN]	Modo de Ruptura
1	B-60,3x3,2-CH100x3,0 -CP1	60	18,84	49,81	Modo I
2	B-60,3x3,2-CH100x4,75-CP1	45	18,84	75,88	Modo I
3	B-60,3x3,2-CH100x4,75-CP2	45	18,84	71,80	Modo I
4	B-60,3x3,2-CH100x6,3 -CP1	45	18,84	69,95	Modo I e II
5	B-60,3x3,2-CH100x6,3 -CP2	45	18,84	80,12	Modo I e II
6	B-60,3x3,2-CH100x6,3 -CP3	45	18,84	75,14	Modo I e II
7	B-60,3x3,2-CH150x6,3 -CP1	45	18,84	85,55	Modo I e II
8	B-73,0x3,6-CH100x4,75-CP1	45	20,28	75,39	Modo I
9	B-73,0x3,6-CH100x4,75-CP2	45	20,28	71,70	Modo I
10	B-73,0x3,6-CH100x6,3 -CP1	45	20,28	80,99	Modo I e II
11	B-73,0x3,6-CH100x6,3 -CP2	45	20,28	85,07	Modo I e II
12	B-73,0x3,6-CH150x6,3 -CP1	45	20,28	85,08	Modo I e II
13	B-76,5x3,6-CH150x3,0 -CP1	60	21,25	52,96	Modo I
14	B-96,5x4,0-CH100x3,0 -CP1	60	24,13	48,97	Modo I
15	B-96,5x4,0-CH100x4,75-CP1	45	24,13	71,14	Modo I e II
16	B-96,5x4,0-CH100x4,75-CP2	45	24,13	83,49	Modo I e II
17	B-96,5x4,0-CH100x6,3 -CP1	45	24,13	73,95	Modo I e II
18	B-96,5x4,0-CH100x6,3 -CP2	45	24,13	71,98	Modo I e II
19	B-96,5x4,0-CH100x6,3 -CP3	45	24,13	78,18	Modo I e II
20	B-96,5x4,0-CH150x3,0 -CP1	60	24,13	54,14	Modo I
21	B-96,5x4,0-CH150x6,3 -CP1	45	24,13	86,09	Modo I e II

3.3.2.1 Carga máxima em função da esbeltez do tubo (d_0/t_0)

No gráfico da Figura 3.8, são apresentados os valores de carga máxima em função da esbeltez do tubo para todos os ensaios realizados. Os valores estão agrupados por cores em função das dimensões da chapa.

O desempenho dos protótipos com chapas de espessura 4,75 e 6,3 é muito semelhante, e obviamente superior em relação aos protótipos de chapa de 3,0 mm.

Observa-se que a esbeltez do tubo não interfere nos CPs com chapa de 3 mm de espessura. Há pouca variação da carga máxima em função da esbeltez do tubo. Quanto ao comprimento da chapa, nota-se que nem sempre o maior comprimento garante a maior resistência, que é o caso das chapas de 200 mm que apresentaram um desempenho mediano com relação às demais. Este comprimento de chapa somente foi utilizado nos CPs da série A. Na série B foram priorizados os CPs com chapa de 100 e 150 mm de comprimento.

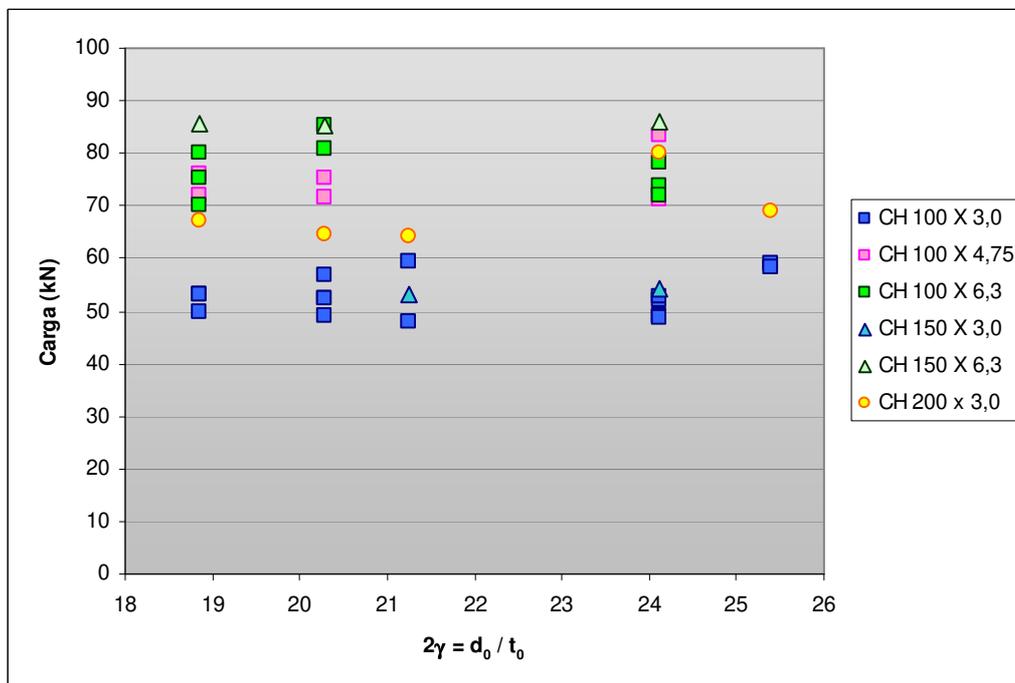


Figura 3.8 – Carga máxima x esbeltez do tubo

3.3.2.2 Carga máxima obtida em função do parâmetro η (h_1/d_0)

No gráfico da Figura 3.9 observa-se que protótipos com relação η maior que 2,5 não apresentam desempenho superior comparados aos demais. Os melhores resultados, em sua maioria, foram obtidos para η entre 1 e 2. Observa-

se também que há influência da espessura da chapa na carga máxima obtida para CPs com mesmo comprimento de chapa h_1 .

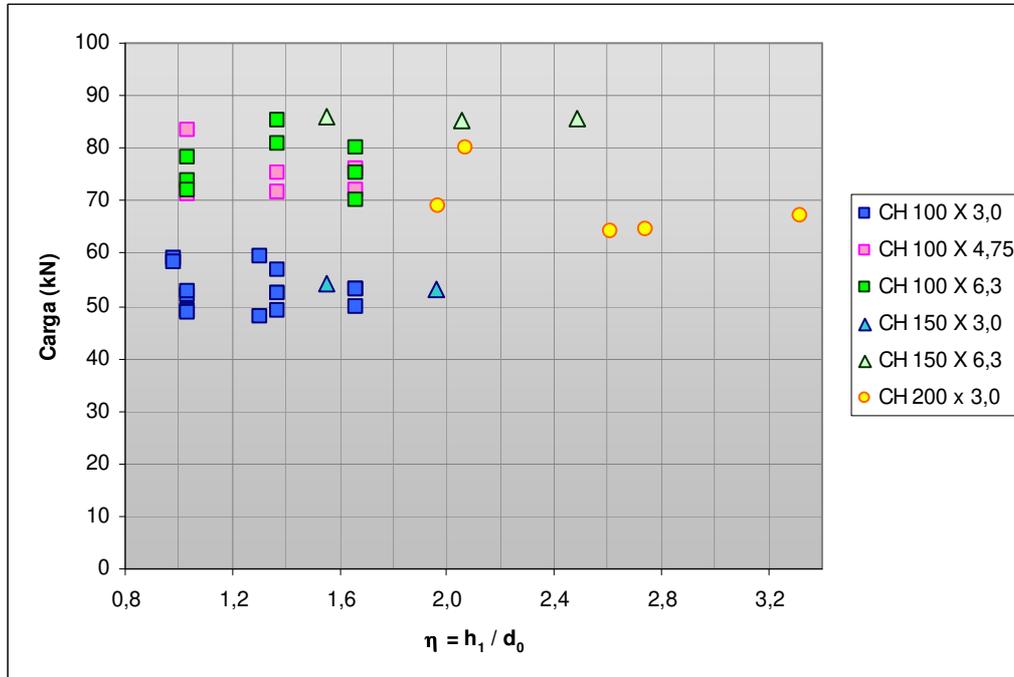


Figura 3.9 – Carga máxima x parâmetro η

3.3.3 Carga-deslocamento

Nos gráficos da Figuras 3.10 e 3.11 observa-se o comportamento típico das ligações ensaiadas com respeito aos deslocamentos.

A Figura 3.10 apresenta os deslocamentos de CPs de 60,3 mm de diâmetro e chapa de 100 mm de comprimento, sendo as duas curvas superiores referentes à chapa de 4,75 mm de espessura e a curva inferior referente à chapa de 3,0 mm.

No gráfico da Figura 3.11 é possível comparar, para um mesmo perfil tubular – 60,3x3,2 mm e mesma espessura de chapa – 6,3 mm, os deslocamentos dos CPs com chapa de 100 mm e de 150 mm de largura.

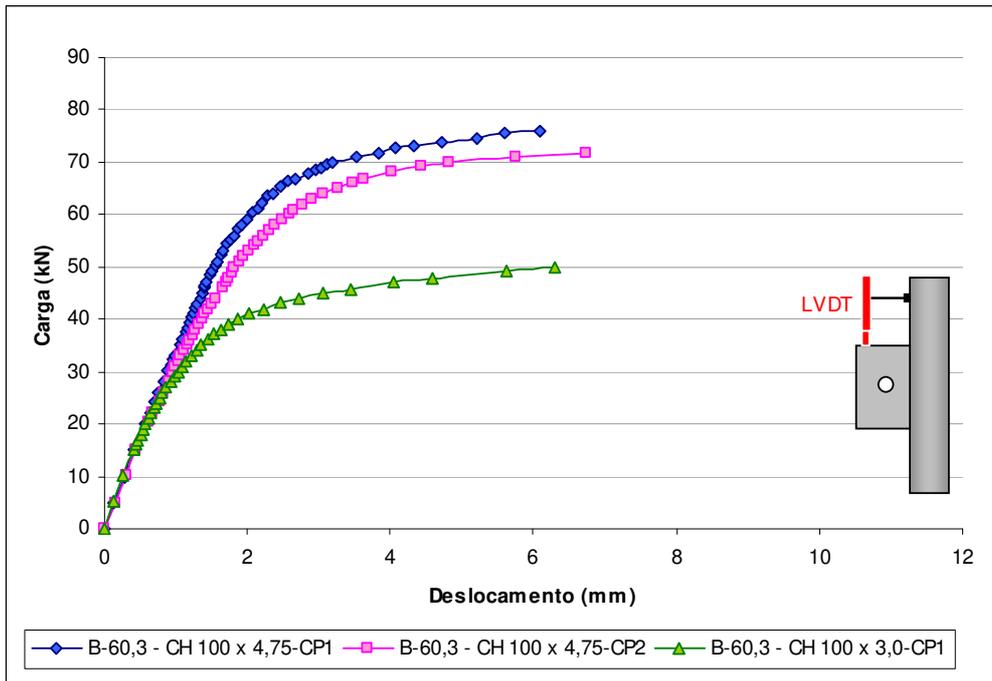


Figura 3.10 – Carga-deslocamento: perfil tubular de 60,3x3,2 mm, chapas de 100 mm de largura com espessura variável

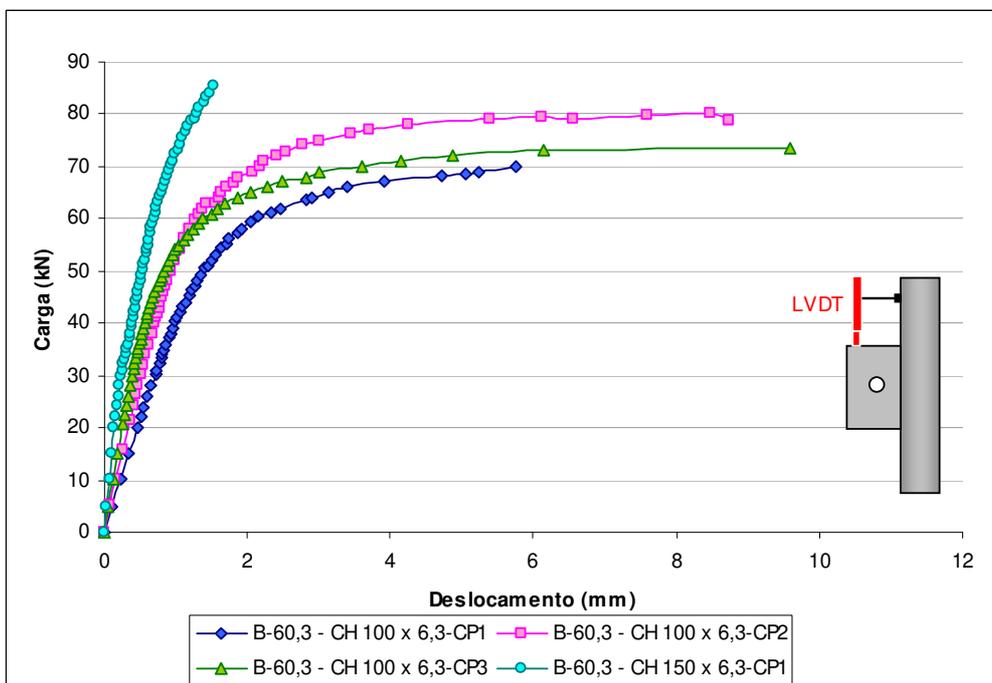


Figura 3.11 – Carga-deslocamento: perfil tubular de 60,3x3,2 mm, chapas de 6,3 mm de espessura com largura variável

3.3.4 Deformações na placa

- Série A

Na série A, foi posicionado um extensômetro E_1 , próximo à borda do furo, na região comprimida pelo parafuso. Os gráficos das Figuras 3.12 e 3.13 apresentam as deformações obtidas nesses ensaios, para protótipos com chapa de comprimento 100 e 150 mm respectivamente, lembrando que nestes ensaios as chapas são de 3 mm de espessura.

Estes gráficos mostram as grandes deformações atingidas a um baixo nível de sollicitação, sendo este fato, independente do comprimento da chapa.

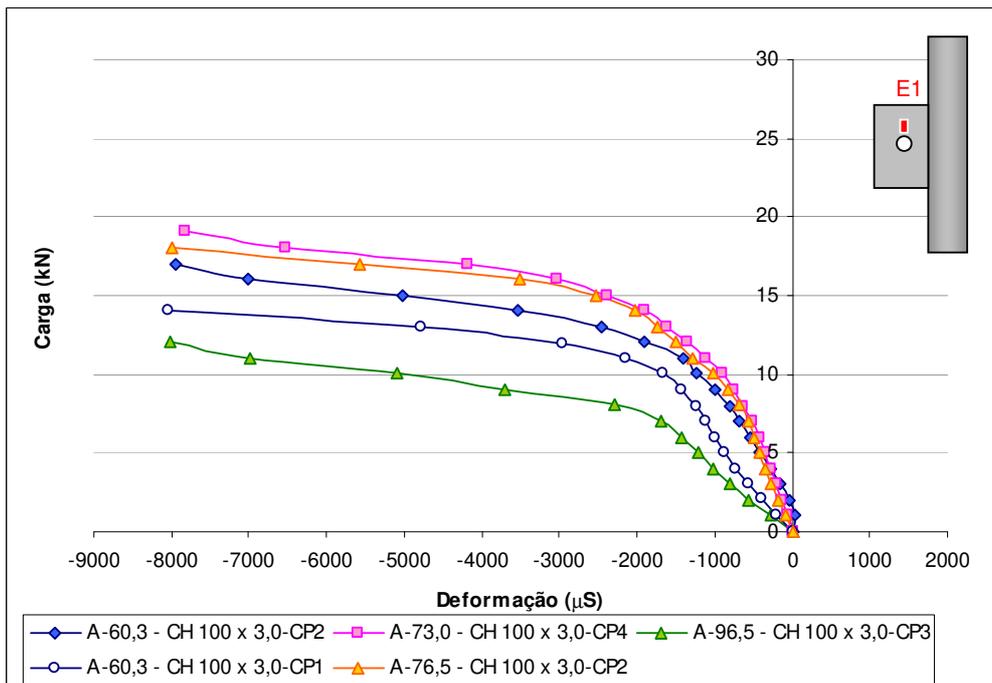


Figura 3.12 – Carga-deformação: extensômetro E_1 – chapas de 100 mm

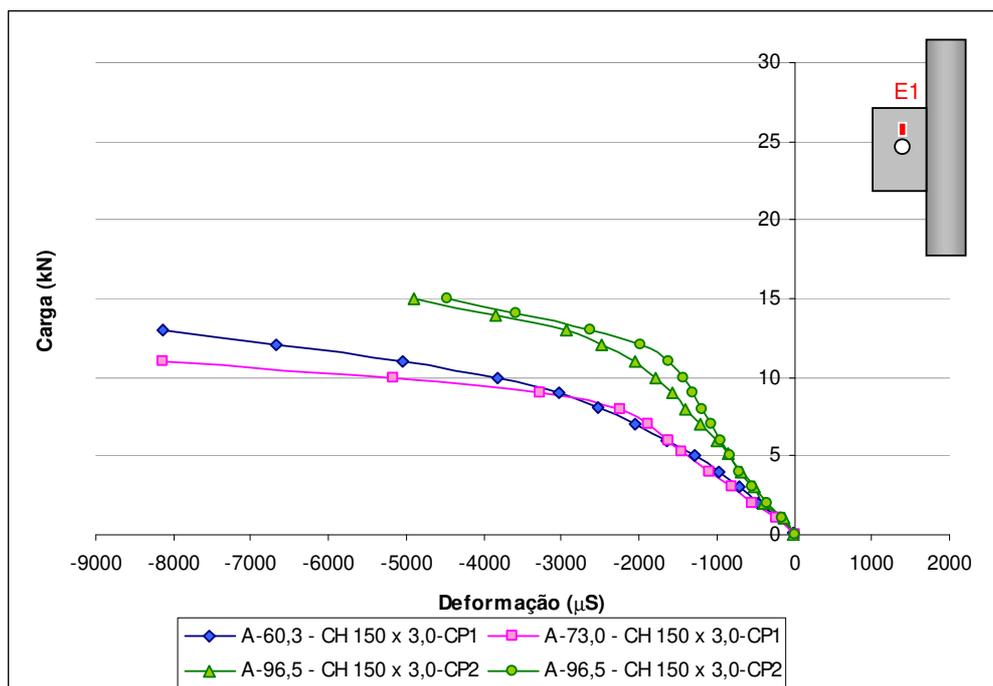


Figura 3.13 – Carga-deformação: extensômetro E₁ – chapas de 150 mm

- Série B

Na série B, o extensômetro E₁ da chapa foi mudado de posição, passando para a vizinhança do tubo, no lado comprimido. Os gráficos da Figuras 3.14, 3.15 e 3.16 apresentam as deformações obtidas nos ensaios desta série, para as chapas de 100 e 150 mm. Observando-se os gráficos a seguir, percebe-se o efeito que a mudança nas dimensões da chapa promove na capacidade resistente e na deformação da ligação. Da Figura 3.14 para a 3.15, aumenta-se a espessura da chapa de 4,75 para 6,3 mm. Da Figura 3.15 para 3.16 aumenta-se o comprimento da chapa de 100 para 150 mm.

Na Figuras 3.14 e 3.15, os CPs apresentaram modo de ruptura do tipo I (chapa). Na Figura 3.16, os CPs com chapa de 150 mm de comprimento, mais rígidas, apresentaram o modo de ruptura do tipo II (perfil tubular).

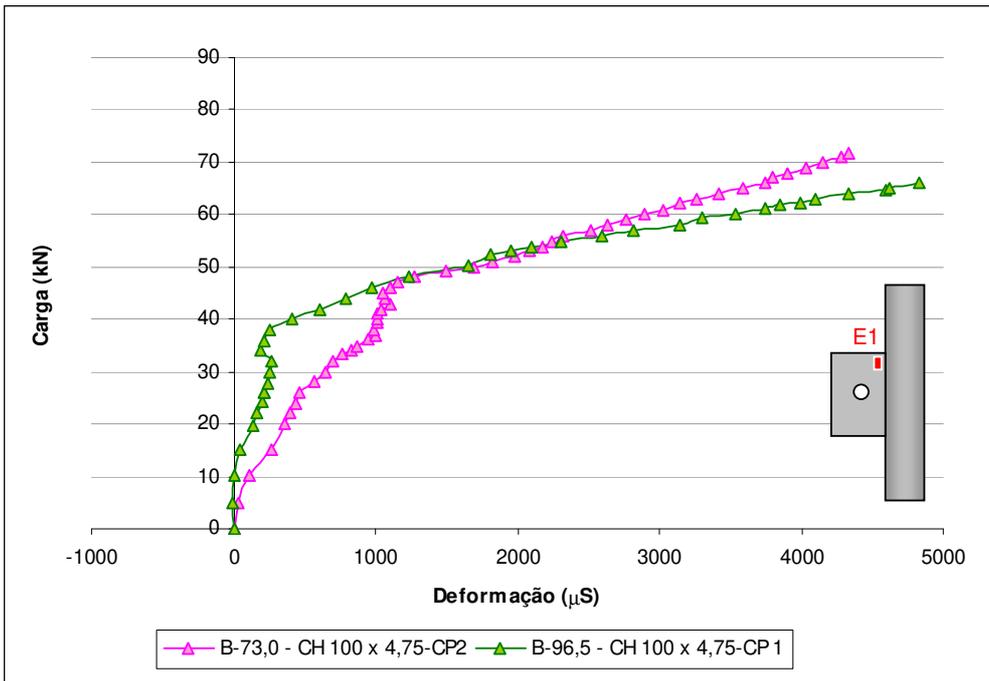


Figura 3.14 – Carga-deformação: extensômetro E₁ – chapas de 100x4,75 mm

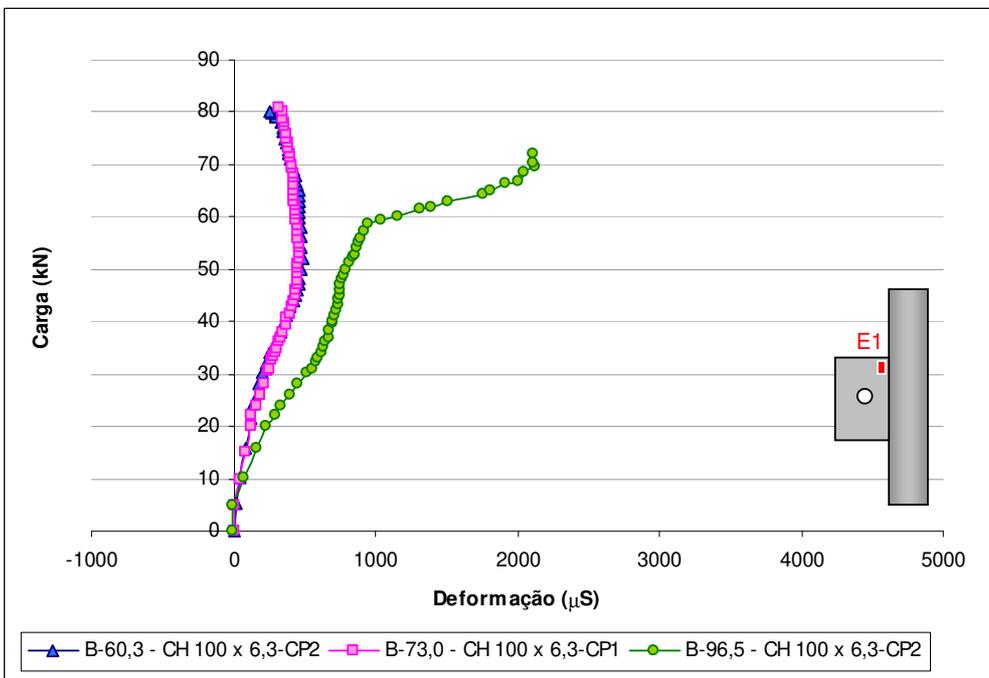


Figura 3.15 – Carga-deformação: extensômetro E₁ – chapas de 100x6,3 mm

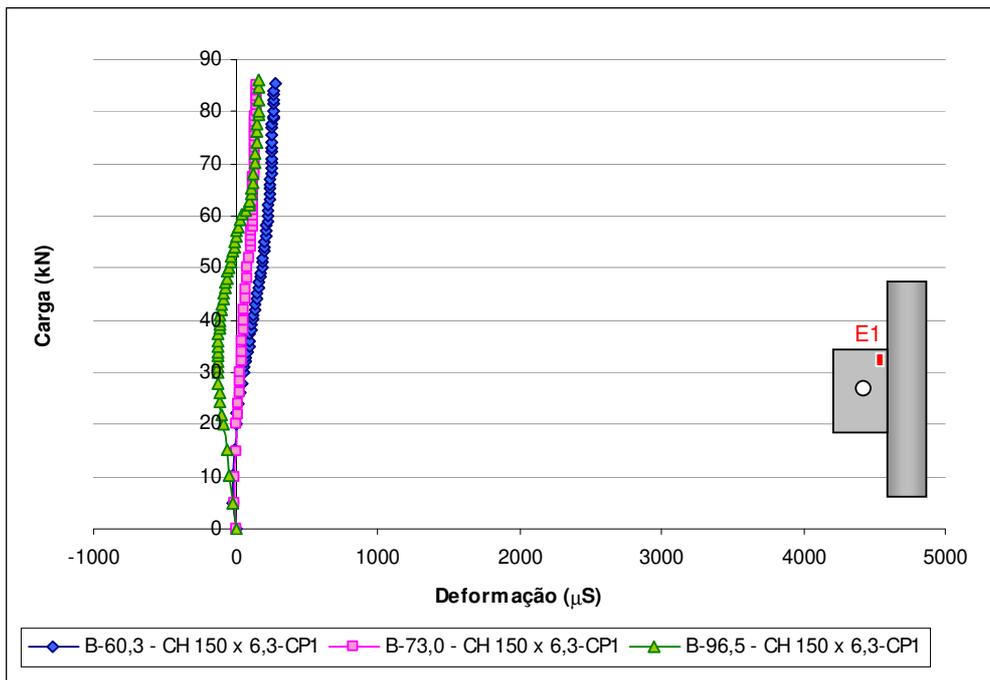


Figura 3.16 – Carga-deformação: extensômetro E_1 – chapas de 150x6,3 mm

3.3.5 Deformações no perfil tubular

- Série A

O gráfico da Figura 3.17 apresenta as deformações obtidas nos extensômetros E_2 do perfil tubular, nos ensaios da série A. Pode-se observar que o CP com chapa de 150 mm apresenta níveis de deformação consideravelmente menores que os demais, comprovando o acréscimo de resistência que o aumento no comprimento da chapa proporciona à ligação.

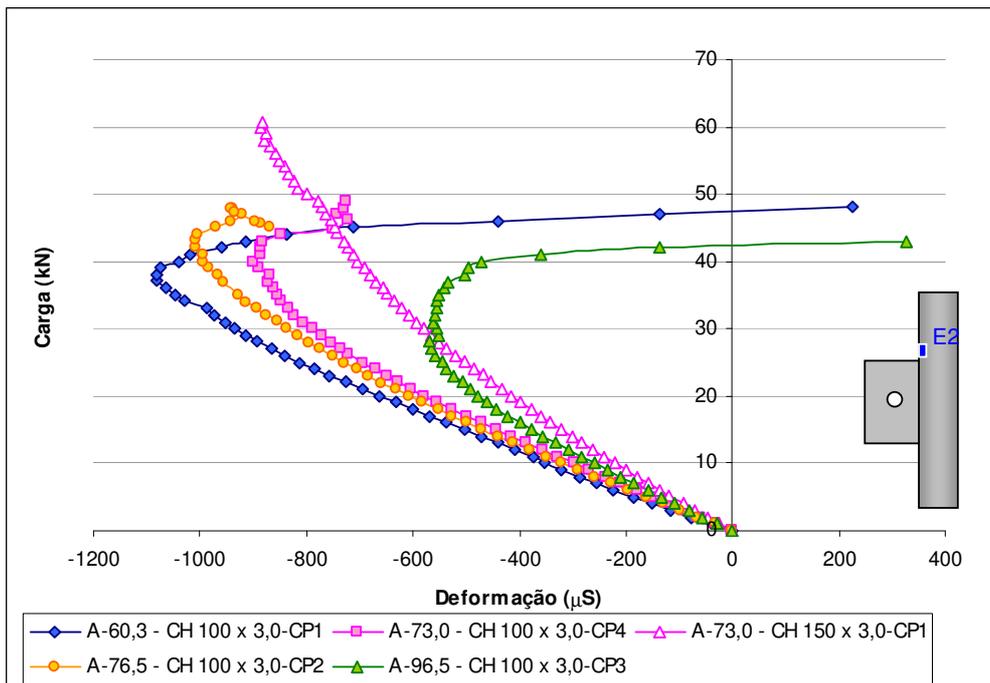


Figura 3.17 – Gráfico carga-deformação: extensômetro do tubo – Série A

- Série B

Nesta série foi colocada um roseta no perfil tubular. Para uma melhor visualização dos resultados, são apresentadas as deformações equivalentes de von Mises (ϵ_{eqv}). Estas deformações são consideradas como critério de falha por diversos autores como LU *et al* (1994), WARDENIER (2004) e FORTI (2010), que estabelecem como estado limite, $\epsilon_{eqv} \leq$ deformação de ruptura do material, ϵ_u . As Figuras 3.18, 3.19 e 3.20 apresentam os gráficos separados por diâmetro do perfil tubular.

Observando-se o gráfico da Figura 3.18, é possível perceber que as chapas de 100 mm, tanto de 4,75 quanto de 6,3 mm de espessura, promovem uma deformação muito similar no perfil tubular, o ganho de resistência é muito mais expressivo quando se aumenta o comprimento da chapa para 150 mm. Este mesmo comportamento se repete nos gráficos das Figuras 3.19 e 3.20.

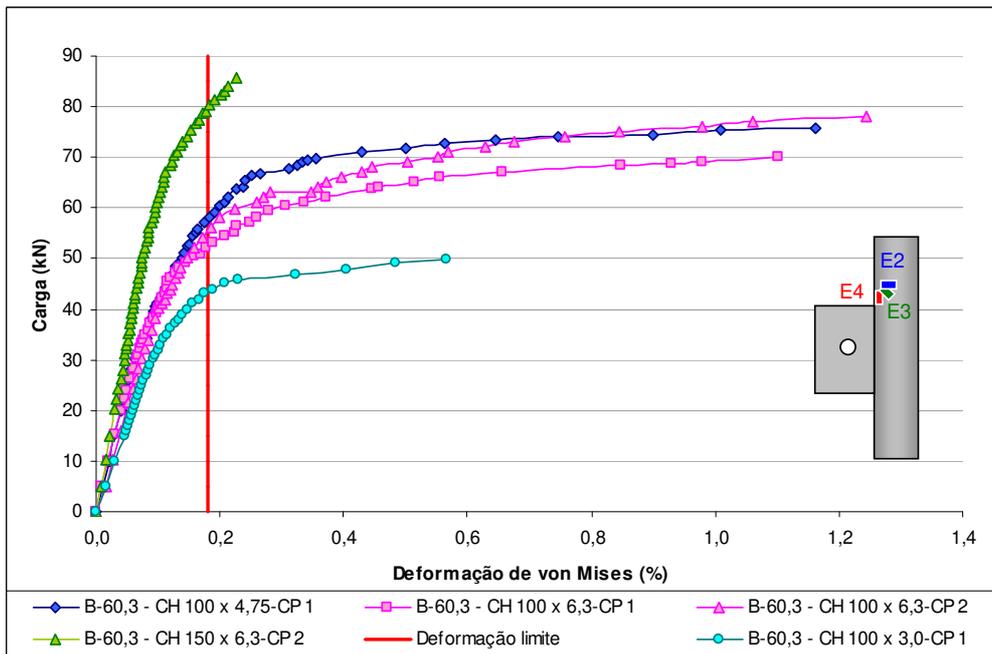


Figura 3.18 – Carga-deformação de von Mises: roseta – tubos de 60,3x3,2 mm

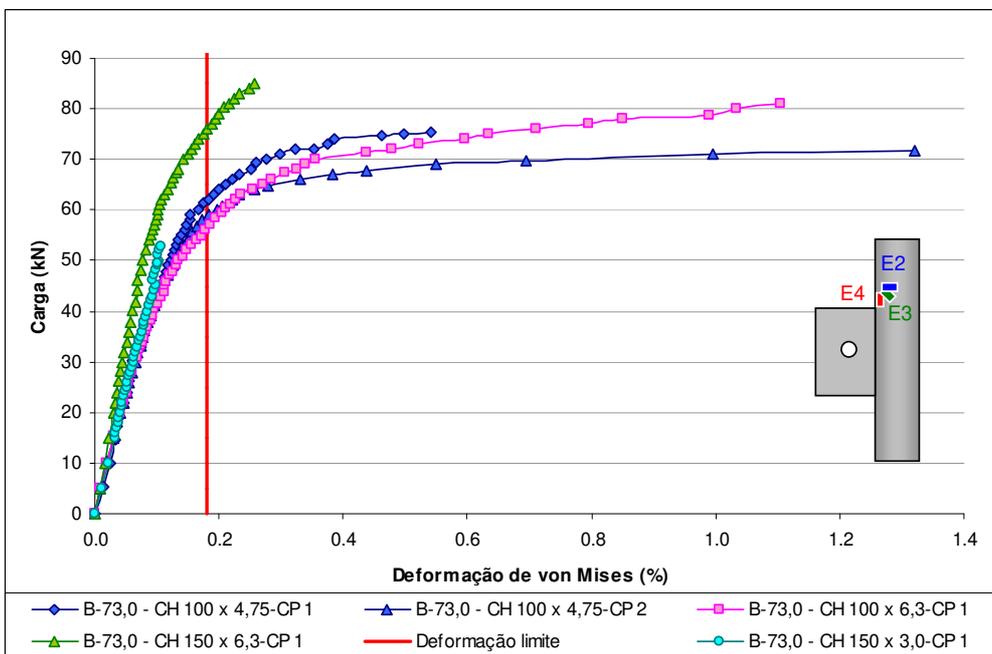


Figura 3.19 – Carga-deformação de von Mises: roseta – tubos de 73,0x3,6 mm

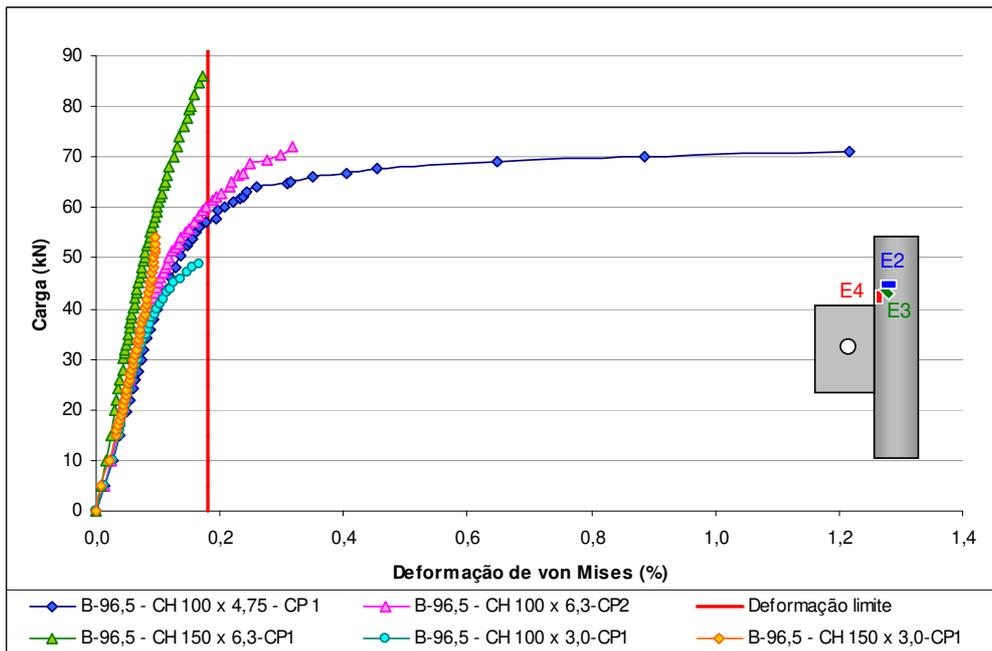


Figura 3.20 – Carga-deformação de von Mises: roseta – tubos de 96,5x4,0 mm

4 Análise Numérica

4.1 Considerações gerais

A análise numérica através do Método dos Elementos Finitos - MEF é um recurso de grande utilidade no estudo e no desenvolvimento de estruturas. Possibilita a simulação do comportamento estrutural, encurtando o tempo de desenvolvimento de produtos, reduzindo o custo e aprimorando seu desempenho.

A geometria da estrutura analisada pode ser definida parametricamente em software de elementos finitos, tornando possível variar o carregamento e as dimensões das partes em estudo com relativa facilidade. Dessa forma é possível prever falhas, identificar os pontos de concentração de tensões, a tendência de deformação da estrutura e seus deslocamentos, ainda durante a fase de projeto.

A análise numérica também é bastante útil para otimização das análises experimentais. Conseguem-se uma referência para os pontos de instrumentação, o nível de solicitação a ser aplicado e, a identificação dos mecanismos de colapso, tornando as análises experimentais mais objetivas e menos dispendiosas.

As simplificações feitas durante o dimensionamento de uma estrutura, utilizando-se elementos de barras, podem ser então verificadas, através de um modelo de elementos finitos, minimizando as incertezas decorrentes dessas

aproximações. Caso haja interesse ou necessidade, é possível elaborar modelos sofisticados com detalhes de parafusos, soldas e contato entre as partes.

O Método dos Elementos Finitos é bastante apropriado para análise de ligações e vem sendo utilizado por diversos autores nacionais como, FORTI (2010), LIMA *et al* (2008), VIEIRA (2007), MENDANHA (2006), MENDES (2008), SOUZA (2007), e outros tantos internacionais, como visto no Capítulo 1.

As ligações são classificadas analiticamente em rígidas – engastes ou ligações soldadas ou flexíveis – ligações parafusadas, mas sabe-se que na prática a maioria das ligações se comporta como semi-rígida e, este grau de semi-rigidez é difícil de ser implementado em modelos simplificados em sistemas reticulados. Isto se torna mais simples através da modelagem pelo Método dos Elementos Finitos, através do qual podem ser simuladas as mais diversas condições de interação entre as partes envolvidas, permitindo considerar transferência de forças por contato, molas, características dos materiais, etc. É possível direcionar a análise para a avaliação tanto dos efeitos globais, como deslocamentos, tensões e deformações, quanto dos efeitos locais na ligação, como flambagem de chapa, punção, rasgamento, simulação de trincas e imperfeições.

Dificuldades com a geração da geometria vêm sendo vencidas com uma maior interação entre os programas de CAD e os pacotes computacionais de EF, para geração automática de modelos.

4.2 O modelo de elementos finitos

Este trabalho apresenta um estudo numérico da resistência de ligações tubulares de chapa de topo utilizando-se o programa ANSYS. O modelo numérico tridimensional desenvolvido, abrange todas as características essenciais da ligação. Este modelo mostrou-se eficiente para a representação dos mecanismos de plastificação apontados pela análise experimental.

A Figura 4.1 mostra o modelo numérico utilizado nas análises. O modelo apresenta recortes que foram utilizados para sua construção, definição da malha e para leitura de resultados. No Anexo C encontra-se um exemplo de arquivo APDL para geração da ligação no programa Ansys.

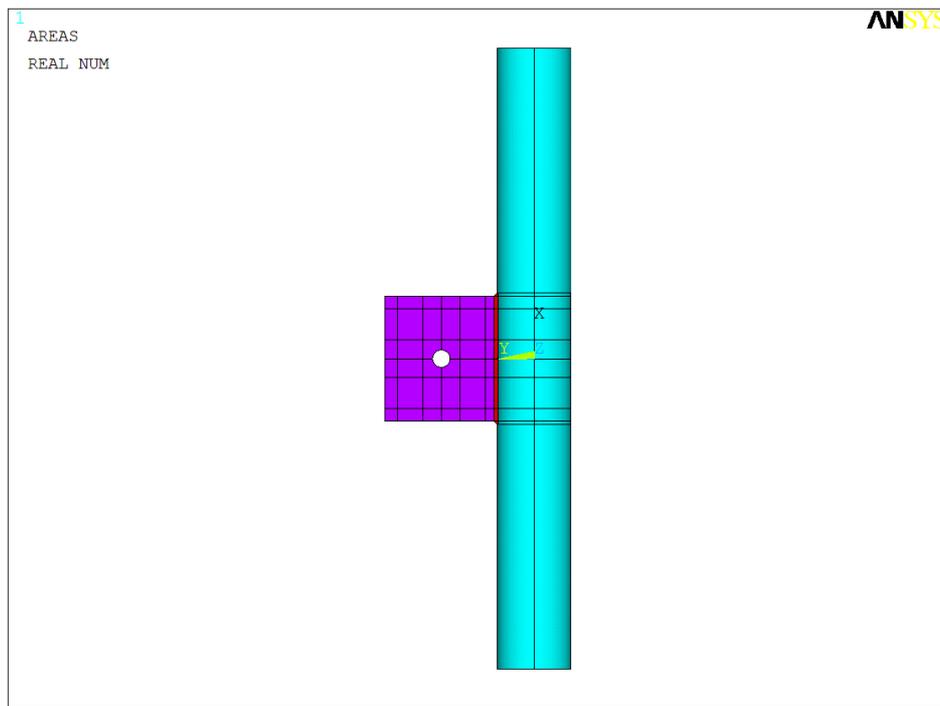


Figura 4.1 – Geometria do modelo de elementos finitos da ligação

Os primeiros modelos avaliados não possuíam a solda, mas os resultados obtidos não foram satisfatórios. Tomando como base os trabalhos de MENDANHA (2006), LIMA *et al* (2008), LEE e WILMSHURST (1995) e DAVIS e CROKETT (1996), a solda foi implementada para obtenção de resultados mais realistas. A norma ASME em sua Seção VIII - Divisão 2 (2010) permite a modelagem da solda em elementos de casca, para bocais de vasos de pressão, com considerações definidas na Figura 4.2.

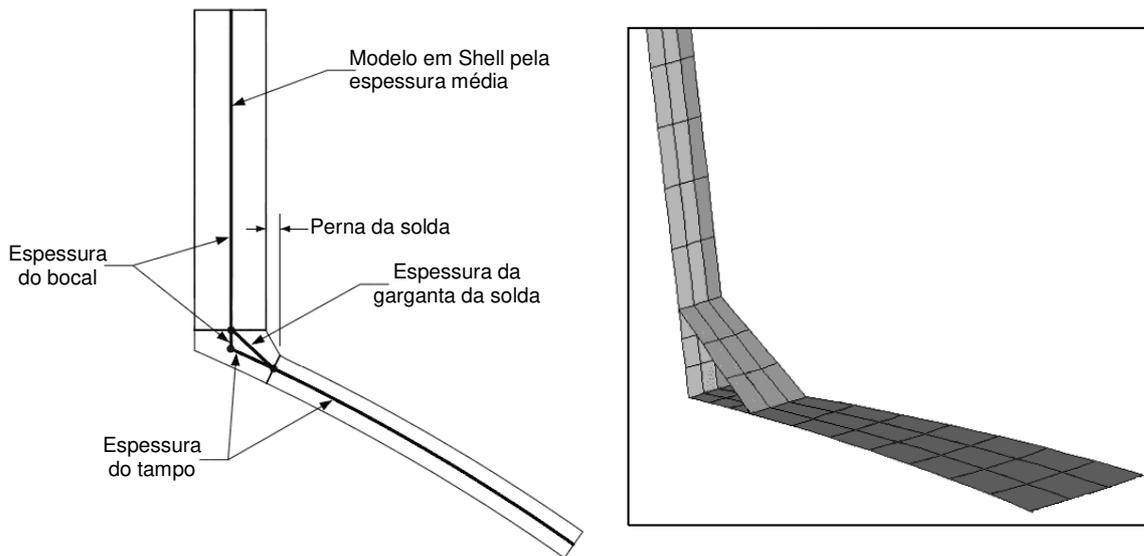


Figura 4.2 – Solda em elemento de casca, adaptado de ASME (2010)

A solda adotada foi modelada em elementos de casca de espessura t_w igual à espessura do tubo, e a perna da solda, d_w igual à metade da espessura da chapa mais a espessura do tubo.

$$d_w = t_1/2 + t_0 \quad (4.1)$$

$$t_w = t_0 \quad (4.2)$$

A Figura 4.3 mostra o detalhe da solda no modelo.

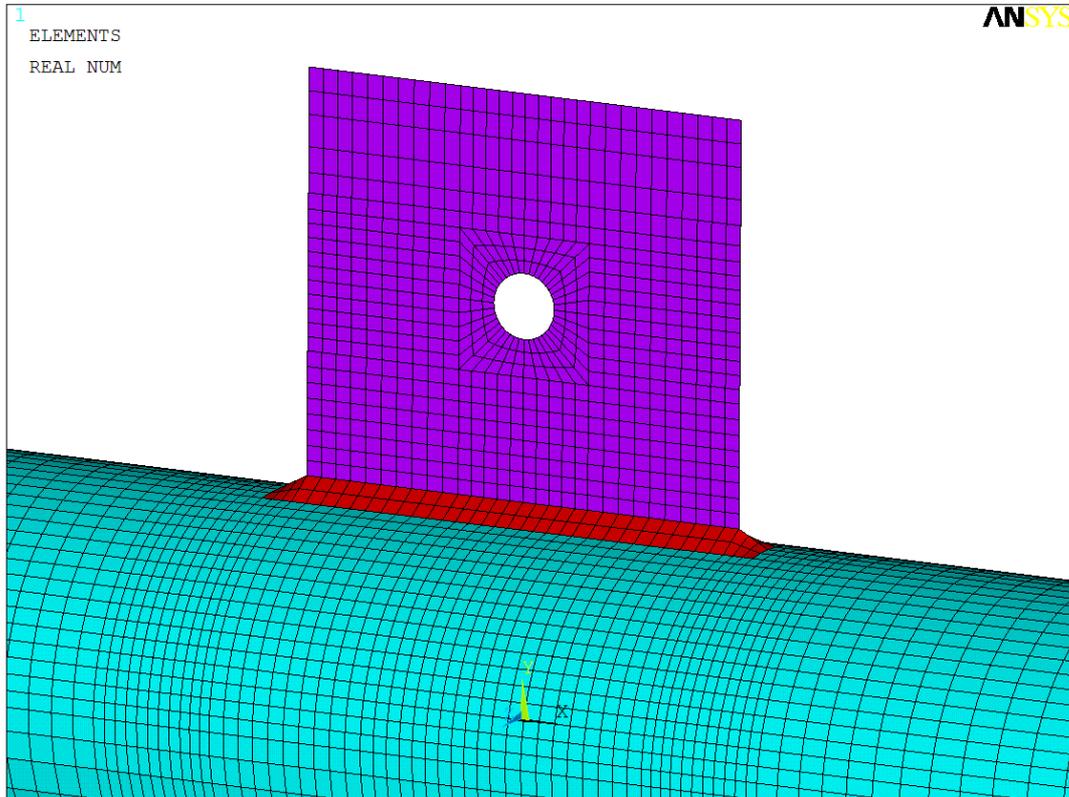


Figura 4.3 – Detalhes da solda do modelo de elementos finitos da ligação

4.2.1 O elemento

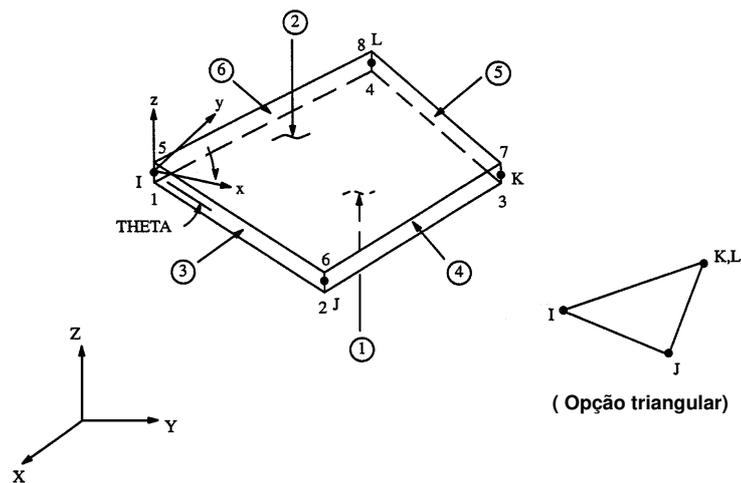


Figura 4.4 – Elemento SHELL181

Fonte: ANSYS User's Manual – Volume III – Elements

Para a modelagem da ligação, utilizou-se o elemento SHELL181. Este é um elemento de casca que pode trabalhar como membrana ou como placa, possibilitando a aplicação de carregamento paralelo e perpendicular ao plano do elemento. Possui capacidade plástica, é definido por quatro nós e apresenta seis graus de liberdade por nó: translações nas direções X, Y e Z, e rotações em torno de X, Y, Z. A Figura 4.4 mostra a geometria, a posição dos nós e o sistema de coordenadas deste elemento.

4.2.2 Tipo de análise

- Não linearidade geométrica

Os modelos desenvolvidos no programa ANSYS® incluem os efeitos de não-linearidade geométrica com grandes deslocamentos. O programa adota a formulação Lagrangeana Total e o processo iterativo que o programa utiliza para a solução do sistema de equações de equilíbrio é o Newton-Raphson.

- Não linearidade física

Este tipo de análise permite levar em consideração a mudança de comportamento do material ao longo do carregamento. Admite-se, como hipótese simplificadora, que os materiais têm um comportamento elástico até certo limite e que, a partir desse limite, apresentam comportamento plástico.

No modelo numérico desenvolvido, para incorporar o efeito da não linearidade física, foram adicionadas as propriedades dos materiais, através de uma relação constitutiva tensão x deformação multilinear, utilizando o material *Multilinear Isotropic Hardening*, cuja definição depende da curva tensão-deformação obtida através da caracterização dos materiais, de acordo com as Tabelas do Anexo B.

Na Seção 4.3 será apresentado uma avaliação do comportamento da ligação modelada, com relação às teorias de grandes e pequenos deslocamentos.

A Figura 4.5 mostra o gráfico de Tensão x Deformação do material *Multilinear Isotropic Hardening* adotado nas simulações numéricas, para o perfil tubular de 60,3 mm de diâmetro e 3,2 mm de espessura.

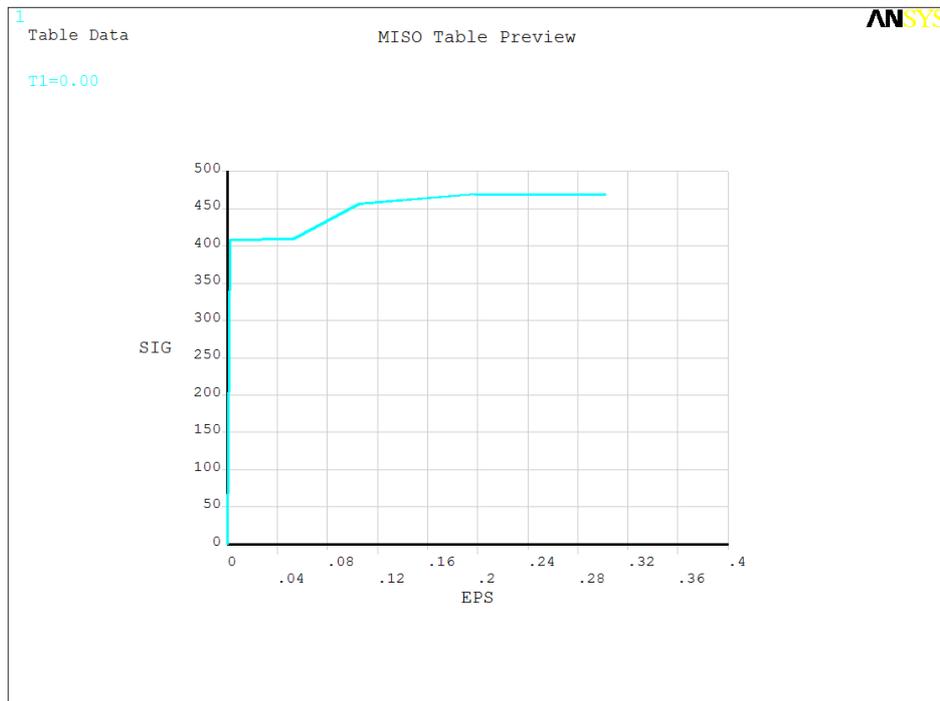


Figura 4.5 – Curva Tensão x Deformação - Ansys Multilinear para o perfil tubular de 60,3x3,2 mm

Os gráficos a seguir mostram a curva Tensão x Deformação Multilinear adotada para cada perfil tubular e chapa. Estas curvas foram definidas em função das curvas obtidas na caracterização dos materiais dos perfis tubulares e das chapas.

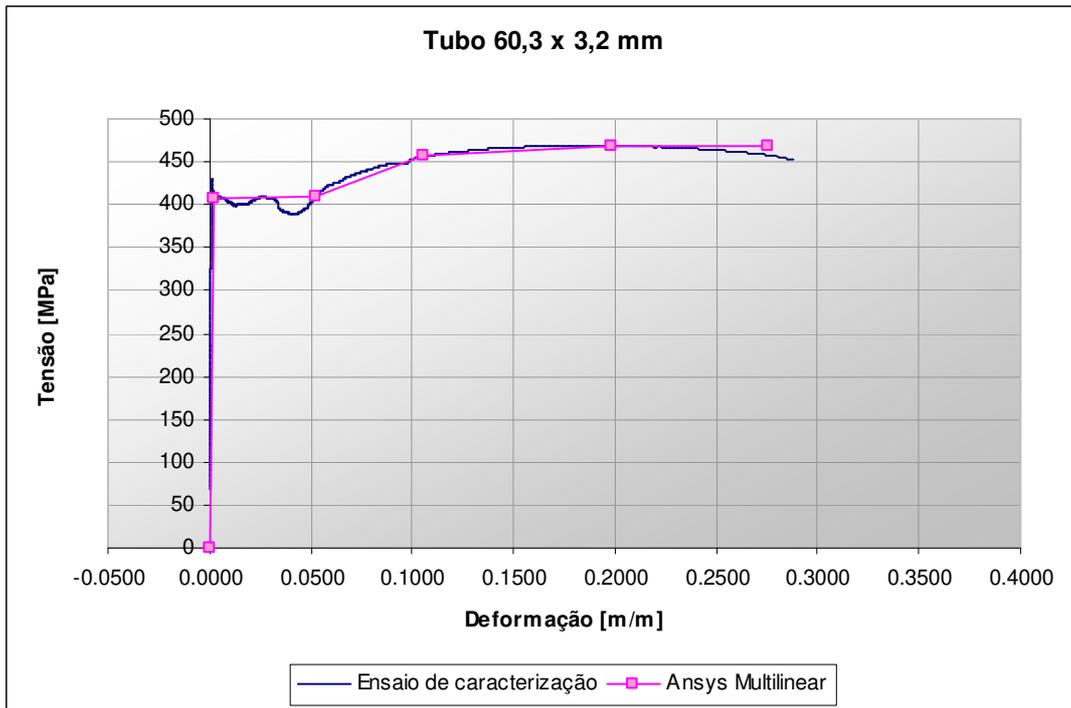


Figura 4.6 – Curvas Tensão x Deformação do perfil tubular de 60,3x3,2 mm

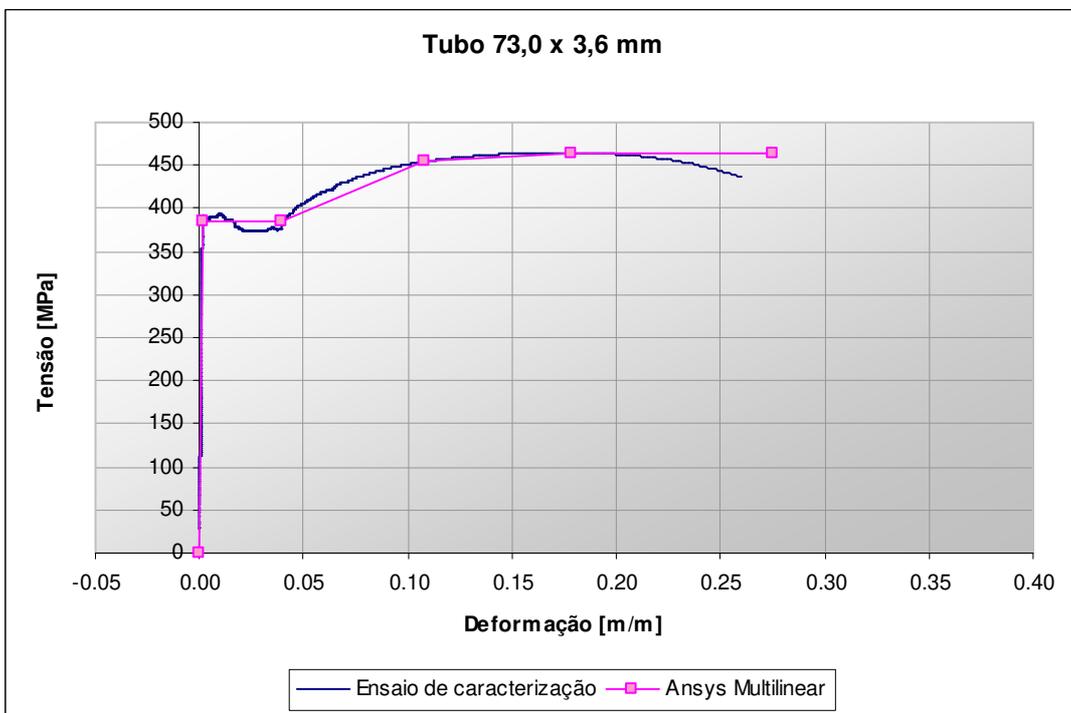


Figura 4.7 – Curvas Tensão x Deformação do perfil tubular de 73,0x3,6 mm

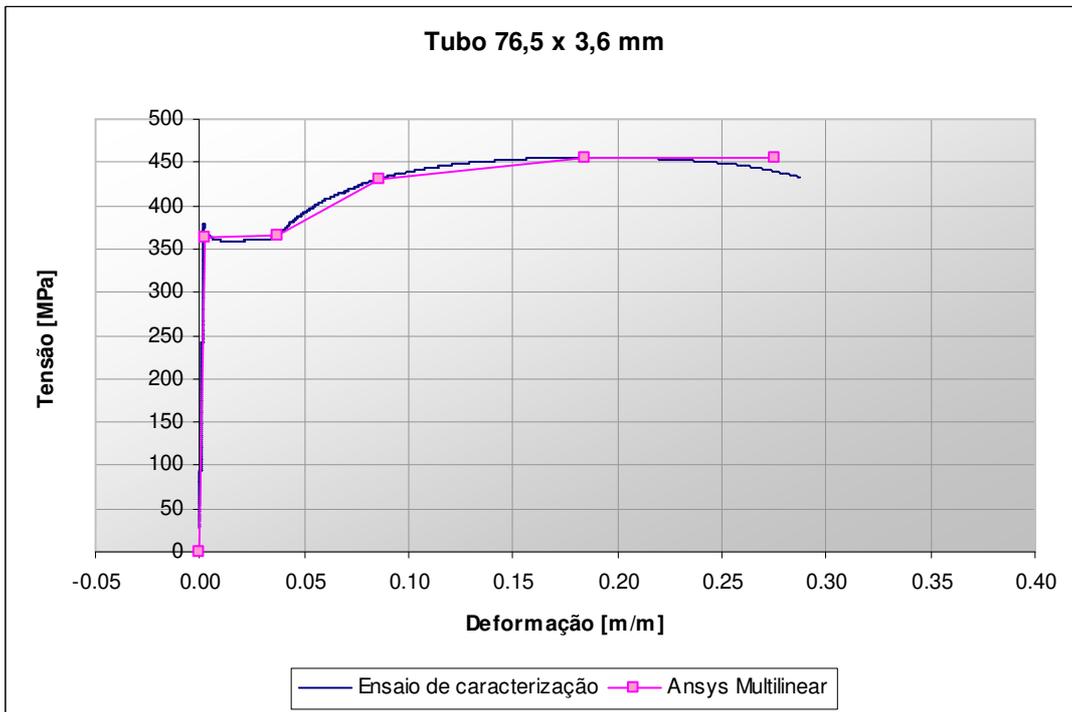


Figura 4.8 – Curvas Tensão x Deformação do perfil tubular de 76,5x3,6 mm

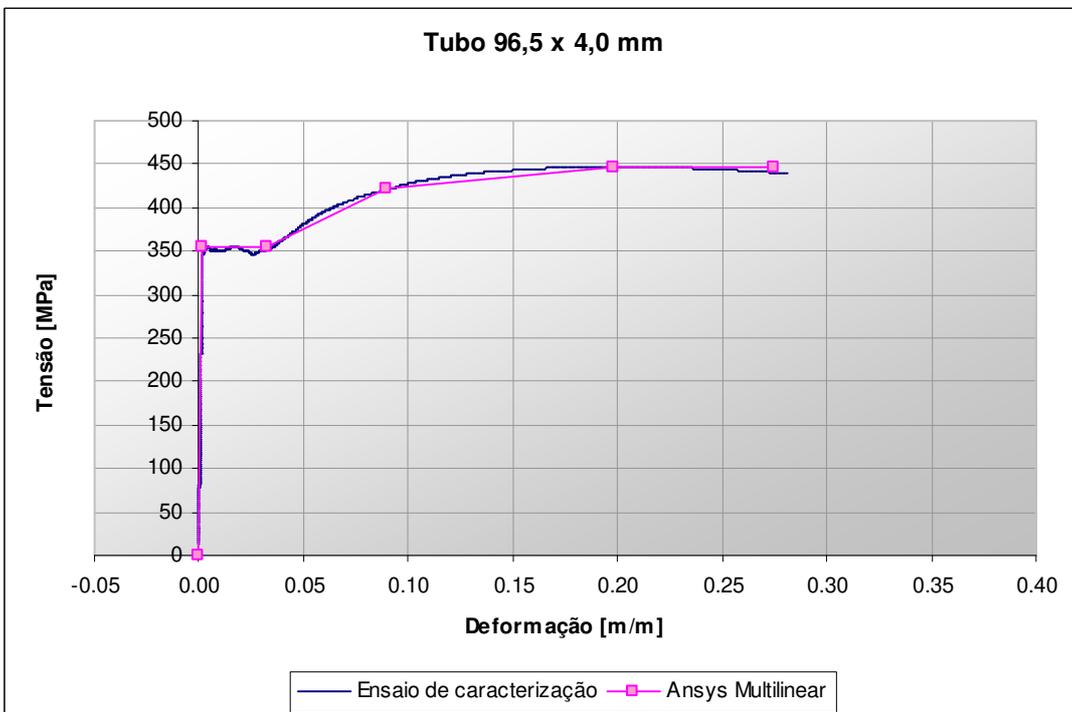


Figura 4.9 – Curvas Tensão x Deformação do perfil tubular de 96,5x4,0 mm

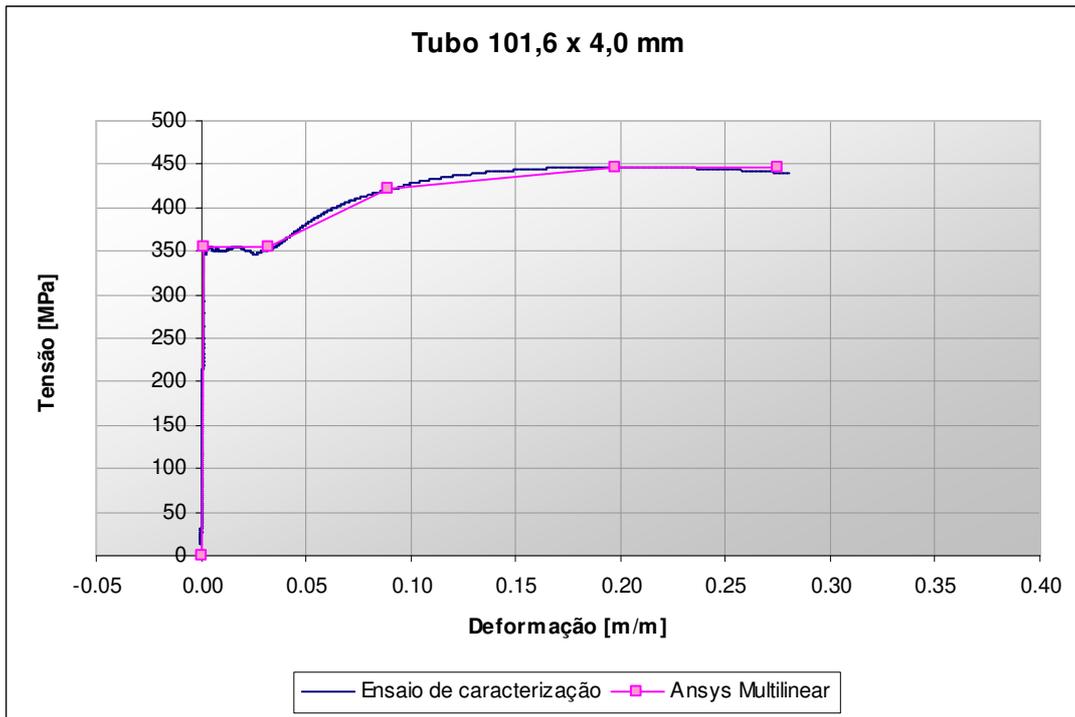


Figura 4.10 – Curvas Tensão x Deformação do perfil tubular de 101,6x4,0 mm

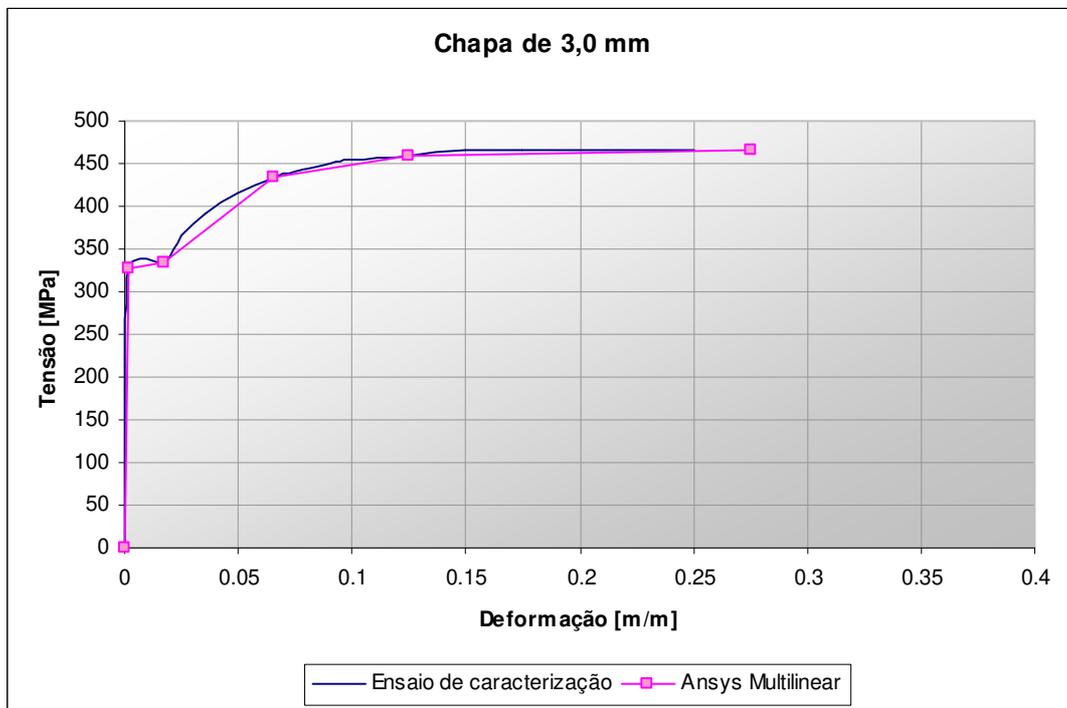


Figura 4.11 – Curvas Tensão x Deformação da chapa de 3,0 mm

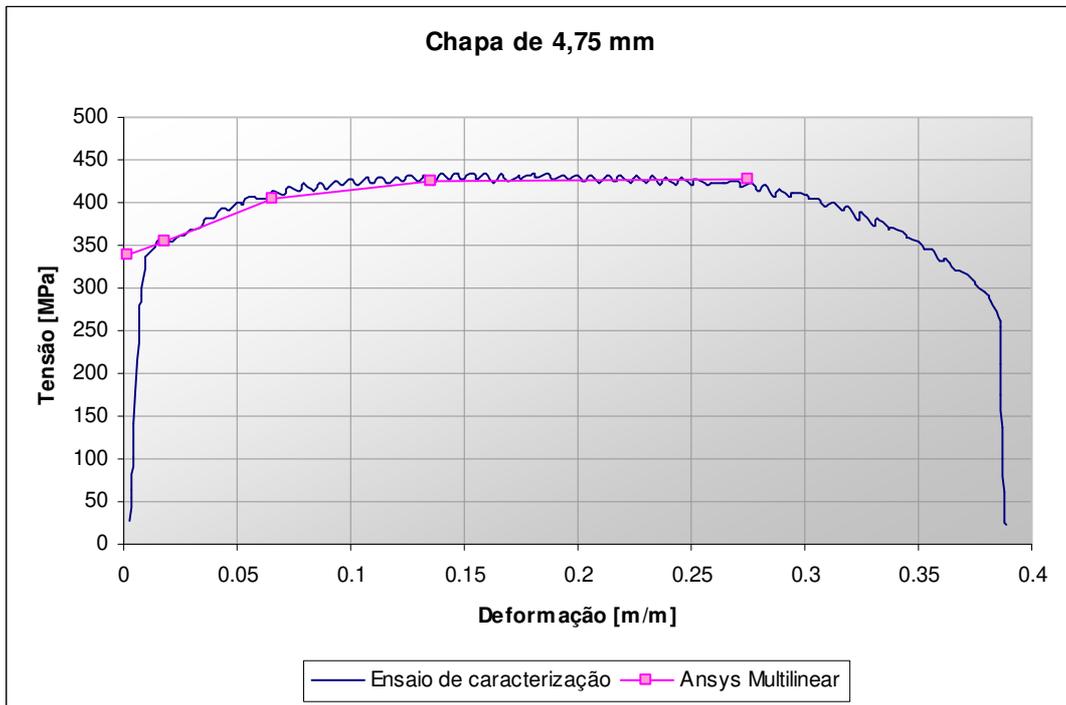


Figura 4.12 – Curvas Tensão x Deformação da chapa de 4,75 mm

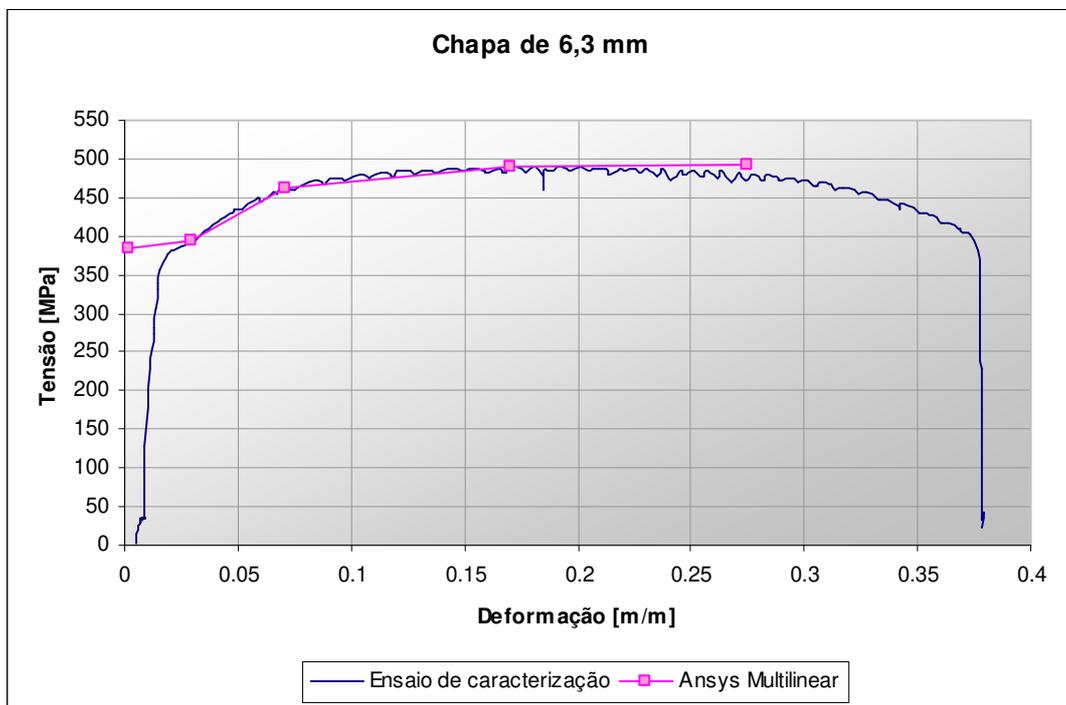


Figura 4.13 – Curvas Tensão x Deformação da chapa de 6,3 mm

4.2.3 Malha

Partindo-se do princípio que foi gerado um arquivo em linguagem APDL para modelagem da ligação, na definição da malha, optou-se por uma malha mapeada. Este tipo de malha é adequado para comparação entre modelos, pois se consegue impor nos elementos, o tamanho e forma desejados.

A definição da malha da chapa tem início na borda do furo e progride para um quadrado, definido em torno do furo. Como todos os modelos possuem o mesmo diâmetro de furo, então a mesma malha, foi mantida neste quadrado central, e conforme o comprimento da chapa é variado, apenas elementos retangulares são acrescentados ao longo do comprimento. Para melhor ilustrar este procedimento, a Figura 4.14 mostra a malha dois modelos, um com chapa de 100 mm de comprimento e outro com 150 mm.

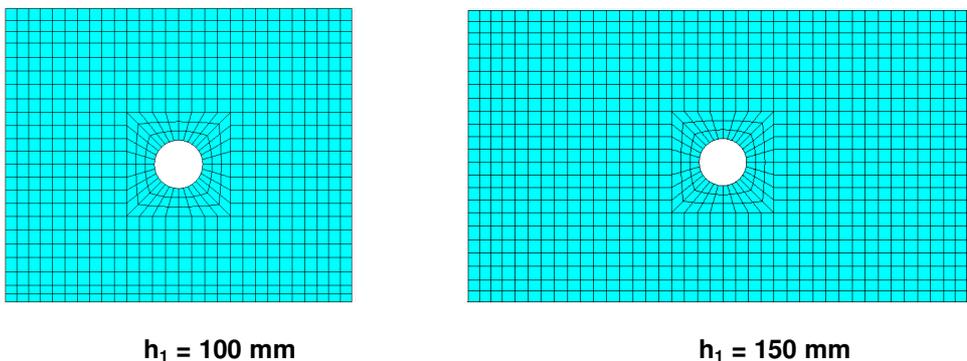


Figura 4.14 – Malha da chapa de topo

A malha do tubo foi definida mais refinada na região imediatamente abaixo da chapa, e menos refinada progressivamente à medida que se aproxima dos apoios. A Figura 4.15 mostra a malha característica utilizada para o perfil tubular.

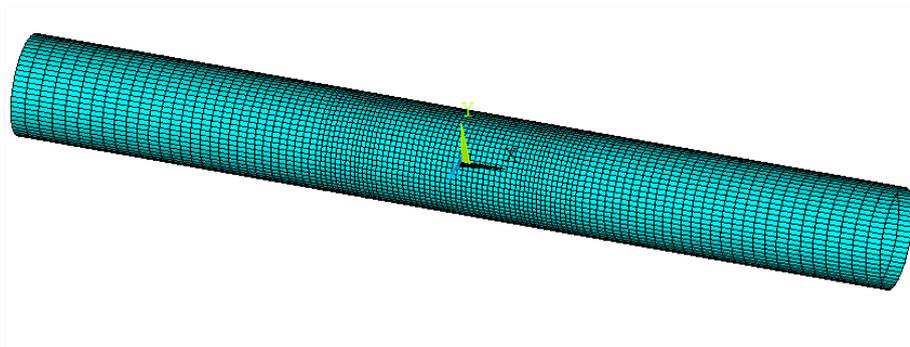


Figura 4.15 – Malha do perfil tubular

Uma prática corrente para verificar a eficiência de um refinamento de malha, consiste em comparar o resultado obtido nos elementos com os resultados obtidos nos nós. Quando esta diferença é maior que 15%, tem-se um indicativo de que os pontos de integração de Gauss, da formulação do elemento, estão muito distantes, necessitando de um refinamento de malha para melhorar a precisão da resposta.

De um modo geral elementos de casca são eficientes quando seu tamanho é próximo da sua espessura.

4.2.4 Condições de contorno e carregamento

Para representar o apoio dos protótipos no pórtico de ensaio, as extremidades do tubo receberam restrições de deslocamento nas três direções, pois os protótipos experimentais possuem duas chapas de extremidade, sendo cada uma delas presa ao pórtico por quatro parafusos de 12,7 mm, conforme mostrado nas Figuras 3.1 e 3.2 do Capítulo anterior. A Figura 4.16 mostra as condições de contorno do modelo.

CHOO *et al* (2006) apresentam uma avaliação das condições de contorno para modelagem numérica de ligações tubulares, abordando inclusive o efeito do comprimento da barra tubular na resistência da ligação.

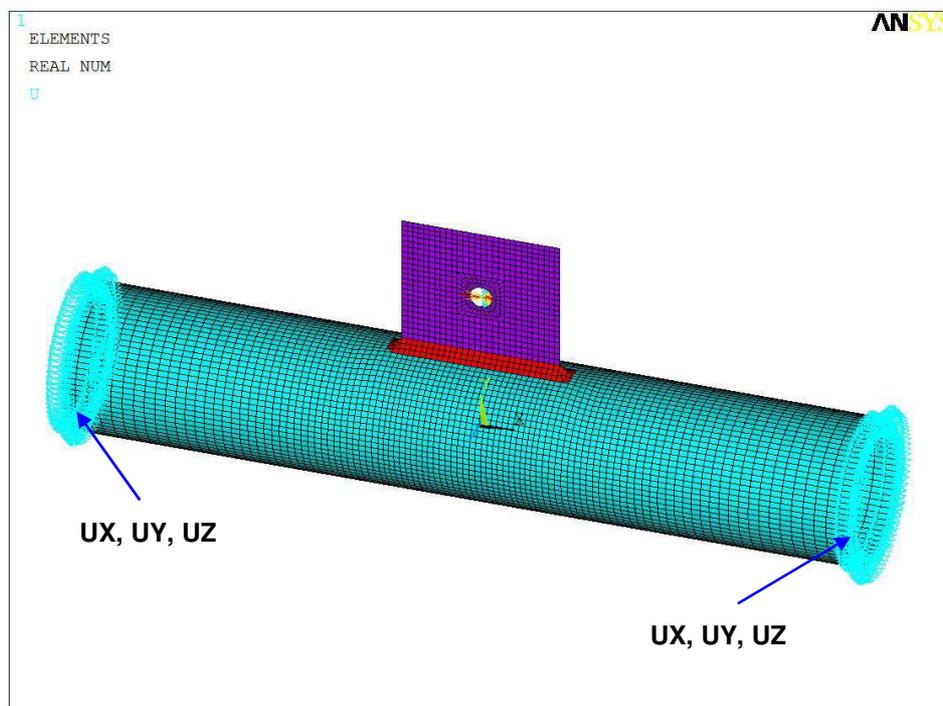


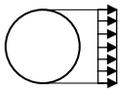
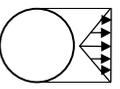
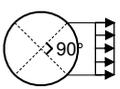
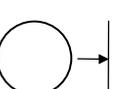
Figura 4.16 – Malha e condições de contorno do modelo

Para definição da forma mais eficiente de aplicar a força na região do furo, de forma a se minimizar o problema da concentração de tensões em borda de furo, foi realizado um estudo com diferentes configurações para a aplicação do carregamento, conforme a Tabela 4.1.

Este estudo foi feito a partir de uma chapa quadrada de 100 mm de lado com um furo centralizado de 14 mm e espessura de 6,3 mm.

No caso a), da Tabela 4.1, foi aplicado um carregamento distribuído uniforme no semi-círculo comprimido do furo. No caso b), aplicou-se o carregamento em uma distribuição triangular variando de zero a máximo nas duas linhas que formam o semi-círculo. No caso c), o carregamento distribuído foi aplicado apenas em um segmento de círculo de 90°, girado para o lado comprimido do furo. No caso d), a força foi aplicada concentrada.

Tabela 4.1 – Estudo da aplicação do carregamento no furo

	Tipo de carregamento	Carga última	Tensão de von Mises
a)		64	465,79
b)		50	462,76
c)		45,2	464,11
d)		21,6	449,04

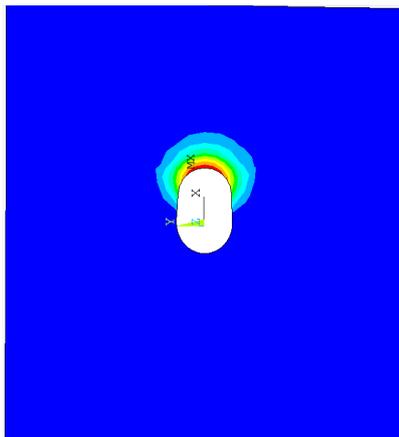
Observa-se na Tabela 4.1 os resultados obtidos. Em b) e c) os resultados de carga última para a ligação são mais próximos. Em d), como era de se prever, o resultado é discrepante devido à concentração de tensões. Já em a), a carga última da ligação é quase 30% maior que os casos b) e c), por este motivo também foi descartado.

A comparação entre a configuração deformada da chapa no modelo numérico e no modelo experimental permitiu a definição da melhor maneira de aplicação do carregamento. A Figura 4.17 possibilita visualizar esta deformada do modelo experimental e a Figura 4.11 apresenta a deformada dos modelos numéricos, de onde se conclui que a distribuição apresentada pelo carregamento

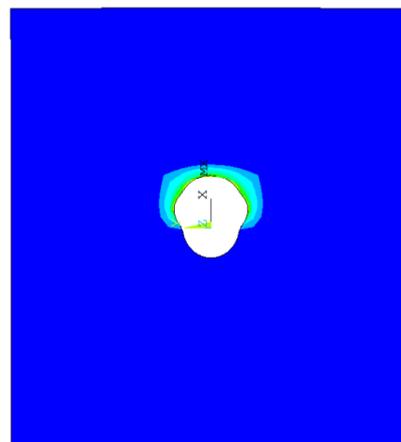
triangular é mais próxima da obtida pelo ensaio de laboratório, sendo esta adotada para todas as simulações. (Ver detalhe na Figura 4.11).



Figura 4.17 – Deformada do modelo experimental



Caso b)



Caso c)

Figura 4.18 – Deformada dos modelos numéricos com carga triangular e carga 90°, respectivamente

Na Tabela 4.2 é possível observar a distribuição da tensão equivalente de von Mises σ_{eqv} , a deformação equivalente ϵ_{eqv} , e a carga de colapso nas chapas de cada caso avaliado.

Tabela 4.2– Distribuição da tensão e deformação de von Mises para cada carregamento.

	Tensão de von Mises	Deformação de von Mises
Carga retangular – 64 kN		
Carga triangular – 50 kN		
Carga distribuída 90° – 45,2 kN		
Carga concentrada – 21,6 kN		

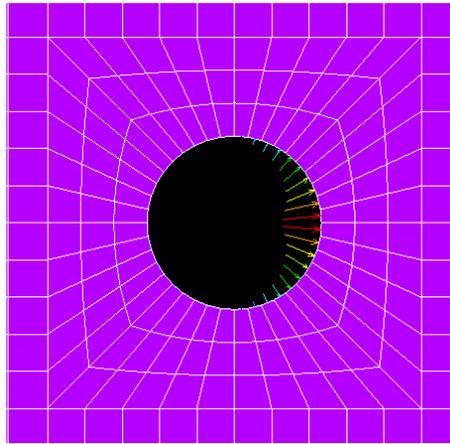


Figura 4.19 – Detalhe da distribuição triangular do carregamento no furo adotada nos modelos

Nas comparações com os ensaios experimentais, o carregamento foi aplicado de forma incremental, dividido em passos de carga de 1 kN cada. A carga foi aplicada na chapa, na região do contato entre o furo e o parafuso, como mostra a Figura 4.19.

Para uma rápida identificação do nível de carregamento suportado por cada modelo, o tempo no final da análise foi definido como sendo igual ao nível do carregamento aplicado em kN. Assim, o tempo no último passo onde ocorre a convergência corresponde à carga última da ligação.

4.3 Comparação entre grandes deslocamentos e pequenos deslocamentos

Para verificar o comportamento modelo numérico quanto aos efeitos de segunda ordem, foram simuladas várias análises comparativas entre a teoria de pequenos deslocamentos (Ansys SD), onde é levada em consideração apenas a não linearidade física, e a teoria de grandes deslocamentos (Ansys LD) levando-se em consideração não linearidade física e geométrica.

Como exemplo, os resultados das tensões de von Mises das rosetas dos protótipos 60,3x3,2-CH100x6,3-CP1 e 2, localizadas no perfil tubular, e a leitura dos resultados correspondentes das simulações nas duas teorias, foram comparados no gráfico da Figura 4.20 .

Observa-se que existe uma diferença muito pequena entre os resultados obtidos nas duas teorias. De fato, o protótipo foi dimensionado com um tubo de 500 mm de altura, uma coluna curta, para que se evitassem fenômenos de instabilidade, enfatizando os efeitos localizados decorrentes da colocação da chapa de topo na ligação. De qualquer maneira, a teoria de grandes deslocamentos foi adotada por ser mais a favor da segurança uma vez que a carga de colapso nesta teoria foi inferior à obtida pela teoria de pequenos deslocamentos em todas as simulações.

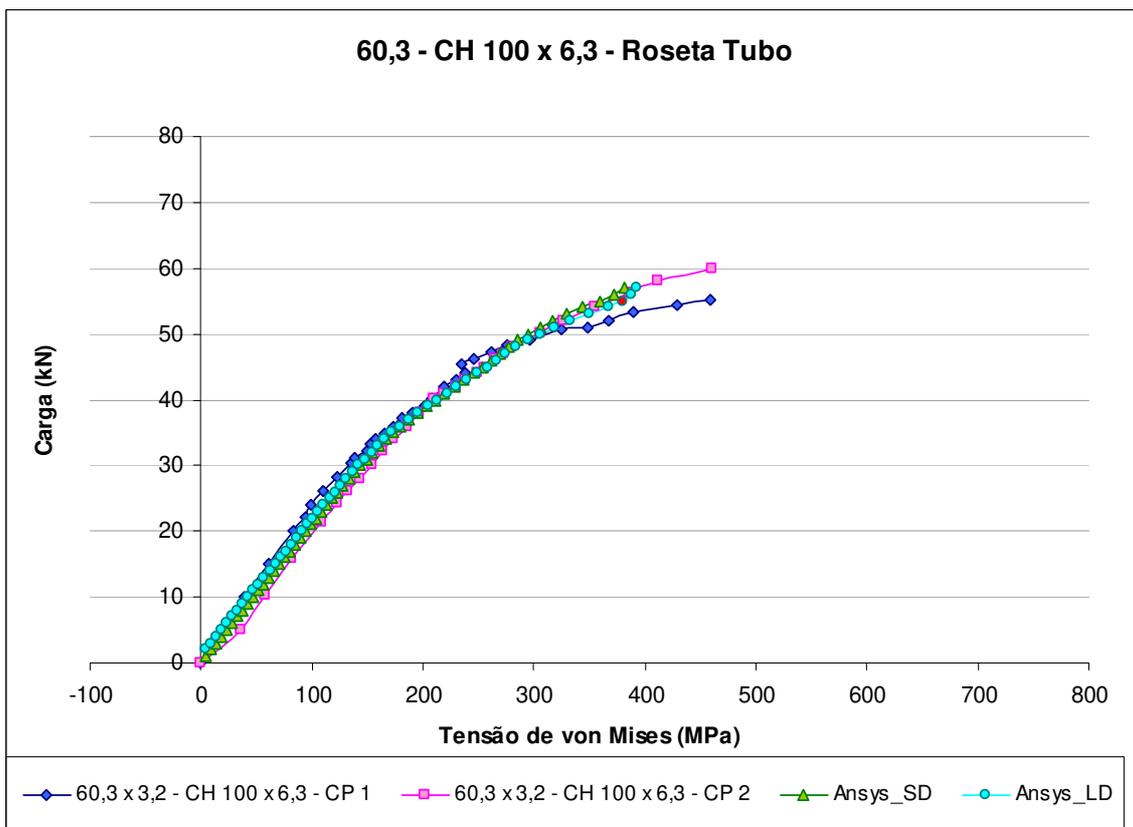


Figura 4.20 – Grandes deslocamentos x pequenos deslocamentos

4.4 Modos de colapso

4.4.1 Pico de carga

Este modo de colapso ocorre nos modelos numéricos, quando a tensão atuante não aumenta com o incremento de carga aplicada. Este fenômeno ocorre em função dos efeitos de plastificação da estrutura.

O gráfico da Figura 4.20, representa este efeito, ocorrido no modelo 60,3x3,2-CH100x6,3. Observa-se que quando o carregamento atinge um valor por volta de 53 kN, a estrutura começa a apresentar o pico de carga, e se nenhum outro modo de falha foi observado para uma carga menor, este é o modo de falha da ligação.

4.4.2 Critério de Falha por Escoamento

Considera-se que uma estrutura está íntegra quando ela pode suportar os carregamentos de projeto com uma probabilidade mínima de falha durante sua vida útil. As falhas estruturais sob condições estáticas podem ocorrer por excessiva deformação plástica, para os materiais dúcteis, e por fratura, para os materiais frágeis.

Alguns materiais, como o aço, por exemplo, possuem propriedades elásto-plásticas, ou seja, diante de uma solicitação crescente se comportam como elásticos até um certo limite, acima do qual, passam a se comportar como plásticos. A descrição deste comportamento pode ser encontrada em CHEN (1988). Para prever quando a estrutura entra no regime plástico, é preciso conhecer qual é o estado de tensões que leva o material ao escoamento.

O estado de tensão num ponto é descrito pela grandeza e orientação das tensões principais. Para um material isotrópico, a orientação das direções principais não influencia o início do escoamento, mas apenas sua grandeza.

4.4.2.1 Critério de von Mises

Num ponto sujeito a um estado de tensão triaxial, o escoamento se inicia quando a média quadrática das diferenças entre as três tensões principais se iguala à verificada no início do escoamento do ensaio de tração. O critério de von Mises estabelece que o escoamento se iniciará quando a tensão de cisalhamento octaédrica igualar a um determinado valor crítico, função da tensão de escoamento no cisalhamento puro. Desta forma a tensão de von Mises é calculada pela Equação (5.1):

$$\sigma_{VM} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2]} \quad 5.1$$

Assim, de acordo com o critério de von Mises, o material se comporta elasticamente quando:

$$\sigma_{VM} < f_y \quad 5.2$$

Em termos de deformações, calcula-se a deformação equivalente de von Mises, ε_{VM} pela Equação (5.3):

$$\varepsilon_{VM} = \frac{1}{1+\nu} \sqrt{\frac{1}{2}[(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_1 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2]} \quad 5.3$$

Neste trabalho será adotado como um dos critérios de ruptura, a deformação de von Mises máxima igual à deformação de ruptura do material.

$$\varepsilon_{VM} \leq \varepsilon_u \quad 5.4$$

Admite-se uma parcela de plastificação na ligação, desde que não exceda o limite de deformação diametral, definido a seguir, para não comprometer a integridade estrutural.

4.4.3 Limite de deformação

O critério de limite de deformação de 3% do diâmetro da barra principal, proposto por LU *et al* (1994), adotado como um dos modos de ruptura da ligação, considera que a ligação atinge seu limite de utilização quando a deformação diametral ultrapassa 3% de d_0 . Deformações acima deste limite alteram a forma da estrutura e devem, portanto, ser evitadas. A Seção 1.2.3 do Capítulo 1 apresenta maiores detalhes sobre esta consideração.

A Figura 4.21 exemplifica os deslocamentos ao longo de toda extensão do perfil tubular decorrentes da flexão da chapa de topo. Para o perfil da Figura 4.21, com 60,3 mm de diâmetro, o limite de 3% de d_0 é de 1,809 mm.

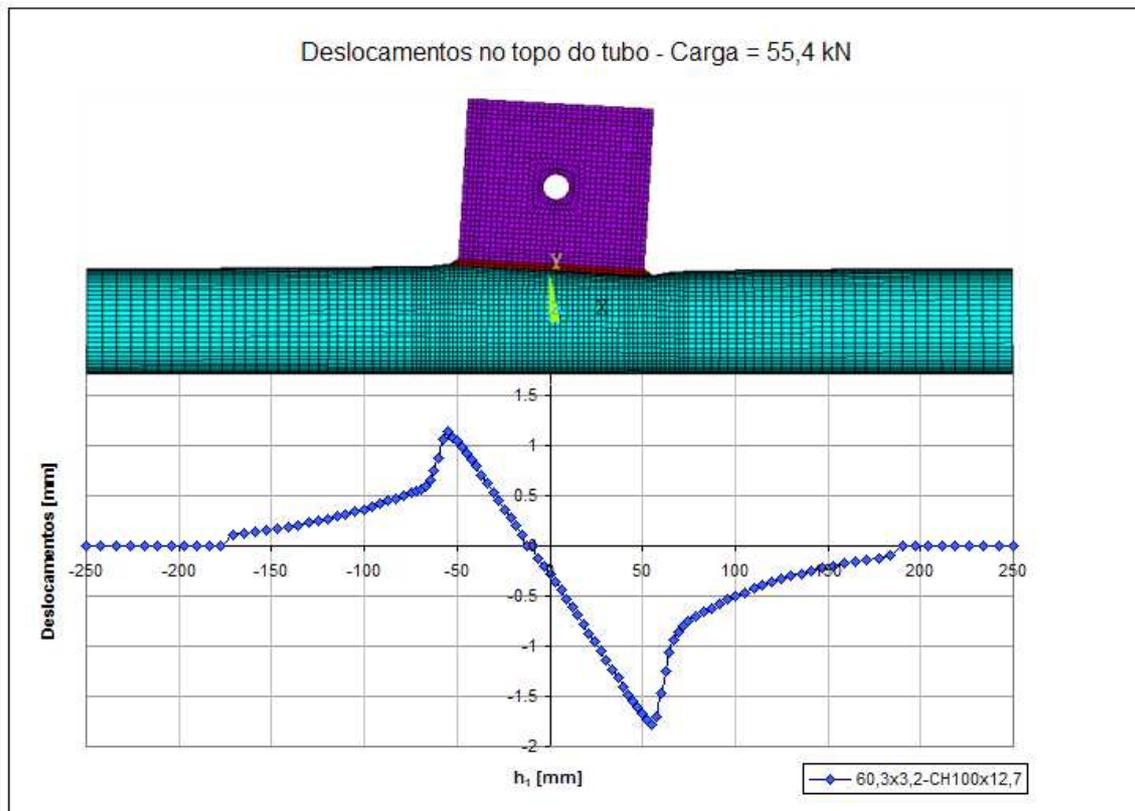


Figura 4.21 – Deslocamentos do perfil tubular

A Figura 4.22 apresenta uma vista lateral da configuração deformada do perfil tubular de 60,3x3,2 mm. Observa-se que quase não há deformação na região inferior do tubo, e mesmo na lateral, esta deformação é muito pequena comparada àquela que ocorre na região da chapa.

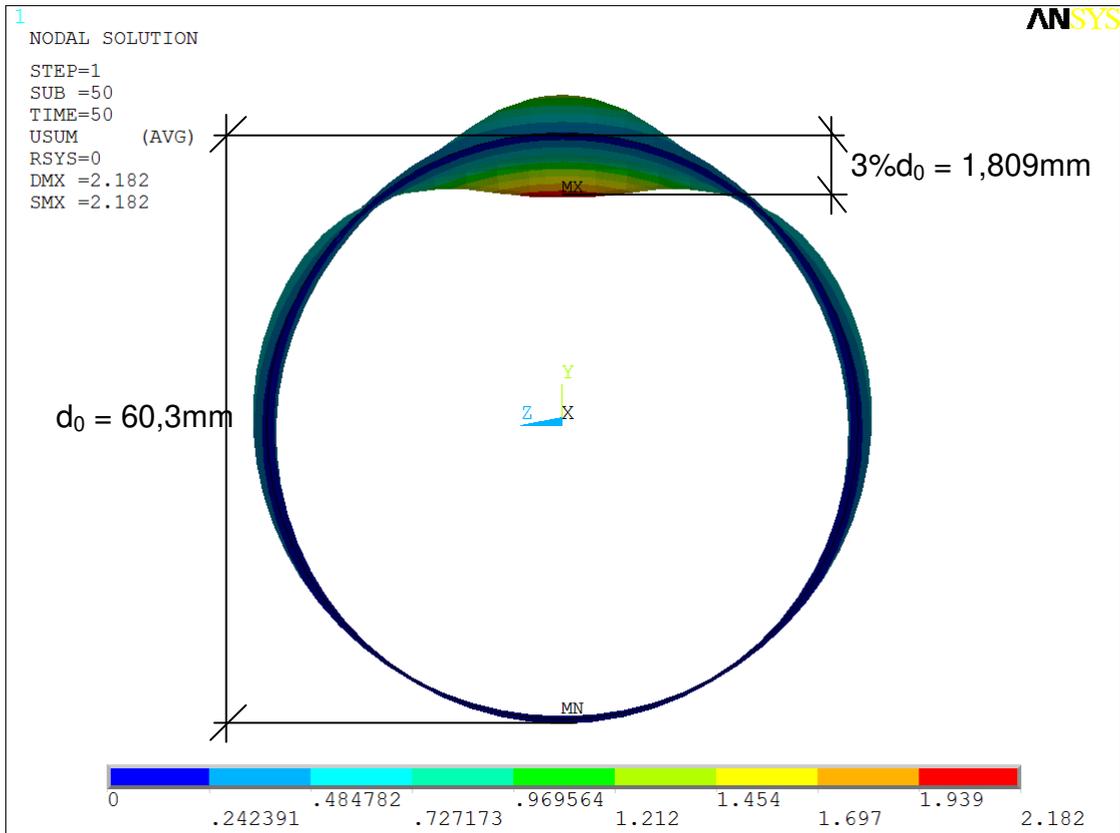


Figura 4.22 – Deformação diametral

5 Análise Numérica x Experimental

Neste Capítulo são avaliados os modelos numéricos através da comparação dos resultados obtidos pelas simulações computacionais com os resultados da análise experimental.

Os modelos numéricos foram desenvolvidos com base nas dimensões nominais dos corpos de prova, não contemplando nenhum tipo de imperfeições, sejam elas oriundas dos materiais ou do processo de fabricação dos CPs.

5.1 Validação do modelo numérico através da análise experimental

Para demonstrar a eficiência do modelo numérico em comparação com resultados experimentais, são comparadas as tensões, deformações e mecanismos de ruptura obtidos nas duas análises.

Para cada protótipo ensaiado, foi confeccionado um modelo numérico com as respectivas características físicas dos materiais da chapa e do perfil tubular e a simulação foi realizada para a comparação com o resultado experimental. São apresentados gráficos que relacionam a carga aplicada na chapa de topo com a tensão equivalente de von Mises, σ_{eqv} , calculada a partir das deformações

medidas nas rosetas. Também são apresentados gráficos de carga x deslocamento numérica e experimental para alguns dos CPs ensaiados.

5.2 Modos de ruptura e modos de deformação

Os modelos numéricos desenvolvidos são capazes de reproduzir os modos de ruptura e de deformação encontrados na análise experimental. A Figura 5.1 mostra a similaridade das deformações na chapa de um modelo experimental e do modelo numérico correspondente. Trata-se de um protótipo de perfil tubular de 101,6x4,0 mm e chapa de 150x3,0 mm, cuja ruptura se deu por esmagamento no furo.

Colapso de chapa

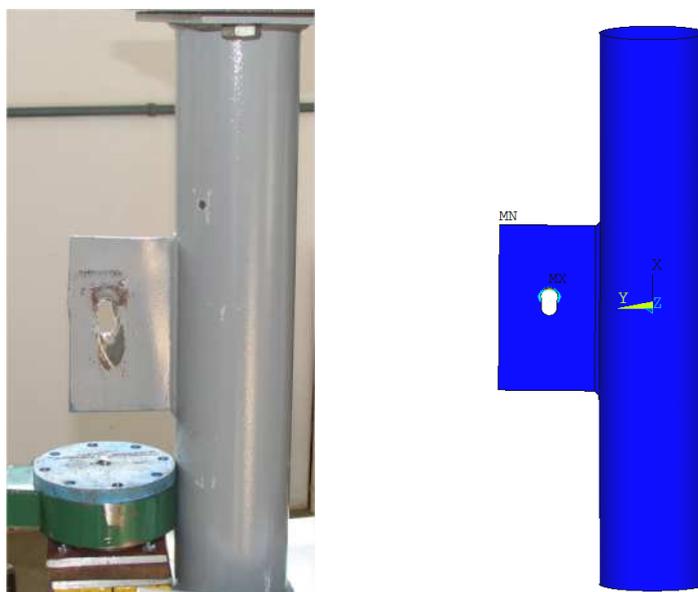


Figura 5.1 – Modelo 101,6x4,0-CH150x3,0 – colapso de chapa

A Figura 5.2 apresenta um modelo experimental e seu correspondente numérico, onde o colapso foi a plastificação na parede do perfil tubular. O protótipo de perfil tubular de 60,3x3,2 com chapa de 100x6,3 apresentou as maiores deformações na região comprimida pela chapa de topo, configurando o modo de colapso da ligação. A Figura 5.2 apresenta ainda, o detalhe região de plastificação no modelo experimental.

Colapso de tubo

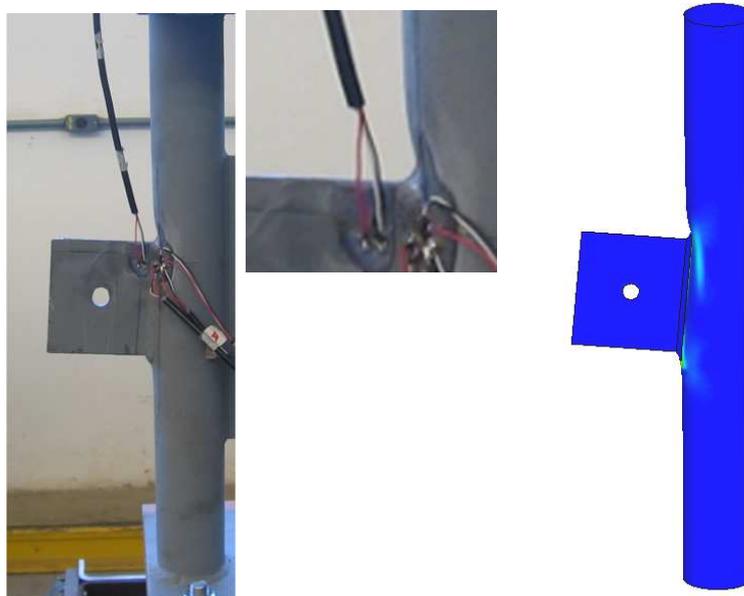


Figura 5.2 – Modelo 60,3x3,2-CH100x6,3 – colapso de tubo

5.3 Tensões no perfil tubular

Os gráficos a seguir apresentam a comparação entre os resultados numéricos e experimentais, das tensões de von Mises na roseta posicionada no perfil tubular em função do carregamento aplicado. Nas Figuras 5.3 a 5.7 pode-se observar que os resultados numéricos e experimentais apresentam boa correlação.

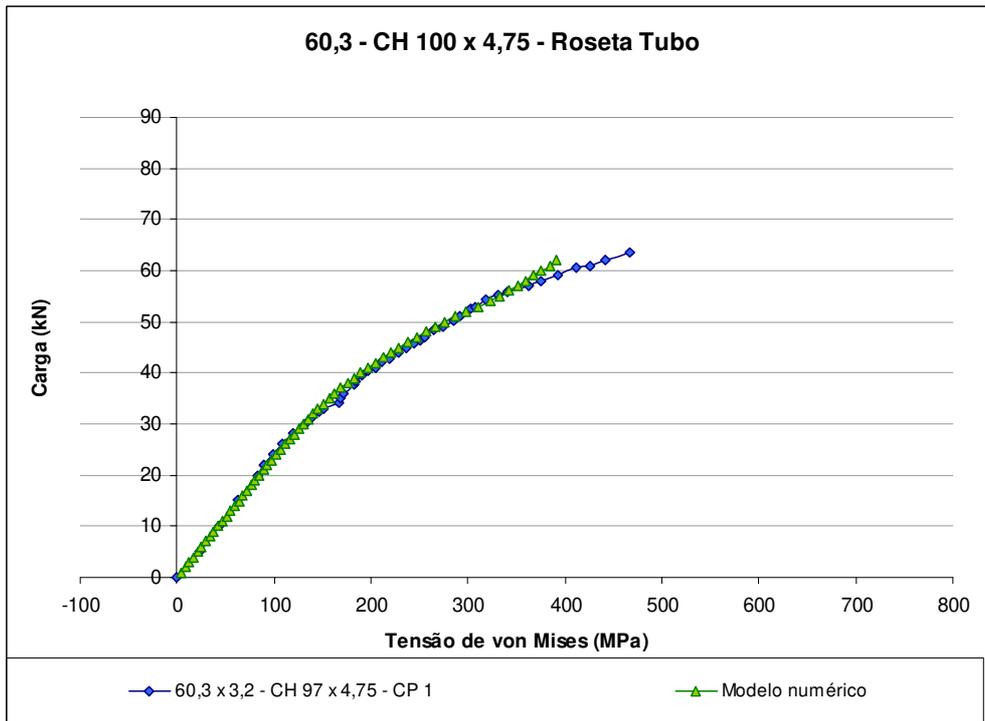


Figura 5.3 – Roseta – Modelo 60,3x3,2-CH100x4,75

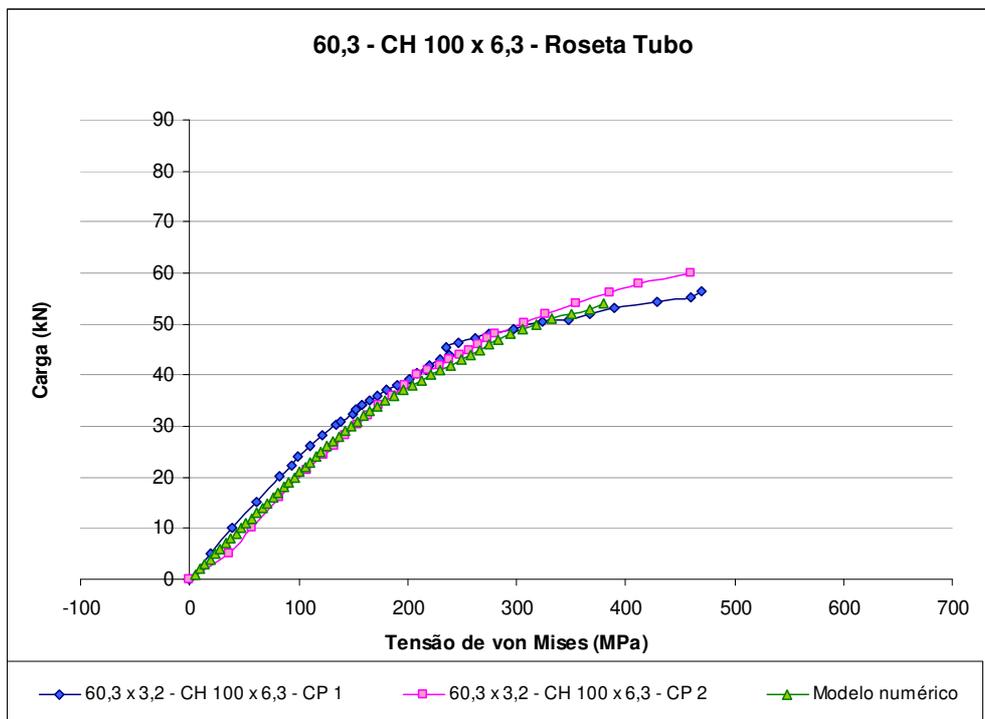


Figura 5.4 – Roseta – Modelo 60,3x3,2-CH100x6,3

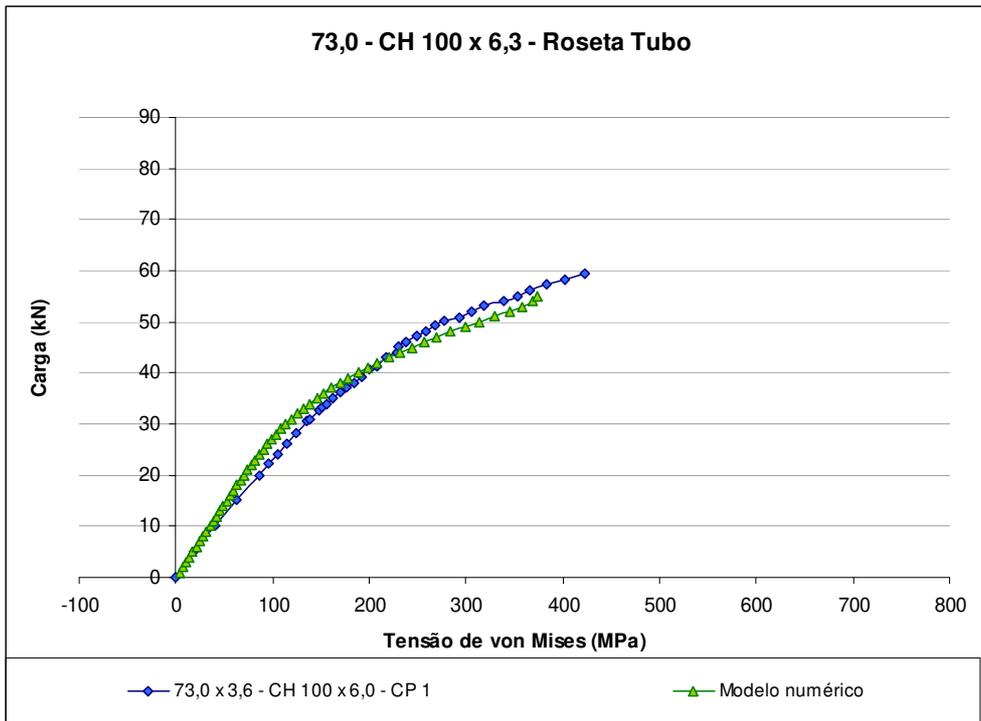


Figura 5.5 – Roseta – Modelo 73,0x3,6-CH100x6,3

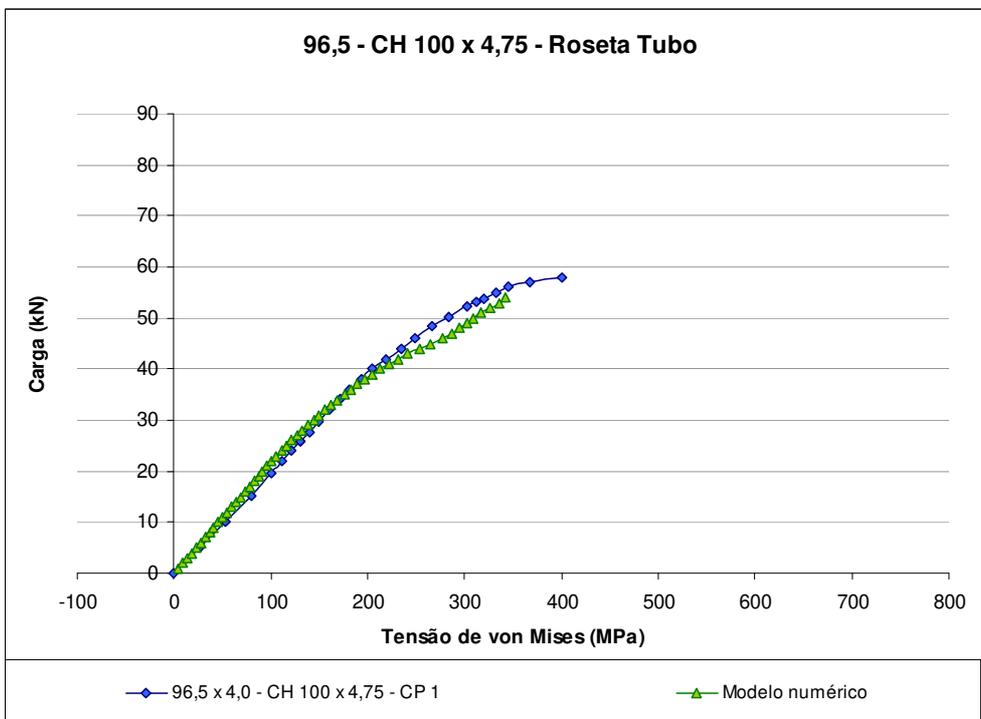


Figura 5.6 – Roseta – Modelo 96,5x4,0-CH100x4,75

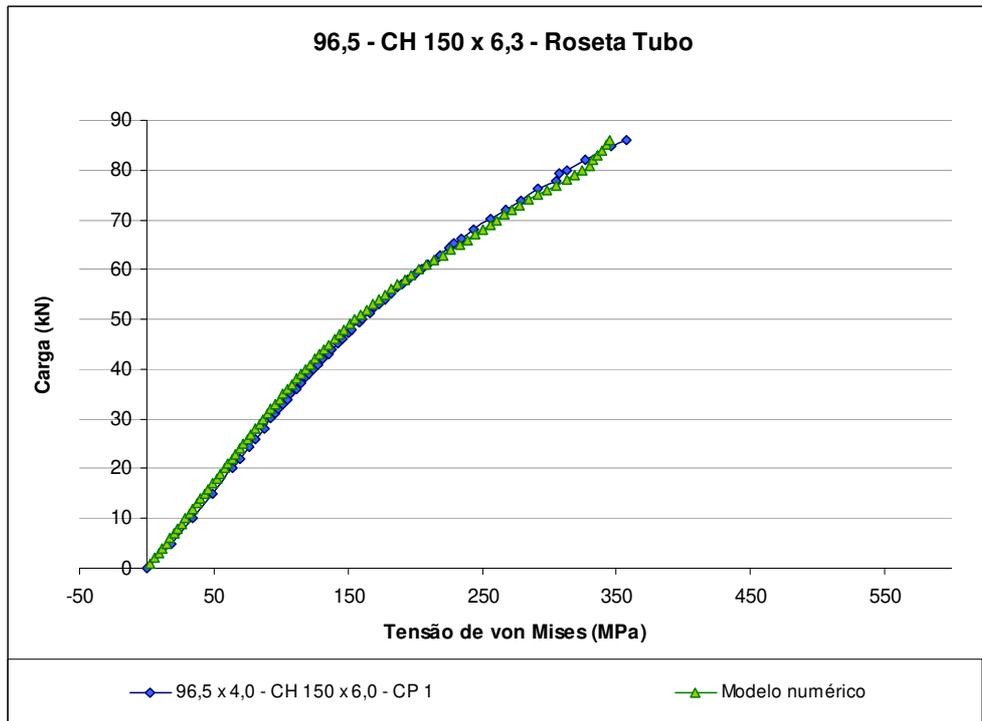


Figura 5.7 – Roseta – Modelo 96,5x4,0-CH150x6,3

5.4 Deslocamentos da chapa

O gráficos a seguir apresentam a curva carga x deslocamento, numérica e experimental de alguns dos protótipos ensaiados, para ilustrar a boa correlação do modelo numérico com relação os protótipo experimental.

Os deslocamentos obtidos para os protótipos 60,3x3,2-CH100x3,0 e 60,3x3,2-CH150x6,3 foram muito semelhantes tanto na análise experimental quanto na análise numérica, e podem ser observados nas Figuras 5.8 e 5.9.

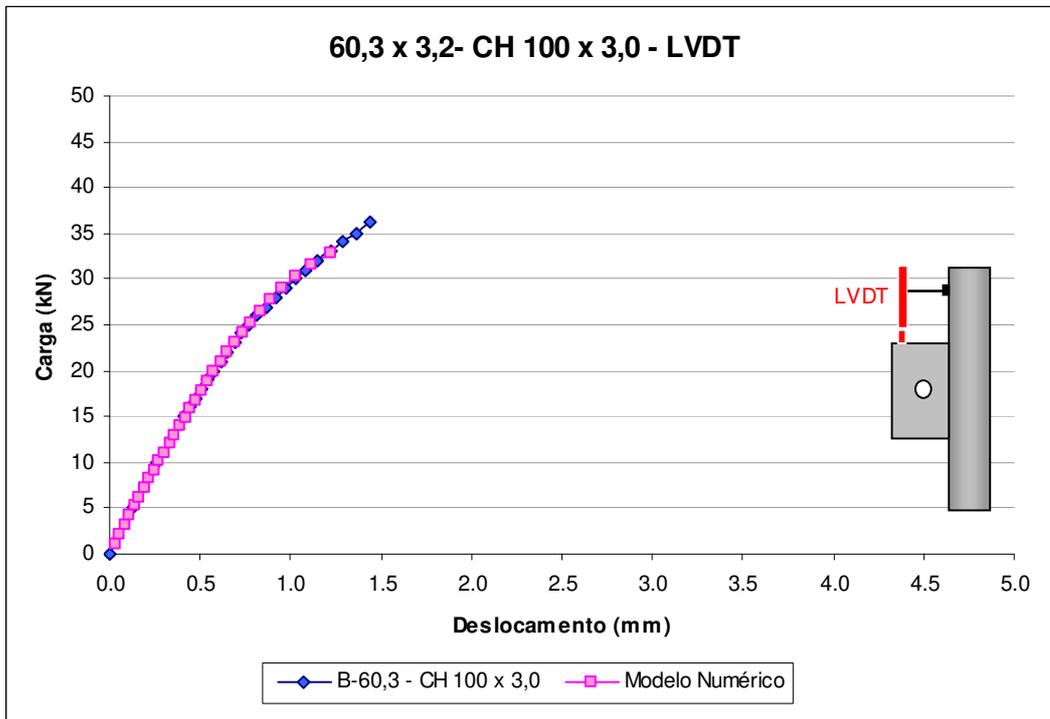


Figura 5.8 – Deslocamentos – LVDT – Modelo 60,3x3,2-CH100x3,0

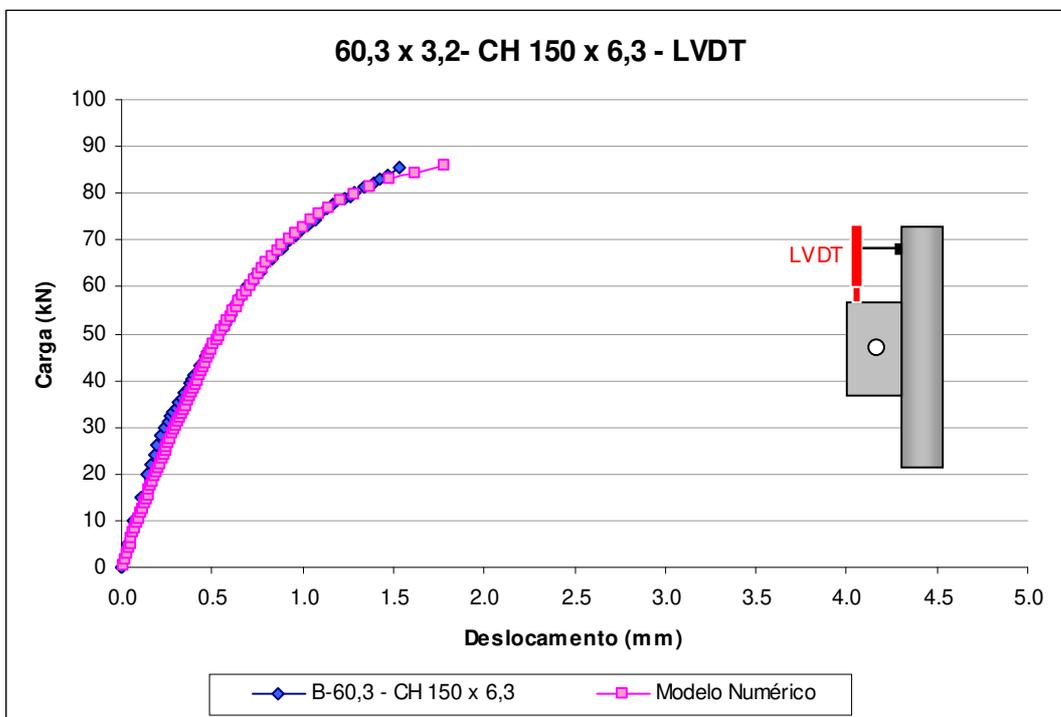


Figura 5.9 – Deslocamentos – LVDT – Modelo 60,3x3,2-CH150x6,3

Na Figura 5.10, o gráfico apresenta os deslocamentos dos protótipos 60,3x3,2-CH100x6,3 CP1, 2 e 3. Neste caso o modelo numérico se comportou de forma muito semelhante ao CP3.

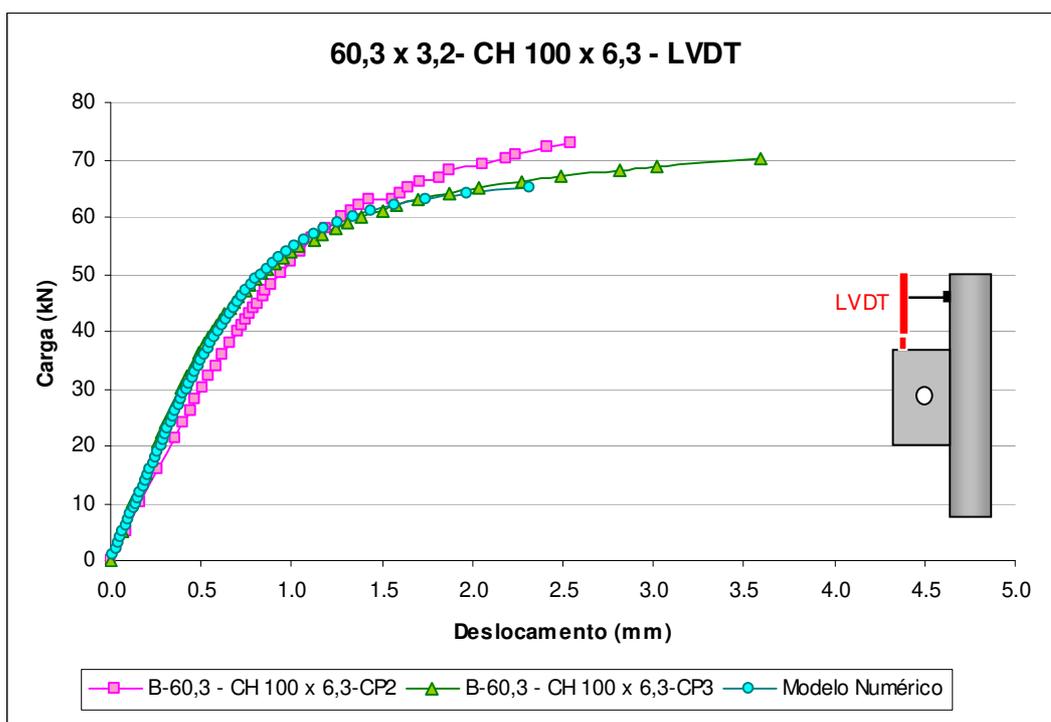


Figura 5.10 – Deslocamentos – LVDT – Modelo 60,3x3,2-CH100x6,3

O gráfico da Figura 5.11 apresenta a curva carga x deslocamento para os protótipos 73,0x3,6-CH100x4,75 - CP1 e 2. Na análise experimental ocorreu uma discrepância entre os resultados deste dois ensaios, e o modelo numérico apresentou comportamento semelhante ao CP 2.

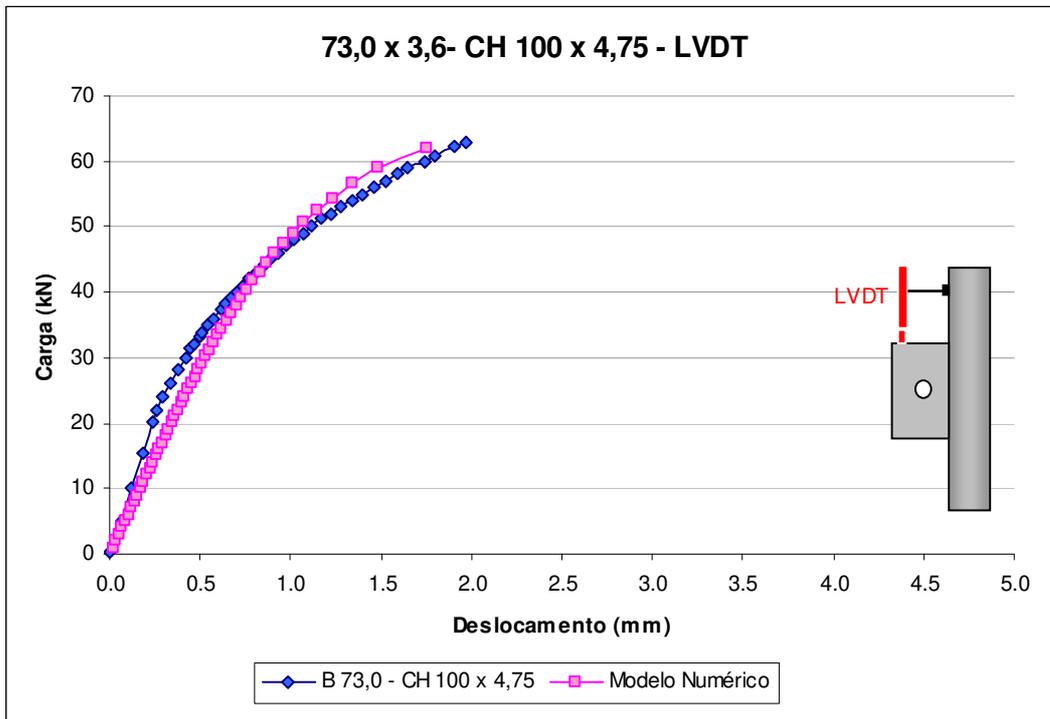


Figura 5.11 – Deslocamentos – LVDT – Modelo 73,0x3,6-CH100x4,75

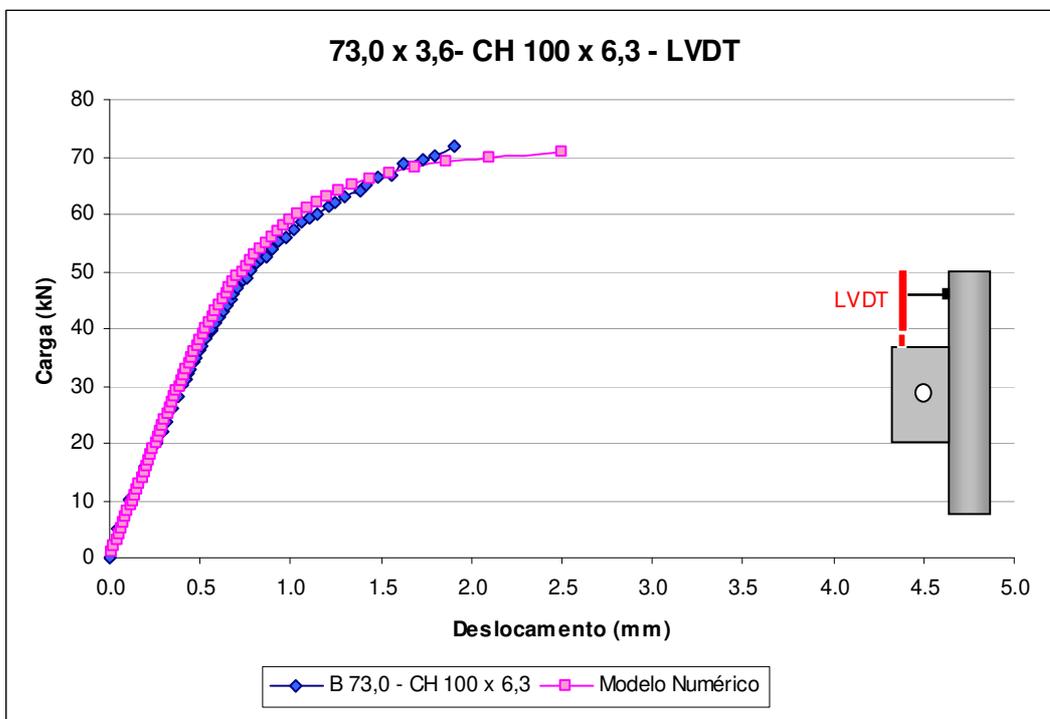


Figura 5.12 – Deslocamentos – LVDT – Modelo 73,0x3,6-CH100x6,3

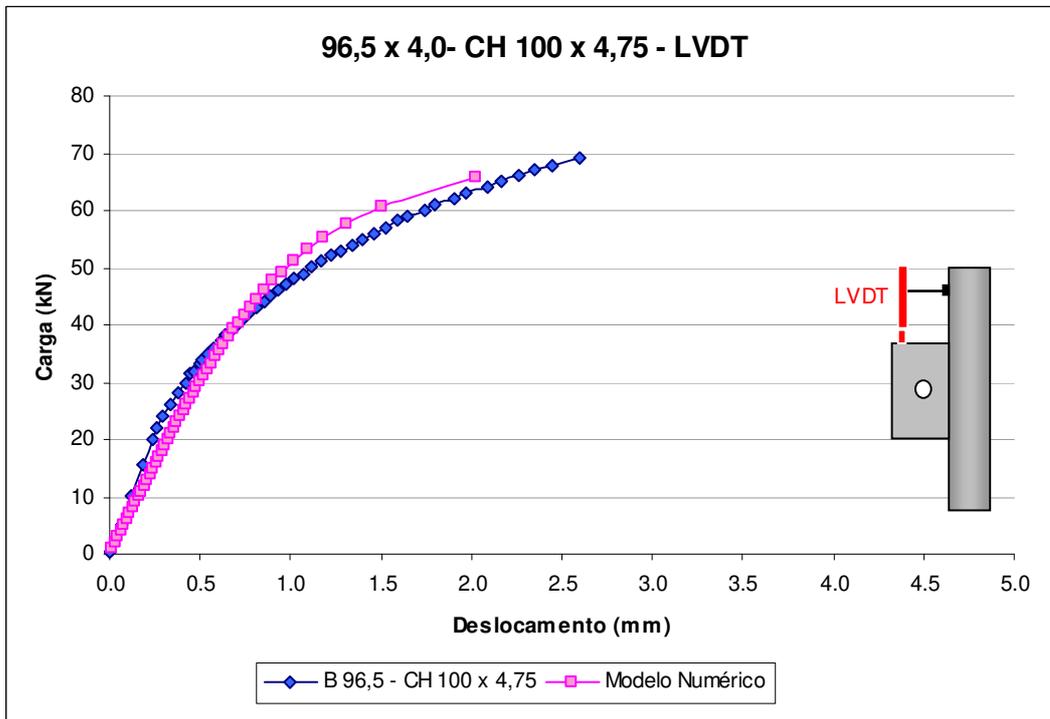


Figura 5.13 – Deslocamentos – LVDT – Modelo 96,5x4,0-CH100x4,75

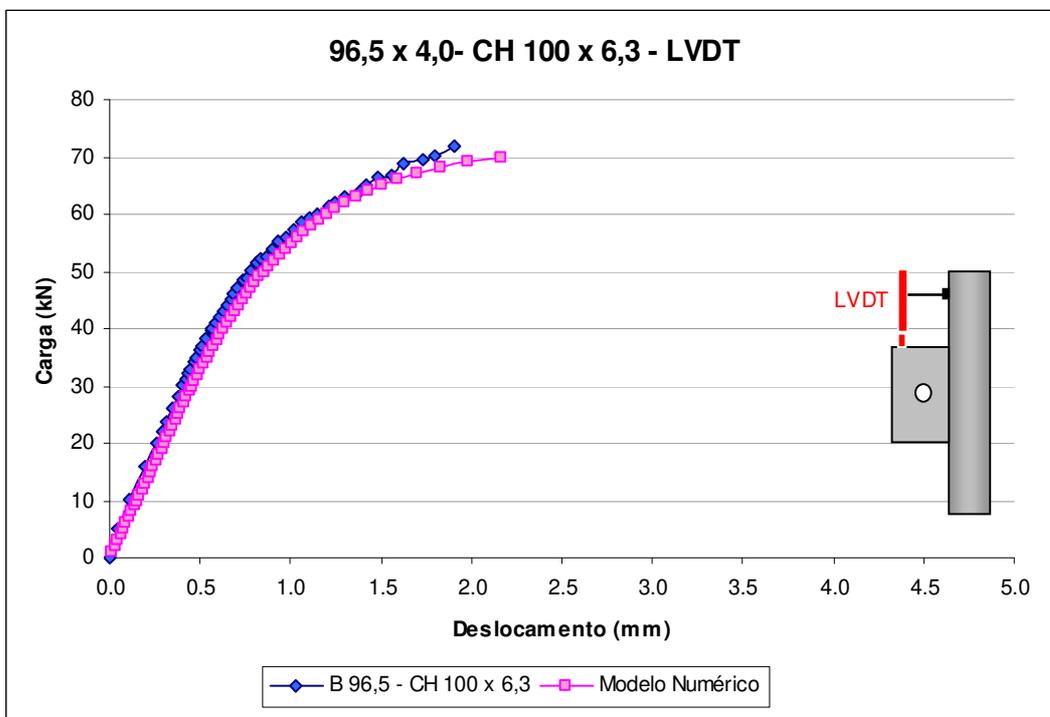


Figura 5.14 – Deslocamentos – LVDT – Modelo 96,5x4,0-CH100x6,3

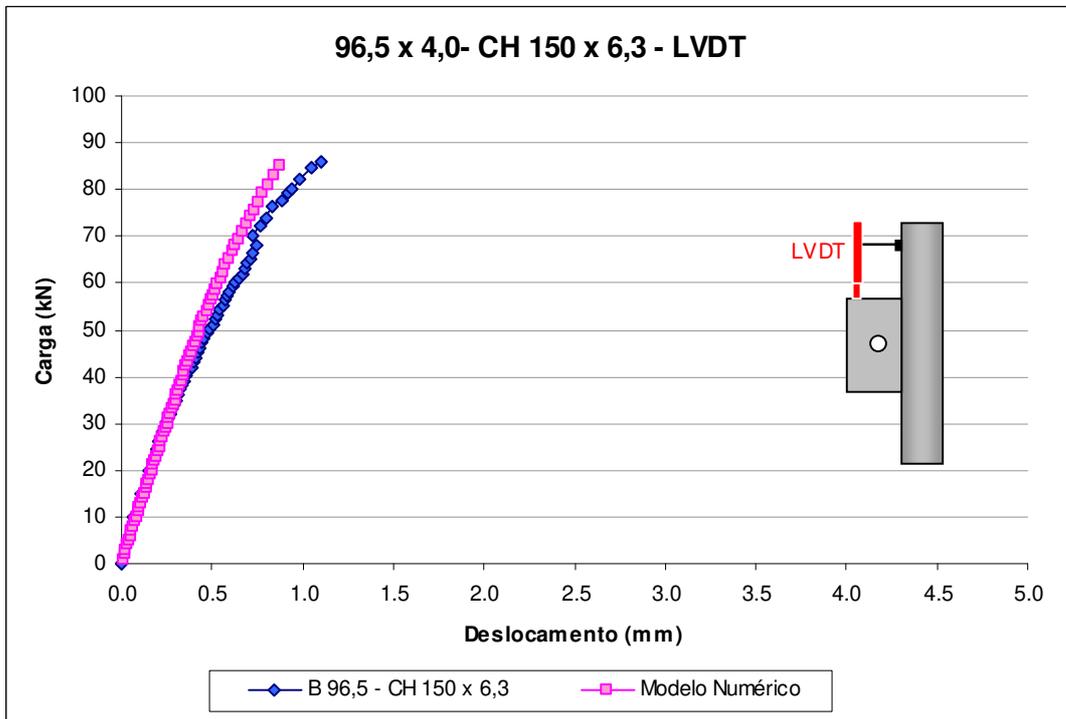


Figura 5.15 – Deslocamentos – LVDT – Modelo 96,5x4,0-CH150x6,3

As observações realizadas anteriormente mostraram que os modelos numéricos são capazes de representar o comportamento da ligação com chapa de topo com relação aos fenômenos observados na análise experimental, viabilizando sua utilização na análise paramétrica da ligação.

6 Análise Paramétrica

Tomando como base o modelo numérico, desenvolvido no Capítulo 4, já validado pela comparação com os resultados da análise experimental, foi realizada uma análise paramétrica que será descrita neste Capítulo.

Nessa análise foram variados os perfis tubulares, o comprimento e a espessura das chapas. Utilizou-se o mesmo tipo de material, critérios de aplicação de carregamento e condições de contorno já definidos anteriormente.

Para complementar as análises e uma melhor identificação do tipo de colapso na ligação, a chapa com furo e o colapso do perfil tubular também foram estudados separadamente. Os resultados obtidos nestas análises e a descrição dos parâmetros avaliados, também encontram-se neste Capítulo.

Uma vez conhecidos os modos de ruptura, chapa ou tubo, função dos parâmetros geométricos da ligação, com os níveis de carga definidos pela análise paramétrica, uma formulação para o cálculo da resistência da ligação de chapa de topo será obtida através de um ajuste de curva computacional.

Os valores obtidos dessa equação serão comparados com duas referências sobre o assunto: CIDECT (2010), e Kim (2001)

6.1 Estudo da ruptura da chapa isolada

Nesta Seção apresenta-se a descrição da simulação numérica da chapa de topo isolada com objetivo de avaliá-la em termos de pressão de contato no furo, borda mínima e ruptura da seção líquida efetiva.

Este estudo foi realizado para chapas de altura fixa de 100 mm, e furo de 14 mm de diâmetro centralizado. O comprimento h_1 , a espessura t_1 e as condições de contorno foram variadas de acordo com a descrição a seguir.

6.1.1 Condições de contorno e aplicação de carregamento

Foram estudadas três diferentes configurações de condições de contorno e aplicação de carregamento para os modelos chamados de A, B e C:

- Modelo A: Apoio vertical, carregamento no furo;
- Modelo B: Apoio horizontal, carregamento no furo;
- Modelo C: Apoio no furo, carregamento lateral.

A Figura 6.1 mostra as restrições de contorno de cada uma das três configurações estudadas.

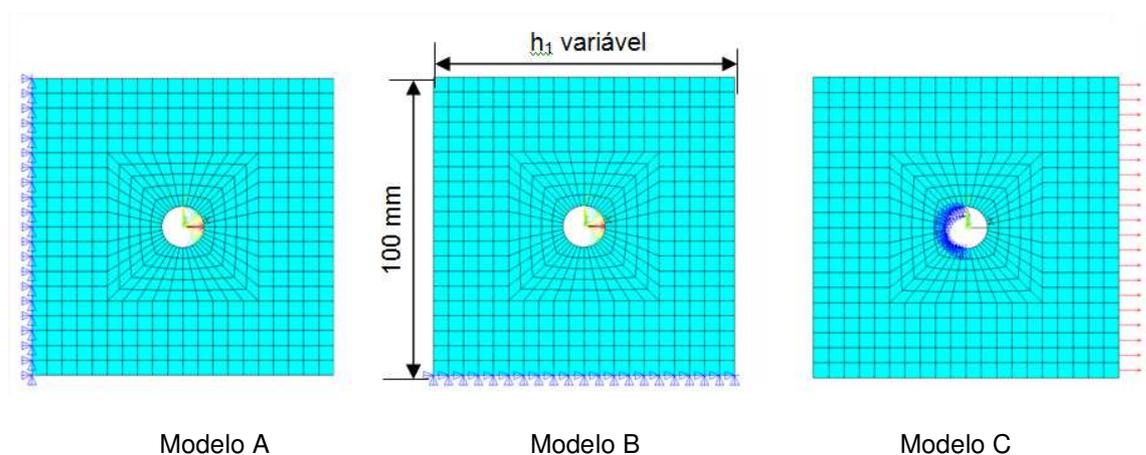


Figura 6.1 – Modelos para análise do colapso de chapa isolada

Nos modelos A e B as restrições de deslocamento foram impostas em posições diferentes e o carregamento aplicado, foi mantido da mesma forma que na ligação completa com chapa e tubo modelados, ou seja, o carregamento foi aplicado no furo, em uma distribuição triangular.

No modelo C, as restrições foram impostas na metade do furo e o carregamento foi distribuído na lateral da chapa, conforme a Figura 6.1.

A Tabela 15 da ABNT NBR 8800:2008 traz a definição da distância mínima do centro de um furo à borda de uma chapa, para um parafuso de $\frac{1}{2}$ polegada de diâmetro, como sendo 22 mm, para borda cortada com serra ou tesoura, ou 19 mm para borda laminada ou cortada a maçarico. Portanto, nesta análise da chapa isolada, foi acrescentada uma chapa de comprimento $h_1 = 44$ mm, para verificar esta prescrição quanto a borda mínima. Esta dimensão de chapa será avaliada apenas neste estudo da chapa isolada.

6.1.2 Variáveis da análise

Foram simulados 126 modelos de chapas isoladas, com 6 comprimentos diferentes: 44, 60, 80, 100, 120 e 150 mm, 7 diferentes espessuras: 3, 4,75, 6,3, 8, 9,5, 12,7 e 16 mm e três condições de contorno.

6.1.3 Critério de leitura da carga máxima

A leitura da carga máxima no modelo numérico, foi feita para o 1º passo em que a deformação de von Mises, ϵ_{eqv} na chapa é igual a deformação de ruptura do material, ϵ_U . Esse critério foi utilizado em todas as análises.

6.1.4 Características dos materiais

O material adotado para estas análises corresponde ao material do perfil de 96,5 mm de diâmetro e possui tensão de escoamento, $f_y = 354$ MPa , tensão de ruptura, $f_u = 447$ MPa, e deformação de ruptura, $\epsilon_u = 0,198$ %.

6.1.5 Avaliação dos resultados

Os resultados obtidos para os modelos A e B são muito parecidos. Esses resultados são muito conservadores, quando comparados aos resultados do modelo C. Confrontando-se os resultados das Tabelas 6.1 a 6.3, observa-se que existe uma diferença de quase o dobro, em alguns casos, dos valores obtidos para as chapa com apoio no furo em relação à chapa com restrição lateral (tanto horizontal como vertical).

Tabela 6.1 – Colapso de chapa – Modelo A

Apoio vertical – P últ [kN]						
Espessura	44	60	80	100	120	150
3.0	20.9	21	21.1	21	21	21
4.75	33.1	33.4	33.4	33.4	33.4	33.4
6.3	44.1	44.7	44.8	44.8	44.8	44.8
8.0	56.5	57.4	57.5	57.6	57.6	57.6
9.5	67.6	69	69.1	69.1	69.1	69.1
12.7	92.2	94.5	94.7	94.7	94.7	94.7
16	119.1	122.4	122.7	122.7	122.7	122.7

Tabela 6.2 – Colapso de chapa – Modelo B

Apoio horizontal – P últ [kN]						
Espessura	44	60	80	100	120	150
3.0	13.3	20.8	21	21	21	21
4.75	21	33	33.4	33.5	33.5	33.5
6.3	28	44.1	44.9	44.8	44.8	44.8
8.0	35.5	56.5	57.6	57.6	57.6	57.6
9.5	42.3	67.8	69.2	69.2	69.2	69.2
12.7	56.8	92.8	95	95	95	95
16	72	119.7	123	123	123	123

Tabela 6.3 – Colapso de chapa – Modelo C

Apoio no furo – P últ [kN]						
Espessura	44	60	80	100	120	150
3.0	32.0	38.72	42.1	42.2	42.2	42.2
4.75	51.2	61.51	67.4	67.6	67.6	67.6
6.3	68.2	82.48	91.1	91.5	91.5	91.5
8.0	87.5	106.12	118.2	119	119	119
9.5	105	127.37	142.7	144.1	144.1	144.1
12.7	143.5	173.71	195.8	198.9	198.9	198.9
16	185	223.39	252.3	257.3	257.3	257.3

Chama a atenção o fato de que, os resultados obtidos não mudam, conforme o comprimento da chapa aumenta de 80 mm, validando a prescrição de borda máxima igual a $12 \times t_1$ ou 150 mm, da ABNT NBR 8800:2008. Os gráficos das Figuras 6.2 e 6.3 também confirmam esta constatação. A Tabela 6.4 apresenta os valores de borda máxima para as espessuras de chapa estudadas, segundo a ABNT NBR 8800:2008.

Tabela 6.4 – Borda e comprimento máximo da chapa, em função da espessura

Espessura [mm]	Borda máxima [mm]	h_1 máx. [mm]
3.0	36	72
4.75	57	114
6.3	75.6	151
8.0	96	192
9.5	114	228
12.7	150	300
16	150	300

Os gráficos das Figuras 6.2 e 6.3 apresentam as curvas de carga resistente para as chapas em função do comprimento h_1 , para cada espessura testada. Os gráficos correspondem aos dados das Tabelas 6.1 a 6.3.

Na Figura 6.2 são comparados os modelos A e B, e na Figura 6.3 são apresentados os resultados para o modelo C.

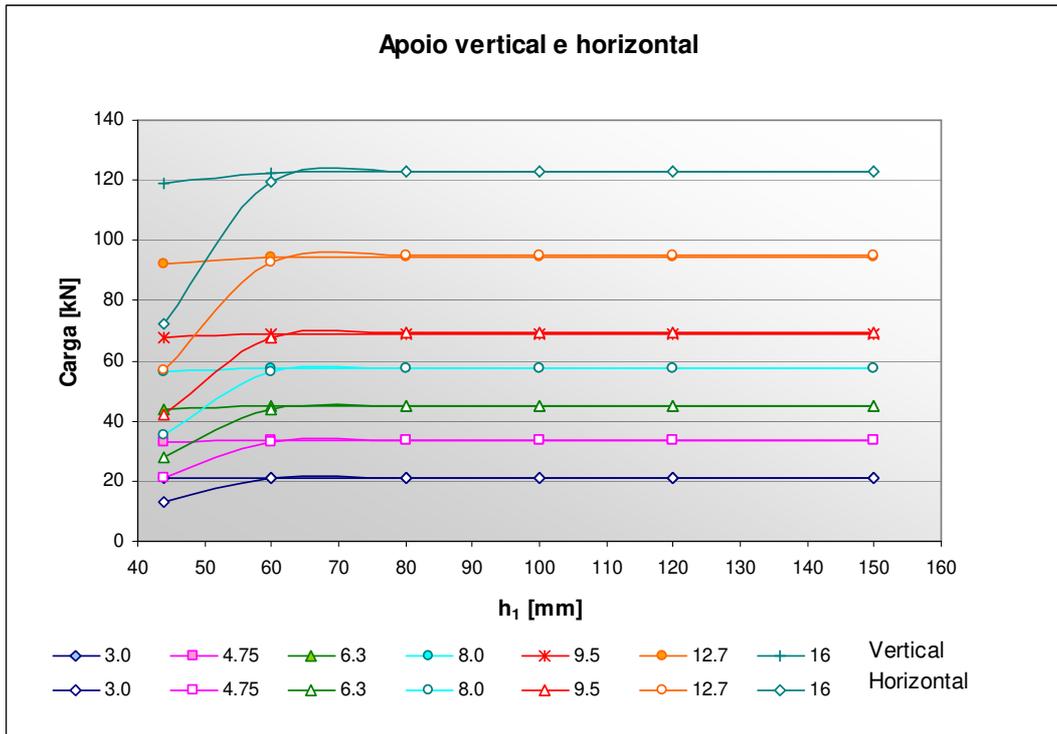


Figura 6.2 – Resistência da chapa de topo – modelos A e B

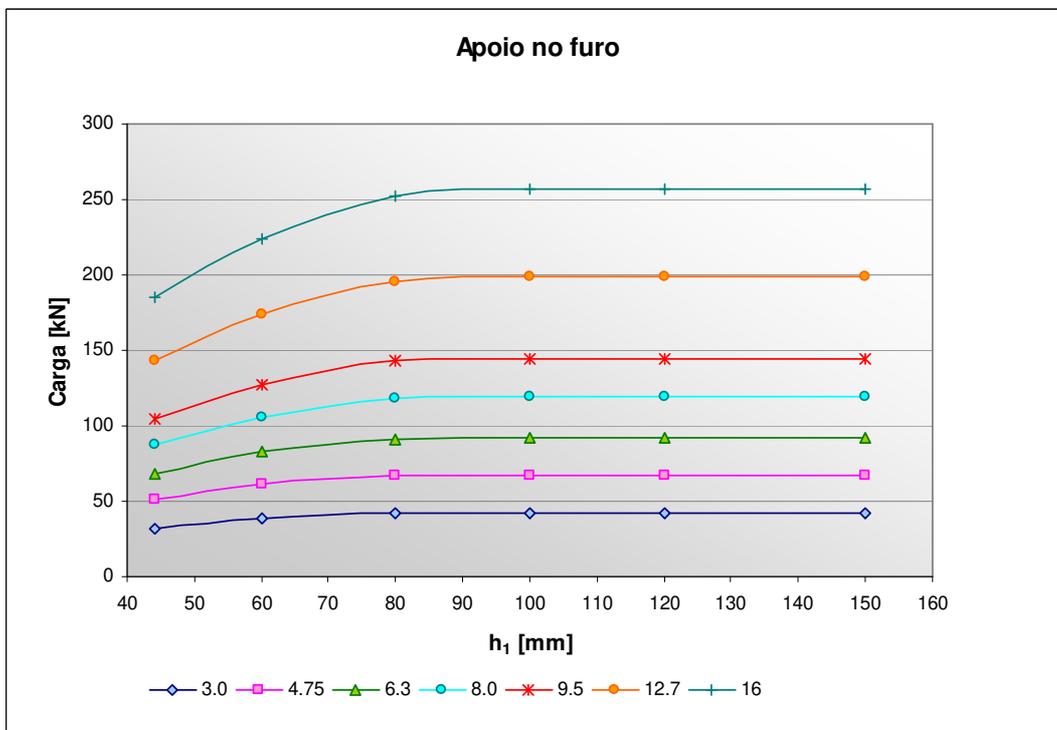
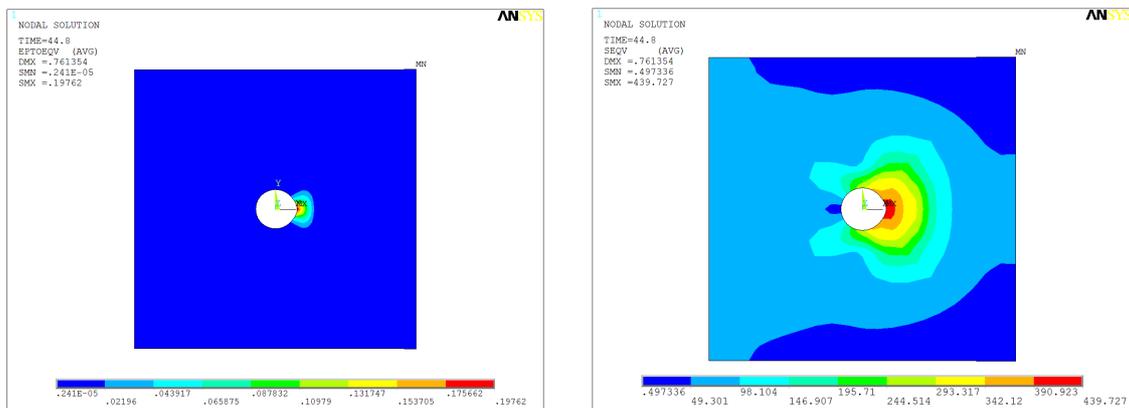


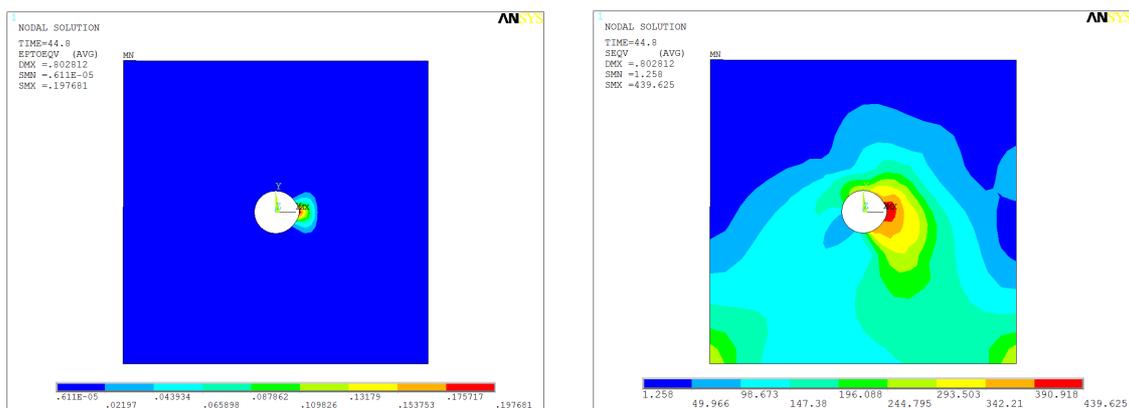
Figura 6.3 – Resistência da chapa de topo – modelo C

Com relação ao mecanismo de ruptura, os modelos A e B, apresentaram ruptura diferente da apresentada pelo modelo C.

Nos modelos A e B a ruptura se deu por esmagamento do furo. As Figuras 6.4 e 6.5 apresentam a distribuição da deformação e da tensão de von Mises, onde pode-se perceber os pontos de máximo, na borda comprimida do furo. Apesar de o mecanismo de ruptura apresentado ser o mesmo, e a resistência ser praticamente a mesma (com exceção da chapa de 44 mm), a distribuição das tensões de von Mises é diferente para os modelos A e B, conforme as Figuras 6.4 e 6.5.



ϵ_{eqv} σ_{eqv}
 Figura 6.4 – Esmagamento do furo – modelo A CH100x6,3 mm



ϵ_{eqv} σ_{eqv}
 Figura 6.5 – Esmagamento do furo – modelo B - CH100x6,3 mm

No modelo C, a ruptura da chapa ocorreu na seção líquida. Na Figura 6.6 pode-se observar que o ponto de máxima deformação não mais está localizado na mesma região que nos modelo A e B. A distribuição das tensões de von Mises também pode ser observada na Figura 6.6

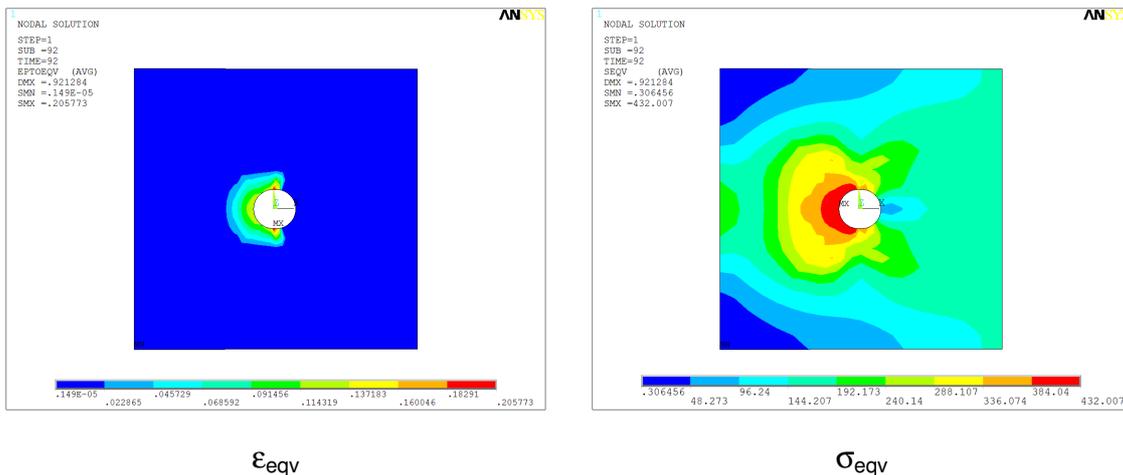


Figura 6.6 – Ruptura da seção líquida – Modelo C - CH100x6,3 mm

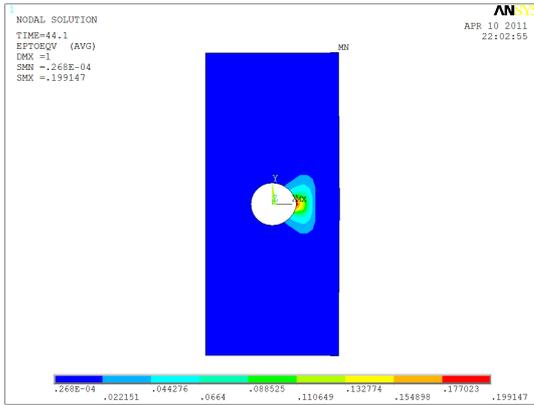
As Figuras 6.7 a 6.9 são referentes às análises de uma chapa de 44 mm de comprimento e 6,3 mm de espessura. Os deslocamentos dessas imagens estão plotados em escala real.

Nas chapas com este comprimento, o tipo de colapso apresentado para os três modelos A, B e C foi diferente.

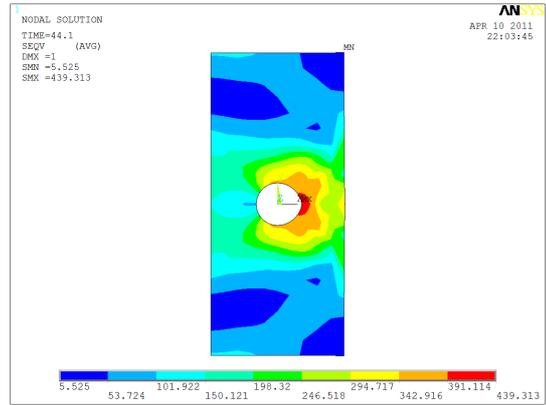
Para o modelo A, observa-se que a região de máxima deformação ocorre na borda comprimida do furo, caracterizando colapso por esmagamento.

No caso do modelo B (Figura 6.8) a região crítica corresponde àquela em que a chapa está apoiada, o que poderia ser interpretado como colapso na região da solda .

No modelo C o colapso é por ruptura da seção líquida , conforme a Figura 6.9.

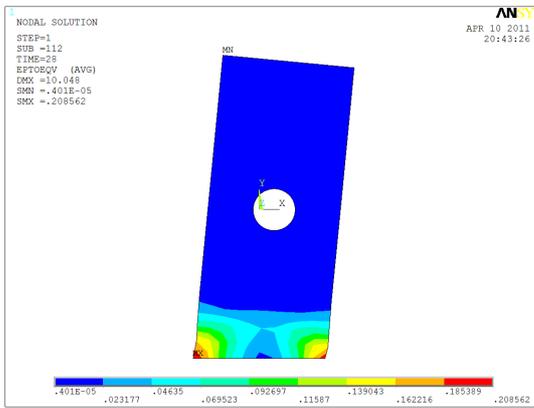


ϵ_{eqv}

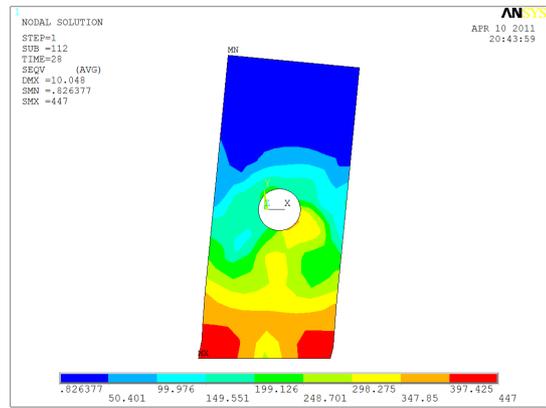


σ_{eqv}

Figura 6.7 – Esmagamento do furo – Modelo A- CH44x6,3 mm

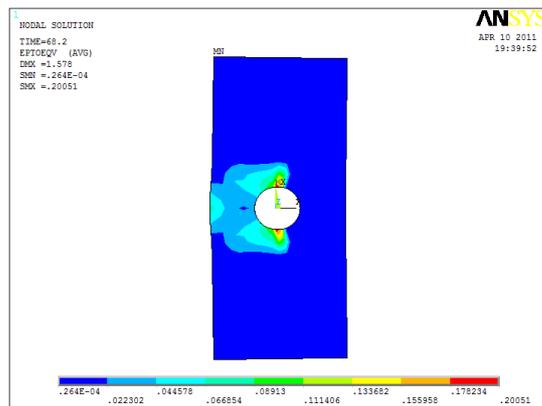


ϵ_{eqv}

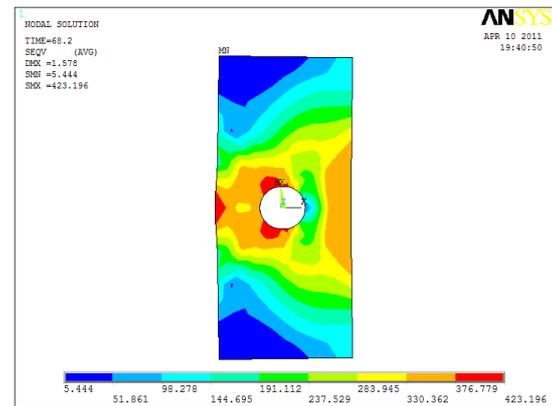


σ_{eqv}

Figura 6.8 – Ruptura na região da solda – Modelo B - CH44x6,3 mm



ϵ_{eqv}



σ_{eqv}

Figura 6.9 – Ruptura da seção líquida – Modelo C - CH44x6,3 mm

Nos ensaios experimentais, não houve ruptura da seção líquida em nenhum protótipo, portanto, o modelo de condição de contorno C, apoiado no furo, não será usado como referência para a determinação da resistência da chapa de topo.

O modelo B, com apoio na horizontal, é o que mais se aproxima da condição em que a chapa de topo é solicitada, onde na realidade o perfil tubular comporta-se como um apoio elástico para a chapa de topo. A distribuição das tensões e deformações deste modelo apresenta muita semelhança com o modelo completo da ligação.

6.2 Cálculo da pressão de contato em furos conforme a ABNT NBR 8800:2008

A Equação (2.23) para o cálculo da resistência à pressão de contato da ABNT NBR 8800:2008, já apresentada no Capítulo 2, é aqui repetida na Equação (6.1).

$$F_{c,Rd} = \frac{1,2 \times l_f \times t_1 \times f_u}{\gamma_{a2}} \leq \frac{2,4 \times d_b \times t_1 \times f_u}{\gamma_{a2}} \quad (6.1)$$

Utilizando-se a Equação (6.1) para o cálculo da resistência das chapas analisadas numericamente na Seção 6.1, obtêm-se os valores de pressão de contato em kN da Tabela 6.5

Tabela 6.5 – Pressão de contato segundo a ABNT NBR 8800:2008

ABNT NBR 8800:2008 - com coef.						
Espessura [mm]	44	60	80	100	120	150
3.0	18	27	35	35	35	35
4.75	28	43	55	55	55	55
6.3	38	58	74	74	74	74
8.0	48	73	93	93	93	93
9.5	57	87	111	111	111	111
12.7	76	116	148	148	148	148
16	95	146	187	187	187	187

A média dos valores obtidos nos modelos numéricos com apoio vertical e horizontal, encontram-se na Tabela 6.6.

Tabela 6.6 – Valor médio de elementos finitos considerando os modelos apoiados nas extremidades da chapa

Elementos Finitos - Valores médios [kN]						
Espessura [mm]	44	60	80	100	120	150
3.0	17	21	21	21	21	21
4.75	27	33	33	33	33	33
6.3	36	44	45	45	45	45
8.0	46	57	58	58	58	58
9.5	55	68	69	69	69	69
12.7	75	94	95	95	95	95
16	96	121	123	123	123	123

A Tabela 6.7 apresenta a razão entre o cálculo pela ABNT NBR 8800:2008 e o cálculo de elementos finitos. É possível observar que devido aos coeficientes, ou fatores multiplicadores, 1,2 e 2,4 de cada lado da Equação (6.1) da norma, a diferença na resistência da chapa pode chegar a 1,67 vezes o valor obtido na análise numérica para o caso mais discrepante.

Tabela 6.7– Razão entre os valores da ABNT NBR 8800:2008 (Tabela 6.5) e os valores médios da análise numérica (Tabela 6.6)

ABNT NBR 8800:2008 / EF						
Espessura [mm]	44	60	80	100	120	150
3.0	1.05	1.31	1.66	1.67	1.67	1.67
4.75	1.05	1.31	1.66	1.66	1.66	1.66
6.3	1.04	1.30	1.64	1.64	1.64	1.64
8.0	1.04	1.28	1.62	1.62	1.62	1.62
9.5	1.03	1.27	1.60	1.60	1.60	1.60
12.7	1.02	1.24	1.56	1.56	1.56	1.56
16	1.00	1.21	1.52	1.52	1.52	1.52

Retirando-se os coeficientes de segurança γ_{a2} e os fatores multiplicadores da Equação (6.1), tem-se:

$$F_{c,Rd} = l_f \times t_1 \times f_u \leq d_b \times t_1 \times f_u \quad (6.2)$$

Os cálculos baseados na Equação (6.2) estão na Tabela 6.8 e a razão entre estes novos valores e a análise numérica estão na Tabela 6.9.

Tabela 6.8– Resistência da chapa segundo a ABNT NBR 8800:2008, sem coeficientes

ABNT NBR 8800:2008 - sem coef. [kN]						
Espessura [mm]	44	60	80	100	120	150
3.0	20	20	20	20	20	20
4.75	31	31	31	31	31	31
6.3	41	41	41	41	41	41
8.0	53	53	53	53	53	53
9.5	62	62	62	62	62	62
12.7	83	83	83	83	83	83
16	105	105	105	105	105	105

Tabela 6.9 – Razão entre os valores da ABNT NBR 8800:2008 sem os coeficientes (Tabela 6.8) e os valores médios da análise numérica (Tabela 6.6)

ABNT NBR 8800:2008 / EF						
Espessura [mm]	44	60	80	100	120	150
3.0	1.15	0.94	0.94	0.94	0.94	0.94
4.75	1.15	0.94	0.93	0.93	0.93	0.93
6.3	1.15	0.93	0.92	0.92	0.92	0.92
8.0	1.14	0.92	0.91	0.91	0.91	0.91
9.5	1.14	0.91	0.90	0.90	0.90	0.90
12.7	1.12	0.89	0.88	0.88	0.88	0.88
16	1.10	0.87	0.86	0.86	0.86	0.86

Os dados da Tabela 6.9 evidenciam que, para as condições em que a chapa é solicitada na ligação de chapa de topo, o cálculo da pressão de contato no furo deve ser realizado de acordo com a formulação da ABNT NBR 8800: 2008 sem os fatores multiplicadores, mantendo-se apenas os coeficientes de segurança

γ_{a2} .

Os modelos com chapa de 44 mm apresentaram um valor menor que o previsto pela equação da ABNT NBR 8800: 2008, mas isto ocorreu porque o modo de colapso destes modelos não foi por pressão de contato no furo e sim por ruptura da seção líquida efetiva.

6.3 Estudo da influência da espessura da chapa na plastificação do banzo

Para analisar a influencia da espessura da chapa na plastificação do perfil tubular, foi realizada uma série de 168 simulações numéricas.

Nessas simulações, os materiais da solda e da chapa, foram considerados no regime linear elástico. Os efeitos da não linearidade física e geométrica foram considerados apenas para o material do perfil tubular.

As análises foram realizadas com a intenção de deslocar o colapso da ligação para o perfil tubular e assim definir a carga máxima que este suporta, sem que haja possibilidade de ocorrer colapso de chapa.

6.3.1 Variáveis da análise

Os dados das análises foram os seguintes:

- Espessuras de chapa: 3,0 mm, 4,75 mm, 6,3 mm, 8,0 mm, 9,5 mm, 12,7 mm e 16,0 mm
- Perfil tubular: 60,3 mm, 73,0 mm, 96,5 mm e 101,6 mm
- Chapas: 100 mm, 120 mm e 150 mm

6.3.2 Critério de leitura da carga máxima

Os critérios de definição da carga máxima são os mesmos definidos no Capítulo 4, sendo considerados os modos de ruptura:

- $\varepsilon_{VM} \leq \varepsilon_u$;
- 3% de d_0 ;
- Pico de carga.

6.3.3 Características do material do tubo

- Tensão de escoamento, $f_y = 354$ MPa
- Tensão de ruptura, $f_u = 447$ MPa
- Deformação de ruptura, $\varepsilon_u = 0,198$ %.

6.3.4 Avaliação dos resultados

A Tabela 6.10 apresenta os resultados das análises. A carga máxima suportada pelo perfil tubular, P_u em kN é agrupada em função das dimensões da chapa de topo.

Tabela 6.10 – Resistência do perfil tubular, P_u [kN] em função das dimensões da chapa

Tubo	t_1	$h_1= 60$	$h_1= 80$	$h_1= 100$	$h_1= 120$	$h_1= 150$	$h_1= 200$
60,3x3,2	3	33.2	44.5	54	65	81	115.1
	4.75	35.7	47.3	57	68	85	119.5
	6.3	38.1	50	60	71	89	124.5
	8	40.7	53.1	63	75	93	129.2
	9.5	43	55.8	67	79	96	134.1
	12.7	48.3	61.8	73	86	105	143.1
	16	53.6	67.6	80	93	113	150
73,0x3,6	3	40	53.85	65	78	97	95
	4.75	43	57.18	69	83	104	145.2
	6.3	45.6	60.1	73	87	108	150.3
	8	48.54	63.5	76	91	112	156
	9.5	51.3	66.75	80	95	117	161.3
	12.7	57.1	73.3	88	103	126	171.7
	16	63.5	80.5	96	112	135	183
96,5x4,0	3	45	61.9	75	79	83	124
	4.75	49	65	80	96	121	171.4
	6.3	51.7	68.7	83	101	127	176.3
	8	55	72	88	105	132	182.8
	9.5	58	75.7	92	110	136	189.1
	12.7	64	82.7	100	118	146	200.3
	16	70.7	90.2	108	128	156	211.8
101,6x4,0	3	45	61	75	78	82	94
	4.75	48	65	79	96	121	170.5
	6.3	51	68	82	99	125	176.2
	8	55	72	88	106	134	182.5
	9.5	58	75.65	90	108	138	188.2
	12.7	64	83	98	116	144	198.2
	16	69	88.7	107	126	154	210

Os gráficos das Figuras 6.10 a 6.13 ilustram o comportamento da carga máxima do perfil tubular em função das dimensões da chapa de topo. São apresentadas curvas para cada comprimento de chapa.

Nestas análises, onde não se considerou os efeitos de plastificação da chapa, observa-se um comportamento bastante linear para a resistência do perfil tubular.

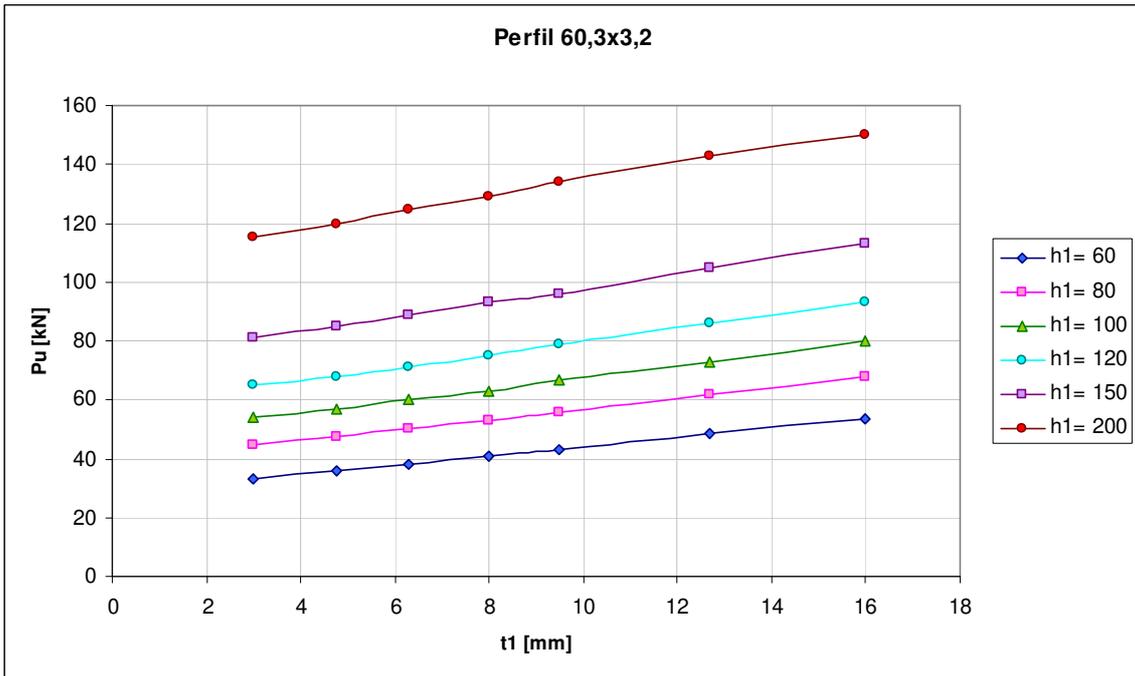


Figura 6.10 – Carga máxima x dimensões da chapa – Perfil 60,3x3,2 mm

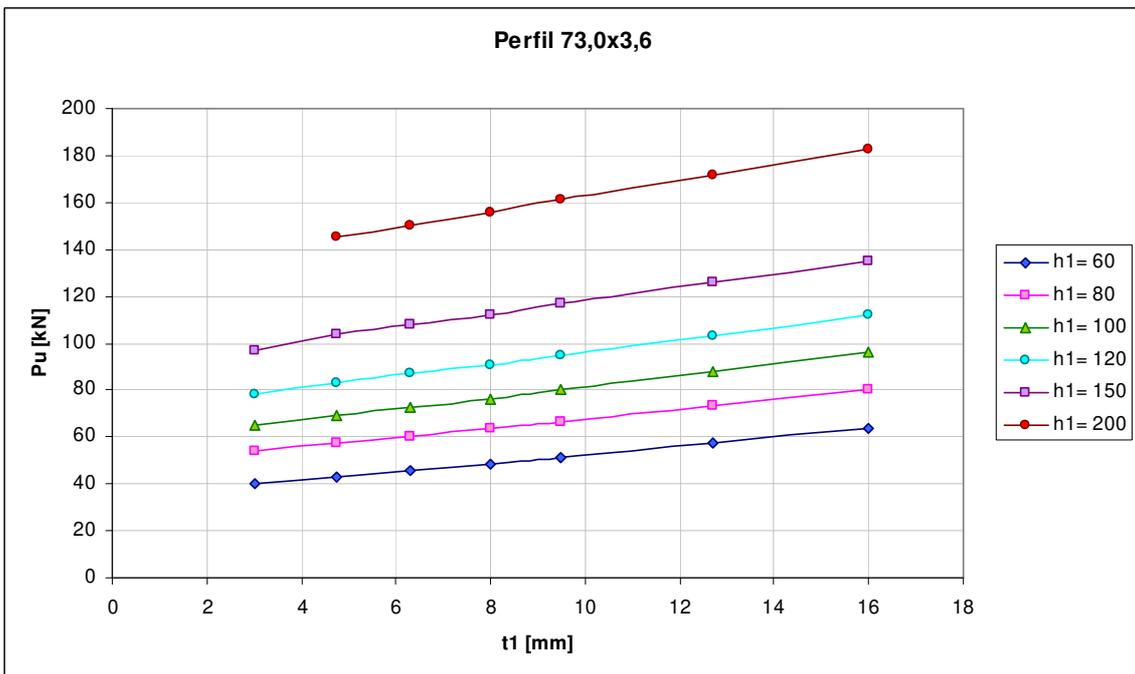


Figura 6.11 – Carga máxima x dimensões da chapa – Perfil 73,0x3,6 mm

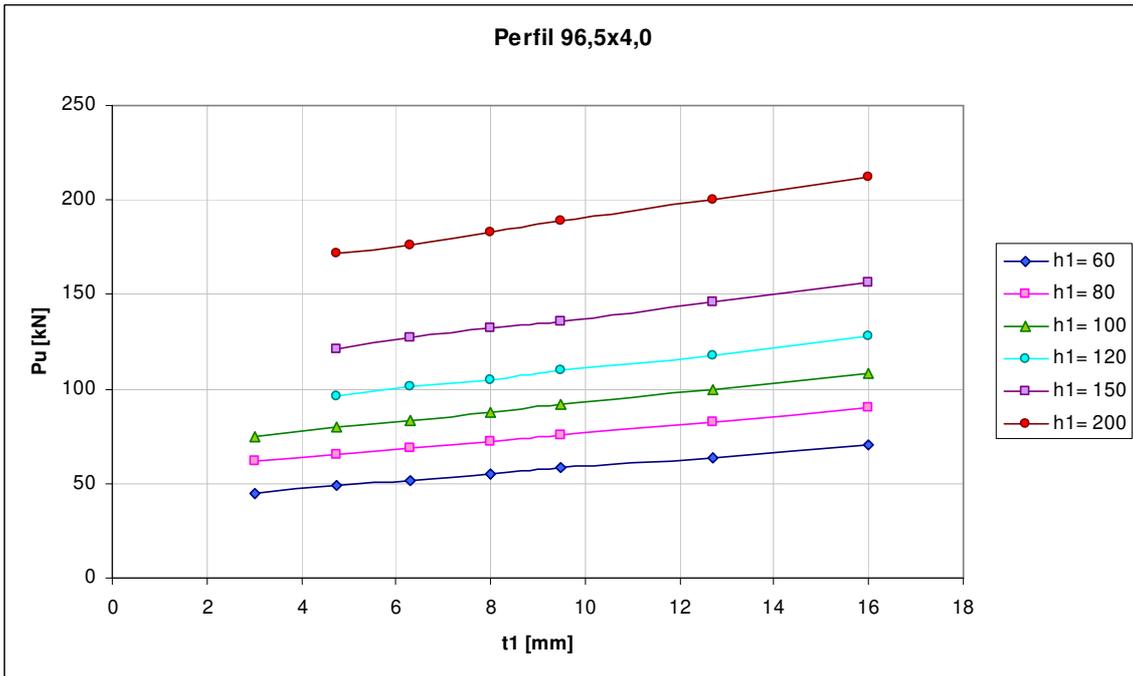


Figura 6.12 – Carga máxima x dimensões da chapa – Perfil 96,5x4,0 mm

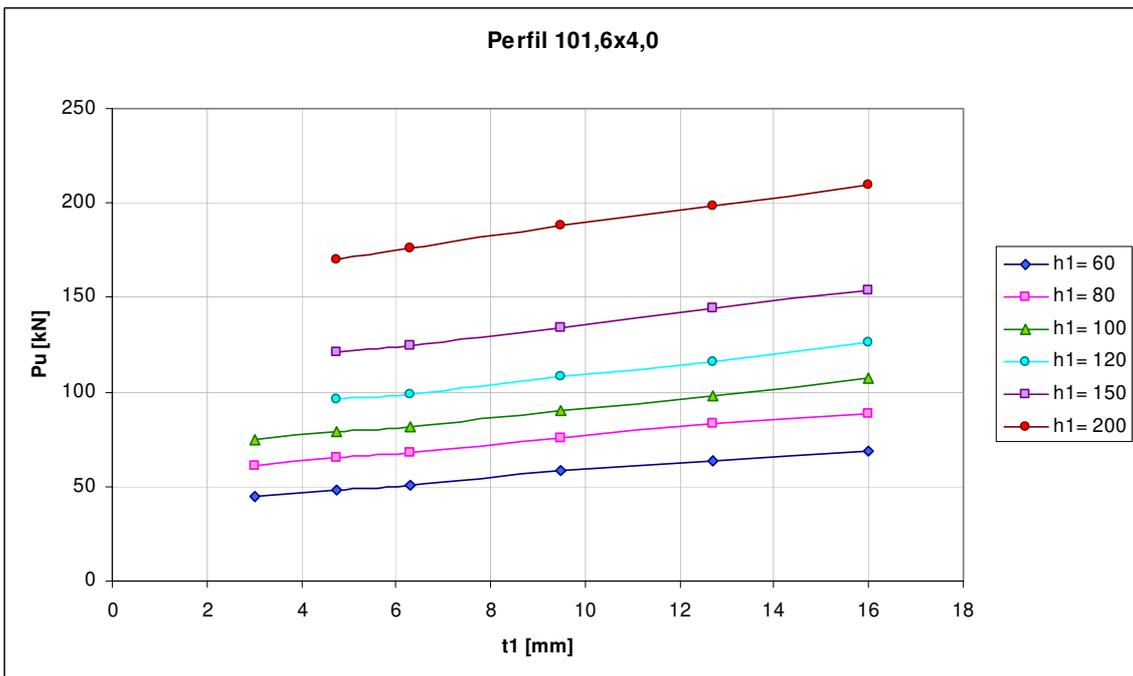


Figura 6.13 – Carga máxima x dimensões da chapa – Perfil 101,6x4,0 mm

A Figura 6.14 a) e b) ilustra, para o perfil tubular de 60,3x3,2 mm, a distribuição da deformação de von Mises, para um modelo com chapa de 100 mm e outro com chapa de 150 mm, respectivamente. Observa-se o ponto de deformação máxima no tubo, localizado na região comprimida pela chapa nos dois modelos.

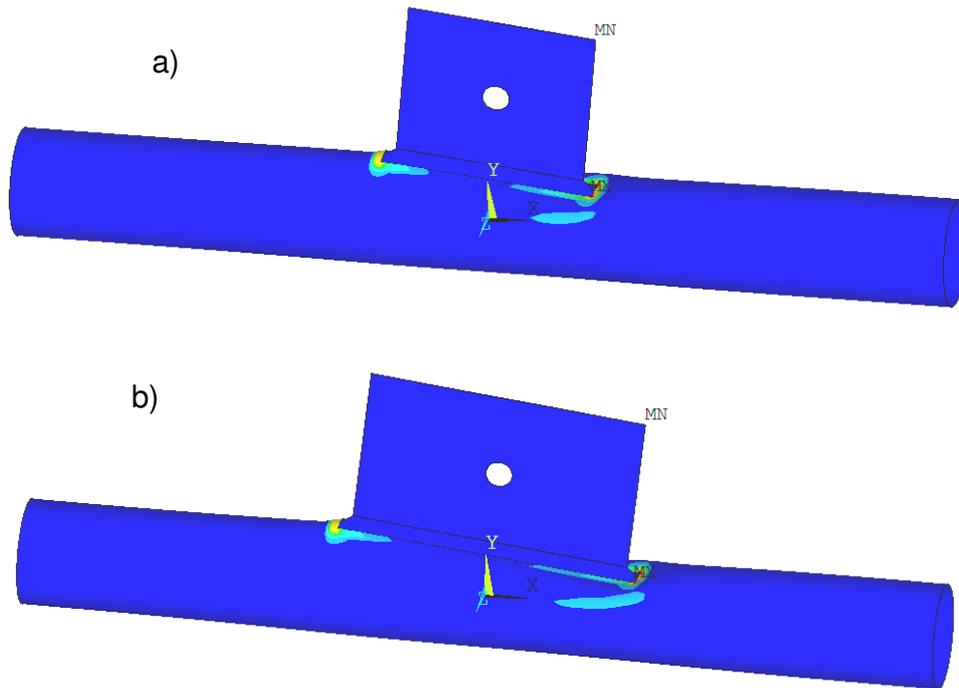


Figura 6.14 – Colapso de tubo

6.4 Avaliação da ligação para força axial

As equações propostas pelo CIDECT (2010), para ligações com chapa, incluem nos esforços atuantes na ligação, a aplicação de uma força axial N_0 , conforme a Equação (2.30).

Nos ensaios experimentais descritos no Capítulo 3, a ligação em estudo não recebeu nenhuma força axial, mas apenas uma força equivalente à resultante

dos esforços provenientes das barras diagonais de uma treliça, priorizando-se a avaliação dos efeitos localizados,

Tomando como base o modelo numérico utilizado na análise do colapso do perfil tubular, Seção 6.3, uma análise foi realizada, com o objetivo de avaliar a ligação, em face da adição de uma carga axial, ao modelo previamente analisado.

6.4.1 Dados da análise

Para esta verificação foi utilizado um modelo numérico, com as mesmas características físicas e geométricas dos modelos da Seção 6.3, e com as seguintes dimensões:

- Perfil tubular: 73,0x3,6
- Chapa de topo: 80x6,3

6.4.2 Carregamento aplicado

A força axial aplicada N_0 , foi considerada como uma fração da força equivalente F^* aplicada no furo, nas seguintes proporções:

$$N_0 = 0, 0.5F^*, F^* \text{ e } 2F^*.$$

A força N_0 foi distribuída ao longo das linhas que formam o perímetro do perfil. Tanto N_0 como F^* , foram aplicadas de maneira incremental.

Convém ressaltar que as grandezas destas cargas axiais não devem exceder a resistência à compressão do perfil tubular.

6.4.3 Condições de contorno

Foram utilizadas as mesmas condições de contorno e carregamento no furo anteriormente definidas. Liberou-se o deslocamento longitudinal da extremidade do tubo que recebe o carregamento axial N_0 . Observam-se na Figura 6.15, as condições de contorno e carregamento das ligações deste tópico.

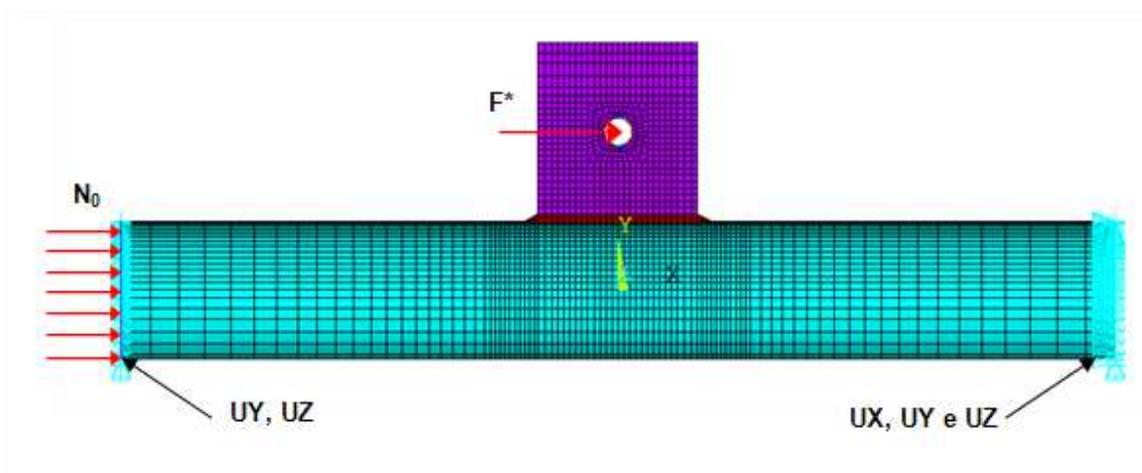


Figura 6.15 – Modelo de EF da ligação de chapa de topo com carga axial N_0

6.4.4 Avaliação dos resultados

Os resultados das análises encontram-se na Tabela 6.11. Nota-se que a carga de colapso da ligação é pouco afetada pela aplicação da carga axial no perfil. Isto se explica, porque o mecanismo de colapso preponderante na ligação é o limite de deformação de 3% de d_0 . Portanto, independentemente das cargas axiais, o colapso na parede do tubo é um efeito localizado, e está limitado à deformação diametral de 3%. O estado de tensões pode ser modificado pela carga axial, mas durante a fase de plastificação da estrutura, as tensões se redistribuem, não constituindo o mecanismo de colapso, e afetando muito pouco a capacidade

resistente deste tipo de ligação. A diferença entre as cargas obtidas, para o caso mais discrepante, é de 4,66%.

Tabela 6.11 – Resultados da ligação com carregamento axial

Carga axial N_0	Carga última P_u [kN]	Modo de ruptura
0	60,1	Tubo – 3% d_0
0,5 F^*	58,3	Tubo – 3% d_0
F^*	57,3	Tubo – 3% d_0
2 F^*	60,1	Tubo – 3% d_0

A função de tensão no banzo Q_f (Equação 2.29) definida por VEGTE e MAKINO (2006) e adotada pelo CIDECT (2010), poderia ser incorporada ao cálculo da resistência da ligação, para uma segurança adicional, pois os resultados numéricos apresentados evidenciam que este carregamento interfere muito pouco na resistência, ou mesmo no modo de ruptura da ligação .

6.5 Estudo paramétrico da ligação de chapa de topo

Os mesmos dados utilizados na análise do colapso de tubo na Seção 6.3 foram utilizados no estudo paramétrico da ligação de chapa de topo. Para cada conjunto de dados, apresentados nas Tabelas 6.12 a 6.15, foi gerado um modelo numérico segundo a metodologia de análise, malha, condições de contorno, carregamento, tipo de análise e leitura de resultados, definidos no Capítulo 4.

Nestas Tabelas estão apresentadas, as dimensões da chapa e do perfil tubular, as relações paramétricas, o modo de colapso e a carga de ruptura de

chapa e de tubo. Os campos marcados um traço, nas colunas de $P_{m\acute{a}x}$ de chapa ou tubo, significam que na avaliação dos resultados, não foi detectada ruptura do respectivo componente.

A coluna P_u representa a carga última da ligação, sendo esta a de menor valor entre a carga $P_{m\acute{a}x}$ de chapa ou tubo. A coluna P_v representa o binário de forças verticais atuantes no perfil tubular, decorrentes da carga P_u , da excentricidade, $e_1 = 45$ mm, e do comprimento da chapa h_1 , conforme esquematizado na Figura 6.16.

$$P_v = \frac{P_u \times e_1}{h_1} \quad (6.3)$$

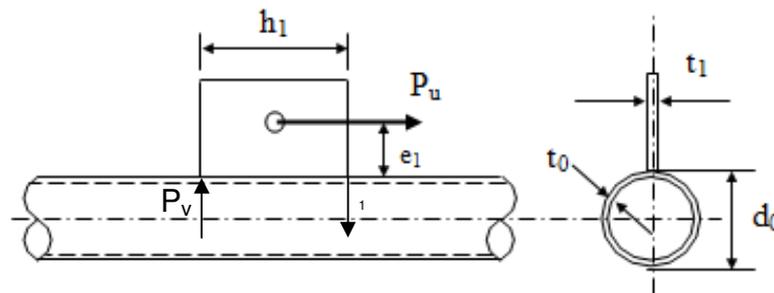


Figura 6.16 – Forças P_u e P_v atuantes na ligação

Além dos parâmetros η e 2γ já mencionados anteriormente, apresenta-se β_1 , representando a relação entre o comprimento da chapa h_1 e sua espessura t_1 . Para melhor entendimento do comportamento da carga última da ligação com relação aos parâmetros geométricos, apresenta-se também outras relações entre estes parâmetros, que serão utilizadas nos gráficos inseridos no decorrer desta Seção.

Tabela 6.12 – Dados da análise paramétrica - Perfil tubular 60,3x3,2 mm

d_0	t_0	h_1	t_1	2γ	β_1	η	P_{\max} tubo	P_{\max} ch	Ruptura	P_u	P_v	$h_1 / 2\gamma$	d_0 / β_1	$2\gamma / \beta_1$
60.3	3.2	60	3	18.84	20.00	1.00	—	20	chapa	20	15.0	3.18	3.02	0.94
60.3	3.2	60	4.75	18.84	12.63	1.00	33.5	31.8	chapa	31.8	23.9	3.18	4.77	1.49
60.3	3.2	60	6	18.84	10.00	1.00	36.3	37	tubo	36.3	27.2	3.18	6.03	1.88
60.3	3.2	60	8	18.84	7.50	1.00	40	41	tubo	40	30.0	3.18	8.04	2.51
60.3	3.2	60	9.5	18.84	6.32	1.00	42.5	43	tubo	42.5	31.9	3.18	9.55	2.98
60.3	3.2	60	12.7	18.84	4.72	1.00	48	49	tubo	48	36.0	3.18	12.76	3.99
60.3	3.2	60	16	18.84	3.75	1.00	36.3	37	tubo	36.3	27.2	3.18	16.08	5.03
60.3	3.2	80	3	18.84	26.67	1.33	—	20	chapa	20	11.3	4.25	2.26	0.71
60.3	3.2	80	4.75	18.84	16.84	1.33	—	32	chapa	32	18.0	4.25	3.58	1.12
60.3	3.2	80	6	18.84	13.33	1.33	48.5	43	chapa	43	24.2	4.25	4.52	1.41
60.3	3.2	80	8	18.84	10.00	1.33	52.8	53	tubo	52.8	29.7	4.25	6.03	1.88
60.3	3.2	80	9.5	18.84	8.42	1.33	55.7	56	tubo	55.7	31.3	4.25	7.16	2.24
60.3	3.2	80	12.7	18.84	6.30	1.33	61.6	63	tubo	61.6	34.7	4.25	9.57	2.99
60.3	3.2	80	16	18.84	5.00	1.33	67.5	70	tubo	67.5	38.0	4.25	12.06	3.77
60.3	3.2	100	3	18.84	33.33	1.66	—	20	chapa	20	9.0	5.31	1.81	0.57
60.3	3.2	100	4.75	18.84	21.05	1.66	50.3	32	chapa	32	14.4	5.31	2.86	0.90
60.3	3.2	100	6	18.84	16.67	1.66	57	41	chapa	41	18.5	5.31	3.62	1.13
60.3	3.2	100	8	18.84	12.50	1.66	63.6	55.4	chapa	55.4	24.9	5.31	4.82	1.51
60.3	3.2	100	9.5	18.84	10.53	1.66	67.3	66.5	chapa	66.5	29.9	5.31	5.73	1.79
60.3	3.2	100	12.7	18.84	7.87	1.66	74.5	77	tubo	74.5	33.5	5.31	7.66	2.39
60.3	3.2	100	16	18.84	6.25	1.66	80.8	85	tubo	80.8	36.4	5.31	9.65	3.02
60.3	3.2	120	3	18.84	40.00	1.99	—	20	chapa	20	7.5	6.37	1.51	0.47
60.3	3.2	120	4.75	18.84	25.26	1.99	—	32	chapa	32	12.0	6.37	2.39	0.75
60.3	3.2	120	6	18.84	20.00	1.99	64.2	41	chapa	41	15.4	6.37	3.02	0.94
60.3	3.2	120	8	18.84	15.00	1.99	73.5	55.4	chapa	55.4	20.8	6.37	4.02	1.26
60.3	3.2	120	9.5	18.84	12.63	1.99	78.3	66.5	chapa	66.5	24.9	6.37	4.77	1.49
60.3	3.2	120	12.7	18.84	9.45	1.99	87	91.8	tubo	87	32.6	6.37	6.38	1.99
60.3	3.2	120	16	18.84	7.50	1.99	93.8	100	tubo	93.8	35.2	6.37	8.04	2.51
60.3	3.2	150	3	18.84	50.00	2.49	—	20	chapa	20	6.0	7.96	1.21	0.38
60.3	3.2	150	4.75	18.84	31.58	2.49	—	32	chapa	32	9.6	7.96	1.91	0.60
60.3	3.2	150	6	18.84	25.00	2.49	72.1	41	chapa	41	12.3	7.96	2.41	0.75
60.3	3.2	150	8	18.84	18.75	2.49	86.1	55.4	chapa	55.4	16.6	7.96	3.22	1.01
60.3	3.2	150	9.5	18.84	15.79	2.49	93.5	66.5	chapa	66.5	20.0	7.96	3.82	1.19
60.3	3.2	150	12.7	18.84	11.81	2.49	104.7	91.7	chapa	91.7	27.5	7.96	5.11	1.60
60.3	3.2	150	16	18.84	9.38	2.49	113.4	119	tubo	113.4	34.0	7.96	6.43	2.01
60.3	3.2	200	3	18.84	66.67	3.32	—	20	chapa	20	4.5	10.61	0.90	0.28
60.3	3.2	200	4.75	18.84	42.11	3.32	—	32	chapa	32	7.2	10.61	1.43	0.45
60.3	3.2	200	6	18.84	33.33	3.32	—	41	chapa	41	9.2	10.61	1.81	0.57
60.3	3.2	200	8	18.84	25.00	3.32	101.3	55.4	chapa	55.4	12.5	10.61	2.41	0.75
60.3	3.2	200	9.5	18.84	21.05	3.32	114.2	66.5	chapa	66.5	15.0	10.61	2.86	0.90
60.3	3.2	200	12.7	18.84	15.75	3.32	132.8	91.7	chapa	91.7	20.6	10.61	3.83	1.20
60.3	3.2	200	16	18.84	12.50	3.32	145.1	119	chapa	119	26.8	10.61	4.82	1.51

Tabela 6.13 – Dados da análise paramétrica - Perfil tubular 73,0x3,6 mm

d_0	t_0	h_1	t_1	2γ	β_1	η	P_{\max} tubo	P_{\max} ch	Ruptura	P_u	P_v	$h_1 / 2\gamma$	d_0 / β_1	$2\gamma / \beta_1$
73.0	3.6	60	3	20.28	20.00	0.82	—	20	chapa	20	15.0	2.96	3.65	1.01
73.0	3.6	60	4.75	20.28	12.63	0.82	—	32	chapa	32	24.0	2.96	5.78	1.61
73.0	3.6	60	6	20.28	10.00	0.82	42.6	40.5	chapa	40.5	30.4	2.96	7.30	2.03
73.0	3.6	60	8	20.28	7.50	0.82	47	55.4	tubo	47	35.3	2.96	9.73	2.70
73.0	3.6	60	9.5	20.28	6.32	0.82	51	66	tubo	51	38.3	2.96	11.56	3.21
73.0	3.6	60	12.7	20.28	4.72	0.82	57	90	tubo	57	42.8	2.96	15.45	4.29
73.0	3.6	60	16	20.28	3.75	0.82	63.1	116	tubo	63.1	47.3	2.96	19.47	5.41
73.0	3.6	80	3	20.28	26.67	1.10	—	20	chapa	20	11.3	3.95	2.74	0.76
73.0	3.6	80	4.75	20.28	16.84	1.10	—	32	chapa	32	18.0	3.95	4.33	1.20
73.0	3.6	80	6	20.28	13.33	1.10	—	40.8	chapa	40.8	23.0	3.95	5.48	1.52
73.0	3.6	80	8	20.28	10.00	1.10	61.5	55.4	chapa	55.4	31.2	3.95	7.30	2.03
73.0	3.6	80	9.5	20.28	8.42	1.10	65.5	66	tubo	65.5	36.8	3.95	8.67	2.41
73.0	3.6	80	12.7	20.28	6.30	1.10	73	90	tubo	73	41.1	3.95	11.59	3.22
73.0	3.6	80	16	20.28	5.00	1.10	80.2	116	tubo	80.2	45.1	3.95	14.60	4.06
73.0	3.6	100	3	20.28	33.33	1.37	—	20	chapa	20	9.0	4.93	2.19	0.61
73.0	3.6	100	4.75	20.28	21.05	1.37	—	32	chapa	32	14.4	4.93	3.47	0.96
73.0	3.6	100	6	20.28	16.67	1.37	—	40.8	chapa	40.8	18.4	4.93	4.38	1.22
73.0	3.6	100	8	20.28	12.50	1.37	74	55.4	chapa	55.4	24.9	4.93	5.84	1.62
73.0	3.6	100	9.5	20.28	10.53	1.37	79.4	66.4	chapa	66.4	29.9	4.93	6.94	1.93
73.0	3.6	100	12.7	20.28	7.87	1.37	88.4	90	tubo	88.4	39.8	4.93	9.27	2.58
73.0	3.6	100	16	20.28	6.25	1.37	97	116	tubo	97	43.7	4.93	11.68	3.24
73.0	3.6	120	3	20.28	40.00	1.64	—	20	chapa	20	7.5	5.92	1.83	0.51
73.0	3.6	120	4.75	20.28	25.26	1.64	—	32	chapa	32	12.0	5.92	2.89	0.80
73.0	3.6	120	6	20.28	20.00	1.64	70.5	40.8	chapa	40.8	15.3	5.92	3.65	1.01
73.0	3.6	120	8	20.28	15.00	1.64	84.3	55.4	chapa	55.4	20.8	5.92	4.87	1.35
73.0	3.6	120	9.5	20.28	12.63	1.64	91.6	66	chapa	66	24.8	5.92	5.78	1.61
73.0	3.6	120	12.7	20.28	9.45	1.64	102.5	91.4	chapa	91.4	34.3	5.92	7.73	2.15
73.0	3.6	120	16	20.28	7.50	1.64	112.5	116	tubo	112.5	42.2	5.92	9.73	2.70
73.0	3.6	150	3	20.28	50.00	2.05	—	20	chapa	20	6.0	7.40	1.46	0.41
73.0	3.6	150	4.75	20.28	31.58	2.05	—	32	chapa	32	9.6	7.40	2.31	0.64
73.0	3.6	150	6	20.28	25.00	2.05	83	40.8	chapa	40.8	12.2	7.40	2.92	0.81
73.0	3.6	150	8	20.28	18.75	2.05	96.4	55.4	chapa	55.4	16.6	7.40	3.89	1.08
73.0	3.6	150	9.5	20.28	15.79	2.05	107	66.5	chapa	66.5	20.0	7.40	4.62	1.28
73.0	3.6	150	12.7	20.28	11.81	2.05	123	91.4	chapa	91.4	27.4	7.40	6.18	1.72
73.0	3.6	150	16	20.28	9.38	2.05	135.5	119	chapa	119	35.7	7.40	7.79	2.16
73.0	3.6	200	3	20.28	66.67	2.74	—	20	chapa	20	4.5	9.86	1.10	0.30
73.0	3.6	200	4.75	20.28	42.11	2.74	—	32	chapa	32	7.2	9.86	1.73	0.48
73.0	3.6	200	6	20.28	33.33	2.74	110	40.8	chapa	40.8	9.2	9.86	2.19	0.61
73.0	3.6	200	8	20.28	25.00	2.74	128	55.4	chapa	55.4	12.5	9.86	2.92	0.81
73.0	3.6	200	9.5	20.28	21.05	2.74	143	66.6	chapa	66.6	15.0	9.86	3.47	0.96
73.0	3.6	200	12.7	20.28	15.75	2.74	164	91.5	chapa	91.5	20.6	9.86	4.64	1.29
73.0	3.6	200	16	20.28	12.50	2.74	171.5	119	chapa	119	26.8	9.86	5.84	1.62

Tabela 6.14 – Dados da análise paramétrica - Perfil tubular 96,5x4,0 mm

d_0	t_0	h_1	t_1	2γ	β_1	η	P_{\max} tubo	P_{\max} ch	Ruptura	P_u	P_v	$h_1 / 2\gamma$	d_0 / β_1	$2\gamma / \beta_1$
96.5	4.0	60	3	24.13	20.00	0.62	—	20.1	chapa	20.1	15.1	2.49	4.83	1.21
96.5	4.0	60	4.75	24.13	12.63	0.62	—	32.1	chapa	32.1	24.1	2.49	7.64	1.91
96.5	4.0	60	6	24.13	10.00	0.62	—	41	chapa	41	30.8	2.49	9.65	2.41
96.5	4.0	60	8	24.13	7.50	0.62	52.8	—	tubo	52.8	39.6	2.49	12.87	3.22
96.5	4.0	60	9.5	24.13	6.32	0.62	56	—	tubo	56	42.0	2.49	15.28	3.82
96.5	4.0	60	12.7	24.13	4.72	0.62	63	—	tubo	63	47.3	2.49	20.43	5.11
96.5	4.0	60	16	24.13	3.75	0.62	70	—	tubo	70	52.5	2.49	25.73	6.43
96.5	4.0	80	3	24.13	26.67	0.83	—	20.1	chapa	20.1	11.3	3.32	3.62	0.90
96.5	4.0	80	4.75	24.13	16.84	0.83	—	32.2	chapa	32.2	18.1	3.32	5.73	1.43
96.5	4.0	80	6	24.13	13.33	0.83	—	41.2	chapa	41.2	23.2	3.32	7.24	1.81
96.5	4.0	80	8	24.13	10.00	0.83	—	56	chapa	56	31.5	3.32	9.65	2.41
96.5	4.0	80	9.5	24.13	8.42	0.83	—	67.5	chapa	67.5	38.0	3.32	11.46	2.86
96.5	4.0	80	12.7	24.13	6.30	0.83	81	—	tubo	81	45.6	3.32	15.32	3.83
96.5	4.0	80	16	24.13	5.00	0.83	89.5	—	tubo	89.5	50.3	3.32	19.30	4.83
96.5	4.0	100	3	24.13	33.33	1.04	—	20.1	chapa	20.1	9.0	4.15	2.90	0.72
96.5	4.0	100	4.75	24.13	21.05	1.04	—	32.2	chapa	32.2	14.5	4.15	4.58	1.15
96.5	4.0	100	6	24.13	16.67	1.04	—	41.2	chapa	41.2	18.5	4.15	5.79	1.45
96.5	4.0	100	8	24.13	12.50	1.04	81.8	56	chapa	56	25.2	4.15	7.72	1.93
96.5	4.0	100	9.5	24.13	10.53	1.04	—	67.5	chapa	67.5	30.4	4.15	9.17	2.29
96.5	4.0	100	12.7	24.13	7.87	1.04	—	93	chapa	93	41.9	4.15	12.26	3.06
96.5	4.0	100	16	24.13	6.25	1.04	—	109	chapa	109	49.1	4.15	15.44	3.86
96.5	4.0	120	3	24.13	40.00	1.24	—	20.2	chapa	20.2	7.6	4.97	2.41	0.60
96.5	4.0	120	4.75	24.13	25.26	1.24	—	32.2	chapa	32.2	12.1	4.97	3.82	0.95
96.5	4.0	120	6	24.13	20.00	1.24	—	41.2	chapa	41.2	15.5	4.97	4.83	1.21
96.5	4.0	120	8	24.13	15.00	1.24	—	56	chapa	56	21.0	4.97	6.43	1.61
96.5	4.0	120	9.5	24.13	12.63	1.24	—	67.5	chapa	67.5	25.3	4.97	7.64	1.91
96.5	4.0	120	12.7	24.13	9.45	1.24	—	93.1	chapa	93.1	34.9	4.97	10.21	2.55
96.5	4.0	120	16	24.13	7.50	1.24	127.3	122.4	chapa	122.4	45.9	4.97	12.87	3.22
96.5	4.0	150	3	24.13	50.00	1.55	—	20.2	chapa	20.2	6.1	6.22	1.93	0.48
96.5	4.0	150	4.75	24.13	31.58	1.55	—	32.2	chapa	32.2	9.7	6.22	3.06	0.76
96.5	4.0	150	6	24.13	25.00	1.55	—	41.2	chapa	41.2	12.4	6.22	3.86	0.97
96.5	4.0	150	8	24.13	18.75	1.55	—	56	chapa	56	16.8	6.22	5.15	1.29
96.5	4.0	150	9.5	24.13	15.79	1.55	—	67.5	chapa	67.5	20.3	6.22	6.11	1.53
96.5	4.0	150	12.7	24.13	11.81	1.55	—	93.1	chapa	93.1	27.9	6.22	8.17	2.04
96.5	4.0	150	16	24.13	9.38	1.55	—	121.5	chapa	121.5	36.5	6.22	10.29	2.57
96.5	4.0	200	3	24.13	66.67	2.07	—	20.2	chapa	20.2	4.5	8.29	1.45	0.36
96.5	4.0	200	4.75	24.13	42.11	2.07	—	32.2	chapa	32.2	7.2	8.29	2.29	0.57
96.5	4.0	200	6	24.13	33.33	2.07	—	41.2	chapa	41.2	9.3	8.29	2.90	0.72
96.5	4.0	200	8	24.13	25.00	2.07	—	56	chapa	56	12.6	8.29	3.86	0.97
96.5	4.0	200	9.5	24.13	21.05	2.07	—	67.5	chapa	67.5	15.2	8.29	4.58	1.15
96.5	4.0	200	12.7	24.13	15.75	2.07	—	93.1	chapa	93.1	20.9	8.29	6.13	1.53
96.5	4.0	200	16	24.13	12.50	2.07	—	121.5	chapa	121.5	27.3	8.29	7.72	1.93

Tabela 6.15 – Dados da análise paramétrica - Perfil tubular 101,6x4,0 mm

d_0	t_0	h_1	t_1	2γ	β_1	η	P_{\max} tubo	P_{\max} ch	Ruptura	P_u	P_v	$h_1 / 2\gamma$	d_0 / β_1	$2\gamma / \beta_1$
101.6	4.0	60	3	25.40	20.00	0.59	—	20.1	chapa	20.1	15.1	2.36	5.08	1.27
101.6	4.0	60	4.75	25.40	12.63	0.59	—	32.1	chapa	32.1	24.1	2.36	8.04	2.01
101.6	4.0	60	6	25.40	10.00	0.59	—	41	chapa	41	30.8	2.36	10.16	2.54
101.6	4.0	60	8	25.40	7.50	0.59	—	52	chapa	52	39.0	2.36	13.55	3.39
101.6	4.0	60	9.5	25.40	6.32	0.59	55	—	tubo	55	41.3	2.36	16.09	4.02
101.6	4.0	60	12.7	25.40	4.72	0.59	62	—	tubo	62	46.5	2.36	21.51	5.38
101.6	4.0	60	16	25.40	3.75	0.59	68.5	—	tubo	68.5	51.4	2.36	27.09	6.77
101.6	4.0	80	3	25.40	26.67	0.79	27	20.1	chapa	20.1	11.3	3.15	3.81	0.95
101.6	4.0	80	4.75	25.40	16.84	0.79	—	32.2	chapa	32.2	18.1	3.15	6.03	1.51
101.6	4.0	80	6	25.40	13.33	0.79	59	41.1	chapa	41.1	23.1	3.15	7.62	1.91
101.6	4.0	80	8	25.40	10.00	0.79	—	55.9	chapa	55.9	31.4	3.15	10.16	2.54
101.6	4.0	80	9.5	25.40	8.42	0.79	—	67.3	chapa	67.3	37.9	3.15	12.07	3.02
101.6	4.0	80	12.7	25.40	6.30	0.79	80.5	—	tubo	80.5	45.3	3.15	16.13	4.03
101.6	4.0	80	16	25.40	5.00	0.79	88	—	tubo	88	49.5	3.15	20.32	5.08
101.6	4.0	100	3	25.40	33.33	0.98	—	20.2	chapa	20.2	9.1	3.94	3.05	0.76
101.6	4.0	100	4.75	25.40	21.05	0.98	—	32.2	chapa	32.2	14.5	3.94	4.83	1.21
101.6	4.0	100	6	25.40	16.67	0.98	—	41.2	chapa	41.2	18.5	3.94	6.10	1.52
101.6	4.0	100	8	25.40	12.50	0.98	—	56	chapa	56	25.2	3.94	8.13	2.03
101.6	4.0	100	9.5	25.40	10.53	0.98	—	67.5	chapa	67.5	30.4	3.94	9.65	2.41
101.6	4.0	100	12.7	25.40	7.87	0.98	—	93.1	chapa	93.1	41.9	3.94	12.90	3.23
101.6	4.0	100	16	25.40	6.25	0.98	106.5	107	tubo	106.5	47.9	3.94	16.26	4.06
101.6	4.0	120	3	25.40	40.00	1.18	—	20.2	chapa	20.2	7.6	4.72	2.54	0.64
101.6	4.0	120	4.75	25.40	25.26	1.18	—	32.2	chapa	32.2	12.1	4.72	4.02	1.01
101.6	4.0	120	6	25.40	20.00	1.18	—	41.2	chapa	41.2	15.5	4.72	5.08	1.27
101.6	4.0	120	8	25.40	15.00	1.18	—	56	chapa	56	21.0	4.72	6.77	1.69
101.6	4.0	120	9.5	25.40	12.63	1.18	—	67.5	chapa	67.5	25.3	4.72	8.04	2.01
101.6	4.0	120	12.7	25.40	9.45	1.18	—	93.1	chapa	93.1	34.9	4.72	10.75	2.69
101.6	4.0	120	16	25.40	7.50	1.18	—	121.5	chapa	121.5	45.6	4.72	13.55	3.39
101.6	4.0	150	3	25.40	50.00	1.48	—	20.2	chapa	20.2	6.1	5.91	2.03	0.51
101.6	4.0	150	4.75	25.40	31.58	1.48	—	32.2	chapa	32.2	9.7	5.91	3.22	0.80
101.6	4.0	150	6	25.40	25.00	1.48	—	41.2	chapa	41.2	12.4	5.91	4.06	1.02
101.6	4.0	150	8	25.40	18.75	1.48	—	56	chapa	56	16.8	5.91	5.42	1.35
101.6	4.0	150	9.5	25.40	15.79	1.48	—	67.5	chapa	67.5	20.3	5.91	6.43	1.61
101.6	4.0	150	12.7	25.40	11.81	1.48	—	93.1	chapa	93.1	27.9	5.91	8.60	2.15
101.6	4.0	150	16	25.40	9.38	1.48	—	121.5	chapa	121.5	36.5	5.91	10.84	2.71
101.6	4.0	200	3	25.40	66.67	1.97	—	20.2	chapa	20.2	4.5	7.87	1.52	0.38
101.6	4.0	200	4.75	25.40	42.11	1.97	—	32.2	chapa	32.2	7.2	7.87	2.41	0.60
101.6	4.0	200	6	25.40	33.33	1.97	—	41.2	chapa	41.2	9.3	7.87	3.05	0.76
101.6	4.0	200	8	25.40	25.00	1.97	—	56	chapa	56	12.6	7.87	4.06	1.02
101.6	4.0	200	9.5	25.40	21.05	1.97	—	67.5	chapa	67.5	15.2	7.87	4.83	1.21
101.6	4.0	200	12.7	25.40	15.75	1.97	—	93.1	chapa	93.1	20.9	7.87	6.45	1.61
101.6	4.0	200	16	25.40	12.50	1.97	—	121.5	chapa	121.5	27.3	7.87	8.13	2.03

De posse dos dados da análise paramétrica, estes serão mostrados em uma série de gráficos, para ilustrar a resistência da ligação em função dos parâmetros geométricos.

A primeira série de gráficos (Figuras 6.17 a 6.20) representa a relação entre a carga última da ligação de chapa de topo, P_u em função da espessura da chapa t_1 , sendo feito um gráfico para cada perfil avaliado. Em cada gráfico, estão plotadas as curvas para os diferentes comprimentos de chapa h_1 .

Os pontos correspondentes aos modelos que apresentaram colapso de chapa (Modo I) se agrupam formando uma reta e estão demarcados com um quadrado. Abaixo desta reta estão os modelos que apresentaram colapso de tubo.

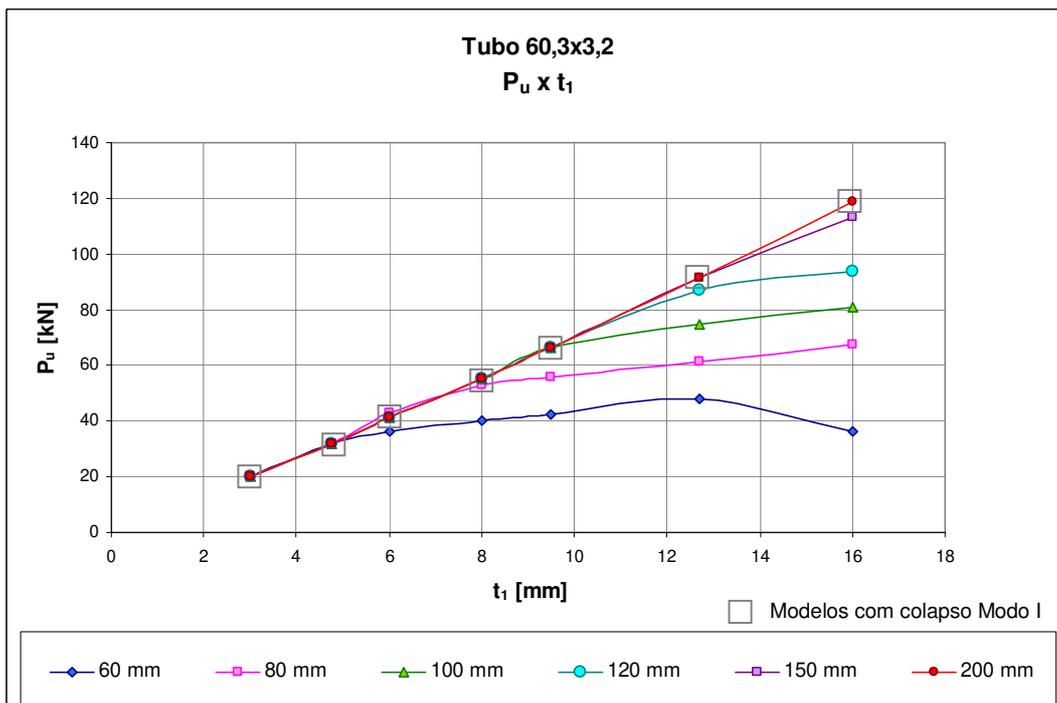


Figura 6.17 – Carga última x espessura da chapa, para cada h_1 – Perfil tubular 60,3x3,2 mm

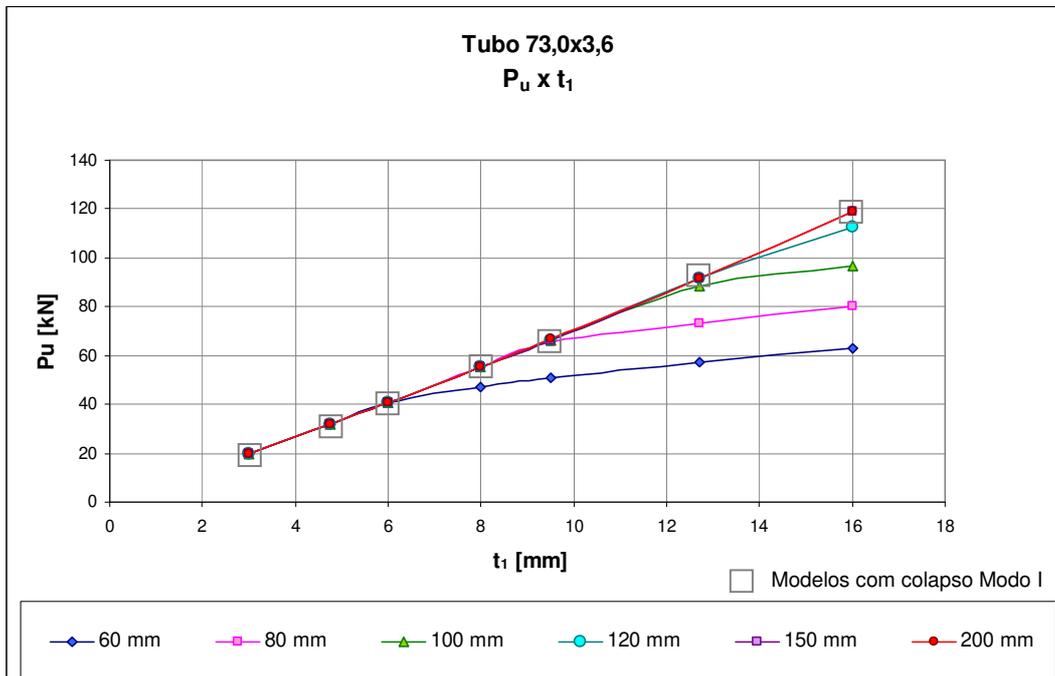


Figura 6.18 – Carga última x espessura da chapa, para cada h_1 – Perfil tubular 73,6x3,6 mm

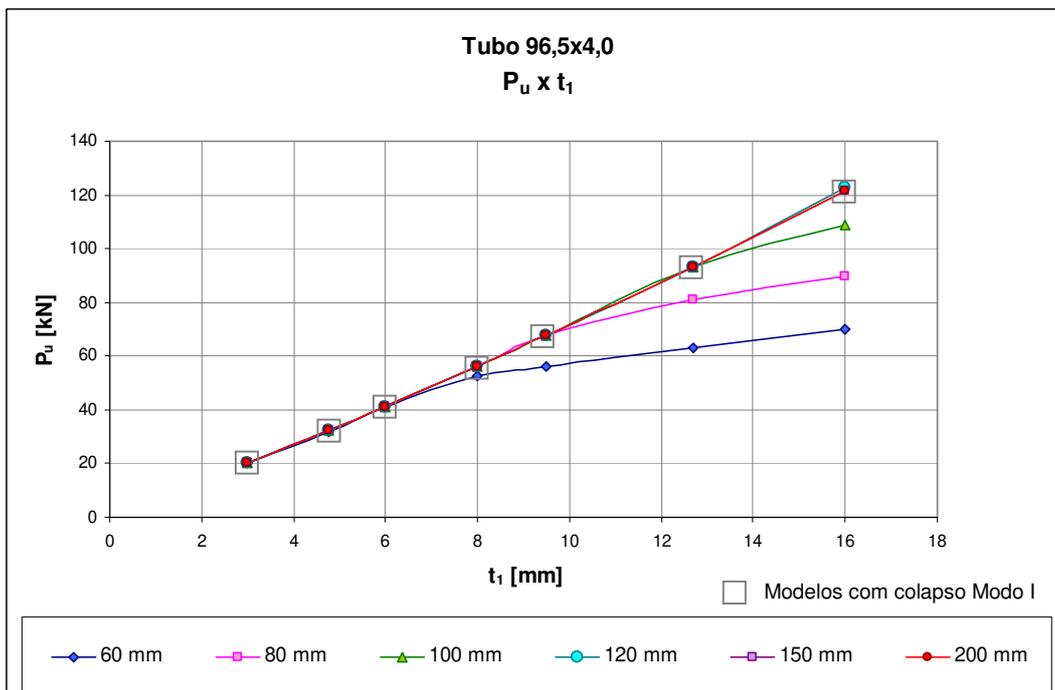


Figura 6.19 – Carga última x espessura da chapa, para cada h_1 – Perfil tubular 96,5x4,0 mm

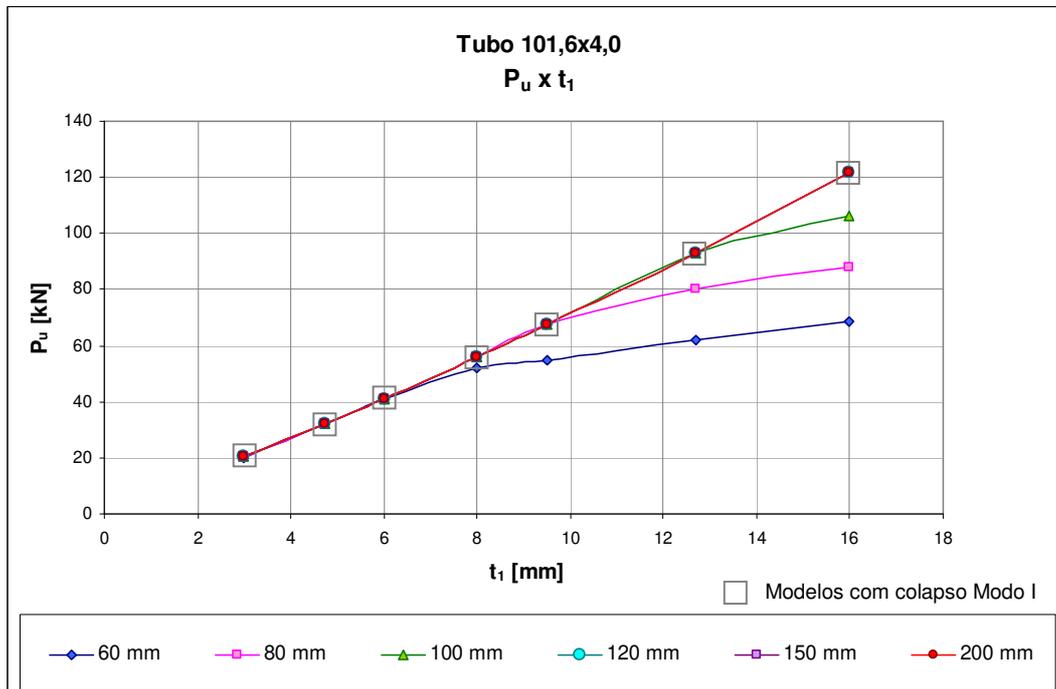


Figura 6.20 – Carga última x espessura da chapa, para cada h_1 – Perfil tubular 101,6x4,0 mm

A segunda série de gráficos (Figuras 6.21 a 6.24) representa a relação entre a carga última da ligação de chapa de topo, P_u em função do parâmetro (d_0 / β_1) que relaciona o diâmetro do tubo à esbeltez da chapa β_1 . Foi feito um gráfico para cada perfil avaliado onde estão plotadas as curvas para os diferentes comprimentos de chapa h_1 .

Nos gráficos, os pontos que representam o colapso de tubo (Modo II) estão marcados com um círculo para que se possa evidenciar a transição entre os modos de colapso da ligação.

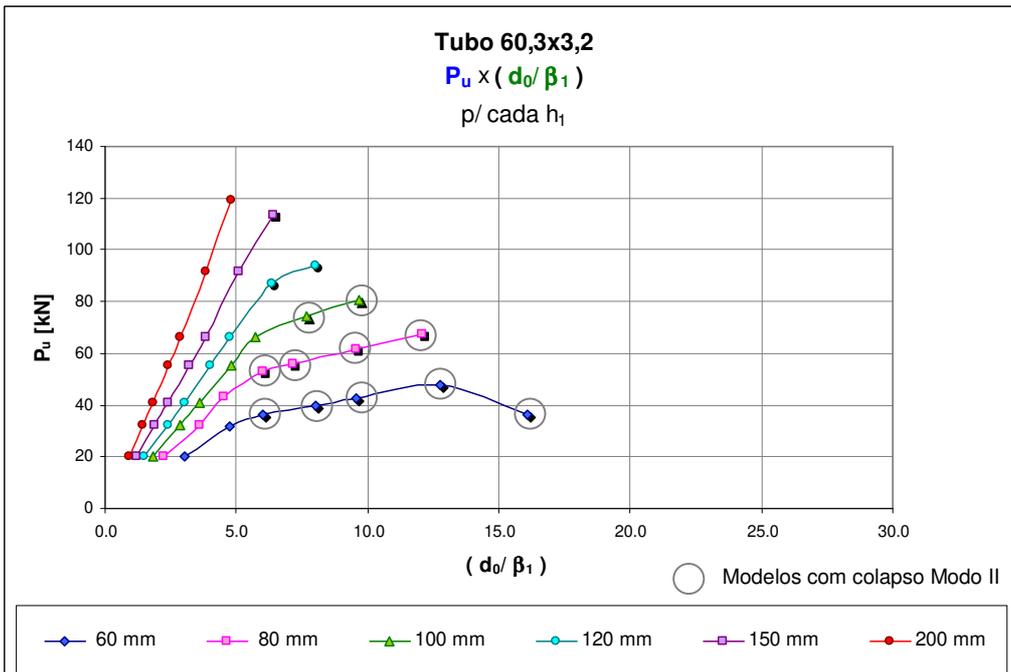


Figura 6.21 – Carga última $\times (d_0 / \beta_1)$ – Perfil tubular 60,3x3,2 mm

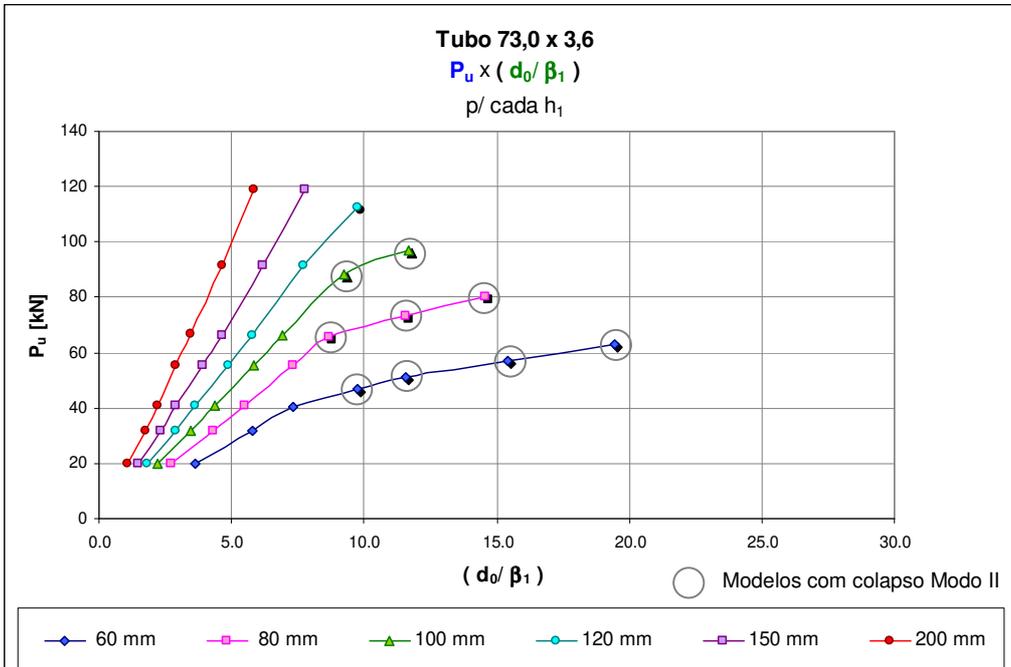


Figura 6.22 – Carga última $\times (d_0 / \beta_1)$ – Perfil tubular 73,6x3,6 mm

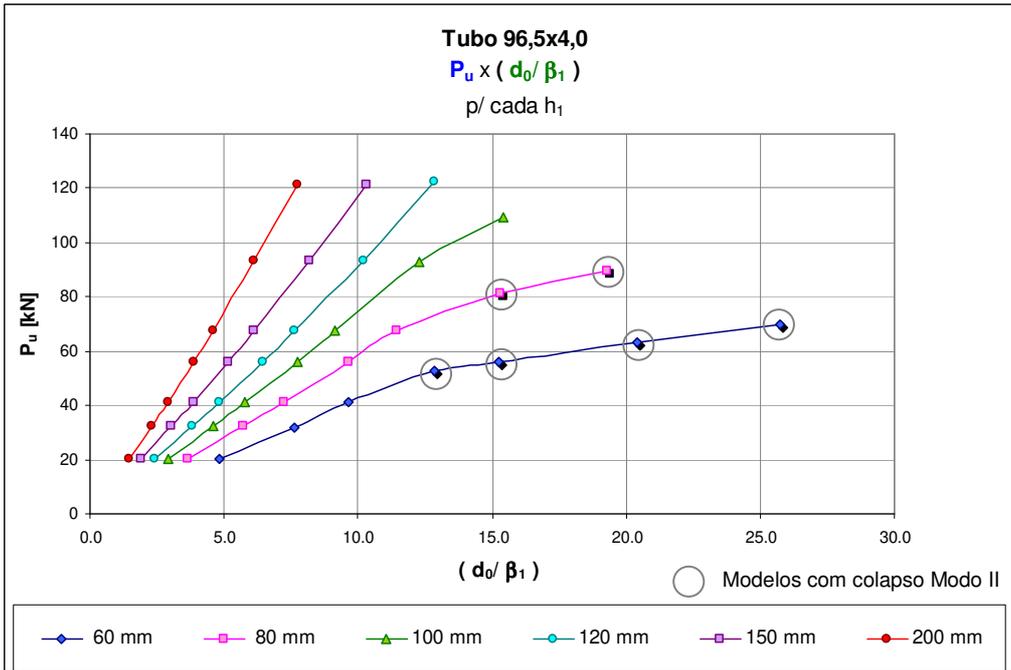


Figura 6.23 – Carga última x (d_0 / β_1) – Perfil tubular 96,5x4,0 mm

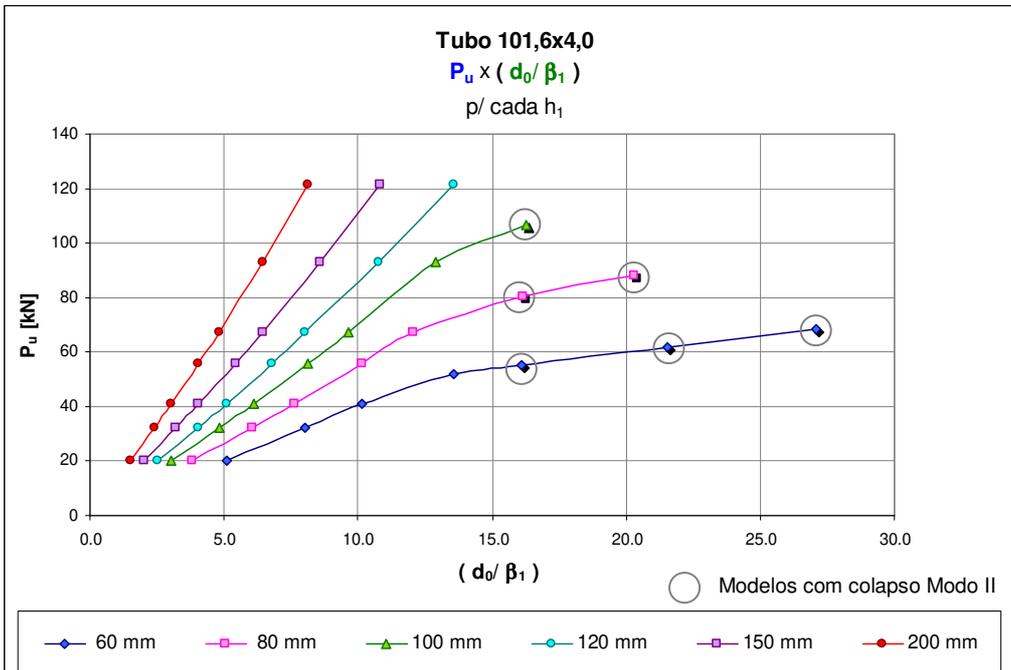


Figura 6.24 – Carga última x (d_0 / β_1) – Perfil tubular 101,6x4,0 mm

6.6 Avaliação e comparação dos resultados com as prescrições existentes

Os valores de carga última em kN obtidos pela análise paramétrica foram confrontados com a formulação do CIDECT (1991), CIDECT (2010) e de KIM (2001) e encontram-se nas Tabelas 6.16 a 6.19.

Para melhor ilustrar as diferenças entre os resultados, foram construídos os gráficos das Figuras 6.25 a 6.28.

Tabela 6.16 – Comparação analítica x experimental - perfil 60,3x3,2

d ₀	t ₀	h ₁	t ₁	CIDECT (1991)			KIM (2001)			CIDECT (2010)			Num.
				N1*	M1*	F1*	P _{e,u}	M _{w,u}	F1*	M1*	F1*	N1*	
60.3	3.2	60	3	25.34	1358.01	30.18	88.33	1234.44	27.43	1216.26	27.03	22.63	20
60.3	3.2	60	4.75	25.34	1358.01	30.18	88.33	1234.44	27.43	1216.26	27.03	22.63	31.8
60.3	3.2	60	6.3	25.34	1358.01	30.18	88.33	1234.44	27.43	1216.26	27.03	22.63	36.3
60.3	3.2	60	8	25.34	1358.01	30.18	88.33	1234.44	27.43	1216.26	27.03	22.63	40
60.3	3.2	60	9.5	25.34	1358.01	30.18	88.33	1234.44	27.43	1216.26	27.03	22.63	42.5
60.3	3.2	60	12.7	25.34	1358.01	30.18	88.33	1234.44	27.43	1216.26	27.03	22.63	48
60.3	3.2	60	16	25.34	1358.01	30.18	88.33	1234.44	27.43	1216.26	27.03	22.63	36.3
60.3	3.2	80	3	27.74	1930.91	42.91	94.99	1722.86	38.29	1775.57	39.46	24.14	20
60.3	3.2	80	4.75	27.74	1930.91	42.91	94.99	1722.86	38.29	1775.57	39.46	24.14	32
60.3	3.2	80	6.3	27.74	1930.91	42.91	94.99	1722.86	38.29	1775.57	39.46	24.14	43
60.3	3.2	80	8	27.74	1930.91	42.91	94.99	1722.86	38.29	1775.57	39.46	24.14	52.8
60.3	3.2	80	9.5	27.74	1930.91	42.91	94.99	1722.86	38.29	1775.57	39.46	24.14	55.7
60.3	3.2	80	12.7	27.74	1930.91	42.91	94.99	1722.86	38.29	1775.57	39.46	24.14	61.6
60.3	3.2	80	16	27.74	1930.91	42.91	94.99	1722.86	38.29	1775.57	39.46	24.14	67.5
60.3	3.2	100	3	30.15	2563.92	56.98	101.65	2249.76	49.99	2411.83	53.60	25.64	20
60.3	3.2	100	4.75	30.15	2563.92	56.98	101.65	2249.76	49.99	2411.83	53.60	25.64	32
60.3	3.2	100	6.3	30.15	2563.92	56.98	101.65	2249.76	49.99	2411.83	53.60	25.64	41
60.3	3.2	100	8	30.15	2563.92	56.98	101.65	2249.76	49.99	2411.83	53.60	25.64	55.4
60.3	3.2	100	9.5	30.15	2563.92	56.98	101.65	2249.76	49.99	2411.83	53.60	25.64	66.5
60.3	3.2	100	12.7	30.15	2563.92	56.98	101.65	2249.76	49.99	2411.83	53.60	25.64	74.5
60.3	3.2	100	16	30.15	2563.92	56.98	101.65	2249.76	49.99	2411.83	53.60	25.64	80.8
60.3	3.2	120	3	32.55	3257.05	72.38	108.31	2815.14	62.56	3125.04	69.45	27.14	20
60.3	3.2	120	4.75	32.55	3257.05	72.38	108.31	2815.14	62.56	3125.04	69.45	27.14	32
60.3	3.2	120	6.3	32.55	3257.05	72.38	108.31	2815.14	62.56	3125.04	69.45	27.14	41
60.3	3.2	120	8	32.55	3257.05	72.38	108.31	2815.14	62.56	3125.04	69.45	27.14	55.4
60.3	3.2	120	9.5	32.55	3257.05	72.38	108.31	2815.14	62.56	3125.04	69.45	27.14	66.5
60.3	3.2	120	12.7	32.55	3257.05	72.38	108.31	2815.14	62.56	3125.04	69.45	27.14	87
60.3	3.2	120	16	32.55	3257.05	72.38	108.31	2815.14	62.56	3125.04	69.45	27.14	93.8
60.3	3.2	150	3	36.16	4409.47	97.99	118.30	3735.34	83.01	4339.13	96.43	29.40	20
60.3	3.2	150	4.75	36.16	4409.47	97.99	118.30	3735.34	83.01	4339.13	96.43	29.40	32
60.3	3.2	150	6.3	36.16	4409.47	97.99	118.30	3735.34	83.01	4339.13	96.43	29.40	41
60.3	3.2	150	8	36.16	4409.47	97.99	118.30	3735.34	83.01	4339.13	96.43	29.40	55.4
60.3	3.2	150	9.5	36.16	4409.47	97.99	118.30	3735.34	83.01	4339.13	96.43	29.40	66.5
60.3	3.2	150	12.7	36.16	4409.47	97.99	118.30	3735.34	83.01	4339.13	96.43	29.40	91.7
60.3	3.2	150	16	36.16	4409.47	97.99	118.30	3735.34	83.01	4339.13	96.43	29.40	113.4
60.3	3.2	200	3	42.17	6630.73	147.35	134.95	5461.37	121.36	6747.36	149.94	33.15	20
60.3	3.2	200	4.75	42.17	6630.73	147.35	134.95	5461.37	121.36	6747.36	149.94	33.15	32
60.3	3.2	200	6.3	42.17	6630.73	147.35	134.95	5461.37	121.36	6747.36	149.94	33.15	41
60.3	3.2	200	8	42.17	6630.73	147.35	134.95	5461.37	121.36	6747.36	149.94	33.15	55.4
60.3	3.2	200	9.5	42.17	6630.73	147.35	134.95	5461.37	121.36	6747.36	149.94	33.15	66.5
60.3	3.2	200	12.7	42.17	6630.73	147.35	134.95	5461.37	121.36	6747.36	149.94	33.15	91.7
60.3	3.2	200	16	42.17	6630.73	147.35	134.95	5461.37	121.36	6747.36	149.94	33.15	119

Tabela 6.17 – Comparação analítica x experimental - perfil 73,0x3,6

d ₀	t ₀	h ₁	t ₁	CIDECT (1991)			KIM (2001)			CIDECT (2010)				Num.
				N1*	M1*	F1*	P _{e,u}	M _{w,u}	F1*	M1*	F1*	N1*	F1*	
73	3.6	60	3	30.48	1659.16	36.87	115.21	1548.73	34.42	1463.08	32.51	27.65	20	
73	3.6	60	4.75	30.48	1659.16	36.87	115.21	1548.73	34.42	1463.08	32.51	27.65	32	
73	3.6	60	6.3	30.48	1659.16	36.87	115.21	1548.73	34.42	1463.08	32.51	27.65	40.5	
73	3.6	60	8	30.48	1659.16	36.87	115.21	1548.73	34.42	1463.08	32.51	27.65	47	
73	3.6	60	9.5	30.48	1659.16	36.87	115.21	1548.73	34.42	1463.08	32.51	27.65	51	
73	3.6	60	12.7	30.48	1659.16	36.87	115.21	1548.73	34.42	1463.08	32.51	27.65	57	
73	3.6	60	16	30.48	1659.16	36.87	115.21	1548.73	34.42	1463.08	32.51	27.65	63.1	
73	3.6	80	3	32.99	2337.91	51.95	122.70	2145.41	47.68	2111.66	46.93	29.22	20	
73	3.6	80	4.75	32.99	2337.91	51.95	122.70	2145.41	47.68	2111.66	46.93	29.22	32	
73	3.6	80	6.3	32.99	2337.91	51.95	122.70	2145.41	47.68	2111.66	46.93	29.22	40.8	
73	3.6	80	8	32.99	2337.91	51.95	122.70	2145.41	47.68	2111.66	46.93	29.22	55.4	
73	3.6	80	9.5	32.99	2337.91	51.95	122.70	2145.41	47.68	2111.66	46.93	29.22	65.5	
73	3.6	80	12.7	32.99	2337.91	51.95	122.70	2145.41	47.68	2111.66	46.93	29.22	73	
73	3.6	80	16	32.99	2337.91	51.95	122.70	2145.41	47.68	2111.66	46.93	29.22	80.2	
73	3.6	100	3	35.51	3079.51	68.43	130.20	2782.32	61.83	2840.69	63.13	30.80	20	
73	3.6	100	4.75	35.51	3079.51	68.43	130.20	2782.32	61.83	2840.69	63.13	30.80	32	
73	3.6	100	6.3	35.51	3079.51	68.43	130.20	2782.32	61.83	2840.69	63.13	30.80	40.8	
73	3.6	100	8	35.51	3079.51	68.43	130.20	2782.32	61.83	2840.69	63.13	30.80	55.4	
73	3.6	100	9.5	35.51	3079.51	68.43	130.20	2782.32	61.83	2840.69	63.13	30.80	66.4	
73	3.6	100	12.7	35.51	3079.51	68.43	130.20	2782.32	61.83	2840.69	63.13	30.80	88.4	
73	3.6	100	16	35.51	3079.51	68.43	130.20	2782.32	61.83	2840.69	63.13	30.80	97	
73	3.6	120	3	38.02	3883.95	86.31	137.69	3459.45	76.88	3650.16	81.11	32.37	20	
73	3.6	120	4.75	38.02	3883.95	86.31	137.69	3459.45	76.88	3650.16	81.11	32.37	32	
73	3.6	120	6.3	38.02	3883.95	86.31	137.69	3459.45	76.88	3650.16	81.11	32.37	40.8	
73	3.6	120	8	38.02	3883.95	86.31	137.69	3459.45	76.88	3650.16	81.11	32.37	55.4	
73	3.6	120	9.5	38.02	3883.95	86.31	137.69	3459.45	76.88	3650.16	81.11	32.37	66	
73	3.6	120	12.7	38.02	3883.95	86.31	137.69	3459.45	76.88	3650.16	81.11	32.37	91.4	
73	3.6	120	16	38.02	3883.95	86.31	137.69	3459.45	76.88	3650.16	81.11	32.37	112.5	
73	3.6	150	3	41.79	5208.46	115.74	148.93	4550.57	101.12	5015.20	111.45	34.72	20	
73	3.6	150	4.75	41.79	5208.46	115.74	148.93	4550.57	101.12	5015.20	111.45	34.72	32	
73	3.6	150	6.3	41.79	5208.46	115.74	148.93	4550.57	101.12	5015.20	111.45	34.72	40.8	
73	3.6	150	8	41.79	5208.46	115.74	148.93	4550.57	101.12	5015.20	111.45	34.72	55.4	
73	3.6	150	9.5	41.79	5208.46	115.74	148.93	4550.57	101.12	5015.20	111.45	34.72	66.5	
73	3.6	150	12.7	41.79	5208.46	115.74	148.93	4550.57	101.12	5015.20	111.45	34.72	91.4	
73	3.6	150	16	41.79	5208.46	115.74	148.93	4550.57	101.12	5015.20	111.45	34.72	119	
73	3.6	200	3	48.08	7730.20	171.78	167.67	6570.20	146.00	7692.49	170.94	38.65	20	
73	3.6	200	4.75	48.08	7730.20	171.78	167.67	6570.20	146.00	7692.49	170.94	38.65	32	
73	3.6	200	6.3	48.08	7730.20	171.78	167.67	6570.20	146.00	7692.49	170.94	38.65	40.8	
73	3.6	200	8	48.08	7730.20	171.78	167.67	6570.20	146.00	7692.49	170.94	38.65	55.4	
73	3.6	200	9.5	48.08	7730.20	171.78	167.67	6570.20	146.00	7692.49	170.94	38.65	66.6	
73	3.6	200	12.7	48.08	7730.20	171.78	167.67	6570.20	146.00	7692.49	170.94	38.65	91.5	
73	3.6	200	16	48.08	7730.20	171.78	167.67	6570.20	146.00	7692.49	170.94	38.65	119	

Tabela 6.18 – Comparação analítica x experimental - perfil 96,5x4,0

d ₀	t ₀	h ₁	t ₁	CIDECT (1991)			KIM (2001)			CIDECT (2010)				Num.
				N1*	M1*	F1*	P _{e,u}	M _{w,u}	F1*	M1*	F1*	N1*	F1*	
96.5	4.0	60	3	35.36	1963.32	43.63	159.80	1934.83	43.00	1697.44	37.72	32.72	20.1	
96.5	4.0	60	4.75	35.36	1963.32	43.63	159.80	1934.83	43.00	1697.44	37.72	32.72	32.1	
96.5	4.0	60	6.3	35.36	1963.32	43.63	159.80	1934.83	43.00	1697.44	37.72	32.72	41	
96.5	4.0	60	8	35.36	1963.32	43.63	159.80	1934.83	43.00	1697.44	37.72	32.72	52.8	
96.5	4.0	60	9.5	35.36	1963.32	43.63	159.80	1934.83	43.00	1697.44	37.72	32.72	56	
96.5	4.0	60	12.7	35.36	1963.32	43.63	159.80	1934.83	43.00	1697.44	37.72	32.72	63	
96.5	4.0	60	16	35.36	1963.32	43.63	159.80	1934.83	43.00	1697.44	37.72	32.72	70	
96.5	4.0	80	3	37.71	2735.15	60.78	168.13	2654.90	59.00	2413.51	53.63	34.19	20.1	
96.5	4.0	80	4.75	37.71	2735.15	60.78	168.13	2654.90	59.00	2413.51	53.63	34.19	32.2	
96.5	4.0	80	6.3	37.71	2735.15	60.78	168.13	2654.90	59.00	2413.51	53.63	34.19	41.2	
96.5	4.0	80	8	37.71	2735.15	60.78	168.13	2654.90	59.00	2413.51	53.63	34.19	56	
96.5	4.0	80	9.5	37.71	2735.15	60.78	168.13	2654.90	59.00	2413.51	53.63	34.19	67.5	
96.5	4.0	80	12.7	37.71	2735.15	60.78	168.13	2654.90	59.00	2413.51	53.63	34.19	81	
96.5	4.0	80	16	37.71	2735.15	60.78	168.13	2654.90	59.00	2413.51	53.63	34.19	89.5	
96.5	4.0	100	3	40.06	3565.68	79.24	176.45	3412.53	75.83	3204.71	71.22	35.66	20.1	
96.5	4.0	100	4.75	40.06	3565.68	79.24	176.45	3412.53	75.83	3204.71	71.22	35.66	32.2	
96.5	4.0	100	6.3	40.06	3565.68	79.24	176.45	3412.53	75.83	3204.71	71.22	35.66	41.2	
96.5	4.0	100	8	40.06	3565.68	79.24	176.45	3412.53	75.83	3204.71	71.22	35.66	56	
96.5	4.0	100	9.5	40.06	3565.68	79.24	176.45	3412.53	75.83	3204.71	71.22	35.66	67.5	
96.5	4.0	100	12.7	40.06	3565.68	79.24	176.45	3412.53	75.83	3204.71	71.22	35.66	93	
96.5	4.0	100	16	40.06	3565.68	79.24	176.45	3412.53	75.83	3204.71	71.22	35.66	109	
96.5	4.0	120	3	42.41	4454.90	99.00	184.78	4207.73	93.51	4071.04	90.47	37.12	20.2	
96.5	4.0	120	4.75	42.41	4454.90	99.00	184.78	4207.73	93.51	4071.04	90.47	37.12	32.2	
96.5	4.0	120	6.3	42.41	4454.90	99.00	184.78	4207.73	93.51	4071.04	90.47	37.12	41.2	
96.5	4.0	120	8	42.41	4454.90	99.00	184.78	4207.73	93.51	4071.04	90.47	37.12	56	
96.5	4.0	120	9.5	42.41	4454.90	99.00	184.78	4207.73	93.51	4071.04	90.47	37.12	67.5	
96.5	4.0	120	12.7	42.41	4454.90	99.00	184.78	4207.73	93.51	4071.04	90.47	37.12	93.1	
96.5	4.0	120	16	42.41	4454.90	99.00	184.78	4207.73	93.51	4071.04	90.47	37.12	122.4	
96.5	4.0	150	3	45.93	5898.78	131.08	197.27	5470.96	121.58	5511.39	122.48	39.33	20.2	
96.5	4.0	150	4.75	45.93	5898.78	131.08	197.27	5470.96	121.58	5511.39	122.48	39.33	32.2	
96.5	4.0	150	6.3	45.93	5898.78	131.08	197.27	5470.96	121.58	5511.39	122.48	39.33	41.2	
96.5	4.0	150	8	45.93	5898.78	131.08	197.27	5470.96	121.58	5511.39	122.48	39.33	56	
96.5	4.0	150	9.5	45.93	5898.78	131.08	197.27	5470.96	121.58	5511.39	122.48	39.33	67.5	
96.5	4.0	150	12.7	45.93	5898.78	131.08	197.27	5470.96	121.58	5511.39	122.48	39.33	93.1	
96.5	4.0	150	16	45.93	5898.78	131.08	197.27	5470.96	121.58	5511.39	122.48	39.33	121.5	
96.5	4.0	200	3	51.80	8598.72	191.08	218.08	7764.17	172.54	8287.64	184.17	42.99	20.2	
96.5	4.0	200	4.75	51.80	8598.72	191.08	218.08	7764.17	172.54	8287.64	184.17	42.99	32.2	
96.5	4.0	200	6.3	51.80	8598.72	191.08	218.08	7764.17	172.54	8287.64	184.17	42.99	41.2	
96.5	4.0	200	8	51.80	8598.72	191.08	218.08	7764.17	172.54	8287.64	184.17	42.99	56	
96.5	4.0	200	9.5	51.80	8598.72	191.08	218.08	7764.17	172.54	8287.64	184.17	42.99	67.5	
96.5	4.0	200	12.7	51.80	8598.72	191.08	218.08	7764.17	172.54	8287.64	184.17	42.99	93.1	
96.5	4.0	200	16	51.80	8598.72	191.08	218.08	7764.17	172.54	8287.64	184.17	42.99	121.5	

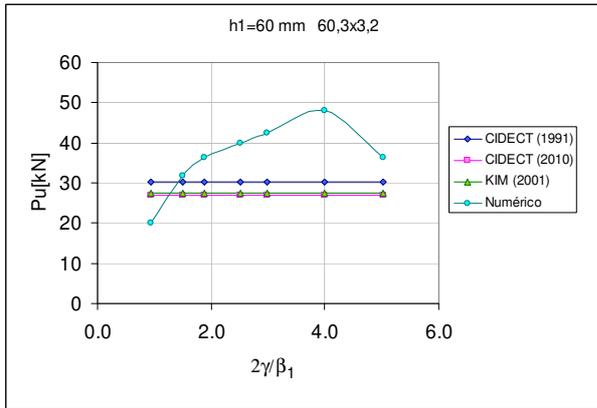
Tabela 6.19 – Comparação analítica x experimental - perfil 101,6x4,0

d ₀	t ₀	h ₁	t ₁	CIDECT (1991)			KIM (2001)			CIDECT (2010)				Num.
				N1*	M1*	F1*	P _{e,u}	M _{w,u}	F1*	M1*	F1*	N1*	F1*	
101.6	4.0	60	3	35.01	1950.07	43.33	166.44	1950.83	43.35	1680.47	37.34	32.50	20.1	
101.6	4.0	60	4.75	35.01	1950.07	43.33	166.44	1950.83	43.35	1680.47	37.34	32.50	32.1	
101.6	4.0	60	6.3	35.01	1950.07	43.33	166.44	1950.83	43.35	1680.47	37.34	32.50	41	
101.6	4.0	60	8	35.01	1950.07	43.33	166.44	1950.83	43.35	1680.47	37.34	32.50	52	
101.6	4.0	60	9.5	35.01	1950.07	43.33	166.44	1950.83	43.35	1680.47	37.34	32.50	55	
101.6	4.0	60	12.7	35.01	1950.07	43.33	166.44	1950.83	43.35	1680.47	37.34	32.50	62	
101.6	4.0	60	16	35.01	1950.07	43.33	166.44	1950.83	43.35	1680.47	37.34	32.50	68.5	
101.6	4.0	80	3	37.24	2711.58	60.26	174.77	2672.46	59.39	2383.34	52.96	33.89	20.1	
101.6	4.0	80	4.75	37.24	2711.58	60.26	174.77	2672.46	59.39	2383.34	52.96	33.89	32.2	
101.6	4.0	80	6.3	37.24	2711.58	60.26	174.77	2672.46	59.39	2383.34	52.96	33.89	41.1	
101.6	4.0	80	8	37.24	2711.58	60.26	174.77	2672.46	59.39	2383.34	52.96	33.89	55.9	
101.6	4.0	80	9.5	37.24	2711.58	60.26	174.77	2672.46	59.39	2383.34	52.96	33.89	67.3	
101.6	4.0	80	12.7	37.24	2711.58	60.26	174.77	2672.46	59.39	2383.34	52.96	33.89	80.5	
101.6	4.0	80	16	37.24	2711.58	60.26	174.77	2672.46	59.39	2383.34	52.96	33.89	88	
101.6	4.0	100	3	39.47	3528.85	78.42	183.10	3429.77	76.22	3157.57	70.17	35.29	20.2	
101.6	4.0	100	4.75	39.47	3528.85	78.42	183.10	3429.77	76.22	3157.57	70.17	35.29	32.2	
101.6	4.0	100	6.3	39.47	3528.85	78.42	183.10	3429.77	76.22	3157.57	70.17	35.29	41.2	
101.6	4.0	100	8	39.47	3528.85	78.42	183.10	3429.77	76.22	3157.57	70.17	35.29	56	
101.6	4.0	100	9.5	39.47	3528.85	78.42	183.10	3429.77	76.22	3157.57	70.17	35.29	67.5	
101.6	4.0	100	12.7	39.47	3528.85	78.42	183.10	3429.77	76.22	3157.57	70.17	35.29	93.1	
101.6	4.0	100	16	39.47	3528.85	78.42	183.10	3429.77	76.22	3157.57	70.17	35.29	106.5	
101.6	4.0	120	3	41.70	4401.86	97.82	191.42	4222.76	93.84	4003.15	88.96	36.68	20.2	
101.6	4.0	120	4.75	41.70	4401.86	97.82	191.42	4222.76	93.84	4003.15	88.96	36.68	32.2	
101.6	4.0	120	6.3	41.70	4401.86	97.82	191.42	4222.76	93.84	4003.15	88.96	36.68	41.2	
101.6	4.0	120	8	41.70	4401.86	97.82	191.42	4222.76	93.84	4003.15	88.96	36.68	56	
101.6	4.0	120	9.5	41.70	4401.86	97.82	191.42	4222.76	93.84	4003.15	88.96	36.68	67.5	
101.6	4.0	120	12.7	41.70	4401.86	97.82	191.42	4222.76	93.84	4003.15	88.96	36.68	93.1	
101.6	4.0	120	16	41.70	4401.86	97.82	191.42	4222.76	93.84	4003.15	88.96	36.68	121.5	
101.6	4.0	150	3	45.04	5815.91	129.24	203.91	5479.15	121.76	5405.33	120.12	38.77	20.2	
101.6	4.0	150	4.75	45.04	5815.91	129.24	203.91	5479.15	121.76	5405.33	120.12	38.77	32.2	
101.6	4.0	150	6.3	45.04	5815.91	129.24	203.91	5479.15	121.76	5405.33	120.12	38.77	41.2	
101.6	4.0	150	8	45.04	5815.91	129.24	203.91	5479.15	121.76	5405.33	120.12	38.77	56	
101.6	4.0	150	9.5	45.04	5815.91	129.24	203.91	5479.15	121.76	5405.33	120.12	38.77	67.5	
101.6	4.0	150	12.7	45.04	5815.91	129.24	203.91	5479.15	121.76	5405.33	120.12	38.77	93.1	
101.6	4.0	150	16	45.04	5815.91	129.24	203.91	5479.15	121.76	5405.33	120.12	38.77	121.5	
101.6	4.0	200	3	50.62	8451.40	187.81	224.73	7751.51	172.26	8099.07	179.98	42.26	20.2	
101.6	4.0	200	4.75	50.62	8451.40	187.81	224.73	7751.51	172.26	8099.07	179.98	42.26	32.2	
101.6	4.0	200	6.3	50.62	8451.40	187.81	224.73	7751.51	172.26	8099.07	179.98	42.26	41.2	
101.6	4.0	200	8	50.62	8451.40	187.81	224.73	7751.51	172.26	8099.07	179.98	42.26	56	
101.6	4.0	200	9.5	50.62	8451.40	187.81	224.73	7751.51	172.26	8099.07	179.98	42.26	67.5	
101.6	4.0	200	12.7	50.62	8451.40	187.81	224.73	7751.51	172.26	8099.07	179.98	42.26	93.1	
101.6	4.0	200	16	50.62	8451.40	187.81	224.73	7751.51	172.26	8099.07	179.98	42.26	121.5	

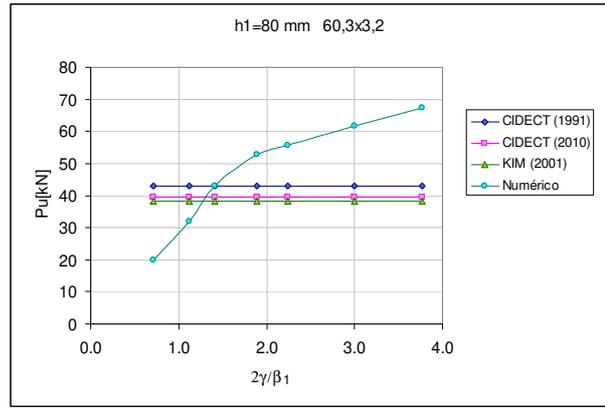
A série de gráficos apresentada nas Figuras 6.25 a 6.28, encontra-se separada por cada perfil tubular e comprimento de chapa estudado. Os resultados de carga última são plotados em função do parâmetro $2\gamma/\beta_1$, da mesma forma que foram apresentados os resultados numéricos da Seção 6.5.

Observando-se os gráficos, nota-se uma grande divergência nos resultados apresentados. Isto ocorre porque as prescrições existentes não consideram a influência da espessura da chapa de topo na resistência da ligação. Tanto o CIDECT (1991), quanto o CIDECT (2010) e KIM (2001), consideram nas suas formulações apenas o comprimento da chapa de topo e a esbeltez do perfil tubular. Mas comportamento da ligação modifica-se com a variação da espessura da chapa de topo, portanto propõe-se que a mesma seja incorporada na equação para determinação da resistência deste tipo de ligação, sendo este um diferencial deste estudo.

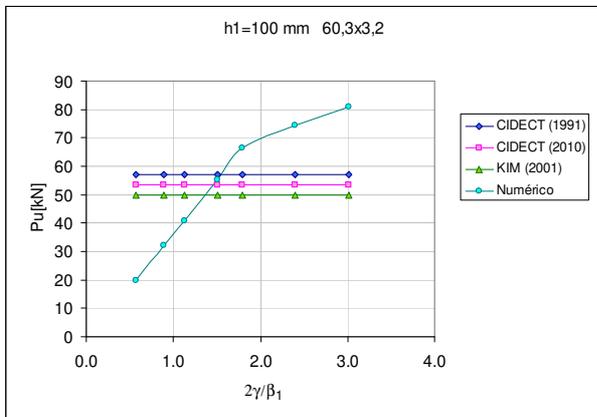
Nas regiões onde os modelos apresentaram colapso de chapa, não há como comparar as equações, tendo em vista que os autores citados na comparação, não consideraram este modo de colapso. Assim, enquanto na formulação proposta há variação na curva dos gráficos das Figuras 6.25 a 6.28, nas formulações dos demais autores os valores ficaram constantes. Isto ocorre até mesmo na região onde os modelos apresentaram falha no tubo, ficando evidente a diferença das equações.



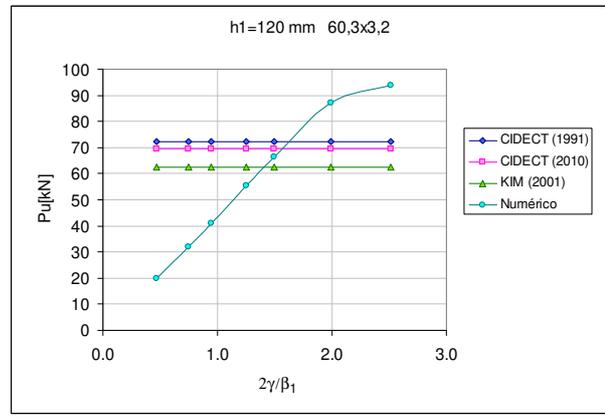
$h_1 = 60 \text{ mm}$



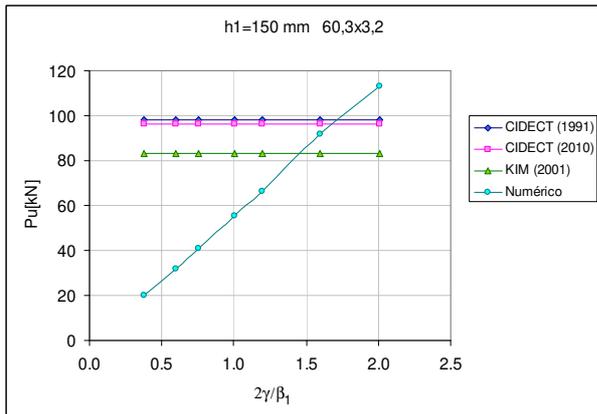
$h_1 = 80 \text{ mm}$



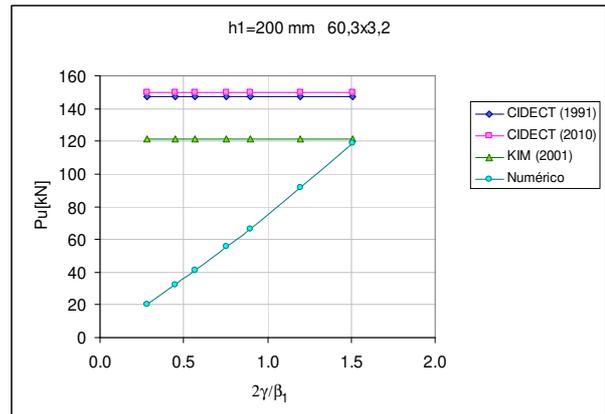
$h_1 = 100 \text{ mm}$



$h_1 = 120 \text{ mm}$

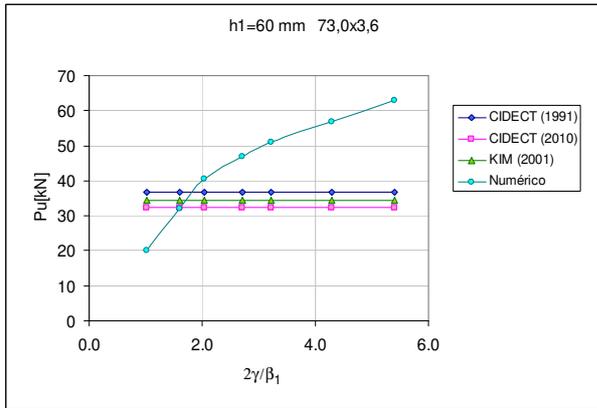


$h_1 = 150 \text{ mm}$

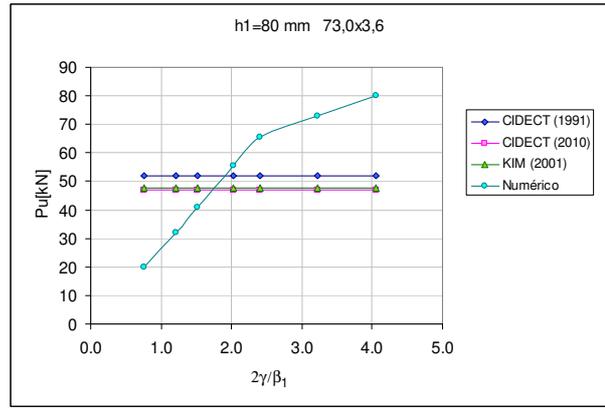


$h_1 = 200 \text{ mm}$

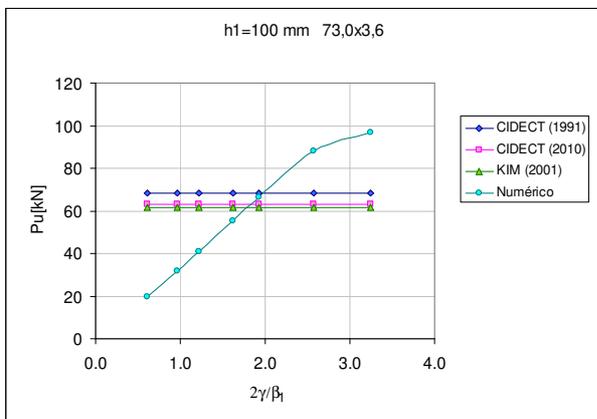
Figura 6.25 – Conjunto de gráficos - Comparação analítica x numérica - perfil 60,3x3,2



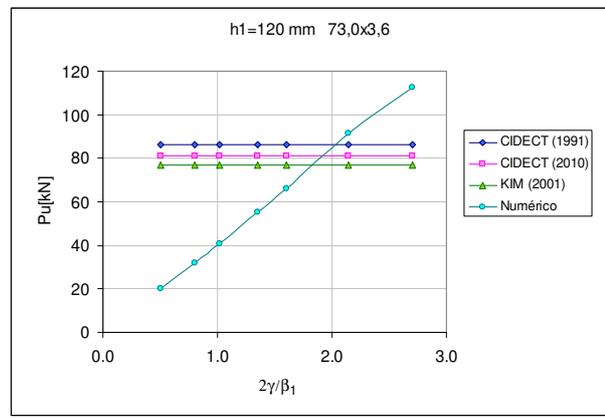
$h_1 = 60 \text{ mm}$



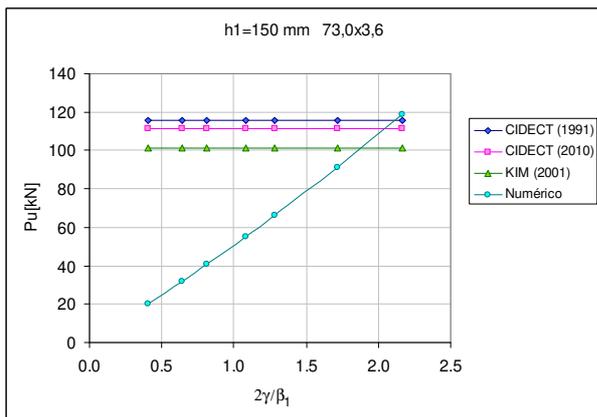
$h_1 = 80 \text{ mm}$



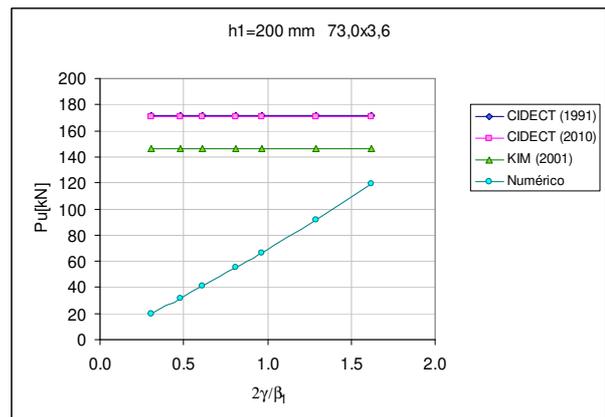
$h_1 = 100 \text{ mm}$



$h_1 = 120 \text{ mm}$

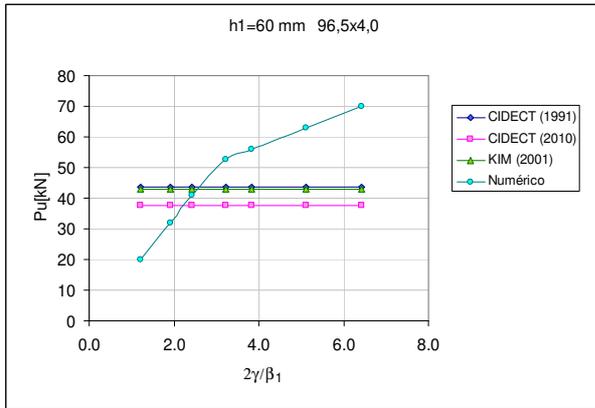


$h_1 = 150 \text{ mm}$

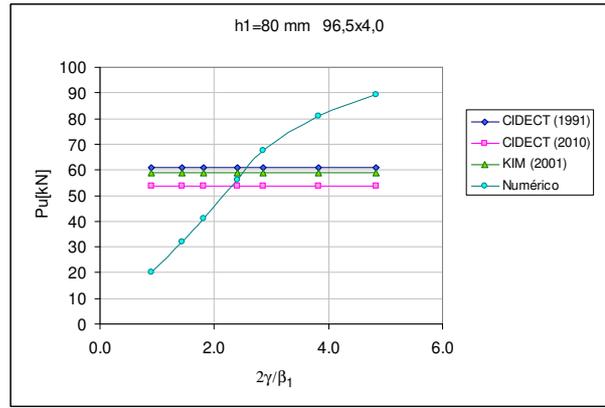


$h_1 = 200 \text{ mm}$

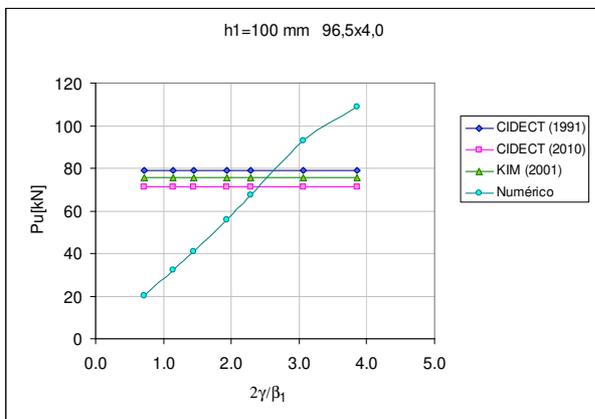
Figura 6.26 – Conjunto de gráficos - Comparação analítica x numérica - perfil 73,0,x3,6



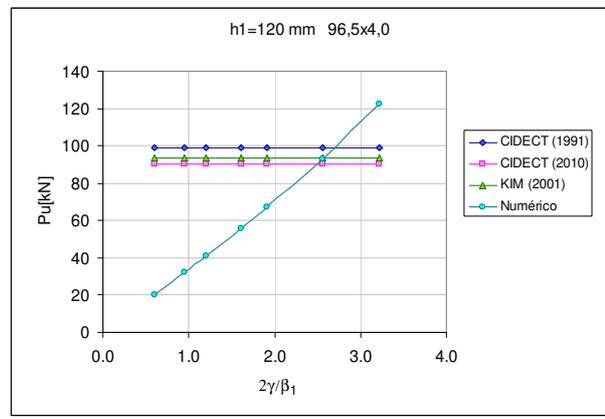
$h_1 = 60 \text{ mm}$



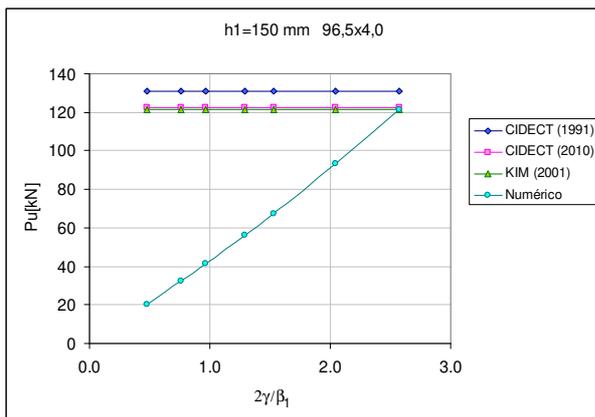
$h_1 = 80 \text{ mm}$



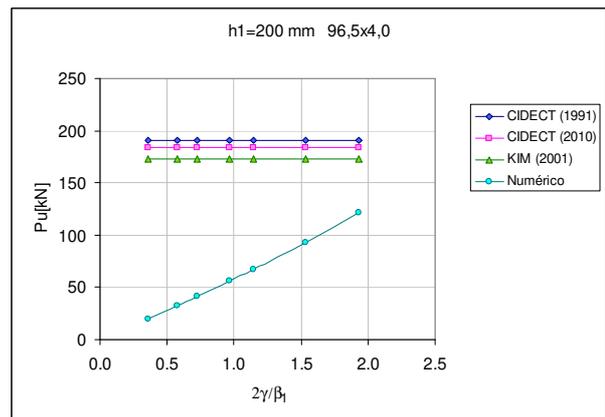
$h_1 = 100 \text{ mm}$



$h_1 = 120 \text{ mm}$

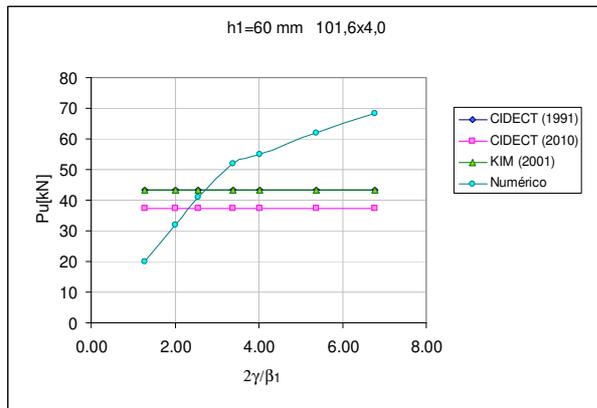


$h_1 = 150 \text{ mm}$

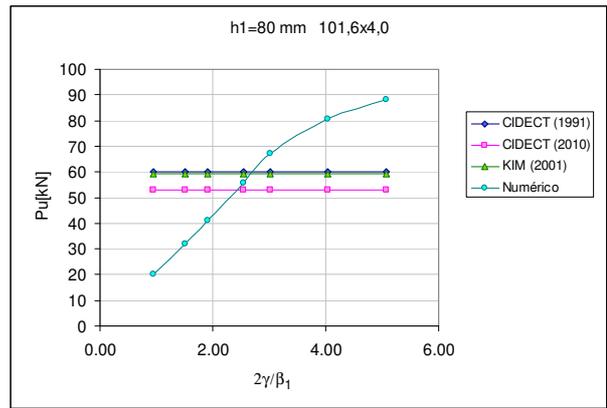


$h_1 = 200 \text{ mm}$

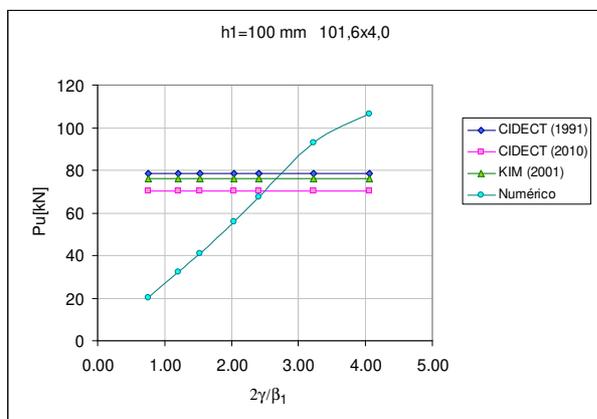
Figura 6.27 – Conjunto de gráficos - Comparação analítica x numérica - perfil 96,5x4,0



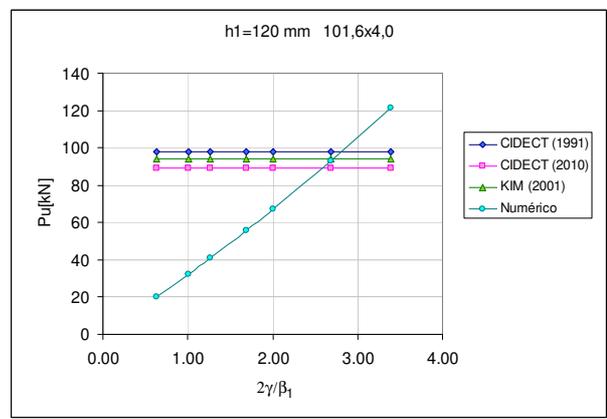
$h_1 = 60$ mm



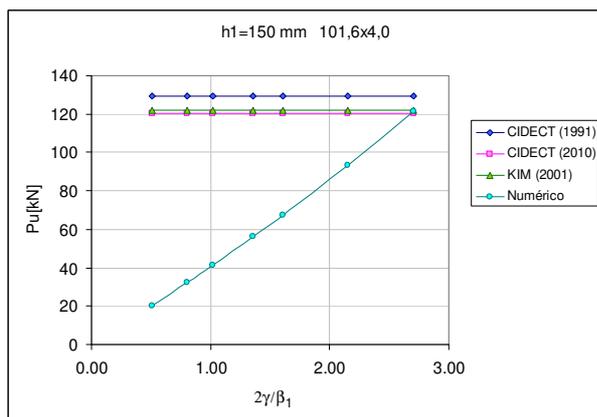
$h_1 = 80$ mm



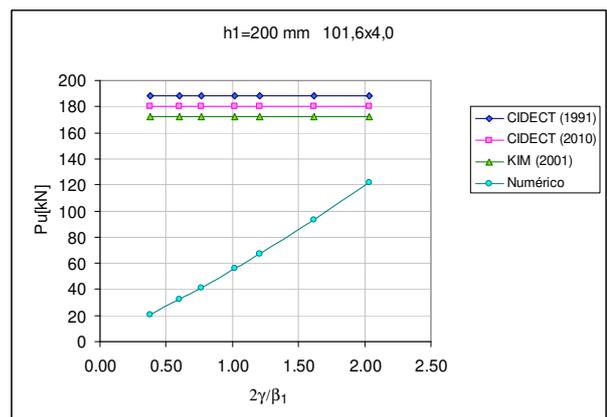
$h_1 = 100$ mm



$h_1 = 120$ mm



$h_1 = 150$ mm



$h_1 = 200$ mm

Figura 6.28 – Conjunto de gráficos - Comparação analítica x numérica - perfil 101,6x4,0

6.7 Proposição de equação analítica

Os resultados da avaliação numérica demonstraram os parâmetros que possuem maior influencia na resistência das ligações com chapa de topo deste estudo, que são a espessura h_1 e o comprimento da chapa t_1 , a esbeltez do tubo 2γ e a excentricidade da força aplicada e_1 . Utilizando uma correlação entre estes parâmetros e a carga última P_u , foi criada uma função $f(P_u)$ assim descrita:

$$f(P_u) = \frac{P_u}{A_1 \times f_{y0}} \times e_1 \quad (6.4)$$

Esta função quando plotada versus a relação $2\gamma / t_1$, fornece o conjunto de dados apresentado no gráfico da Figura 6.29, onde aparecem separados por comprimento de chapa h_1 , conforme legenda.

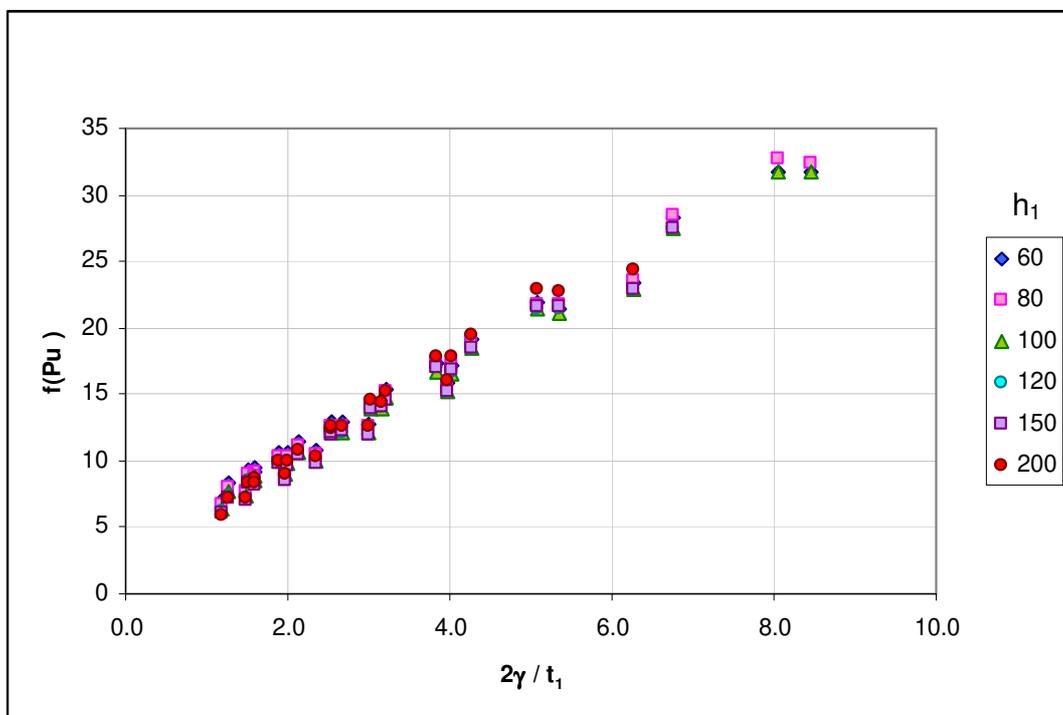


Figura 6.29 – Dados da análise paramétrica – $f(P_u) \times (2\gamma / t_1)$

Aproximando-se os dados da Figura 6.29 por meio de um ajuste de curva, chega-se a equação 6.5, que determina resistência da ligação de chapa de topo:

$$P_u = \left[0,0073 \times \left(\frac{2\gamma}{t_1} \right)^2 + 3,2576 \times \left(\frac{2\gamma}{t_1} \right) + 2,1326 \right] \times f_{y0} \times \frac{h_1 \times t_1}{e_1} \leq d_f \times t_1 \times f_{u1} \quad (6.5)$$

Nesta equação, de um lado determina-se a resistência à plastificação do banzo, e do outro, a resistência ao esmagamento do furo, que constituem os dois modos de colapso da ligação. Assim obtém-se a resistência final da ligação P_u em função de d_0 , t_0 , h_1 , t_1 , e_1 e f_{y0} e f_{u1} .

Onde:

- d_0 – Diâmetro do tubo
- t_0 – Espessura do tubo
- h_1 – Comprimento da chapa
- t_1 – Espessura da chapa
- 2γ – Esbeltez do tubo (d_0/t_0)
- f_{y0} – Tensão de escoamento do material do tubo
- f_{u1} – Tensão de ruptura do material da chapa
- e_1 – Excentricidade

A mesma comparação com as prescrições do CIDECT (1991), CIDECT (2010) e KIM (2001), juntamente com os resultados numéricos, foi realizada incluindo-se os resultados obtidos pela formulação proposta e pode ser observada nos gráficos indicados nas Figuras 6.30 a 6.45. Assim demonstra-se a correlação entre os resultados obtidos pela equação analítica e os resultados numéricos.

- Resultados para o perfil tubular de 60,3x3,2

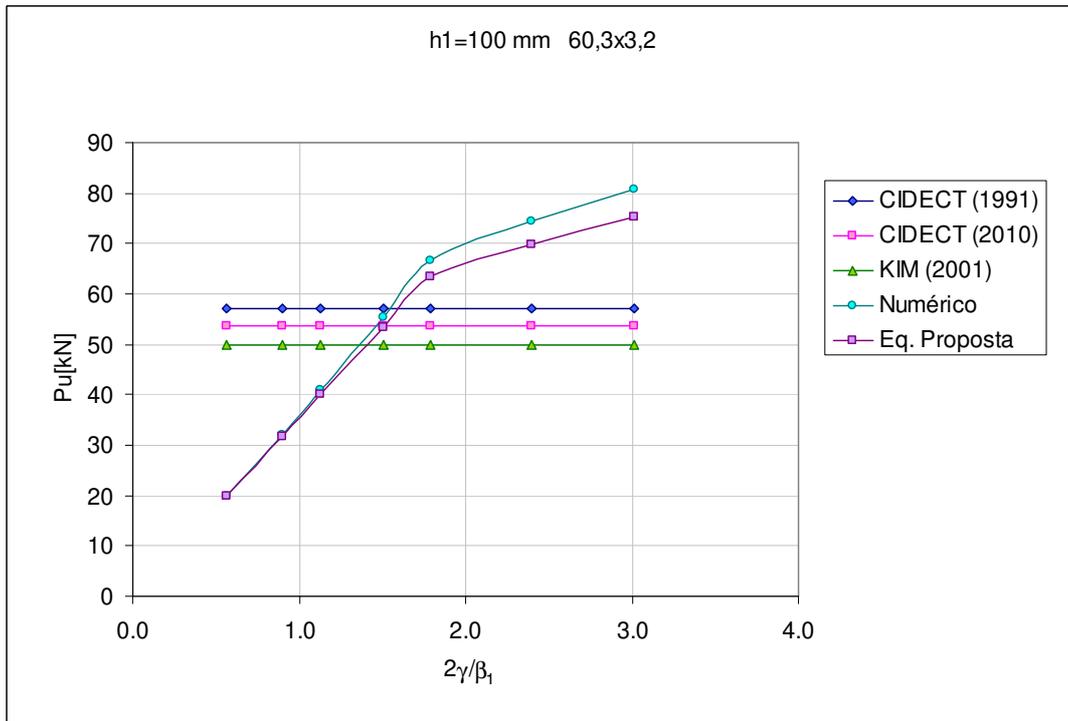


Figura 6.30 – Carga última analítica x numérica - perfil 60,3x3,2 – $h_1 = 100$ mm

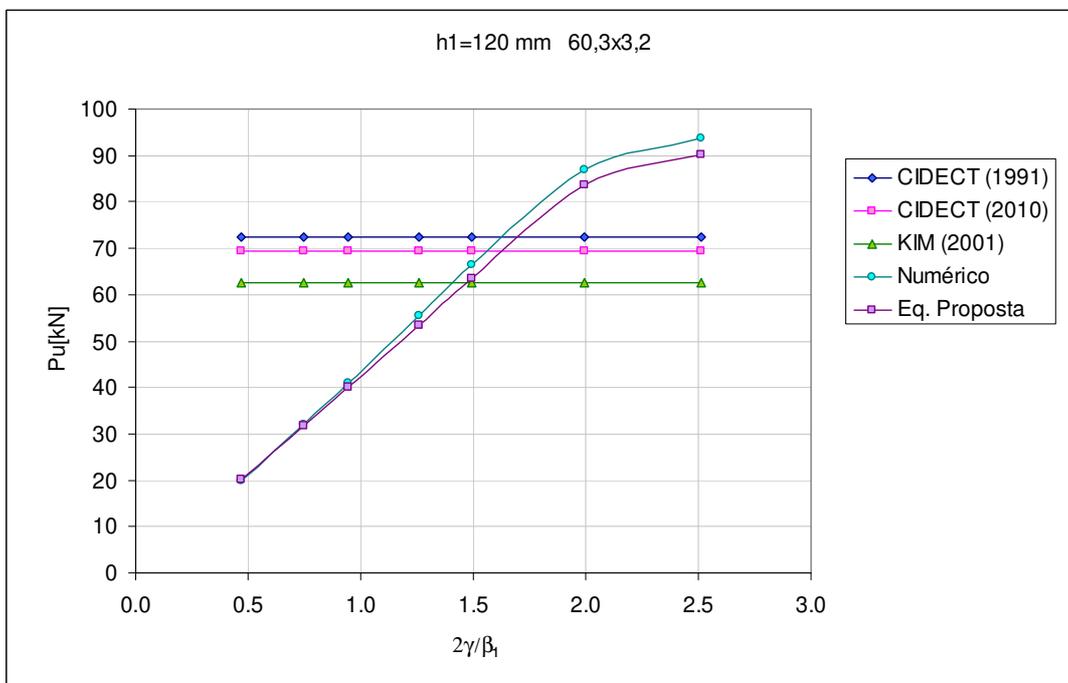


Figura 6.31 – Carga última analítica x numérica - perfil 60,3x3,2 – $h_1 = 120$ mm.

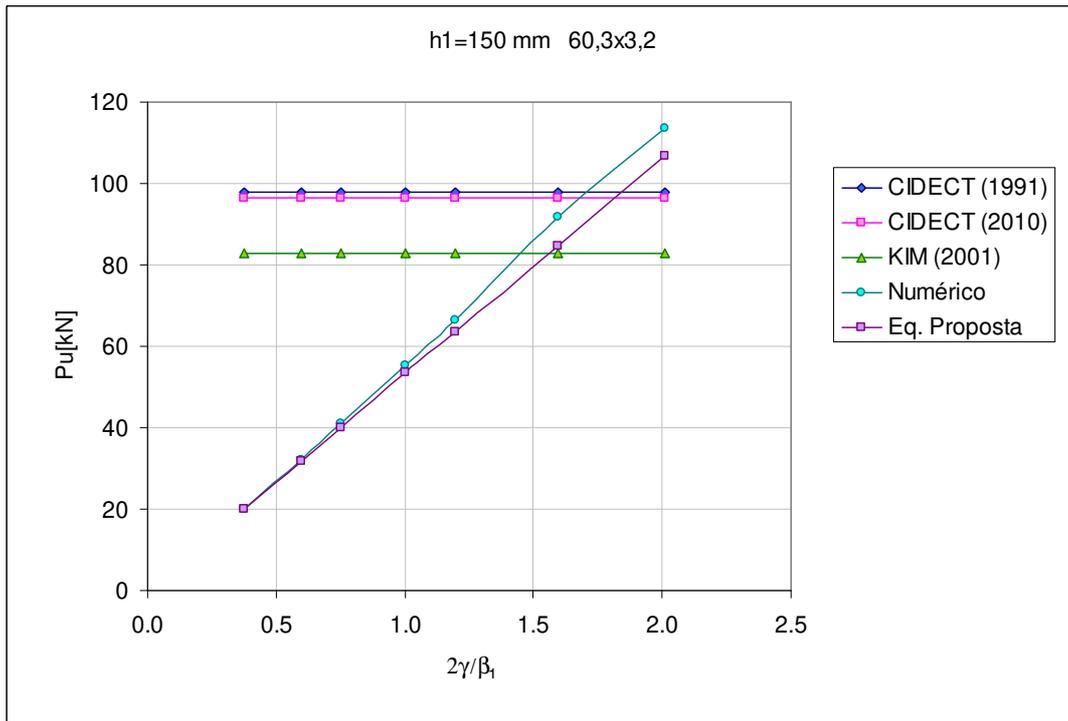


Figura 6.32 – Carga última analítica x numérica - perfil 60,3x3,2 – $h_1=150$ mm.

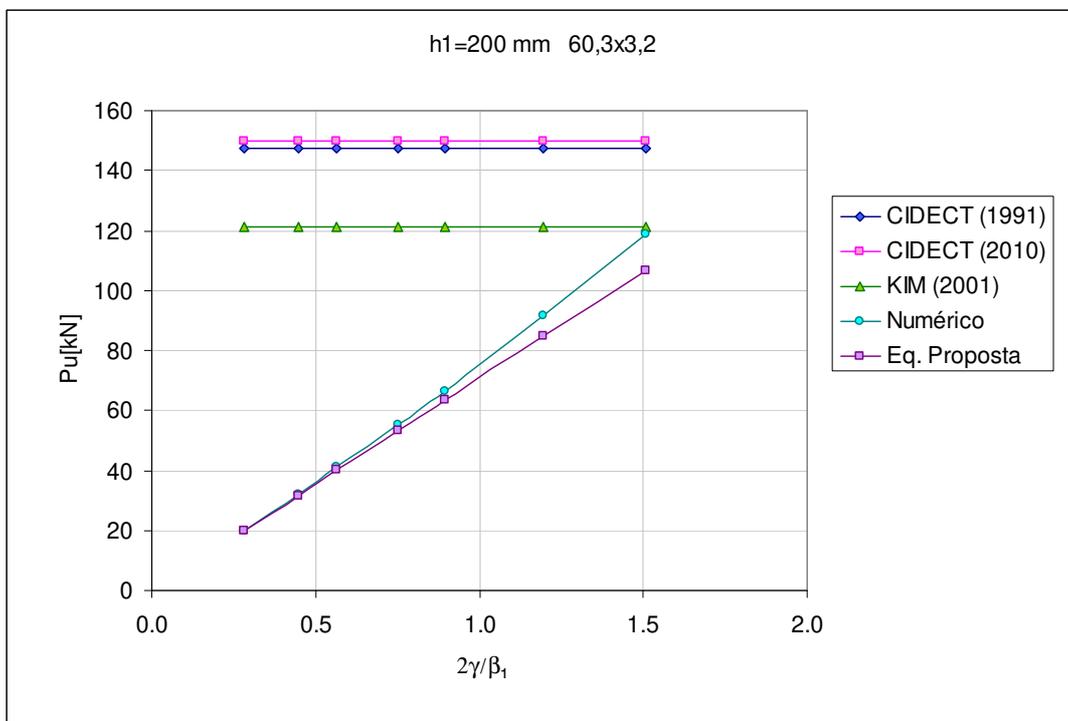


Figura 6.33 – Carga última analítica x numérica - perfil 60,3x3,2 – $h_1=200$ mm.

- Resultados para o perfil tubular de 73,0x3,6

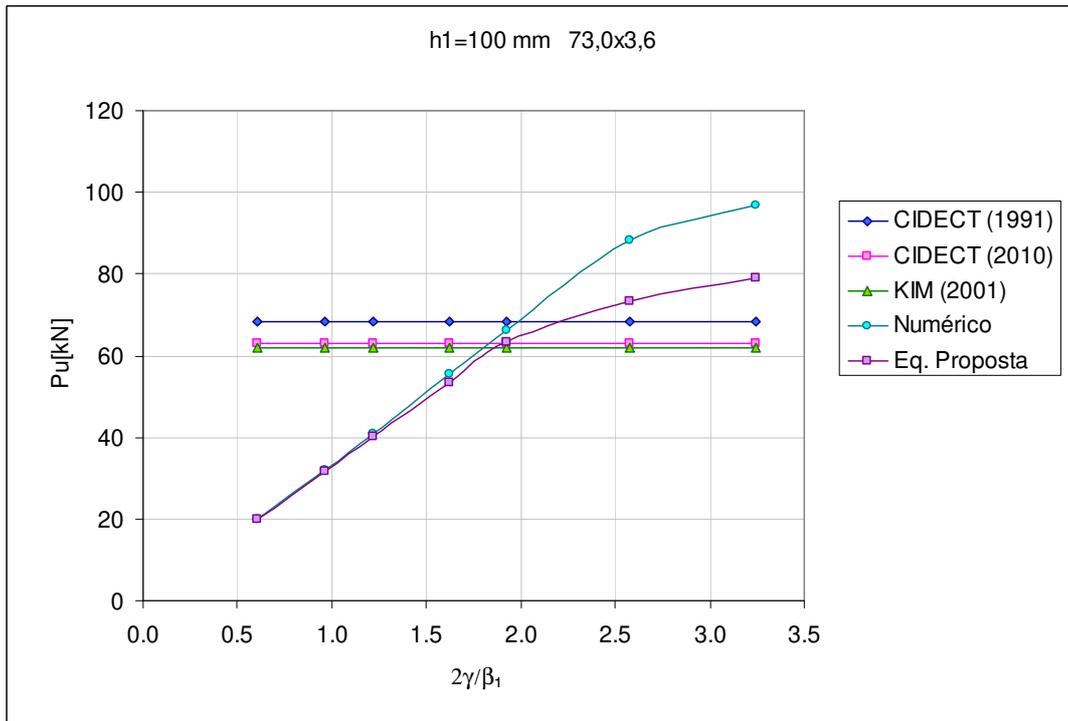


Figura 6.34 – Carga última analítica x numérica - perfil 73,0x3,6 – $h_1 = 100$ mm.

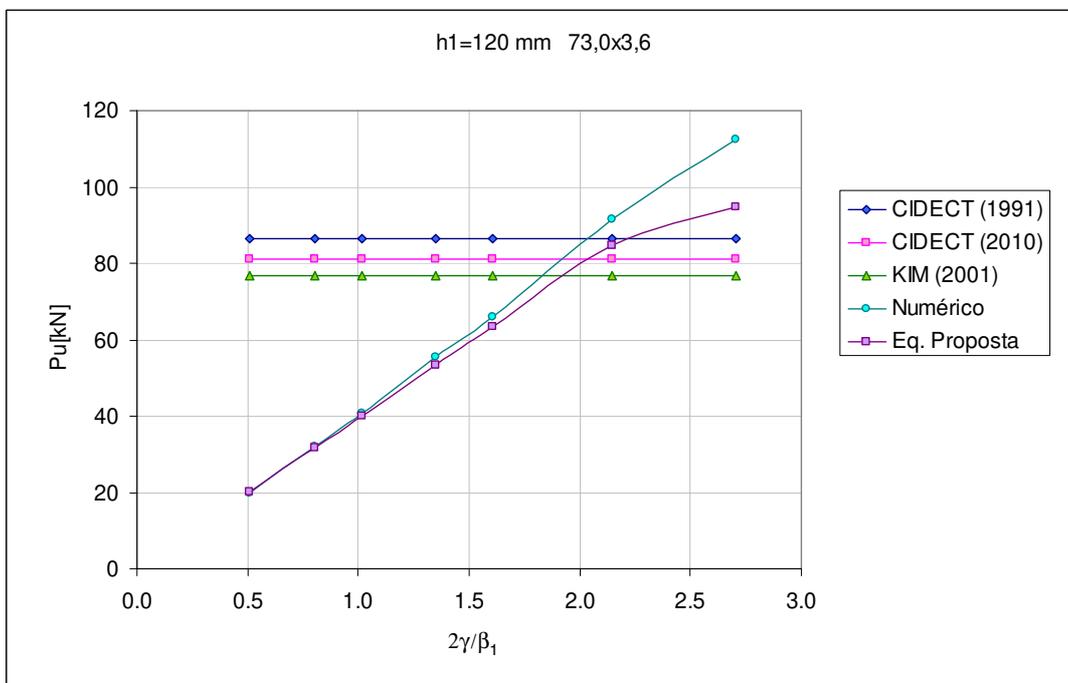


Figura 6.35 – Carga última analítica x numérica - perfil 73,0x3,6 – $h_1 = 120$ mm.

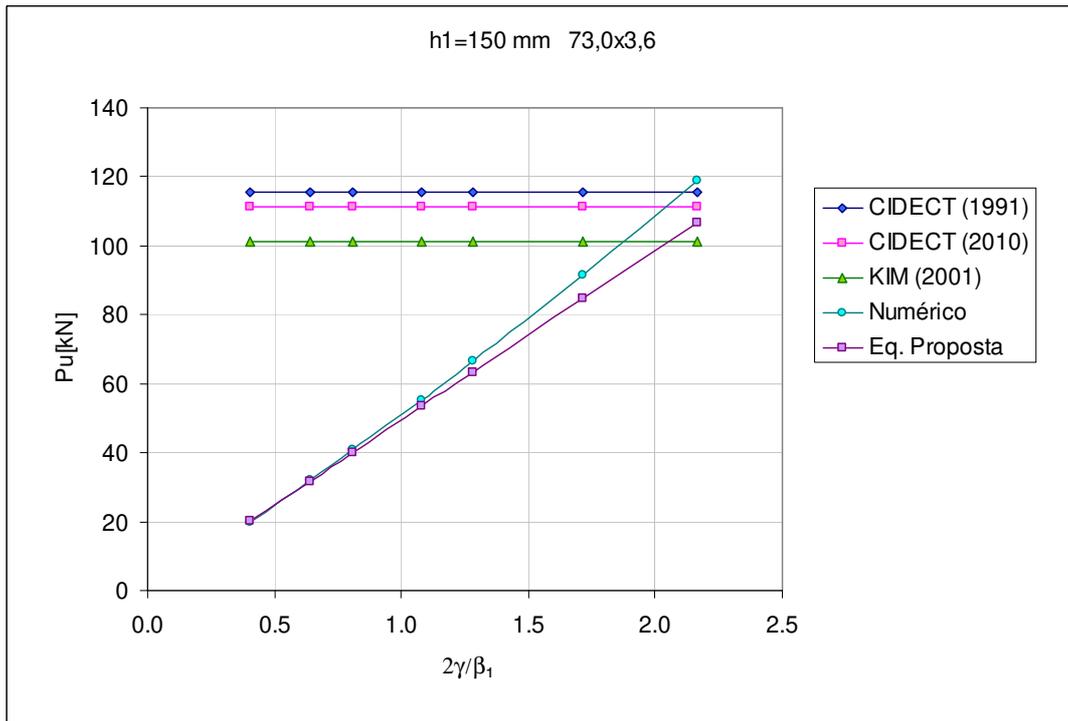


Figura 6.36 – Carga última analítica x numérica - perfil 73,0x3,6 – $h_1=150$ mm.

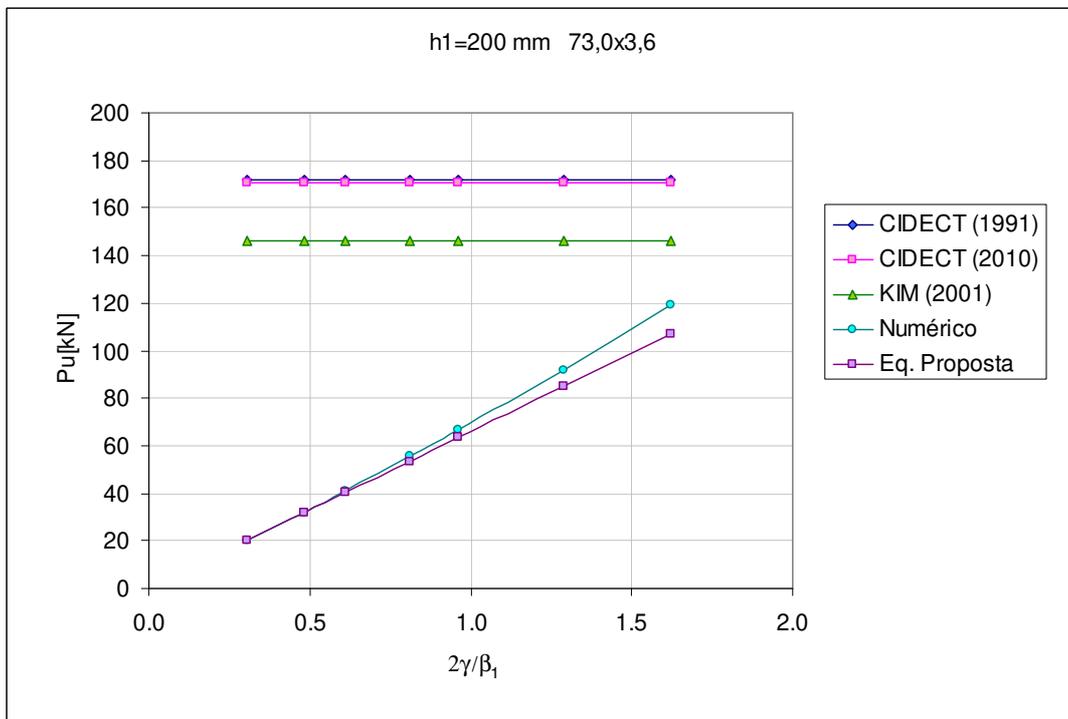


Figura 6.37 – Carga última analítica x numérica - perfil 73,0x3,6 – $h_1=200$ mm.

- Resultados para o perfil tubular de 96,5x4,0

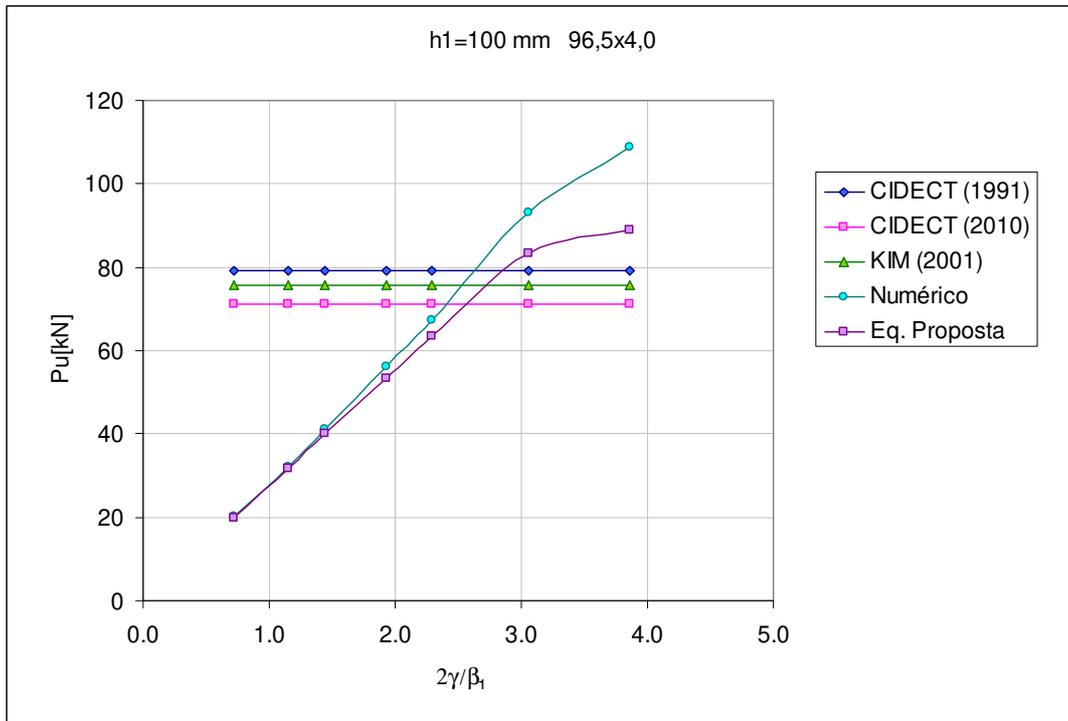


Figura 6.38 – Carga última analítica x numérica - perfil 96,5x4,0 – $h_1= 100$ mm.

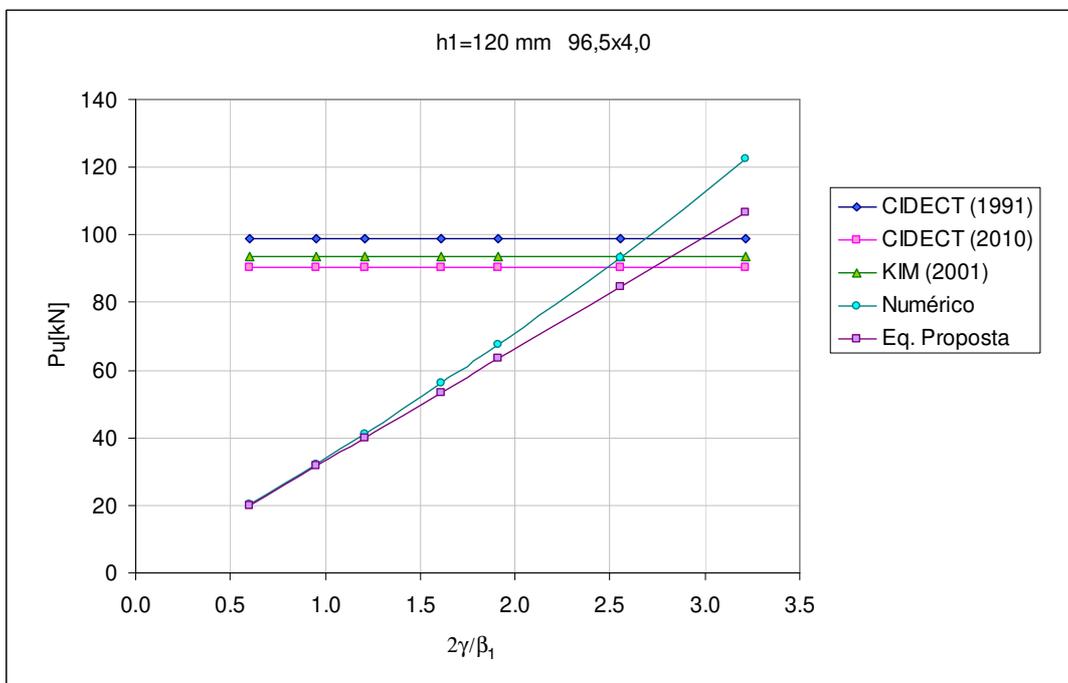


Figura 6.39 – Carga última analítica x numérica - perfil 96,5x4,0 – $h_1= 120$ mm.

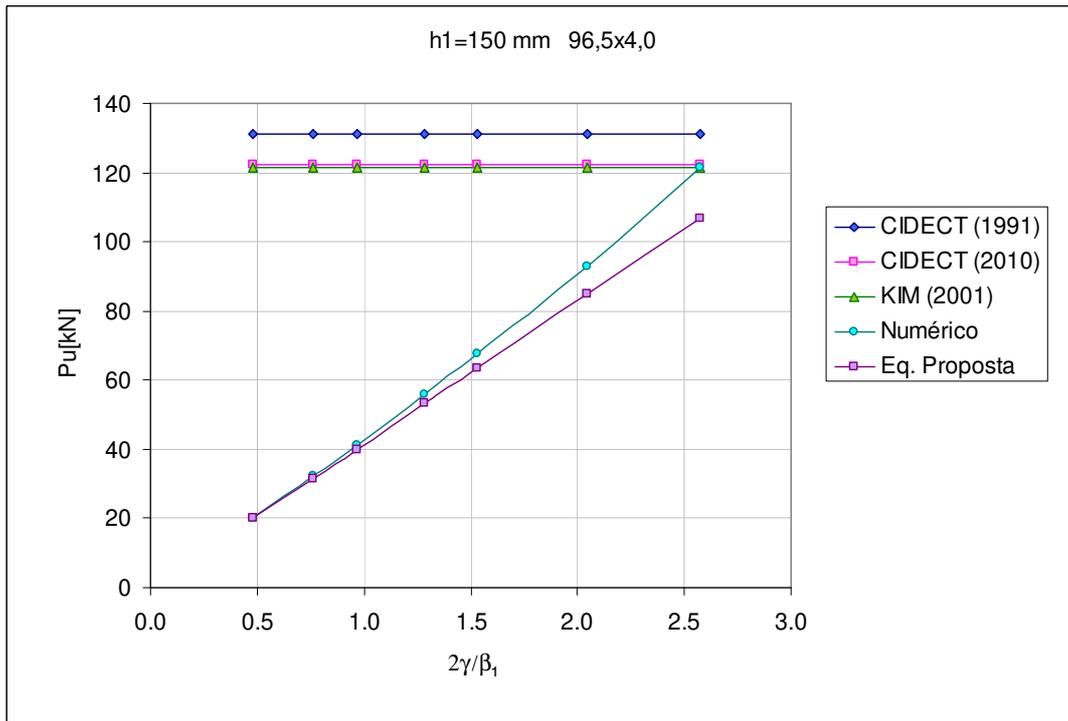


Figura 6.40 – Carga última analítica x numérica - perfil 96,5x4,0 – $h_1 = 150$ mm.

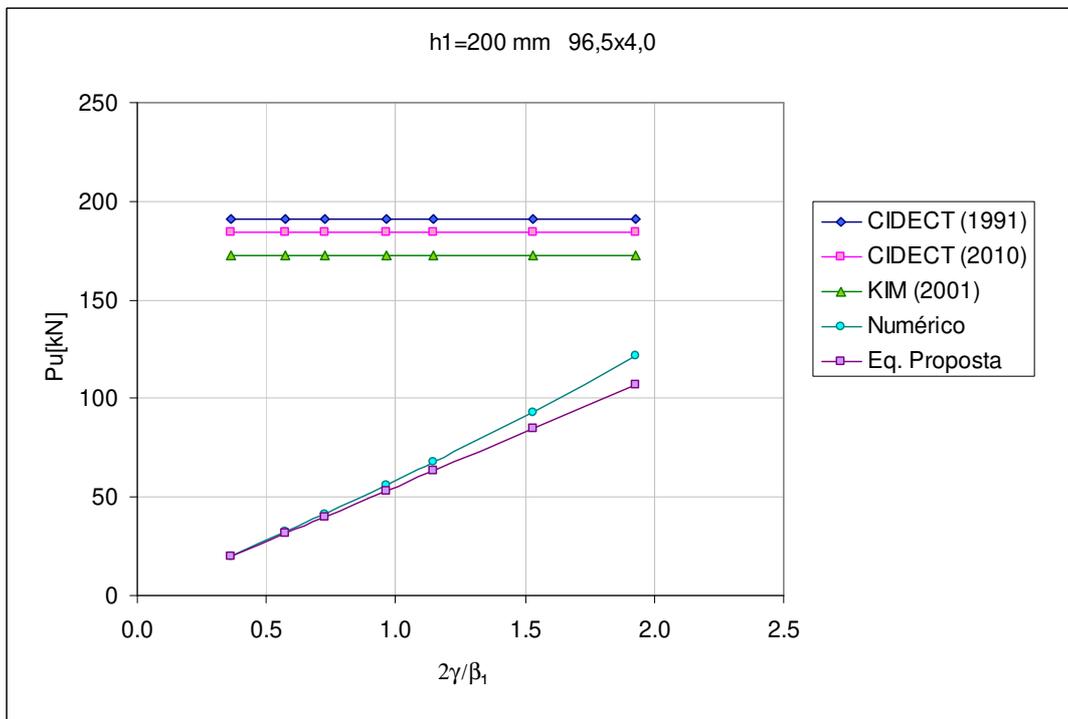


Figura 6.41 – Carga última analítica x numérica - perfil 96,5x4,0 – $h_1 = 200$ mm.

- Resultados para o perfil tubular de 101,6x4,0

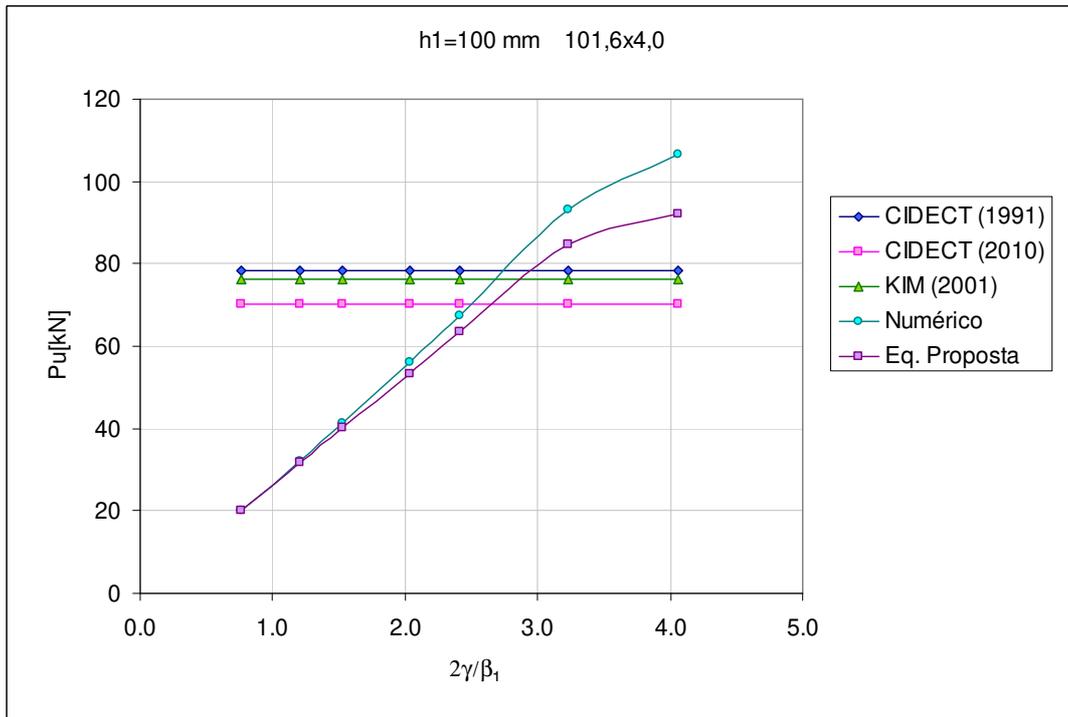


Figura 6.42 – Carga última analítica x numérica - perfil 101,6x4,0– h₁= 100 mm.

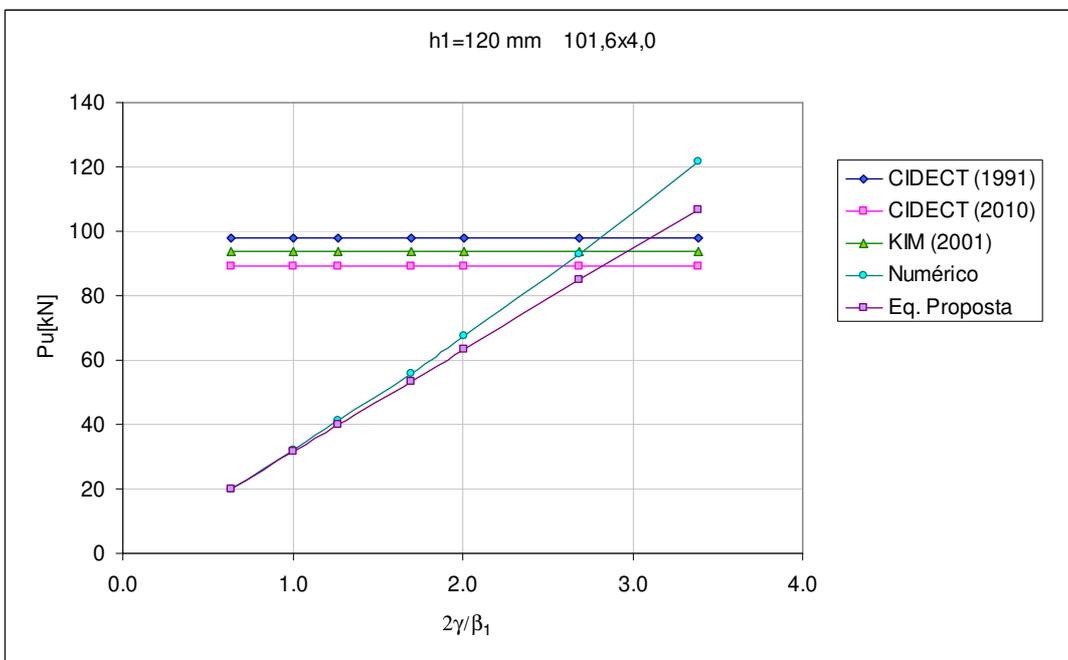


Figura 6.43 – Carga última analítica x numérica - perfil 101,6x4,0– h₁= 120 mm.

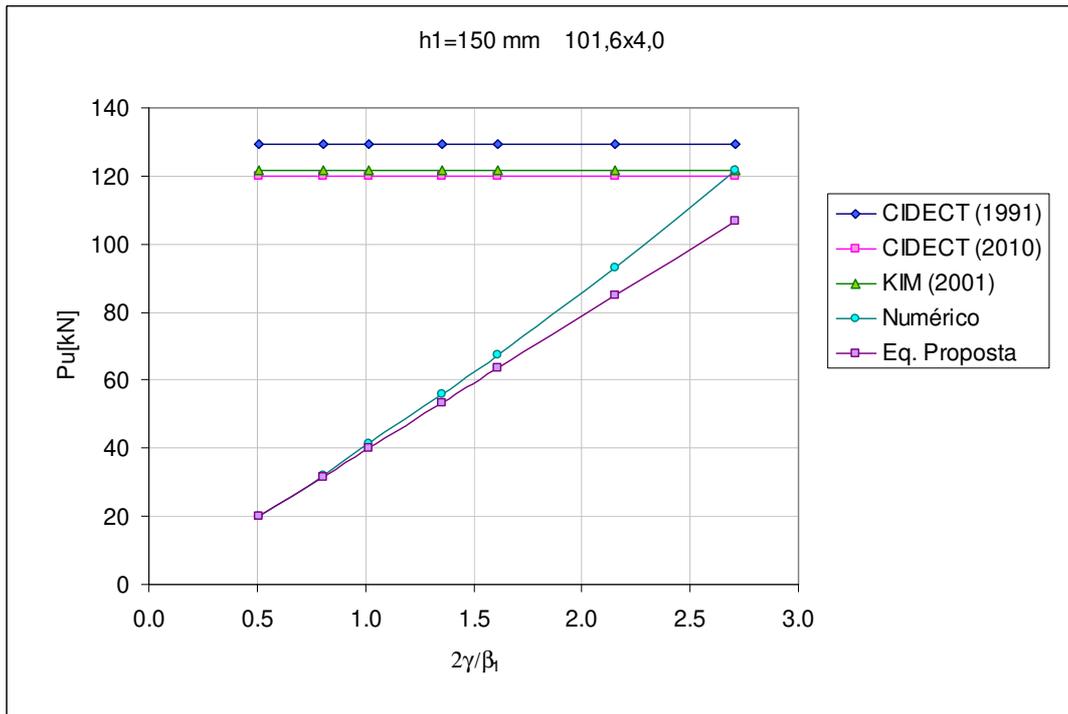


Figura 6.44 – Carga última analítica x numérica - perfil 101,6x4,0– $h_1= 150$ mm.

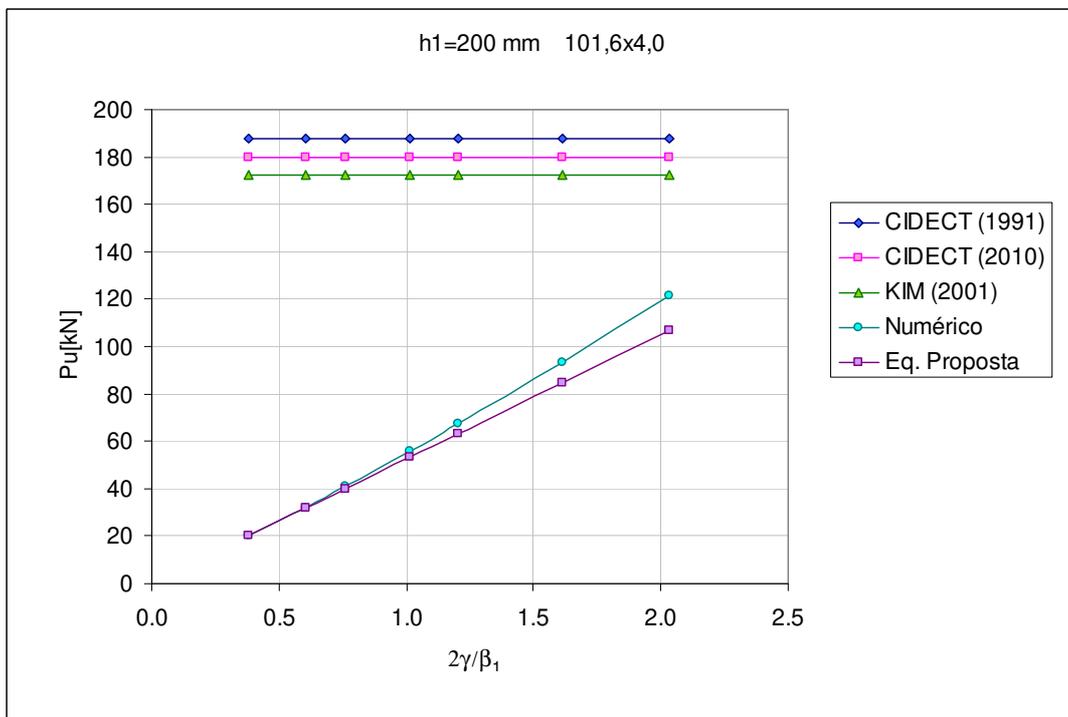


Figura 6.45 – Carga última analítica x numérica - perfil 101,6x4,0– $h_1= 200$ mm.

7 Considerações Finais

O objetivo principal deste trabalho foi o desenvolvimento de uma ligação para estruturas tubulares com chapa de topo segundo uma concepção estrutural, na qual as diagonais que chegam à chapa são unidas através de um único parafuso fazendo com que a ligação seja pinada.

Partindo desta concepção torna-se necessário avaliar o comportamento desta ligação visando à certificação da mesma e de um procedimento adequado para o cálculo da sua resistência.

Inicialmente foi realizado um levantamento bibliográfico nas prescrições de cálculo e demais publicações, nacionais e internacionais, para ligações de estruturas tubulares, ressaltando-se que no Brasil ainda não há norma específica para este tipo de estrutura.

Foram realizados 45 ensaios experimentais da ligação, com protótipos de diferentes diâmetros de perfis tubulares e largura de chapas, com o objetivo de avaliar o comportamento da ligação, através do levantamento dos mecanismos de colapso e verificação da resistência do conjunto (chapa e perfil tubular).

Um estudo numérico utilizando o software ANSYS® foi realizado, e os resultados foram comparados com os resultados experimentais. As análises numéricas consistiram de 168 modelos da ligação de chapa de topo, utilizando elemento de casca que considerassem não linearidade física e geométrica, onde se pode avaliar os deslocamentos, a distribuição de tensões e a resistência da

ligação. O modelo numérico desenvolvido apresentou uma boa correlação com os ensaios experimentais.

Para ampliar o espectro de respostas obtido, foi realizada uma análise paramétrica da ligação adotando-se a metodologia empregada no modelo desenvolvido no Capítulo 4, tendo em vista que com um modelo de elementos finitos já validado por resultados experimentais, a análise paramétrica pode ser realizada de forma bastante segura.

De posse dos dados da análise paramétrica, conhecendo-se o nível de carregamento que cada ligação suporta, estes valores foram aproximados por meio de um ajuste de curva, de onde se retirou uma equação. Para esta equação, foram considerados como parâmetros: a largura e a espessura da chapa, a esbeltez do tubo 2γ , excentricidade e_1 e a tensão de escoamento do material f_y . A espessura da chapa, que mostrou-se um ponto preponderante no colapso da ligação, ainda não havia sido prevista nas formulações apresentadas pelos demais pesquisadores.

7.1 Conclusões

Este estudo contribui na precisão do entendimento do comportamento das ligações tubulares com chapa de topo, em casos onde a chapa é solicitada à flexão, originada por um carregamento excêntrico ao perfil tubular.

Os resultados numéricos e experimentais demonstram, de maneira consistente, que este tipo de ligação apresenta um modo de falha típico, que é a plastificação da superfície do banzo, caracterizada pela deformação diametral de 3% de d_0 . Trata-se de um efeito localizado, já previsto na literatura sobre as demais ligações de perfis tubulares.

Ao longo do histórico de carga-deslocamento da ligação, as tensões se redistribuem durante a plastificação, não sendo portanto, o estado de tensões, o fator crítico do colapso da ligação.

Para o conjunto de dados estudado, uma curva foi aproximada para o cálculo da resistência da ligação e uma equação foi proposta. Essa formulação é baseada em relações totalmente geométricas que dependem da tensão de escoamento do material do tubo e da tensão de ruptura do material da chapa.

A formulação proposta mostrou-se eficaz para o dimensionamento seguro da ligação, evitando-se tanto o colapso de tubo, quanto o colapso de chapa, sobretudo por levar em consideração a espessura da chapa.

Outras observações obtidas ao longo das análises são apresentadas a seguir:

- Através dos resultados obtidos, é possível constatar que a largura da chapa e a espessura do perfil tubular exercem grande influência no modo de colapso da ligação e, que a espessura da chapa é fundamental na determinação de sua resistência.
- Chapas com espessura de 3 mm suportam cargas inferiores a 20 kN e devem ser evitadas. É desejável que as chapas da ligação em estudo apresentem pequenas deformações, principalmente na borda do furo. Por se tratar de ligações pinadas de treliças, o abaulamento excessivo no furo, poderia desencadear um efeito de propagação das deformações ao longo do vão resultando em deslocamentos maiores que o desejável para uma treliça.
- Mesmo nos protótipos de chapa mais espessa, verificou-se o esmagamento na região de contato entre o parafuso e a chapa. Isto se explica devido ao fato de que o contato entre a chapa e o parafuso, acontece efetivamente, quando ocorre uma ligeira plastificação na borda do furo da chapa, na região de contato, possibilitando uma maior transmissão de esforços entre os dois elementos. Devido a este fenômeno, as normas de um modo geral e a ABNT NBR 8800:2008 inclusive, utilizam o limite de ruptura do aço, f_u , no cálculo da

pressão de contato entre a chapa e o parafuso e no cálculo da ruptura da seção líquida.

- Os modos de ruptura observados nos ensaios experimentais, assim como a deformação dos protótipos ensaiados foram bem representados pelos modelos numéricos de elementos finitos, simulando adequadamente as tensões e deformações apresentadas pela ligação.

- O emprego do modelo constitutivo tensão x deformação multilinear, com cinco trechos, apresentou-se um procedimento adequado pra descrever a não-linearidade obtida nos ensaios de caracterização dos materiais, e possibilitou a obtenção de resultados de carga de ruptura equivalentes aos determinados pela análise experimental.

- Sobre a maneira de aplicação da carga no furo no modelo numérico, a distribuição triangular mostrou-se adequada para evitar a concentração de tensões e promover uma deformação, na borda comprimida, muito similar à obtida na análise experimental.

- Para a ligação deste estudo, o cálculo da resistência da chapa à pressão de contato, deve ser feito eliminando-se os fatores multiplicadores das equações da ABNT NBR 8800:2008, conforme demonstrado na Seção 6.2.

7.2 Sugestões para trabalhos futuros

- ✓ Realização de outros estudos paramétricos para esta ligação com adaptação para o caso da ligação multiplanar.

- ✓ Comparação dos resultados numéricos e experimentais já obtidos com os resultados dos ensaios de REQUENA et al (2008) onde é apresentada uma treliça em escala real, cujas ligações utilizam a concepção estrutural definida neste trabalho. Nos ensaios já realizados, foi possível avaliar os efeitos e/ou fenômenos

locais que aparecem na ligação e, através desta comparação será possível avaliar esta ligação do ponto de vista global.

Referências

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION – AISC. **Hollow Structural Sections** – Connections Manual, 1997.

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION – AISC. **Specification for Structural Steel Building**. Chicago, 2005.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS – ASTM E8 / E8M - 08 **Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials**, 1995.

AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS – ASME **Boiler and Pressure Vessel Code** Sec. VIII Div.2, 2010.

ANSYS USER'S MANUAL – Release 11.0

ARIYOSHI, M.; WILMSHURT, S. R.; MAKINO, Y., VEGTE, G. J.; CHOO, Y. S. Introduction to the database of gusset-plate to CHS tube joints. p. 203-211; Tubular Structures VIII - **Proceedings of Eighth International Symposium on Tubular Structures**, Singapura, 1998.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS – ABNT, **Projeto e Execução de Estruturas de Aço de Edifícios - NBR8800**, Rio de Janeiro/RJ, 2008.

BESSA, W. O. Análise Numérica Tridimensional de Ligações Viga-Coluna com Chapa de Topo na Direção do Eixo de Menor Inércia do Pilar. **Dissertação de Mestrado**, Universidade de Ouro Preto, UFOP, Ouro Preto, 2004.

BJORHOVDE, R.; CHAKRABARTI, S. K. Tests of Full-Size Gusset Plate Connections. **Journal of Structural Engineering**, ASCE, Vol. 111, No. 3, Mar, p. 667-684, 1985. *apud* RABINOVITCH, J. S.; CHENG, J. J. R., 1993.

CAO, J. J.; PACKER, J. A.; KOSTESKI, N. Parametric finite element study of connections between longitudinal plates and RHS columns.; Tubular Structures VIII - **Proceedings of Eighth International Symposium on Tubular Structures**, Singapura, p. 645-654, 1998.

CAO, J. J.; PACKER, J. A.; KOSTESKI, N. Experimental study of connections between longitudinal plates and RHS columns. Tubular Structures VIII - **Proceedings of Eighth International Symposium on Tubular Structures**, Singapura, p. 635-643, 1998.

CHEN, W. F.; HAN, D. J.; **Plasticity for Structural Engineers**, Springer-Verlag, 1988.

CHENG, J. J. R.; GRONDIN, G. Y.; YAM, M. C. H. Design and behavior of gusset plate connections. **Fourth International Workshop on Connections in Steel Structures**, Roanoke, Virginia, USA, p. 307-317, 2000.

CHENG, J. J. R.; KULAK, G. L. Gusset Plate Connections to Round HSS Tension Members, **Engineering Journal**, 4th quarter, p.133-139 , 2000.

CHOO, Y. S.; LI, B. H.; LIEW, J. Y. R.; VEGTE, G. J.; ZETTLEMOYER, N. Static strength of T-joints reinforced with doubler or collar plates. Tubular Structures VIII, - **Proceedings of the Eighth International Symposium on Tubular Structures**, Singapura, p. 139-145, 1998.

CHOO, Y. S.; LIANG, J. X.; VEGTE, G. J. An effective external reinforcement scheme for circular hollow section joints. **Proceedings ECCS-AISC Workshop 'Connections in Steel Structures V'**, 423-432. Amsterdam, 2004.

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

CHOU, C. C.; CHEN, P. J. Compressive behavior of central gusset plate connections for a buckling-restrained braced frame. **Journal of Constructional Steel Research**, doi:10.1016/j.jcsr.2008.11.004, 2008.

CAN/CSA-S16.1-M89. **Limit States Design of Steel Structures**. Canadian Standards Association (CSA), Rexdale, Ontario, 1989.

DAVIS, C. S., "Computer Analysis of the Stresses in a Gusset Plate." Thesis presented to the University of Washington, at Seattle, in partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science, 1967. *apud* RABINOVITCH, J. S.; CHENG, J. J. R., 1993.

DAVIES, G., CROCKETT, P. The strength of welded T-DT joints in rectangular and circular hollow section under variable axial loads. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 37, n. 1, p. 1-31, 1996.

DAVIES, G.; PACKER, J. A. Predicting the strength of branch plate—RHS connections for punching shear. **Canadian Journal of Civil Engineering**; v. 9, p. 458–67, 1982, *apud* KOSTESKI *et al*, 2003.

DAWE, J. L.; GURANOVICH, S. J. Reinforced branch plate-to-RHS connections in tension and compression., **Constructional Steel Design: World Developments**, Elsevier, p. 215-224, 1992.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, **EUROCODE 3: Design of steel structures**: ENV 1993 – 1 - 1: General rules and rules for buildings, 1992.

FAROOQI M. A. Finite Element–based Mathematical Moment-Rotation Model for Flush End-Plate Connections. **M.Sc. Thesis**, The University of Texas at Arlington, 2003. *apud* Silva, 2007.

FORTI, N. C. S. Estudo paramétrico de estruturas tubulares com ligações multiplanares. **Tese de Doutorado**, Universidade Estadual de Campinas - Unicamp, 2010.

FREITAS, A. M. S.; MINCHILLO, D. G. V.; REQUENA, J. A. V.; ARAÚJO, A. H. M.; CHS Gusset Plate Connections Analyses - Theoretical and Experimental Approaches. EUROSTEEL 2008 – **5th European conference on Steel and Composite Structures**, p. 561-566, Graz, Austria, 2008.

FREITAS, A. M. S. Análise experimental de ligações com chapas em perfis tubulares. Laboratório Prof. Altamiro Tibiriçá Dias DECIV/EM/UFOP – **Relatório Interno do Programa de Pesquisa e Desenvolvimento – VMB/UFOP 2008**. Universidade Federal de Ouro Preto, 2008.

GOMES, F. C. T. Etat Limite Ultime de La Résistance de L'âme d'une Colonne dabs un Assemblage Semi-Rigide d'axe Faible. **Rapport Interne n° 203**, MSM – Université de Liège, 72p, 1990, *apud* Silva, 2007.

GROSS, J. L. Experimental study of gusseted connection. **Engineering Journal**, AISC, v. 27, n. 3, p. 89-97, 1990.

HARDASH, S. G.; BJORHOVDE, R. New design criteria for gusset plates in tension. **Engineering Journal**, AISC, v. 22, n. 2, p. 77-94, 1985.

HARDIN, B. O. "Experimental Investigation of the Primary Stress Distribution in the Gusset Plates of a Double Plane Pratt Truss Joint with Chord Splice at the Joint." **University of Kentucky Engineering Experiment Station**, Bulletin No. 49, 1958. *apud* RABINOVITCH, J. S.; CHENG, J. J. R. , 1993.

HATLMAN, V.; DOLEJS, J. Long bolted joint of high strength steel members. EUROSTEEL 2008 – **5th European Conference on Steel and Composite Structures**, Graz, Austria, p. 693-697, 2008.

HOTES, S. L. S. Capacidade Resistente da Alma de Pilares em Ligações com Chapa de Topo na Direção do Eixo de Menor Inércia do Pilar. **Dissertação de Mestrado**, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFOP, Ouro Preto, 2006.

IRVAN, W. G. Experimental Study of Primary Stresses in Gusset Plates of a Double Plane Pratt Truss. **University of Kentucky Engineering Experiment Station**, Bulletin No. 46, 1957. *apud* RABINOVITCH, J. S.; CHENG, J. J. R. , 1993.

JUBB, J. E. M; REDWOOD, R. G. Design of joints to box sections. Conference on Industrial Building and the Structural Engineer, **Institution of Structural Engineers**, UK, 1966, *apud* KOSTESKI *et al*, 2003.

KAMBA, T.; TACLENDO, C. CHS column connections without stiffeners. **Proc. Eighth International Symposium on Tubular Structures**, Singapore, p.567–76, 1998, *apud* KOSTESKI *et al*, 2003.

KARAMANOS S. A.; ROMEIJN, A.; WARDENIER, J. Stress concentrations in multi-planar welded CHS XX-connections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 50, p. 259–282, 1999.

KEAYS, R. H. Field joints for tubulars – some practical considerations. Tubular Structures XI - **Proceedings of 11th International Symposium on Tubular Structures**, p. 221-228, Quebec, Canada, 2006.

KIM, W. B. Ultimate strength of tube-gusset plate connections considering eccentricity. **Engineering Structures**, v. 23 p. 1418-1426, 2001.

KOLTSAKIS, E., THOMOPOULOS, K. Validation of a CHS connection used in X-bracing diagonals. **Journal of Constructional Steel Research**, v.56, p. 225- 235, 2000.

KOROL, R. M. Shear lag in slotted HSS tension members. **Canadian Journal of Civil Engineering** 23, p. 1350-1354, 1996, *apud* LING, 2006.

KOSTESKI, N.; PACKER, J. A. Experimental examination of branch plate-to-RHS member connection types, Tubular Structures IX - **Proceedings of the Ninth International Symposium on Tubular Structures** ,Dusseldorf, Alemanha, p. 135-144, 2001.

KOSTESKI, N.; PACKER, J. A. FEM evaluation of stiffened longitudinal branch plate-to-RHS member connections, Tubular Structures IX - **Proceedings of the Ninth International Symposium on Tubular Structures** ,Dusseldorf, Alemanha, p. 145-154, 2001.

KOSTESKI, N.; PACKER, J.A.; PUTHLI, R.S. A finite element method based yield load determination procedure for hollow structural section connections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 59, p. 453–471, 2003.

KUROBANE, Y.: New developments and practices in tubular joint design (+ Addendum). **International Institute of Welding, Annual Assembly**, Oporto, IIW Doc. XV, p.488-81, 1981, *apud* Wardenier (2010).

KUROBANE, Y.; MAKINO, Y.; OCHI, K. Ultimate resistance of unstiffened tubular joints. **Journal of Structural Engineering**, ASCE, p.385–400, 1984, *apud* KOSTESKI *et al*, 2003.

KUROBANE, Y.; PACKER, J. A.; WARDENIER, J.; YEOMANS, N. **Design Guide for Structural Hollow Section Column Connections**. Köln: CIDECT and Verlag TÜV Rheinland GmbH. ISBN 3-8249-0802-6, 2004.

LEE, M. M. K.; WILMSHURST, S. R.. Numerical modelling of CHS Joints with multiplanar double-K configuration. **Journal of Constructional Steel Research**, v.32, p. 281-30, 1995.

LIMA, L. R. O. Comportamento de ligações com placa de extremidade em estruturas de aço submetidas a momento fletor e força axial. **Tese de Doutorado**, Departamento de Engenharia Civil, PUC, Rio de Janeiro, 2003.

LIMA, L. R. O.; VELLASCO, P. C. G. S.; ANDRADE, S. A. L.; SILVA, J. G. S.; NEVES, L. F.C. ; BITTENCOURT, M. C. Structural Response of K and T Tubular Joints Under Static Loading. **Proceedings of the International Workshop on Connections in Steel Structures**, AISC, Chicago, v. 1. p. 1-10, 2008.

LING, T. W., ZHAO, X. L.; AL-MAHAIDI, R.; PACKER, J. A. Design of gusset-plate welded connections in structural steel hollow sections. Tubular Structures XI - **Proceedings of 11th International Symposium on Tubular Structures**, p. 221-228, Quebec, Canada, 2006.

LIU, Y.; DAWE, J. L.; LI, L. Experimental study of gusset plate connections for tubular bracing. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 62, n. 1-2, p. 132-143, 2006.

LU, L. H.; WARDENIER, J. Parametric study on the static strength of uniplanar and multiplanar plate to RHS column connections. **Proc. Fifth International Offshore and Polar Engineering Conference**, v. IV, p. 21-28, The Hague, The Netherlands, 1995, *apud* KOSTESKI *et al*, 2003.

LU, L. H.; DE WINKEL G.D.; YU Y.; WARDENIER, J. Deformation limit for the ultimate strength of hollow section joints. **Proceedings of 6th International Symposium on Tubular Structures**, Melbourne, Australia, p. 341–347, 1994, *apud* KOSTESKI *et al*, 2003.

MAGGI, Y. I. Análise Numérica, via M.E.F., do Comportamento de Ligações Parafusadas Viga-Coluna com Chapa de Topo. **Dissertação de Mestrado**, Escola de Engenharia de São Carlos, USP, 2000.

MAGGI, Y. I. Análise do Comportamento Estrutural de Ligações Parafusadas Viga-Pilar com Chapa de Topo Estendida. **Tese de Doutorado**, Escola de Engenharia de São Carlos, USP, 2004.

MAKINO, Y.; KUROBANE, Y.; PAUL, J. C.; ORITA, Y.; HIRAISHI, K. Ultimate capacity of gusset plate-to-tube joints under axial and in plane bending loads. **Proceedings of 4th International Symposium on Tubular Structures**, Delft, The Netherlands, p. 424-434, 1991.

MARTINEZ-SAUCEDO, G.; PACKER, J. A.; WILLIBALD, S.; ZAO, X. L. Finite element analysis of slotted end tubular connections. Tubular Structures XI - **Proceedings of 11th International Symposium on Tubular Structures**, p. 237–244, Quebec, Canada, 2006.

MARTINEZ-SAUCEDO, G.; PACKER, J. A.; CHRISTOPOULOS, C. Gusset Plate Connections to Circular Hollow Section Braces under Inelastic Cyclic Loading, **Journal of Structural Engineering- ASCE**, p.1252-1258, July, 2008.

MCGUIRE, W. **Steel structures**, Englewood Cliffs: Prentice-Hall, 1968.

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

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

MEYER, K. F. Estruturas Metálicas: estruturas com tubos: projeto e introdução ao cálculo. KM Engenharia. Belo Horizonte, Minas Gerais, 2002.

MINCHILLO, D. G. V.; REQUENA, J. A. V.; FREITAS, A. M. S.; VIEIRA, R. C. ; ARAÚJO, A. H. M. Análise teórico-experimental de ligações de chapa de topo de treliças tubulares de perfil circular. **XXIX CILAMCE – Iberian Latin American Congress on Computational Methods in Engineering**, Maceió, 2008.

NEVES, L. F. C. Comportamento Monotónico e Cíclico de Ligações de Eixo Fraco e Tubulares em Estruturas Metálicas e Mistas Aço-Betão. **Tese de Doutorado**, Universidade de Coimbra, Portugal, 2004.

NIELSEN, M. G.; STOTTRUP-ANDERSEN, U. Advantages of using tubular profiles for telecommunication structures . Tubular Structures XI - **Proceedings of 11th International Symposium on Tubular Structures**, Quebec, Canada, 2006.

PACKER, J. A. Tubular brace member connections in braced steel frames. Tubular Structures XI - **Proceedings of 11th International Symposium on Tubular Structures**, p. 221-228, Quebec, Canada, 2006.

PACKER, J. A. ; DAVIES, G.; COUTIE, M. G. Yield strength of gapped joints in rectangular hollow section trusses. **Proceedings—Institution of Civil Engineers**, Part 2, p. 995–1013, 1980, *apud* KOSTESKI *et al*, 2003.

PACKER, J. A.; HENDERSON, J. E., **Hollow Structural Section: Connections and Trusses - a Design Guide**. Canadian Institute of Steel Construction, Universal Offset Limited, Toronto, Canada, 2^a ed., 1997.

PFEIL W., PFEIL, M. **Estruturas de aço: Dimensionamento prático**, 7^a ed. Atualizada, Rio de Janeiro: Livros Técnicos e Científicos, 2000.

PLUMIER, A. Behavior of Connections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 29, n. 1-3, p. 95-119, 1994.

PRELORENTZOU, P. A. Um estudo sobre ligações viga-coluna em estruturas de aço. **Dissertação de Mestrado**, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 1991.

PUTHLI, R. High strength steel and cast steel nodes for tubular structures- investigation, applications and research results. Tubular Structures XII – **Proceedings of the 12th International Symposium on Tubular Structures**, Shanghai, China, p. 3-17 2008.

QUEIROZ, G. Estudo do comportamento e sistematização do projeto de ligações rígidas entre perfis I com almas coplanares. **Dissertação de Mestrado**, Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 1992. *apud* Maggi 2000.

RABINOVITCH, J. S.; CHENG, J. J. R. Cyclic behavior of steel gusset plate connections, **Structural Engineering Report** No. 191, Universidade de Alberta, 1993.

RAUTARUUKKI O. Y. J; HANNU VAINIO. Design Handbook for Rautaruukki **Structural Hollow Sections**. Hämeenlinna, Finlândia, 1998.

REQUENA, J. A. V.; VIEIRA, R. C.; PINTO JÚNIOR, N. O.; CHS Multi-planar Trusses Analyses - Theoretical and Experimental Analyses For Use as Purlins, EUROSTEEL 2008 – **5th International Conference on Steel and Composite Structures**, v. 1, p. 1767-1772, Graz, Austria, 2008.

REZENDE, P. G. ; MUNAIAR NETO, J. Análise da resposta numérica de ligações parafusadas tracionadas de elementos de aço formados a frio. **Cadernos de Engenharia de Estruturas**, São Carlos, v.7, n. 27, p. 01-25, 2005.

RIBEIRO, L. F. L. Estudo do Comportamento Estrutural de Ligações Parafusadas Viga-Coluna com Chapa de Topo: Análise Teórico-Experimental. **Tese de Doutorado**, Escola de Engenharia de São Carlos, USP, 1998.

ROARK, R. J.; YOUNG, W. C. **Formulas for Stress and Strain**, McGraw-Hill, 5^a ed., 1975.

ROMANO, V. P. Dimensionamento de Ligações Viga-Coluna com Chapa de Topo: Modelo do Eurocode 3. **Dissertação de Mestrado**, Universidade de Ouro Preto, UFOP, 2001. *apud* Silva 2007.

SALMON, C. G.; JOHNSON, J. E., **Steel structures: design and behavior, emphasizing load and resistance factor design**, 4^a ed., New York: Harper Collins, 1996.

SAMARRA, F. A. Estudo numérico-experimental de treliças tubulares planas para coberturas padronizadas para grandes vãos. **Dissertação de Mestrado**, Universidade Estadual de Campinas - Unicamp, 2007.

SAMPAIO, T. S.; GONÇALVES, R. M. Análise Numérica, via MEF, de Ligações em Treliças Metálicas Espaciais, **Cadernos de Engenharia de Estruturas**, São Carlos, v. 9, n. 38, p. 29-61, 2007.

SANTOS, L. B. Contribuições ao estudo das cúpulas metálicas. 152 p. **Tese de Doutorado**. Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 2005.

SHENG, N.; YAM, C. H.; IU, V. P. Analytical investigation and the design of the compressive strength of steel gusset plate connections **Journal of Constructional Steel Research**, v. 58, p. 1473 -1493, 2002.

SILVA, M. C. Análise numérica de ligações com chapa de topo curta na direção do eixo de menor inércia do pilar, **Dissertação de Mestrado**, Universidade de Ouro Preto, UFOP, 2007.

SINUR, F.; BEG, D. Partial safety factor for resistance of net cross-sections with accidentally eccentric holes. EUROSTEEL 2008 – **5th European Conference on Steel and Composite Structures**, Graz, Austria, p. 681-686, 2008.

SOUZA, A. S. C.; GONCALVES, R. M. Treliças Espaciais Aspectos Gerais, Comportamento Estrutural e Informações para Projetos. **Construção Metálica**, v. 81, p. 21-25, 2007.

THORNTON, W. A. Bracing connections for heavy construction. **Engineering Journal**, AISC, v. 21, n. 3, p. 139-148, 1984.

VALENCIANI, V. C. Ligações em estruturas de aço. São Carlos, 1997, 309p. **Dissertação de Mestrado**, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 1997.

VASARHELYI, D. O. Tests of Gusset Plate Models. **Journal of the Structural Division**, Proceedings of the American Society of Civil Engineers, February, p. 665-678, 1971.

VEGTE, G. J.; MAKINO, Y. ; G. J.; CHOO, Y. S.; WARDENIER J. The influence of chord stress on the ultimate strength of axially loaded uniplanar X-joints. p. 165-174, Tubular Structures IX, - **Proceedings of the Ninth International Symposium on Tubular Structures**, Dusseldorf, Alemanha, 2001.

VEGTE, G. J.; MAKINO, Y. ; The ultimate strength of axially loaded CHS uniplanar T-joints subjected to axial chord load. Tubular Structures XI - **Proceedings of 11th International Symposium on Tubular Structures**, Quebec, Canada, 2006

VEGTE, G. J.; WARDENIER J.; ZAO, X. L.; PACKER J.A., Evaluation of the new CHS strength formulae to design strengths. p. 312-322, Tubular Structures XII – **Proceedings of the 12th International Symposium on Tubular Structures**, Shanghai, China, 2008.

VESELCIC, M.; HERION, S.; PUTHLI, R. Static behavior of X, T, and Y joints made of thin-walled RHS under brace axial load. p. 155-163, Tubular Structures IX, - **Proceedings of the Ninth International Symposium on Tubular Structures**, Dusseldorf, Alemanha, 2001.

VIEIRA, R. F. Análise Teórico-Experimental de Ligações de Barras Tubulares do Tipo K. **Tese de Doutorado**, Universidade Estadual de Campinas - Unicamp, 2007.

VIGH, L. G., DUNAI, L. Finite element modeling and analysis of bolted joints of 3D tubular structures. **Computers & Structures**, v. 82, n. 23-26, p. 2173-2187. 2004.

VOTH, A. P.; PACKER, J. A., Parametric finite element study of branch plate-to-circular hollow section X-connections p. 173-181, Tubular Structures XII – **Proceedings of the 12th International Symposium on Tubular Structures**, Shanghai, China, 2008.

WARDENIER, J. **Hollow section joints**. Delft University Press, Delft, The Netherlands, 1982.

WARDENIER J. **Hollow Section in Structural Applications**, 2000.

WARDENIER J. How to improve the conceptual design of tubular structures. **Proc. Tenth International Offshore and Polar Engineering Conference**, v. IV, p.1-7, Seattle, USA, 2000, *apud* KOSTESKI *et al*, 2003.

WARDENIER J.; KUROBANE, Y.; PACKER, J. A.; DUTTA, D.; YEOMANS N.; **Design guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading**, Paris, CIDECT (Comité International pour le Développement et L'Étude da la Construcion Tubulaire), 1991.

WARDENIER J.; VEGTE, G. J.; MAKINO, Y. Comparison of the new IIW (2008) CHS joint strength formulae with those of the previous IIW (1989) and the new API (2007). Tubular Structures XII – **Proceedings of the 12th International Symposium on Tubular Structures**, Shanghai, China, p. 281-312, 2008.

WARDENIER J.; KUROBANE, Y.; PACKER, J. A.; VEGTE, G. J.; ZAO, X. L.; **Design guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading**, Paris, CIDECT (Comité International pour le Développement et L'Étude da la Construcion Tubulaire), 2^a ed., 2010.

WHITMORE, R. E., Experimental Investigation of Stresses in Gusset Plates. Bulletin No. 16, **Engineering Experiment Station**, University of Tennessee, 1952. *apud* RABINOVITCH, J. S.; CHENG, J. J. R. , 1993.

WILLIAMS, G. C.; RICHARD, R. M. Steel Connection Design Based on Inelastic Finite Element Analysis. **Report of the Department of Civil Engineering and Engineering Mechanics**, The University of Arizona, 1986. *apud* RABINOVITCH, J. S.; CHENG, J. J. R., 1993.

WILLIBALD S.; PACKER, J. A.; MARTINEZ SAUCEDO, G.; PUTHLI, R. S. Shear lag in slotted gusset plate connections to tubes. In: **Proceedings ECCS-AISC Workshop 'Connections in Steel Structures V'**, p.445-455, Amsterdam, 2004.

WILLIBALD, S.; PACKER, J. A.; VOTH, A., P.; ZHAO, X. Through plate joints to elliptical and circular hollow sections. Tubular Structures XI - **Proceedings of 11th International Symposium on Tubular Structures**, p. 221-228, Quebec, Canada, 2006.

YAM, M. C. H.; CHENG, J. J. R. Behavior and design of gusset plate connections in compression, **Journal of Constructional Steel Research**, v.58, p.1143–1159, 2002.

YAMADA, Y.; MORITA, M.; MAKINO, Y.; WILMSHURST, S. R. A new ultimate capacity formula for unstiffened CHS T-, TT-, X-, K- and KK-joints under axial brace loads.; Tubular Structures VIII - **Proceedings of Eighth International Symposium on Tubular Structures**, Singapura, p. 213-222, 1998.

ZHAO, X. L.; HANCOCK, G. J. T-joints in rectangular hollow sections subject to combined actions. **Journal of Structural Engineering**, ASCE; n. 117(8), p.2258–2277, 1991, *apud* KOSTESKI *et al*, 2003.

ZAO, X. L.; WARDENIER J.; PACKER J.A., VEGTE, G. J. New IIW (2008) static design recommendations for hollow section joints., Tubular Structures XII – **Proceedings of the 12th International Symposium on Tubular Structures**, Shangai, China, p. 261-269, 2008.

Anexos

Anexo A

Fatores k_g para cálculo da carga crítica P_u de chapas retangulares solicitadas à compressão, obtidos por SHENG et al (2002).

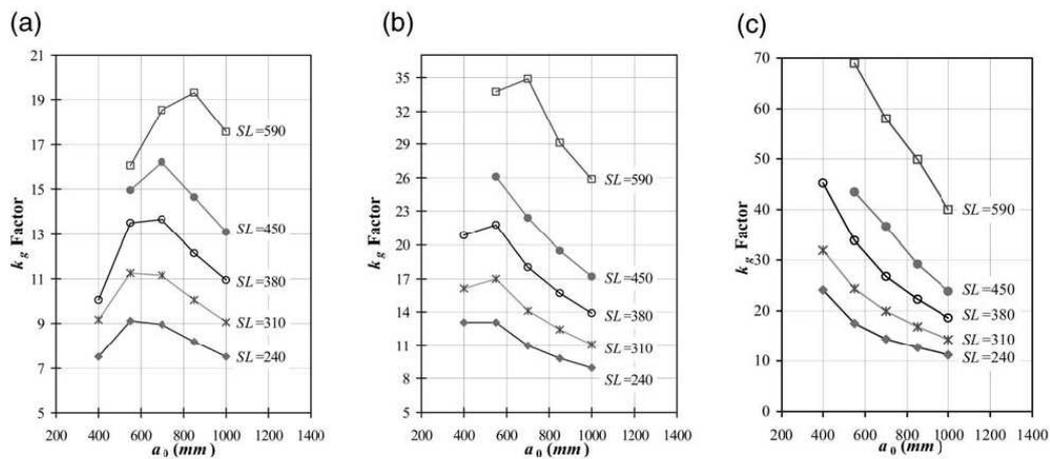


Figura A1 – a) Fator k_g para chapa com $a_0/b_0=1,0$ mm, $t= 13,3$ mm, $E_t=E/50$.

b) Fator k_g para chapa com $a_0/b_0=1,0$ mm, $t= 9,87$ mm, $E_t=E/50$.

c) Fator k_g para chapa com $a_0/b_0=1,0$ mm, $t= 6,5$ mm, $E_t=E/50$.

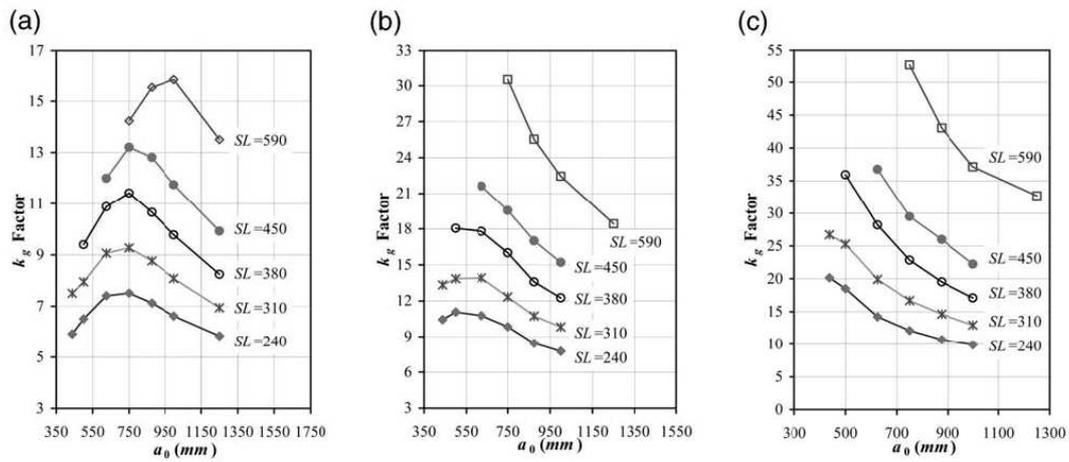


Figura A2 – a) Fator k_g para chapa com $a_0/b_0=1,25$ mm, $t= 13,3$ mm, $E_t=E/50$.
 b) Fator k_g para chapa com $a_0/b_0=1,25$ mm, $t= 9,87$ mm, $E_t=E/50$.
 c) Fator k_g para chapa com $a_0/b_0=1,25$ mm, $t= 6,5$ mm, $E_t=E/50$.

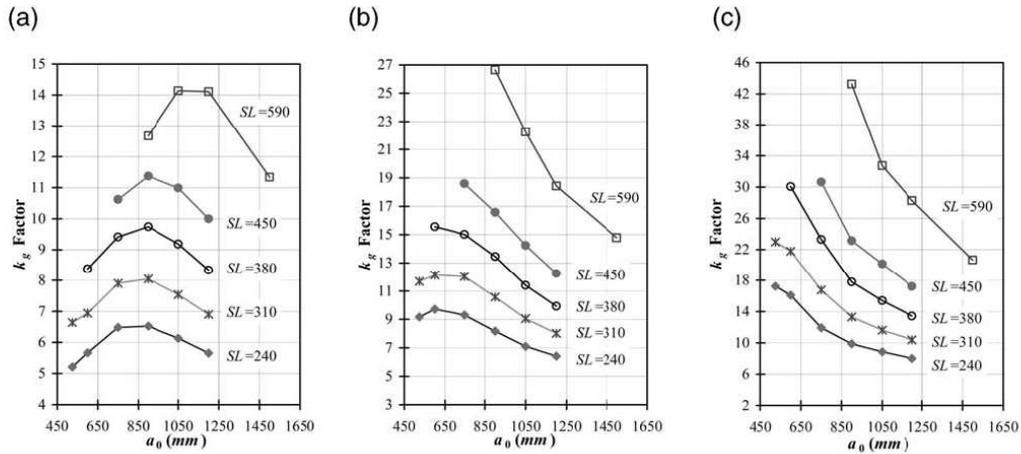


Figura A3 – a) Fator k_g para chapa com $a_0/b_0=1,5$ mm, $t= 13,3$ mm, $E_t=E/50$.
 b) Fator k_g para chapa com $a_0/b_0=1,5$ mm, $t= 9,87$ mm, $E_t=E/50$.
 c) Fator k_g para chapa com $a_0/b_0=1,5$ mm, $t= 6,5$ mm, $E_t=E/50$.

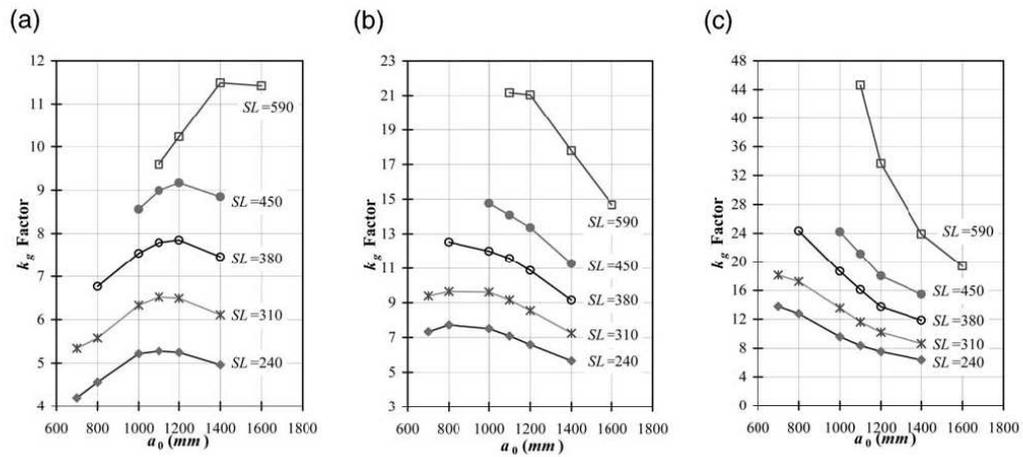


Figura A4 – a) Fator k_g para chapa com $a_0/b_0=2,0$ mm, $t= 13,3$ mm, $E_t=E/50$.

b) Fator k_g para chapa com $a_0/b_0=2,0$ mm, $t= 9,87$ mm, $E_t=E/50$.

c) Fator k_g para chapa com $a_0/b_0=2,0$ mm, $t= 6,5$ mm, $E_t=E/50$.

Outros métodos para determinação da carga limite de escoamento à partir de curvas de carga-deformação.

Método de determinação da carga de escoamento de LU *et al* (1994)

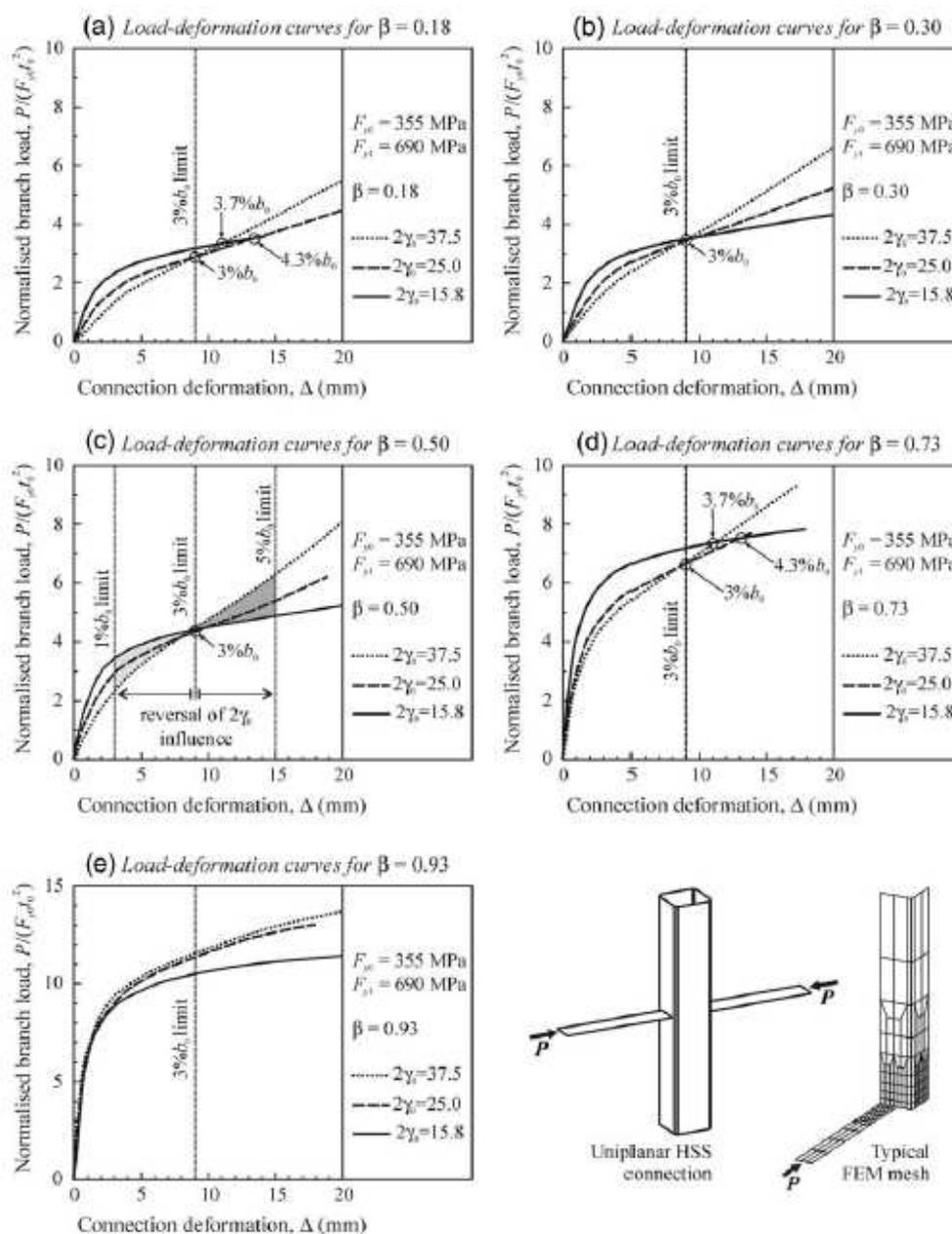


Figura A5 – FEM curvas carga-deformação para as ligações de perfis tubulares HSS com chapa de ligação transversal - adaptado de LU e WARDENIER (1995) *apud* KOSTESKI et al (2003)

Método de determinação da carga de escoamento de KOSTESKI *et al* (2003)

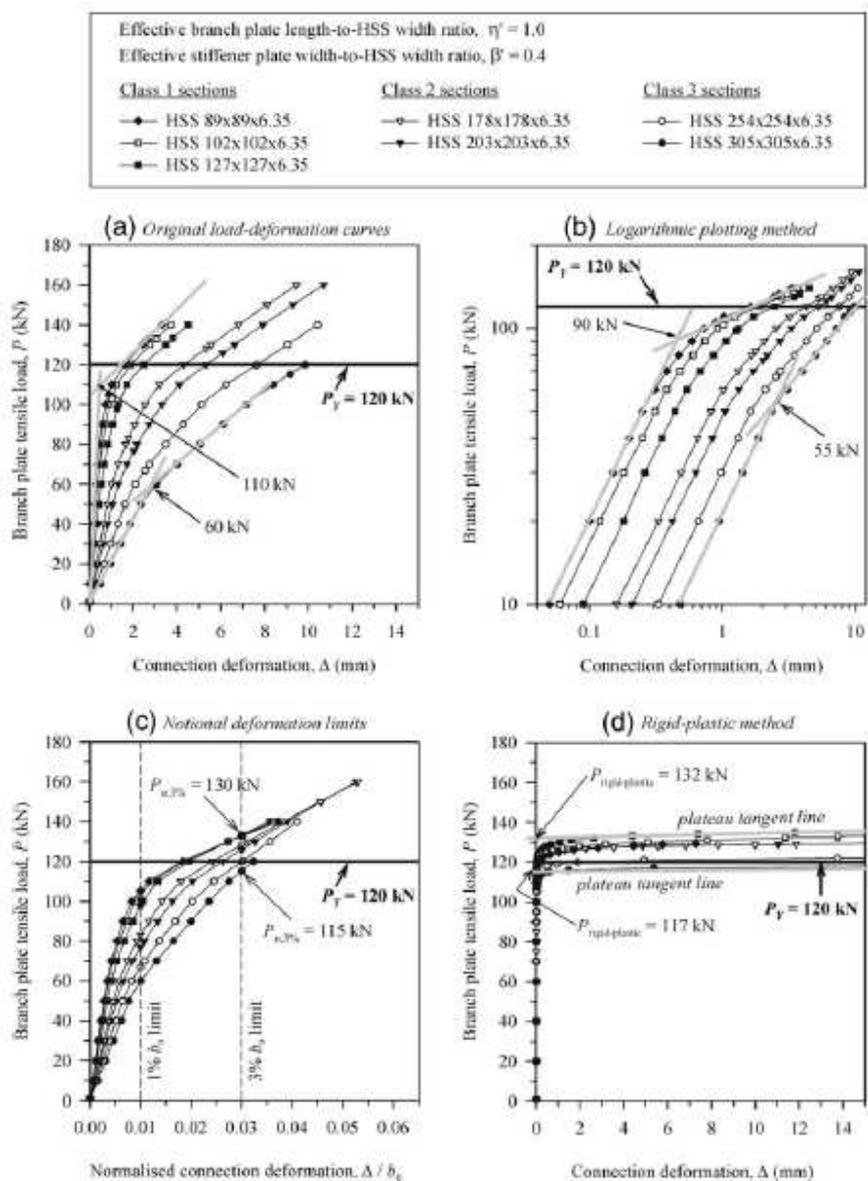


Figura A6 – Determinação da carga de escoamento através de estudo paramétrico de elementos finitos - KOSTESKI *et al* (2003)

Anexo B – Ensaio de Caracterização dos Tubos V&M

Tabela B1 – Resumo das características do aço dos tubos V&M.

MATERIAL	CP	LE [MPa]	LR [MPa]	LE/LR	k	n	ϵ_u total [%]	ϵ_{up} [%]
60,3x3,2	1	412	569	0,72	322,00	0,197	17,5	15,6
73,0x3,6	2	385	465	0,83	314,00	0,206	17,8	15,9
76,5x3,6	3	367	456	0,80	300,00	0,214	18,4	16,4
96,5x4,0	4	354	447	0,79	291,00	0,216	19,2	17,1
101,6x4,0	5	377	486	0,78	336,00	0,197	16,0	15,5

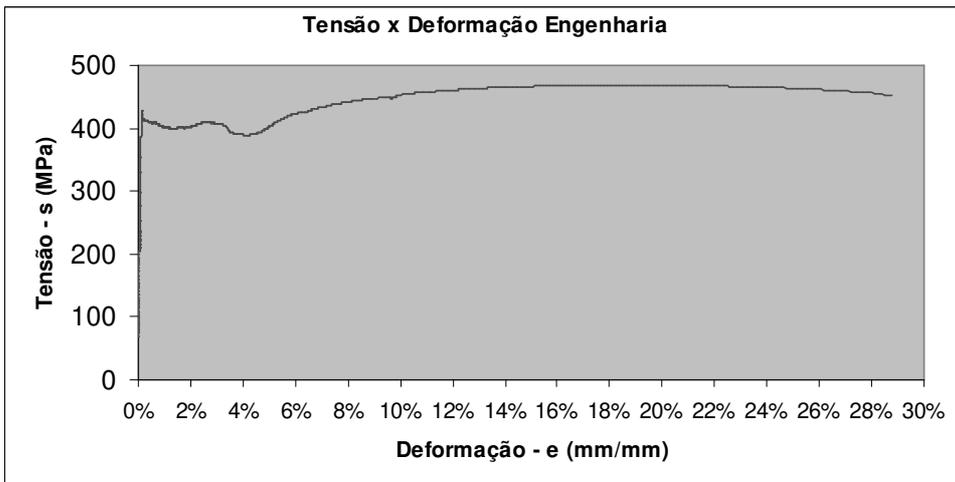
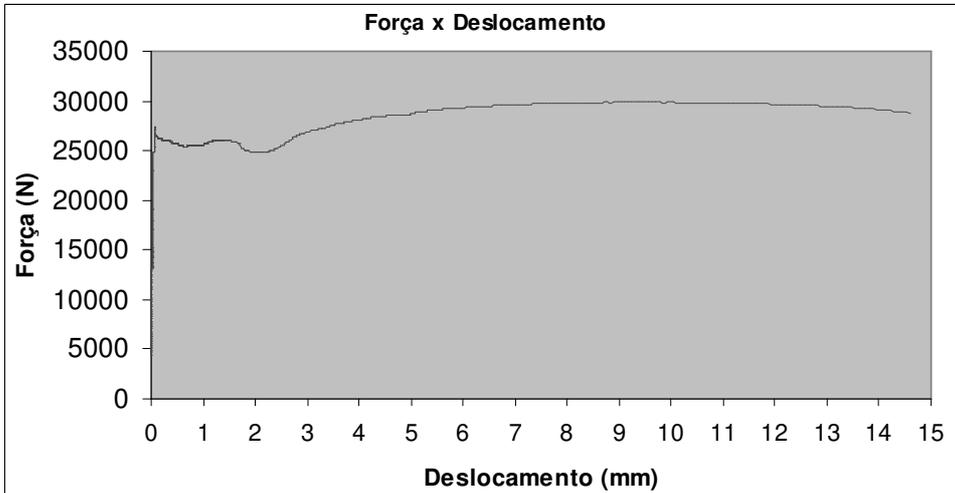
NOTAS: *k e n se referem ao ajuste da curva pela Equação de Hollomon*

ϵ_u total (%) é a deformação uniforme (antes do início da estricção, isto é, na carga máxima) total (plástica + elástica)

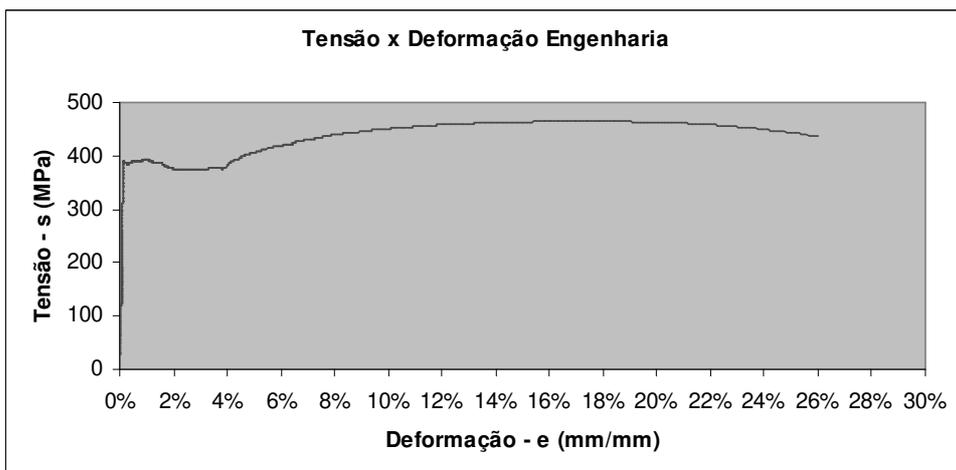
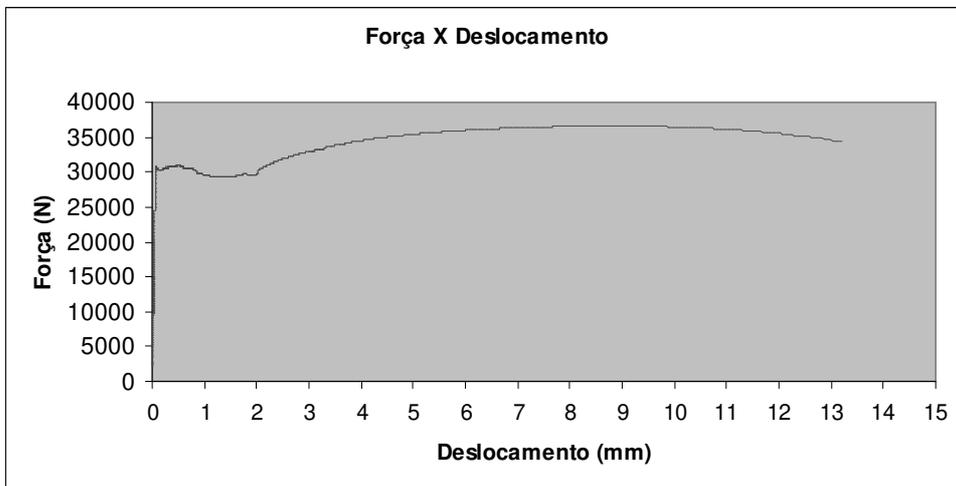
ϵ_{up} (%) é a deformação uniforme (antes do início da estricção, isto é, na carga máxima) plástica

A seguir são apresentados os gráficos com os resultados obtidos para cada corpo de prova de acordo com a numeração da Tabela B1. Os resultados foram fornecidos pela V&M Tubes do Brasil.

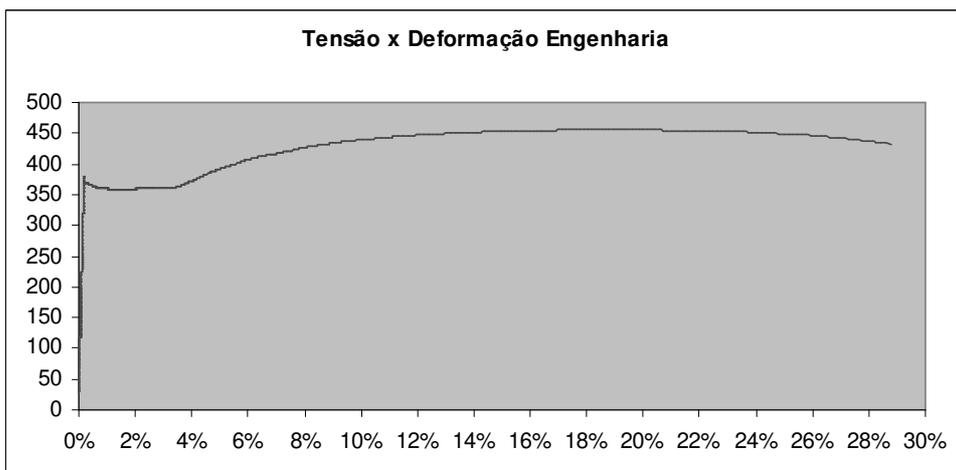
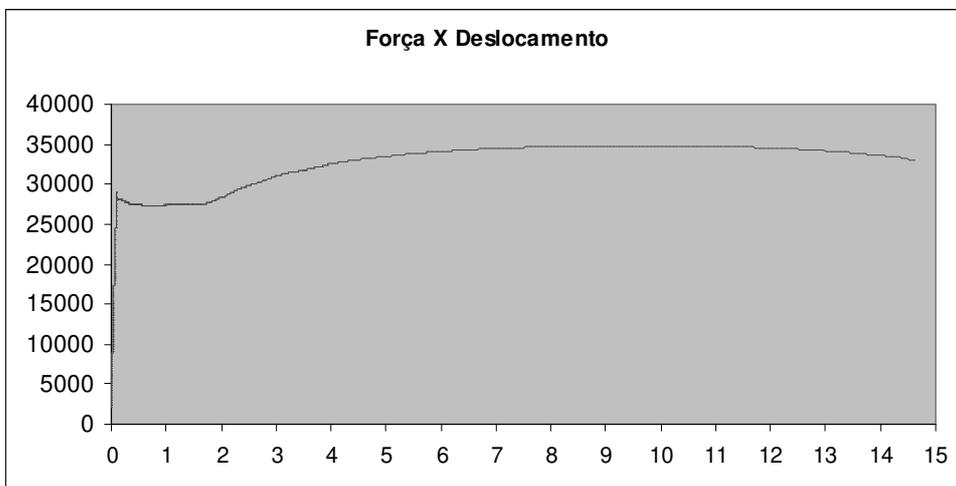
B.1 – Tubo – VMB 60,3x3,2



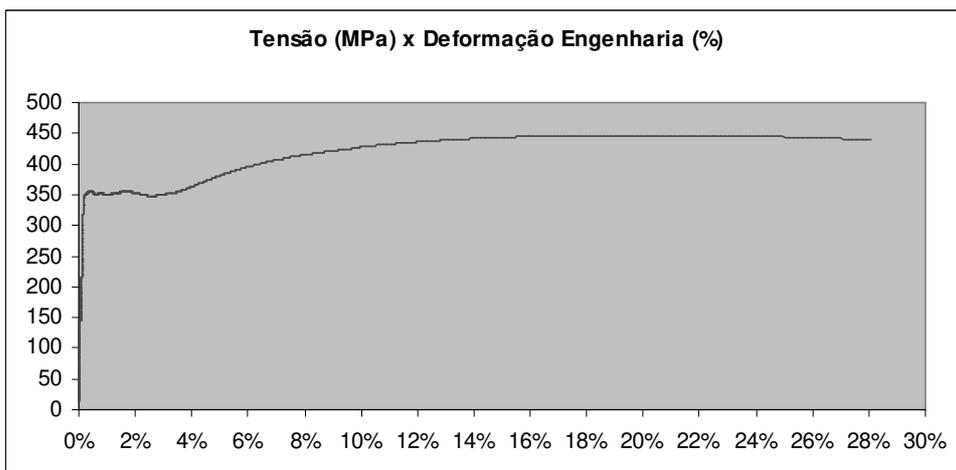
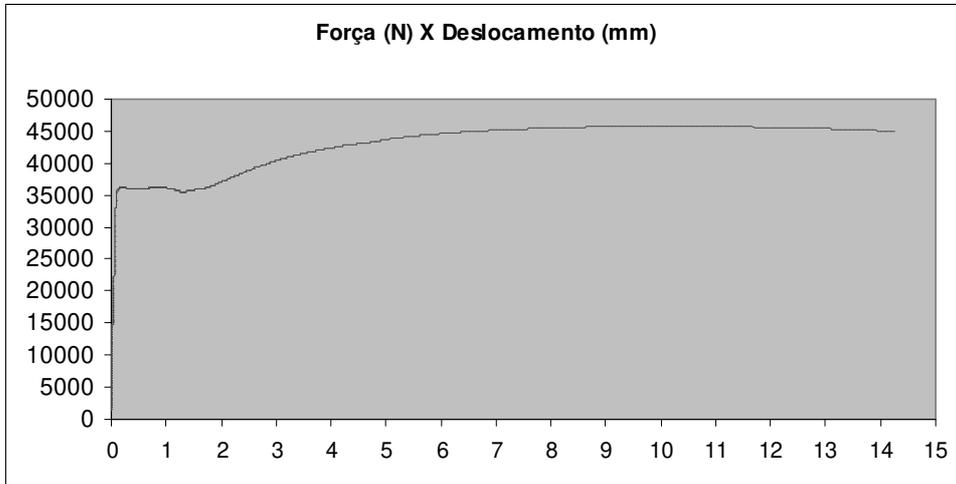
B.2 – Tubo – VMB 73,0x3,6



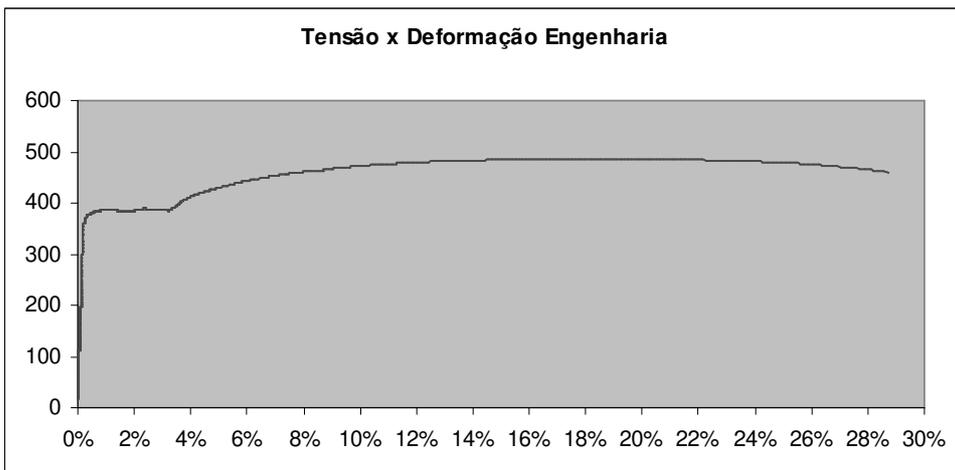
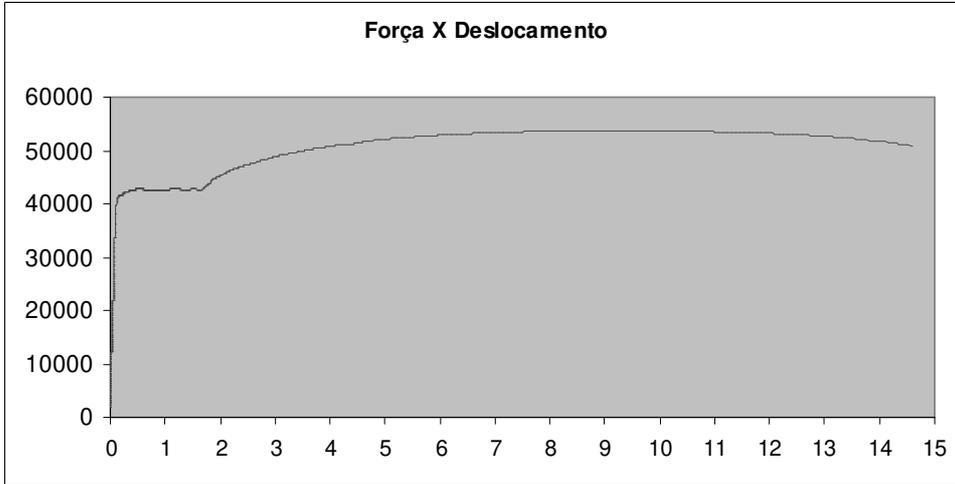
B.3 – Tubo – VMB 76,5x3,6



B.4 – Tubo – VMB 96,5x4,0



B.5 – Tubo – VMB 101,6x4,0



Anexo C – Arquivo APDL para modelagem da ligação

```
/PREP7
```

```
|*****  
!      Parâmetros  
|*****
```

```
D0=60.3      !Diametro do tubo  
Et=3.2       !Espessura do tubo  
Df=14        !Diâmetro do furo  
Dist=45      !Distancia do furo à borda da chapa  
H1=100       !Largura da chapa  
Hch=90       !Altura da chapa  
Ech=4.75     !Espessura da chapa  
Lt=500       !Comprimento do tubo
```

```
|*****  
!      Elemento  
|*****
```

```
ET,1,SHELL181
```

```
|*****  
!      Materiais  
|*****
```

```
|*****
```

```
!      Tubo
```

```
|*****
```

```
MPTEMP,,,,,,  
MPTEMP,1,0  
MPDATA,EX,1,,206000  
MPDATA,PRXY,1,,3
```

TB,MISO,1,1,5,0
TBTEMP,0
TBPT,, 0.001980583, 408
TBPT,, 0.0528 , 409
TBPT,, 0.1053 , 456
TBPT,, 0.197775591, 469
TBPT,, 0.275 , 469

|*****

! Chapa

|*****

MPDATA,EX,2,,206000

MPDATA,PRXY,2,,0.3

TB,MISO,2,1,5,0
TBTEMP,0
TBPT,, 0.001643628, 339
TBPT,, 0.018 , 354
TBPT,, 0.066 , 405
TBPT,, 0.135 , 425
TBPT,, 0.275 , 427

|*****

! Propriedades reais - espessuras

|*****

R,1,Et

!*

R,2,Ech

|*****

! Geometria

|*****

Dt=D0-et

wpro,,,90.000000

wpoff,,,Lt/2

CYL4, , ,Dt/2, , , -Lt

wpoff,,, -Lt/2

VDELE, 1

ADELE,1

ADELE,2

ASBW,3

ASBW,4

wpoff,,, -H1/2

ASBW,1
ASBW,3

wpoff,,,H1

ASBW,2
ASBW,5

WPCSYS,-1,0

ASBW,1
ASBW,2
ASBW,3
ASBW,4
ASBW,6
ASBW,7
ASBW,8
ASBW,9

FLST,3,2,4,ORDE,2
FITEM,3,21
FITEM,3,30
LGEN,2,P51X, , , ,Hch-Dist, , ,0
FLST,3,2,4,ORDE,2
FITEM,3,21
FITEM,3,30
LGEN,2,P51X, , , ,Hch, , ,0
LSTR, 20, 22
LSTR, 22, 25
LSTR, 18, 21
LSTR, 21, 24
LSTR, 19, 23
LSTR, 23, 26

al,21,43,37,41
al,30,45,38,43
al,38,46,40,44
al,37,44,39,42

aplot

CYL4,0,Dt/2+Hch-Dist,Df/2

FLST,2,4,5,ORDE,3
FITEM,2,9
FITEM,2,18

FITEM,2,-20
ASBA,P51X, 21

!*****Corte na chapa *****

KWPAVE,24,28
wpro,,90.000000,
ASBW,24
ASBW,25
KWPAVE,18,30
ASBW,22
ASBW,23

KWPAVE,22,29
wpro,,,90.000000
ASBW,3
ASBW,5
ASBW,9
ASBW,10
ASBW,13
ASBW,18
ASBW,21
ASBW,24

KWPAVE,23,27
FLST,2,8,5,ORDE,8
ASBW,1
ASBW,2
ASBW,11
ASBW,12
ASBW,19
ASBW,20
ASBW,22
ASBW,25

WPSTYLE,,,,,,,,,0

|*****

! Malha

|*****

|*****

!Atributos - região do Tubo (material 1 e espessura 1)

|*****

!*

CMSEL,S,_Y1
AATT, 1, 1, 1, 0,
CMSEL,S,_Y

CMDELE,_Y
CMDELE,_Y1

!*****

!Atributos - região da Chapa (material 2 e espessura 2)

!*****

!*

FLST,5,16,5,ORDE,10

FITEM,5,5

FITEM,5,12

FITEM,5,-13

FITEM,5,18

FITEM,5,-22

FITEM,5,28

FITEM,5,31

FITEM,5,-33

FITEM,5,38

FITEM,5,-41

CM,_Y,AREA

ASEL, , , P51X

CM,_Y1,AREA

CMSEL,S,_Y

!*

CMSEL,S,_Y1

AATT, 2, 2, 1, 0,

CMSEL,S,_Y

CMDELE,_Y

CMDELE,_Y1

!*

!*****

!Densidade da malha

!*****

AESIZE,all,8,

!*****

! Areas em volta do furo

!*****

LESIZE,44, , 4, , , , 1

LESIZE,60, , 4, , , , 1

LESIZE,74, , 4, , , , 1

LESIZE,90, , 4, , , , 1

!*

LESIZE,42, , 5, , , , 1

LESIZE,51, , 5, , , , 1

LESIZE,53, , 5, , , , 1

LESIZE,52, , 5, , , , 1

LESIZE,58, , 5, , , , 1

```

LESIZE,73, , ,5, , , , ,1
LESIZE,25, , ,5, , , , ,1
LESIZE,85, , ,5, , , , ,1
!*
LESIZE,47, , ,10, , , , ,1
LESIZE,48, , ,10, , , , ,1
LESIZE,49, , ,10, , , , ,1
LESIZE,50, , ,10, , , , ,1
!*
AMAP,39,28,27,50,21
AMAP,31,29,28,21,42
AMAP,33,30,29,42,33
AMAP,41,27,30,33,50
!*
|*****
! Malha nas outras áreas
|*****
!*
MSHAPE,0,2D
MSHKEY,1
!*
AMESH,all

|*****
!*Plotar por espessura
|*****
/PNUM,KP,0
/PNUM,LINE,0
/PNUM,AREA,0
/PNUM,VOLU,0
/PNUM,NODE,0
/PNUM,TABN,0
/PNUM,SVAL,0
/NUMBER,1
!*
/PNUM,REAL,1
EPlot
!*

```